



HAL
open science

Approche multi physique du contact frottant en grande déformation plastique : prédiction numérique du grippage d'alliages d'aluminium en mise en forme à froid

Oussama Filali

► To cite this version:

Oussama Filali. Approche multi physique du contact frottant en grande déformation plastique : prédiction numérique du grippage d'alliages d'aluminium en mise en forme à froid. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université Polytechnique Hauts-de-France, 2020. Français. NNT : 2020UPHF0035 . tel-03218161

HAL Id: tel-03218161

<https://theses.hal.science/tel-03218161>

Submitted on 5 May 2021

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

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

Thèse de doctorat

Pour obtenir le grade de Docteur de

l'UNIVERSITÉ POLYTECHNIQUE HAUTS-DE-FRANCE

et l'INSA HAUTS-DE-FRANCE

Discipline, spécialité selon la liste des spécialités pour lesquelles l'Ecole Doctorale est accréditée :
MECANIQUE

Présentée et soutenue par Oussama FILALI

Le 15/12/2020, à Valenciennes

Ecole doctorale :

Sciences Pour l'Ingénieur (ED SPI 072)

Equipe de recherche, Laboratoire :

Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique Industrielles et Humaines (LAMIH – UMR 8201)

**Approche multi physique du contact frottant en grande déformation plastique :
prédiction numérique du grippage d'alliages d'aluminium en mise en forme à
froid**

JURY

Président du jury

- **M. NOUARI Mohammed**, Professeur, Université de Lorraine, LEMTA UMR 7563.

Rapporteurs

- **Mme RICHARD Caroline**, Professeur, Université de Tours, GREMAN, UMR 7347.

- **M. PICART Philippe**, Professeur, Université de Franche-Comté, FEMTO-ST, UMR 6174.

Examineurs

- **M. HUBERT Cédric**, Maître de Conférences, UPHF, LAMIH UMR 8201.

Co-directeurs de thèse

- **M. DUBAR Laurent**, Professeur, Co-directeur de thèse, UPHF, LAMIH UMR 8201.

- **M. DUBOIS André**, Professeur, Co-directeur de thèse, UPHF, LAMIH UMR 8201.

Membres invités

- **M. MOREAU Philippe**, Ingénieur de Recherche, UPHF, LAMIH UMR 8201.

Remerciements

Cette thèse a été réalisée au sein du Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique Industrielles et Humaines (LAMIH, UMR CNRS 8201) de l'Université Polytechnique Hauts-de-France (UPHF) et financée par le Ministère de l'Éducation Nationale, de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche.

Je commence tout d'abord par remercier mes codirecteurs de thèse, monsieur le Professeur Laurent Dubar, directeur du LAMIH, et monsieur le Professeur André Dubois, pour m'avoir accepté au sein du Laboratoire LAMIH et m'avoir laissé l'occasion de réaliser ce travail. Ils ont toujours été à l'écoute et ils ont encouragé toutes les initiatives offrant la possibilité de développer les travaux de recherche. Je les remercie pour leur soutien, leurs propositions scientifiques, le partage de leurs expériences et de leurs connaissances ainsi que pour leurs compréhensions en cas de difficultés.

Je remercie également monsieur le Professeur Mohamed Nouari, président de jury et les rapporteurs madame la Professeure Caroline Richard et monsieur le Professeur Philippe Picart pour l'honneur qu'ils me font d'accepter de juger ce travail.

Je remercie monsieur Cédric Hubert, Maître de Conférences à l'UPHF pour son partage des connaissances dans le domaine des simulations numériques, et notamment la programmation des routines liées à ces études. Je tiens à remercier également monsieur Philippe Moreau, Ingénieur de Recherche au LAMIH pour son partage d'expérience afin de réaliser les essais du frottement sur l'UMT Tribolab.

Je remercie également monsieur Frédéric Robache, Ingénieur de recherche au LAMIH, pour son assistance au niveau de l'informatique, messieurs Hervé Morvan, Delille Rémy, ingénieurs de recherche au LAMIH, Gregory Haugou, Maître de conférences à l'UPHF et José La Barbera Sosa, post-doctorant au LAMIH pour leurs aides à réaliser les essais de caractérisation des matériaux. Je remercie aussi monsieur le Professeur Maxence Bigerelle et monsieur Raphael Deltombe, ingénieur de recherche au LAMIH, d'avoir partagé leurs connaissances et de m'avoir aidé dans les mesures de rugosités et la prise en main du matériel. Je remercie aussi Tarik Sadat, Maître de conférences à l'UPHF pour son partage de connaissances et son assistance et sa disponibilité pour l'utilisation du MEB.

Je remercie aussi monsieur le Professeur Niels Bay de l'Université Technique du Danemark (DTU) d'avoir accepté de m'accueillir au sein du département mécanique pour la réalisation des essais SRT. Je remercie aussi messieurs Chris Nielsen, Maître de conférences à la DTU et Marcel Mogahdam, post-doc à la DTU pour leurs assistances et leurs partages des connaissances.

Mes vifs remerciements à tous les docteurs, futurs docteurs du LAMIH et jeunes ingénieurs, pour la bonne ambiance que j'ai vécu durant la thèse. Merci ! Hans Mboundomba , Chokri Boubakri , Anthony Bracq, Aroubi Oumaima, Anna Miranova, Ivan Serbriakov, Yassine Attaoui, Jeremy Sadet, Xavier Roothaer, Robin Guibert, Camille Bataille, Julie Lemelse , Marcelo Buzolin, Rim Chtourou, Mariem Nciri, Andrès Malo Estepa, Maxime Cressin, Julien Provy, Ruqing Bai, Hugo Carassus, Jeremy Woots, Clément Moreau, Kévin Lemercier, Julie Chalon.

Finalement, je remercie ma mère, ma sœur et mon beau-frère pour leurs soutiens et leurs présences. Je remercie aussi mon père et ma petite sœur « vous êtes toujours présents dans mon cœur ».

Merci aussi à ceux que j'ai pu oublier et qui m'ont accompagné durant ces travaux...

Table des matières

Remerciements	iii
Table des matières	iv
Liste des figures	vii
Liste des tableaux	xiii
Liste des symboles	xv
Introduction	2
1.1 Les alliages d'aluminium et l'industrie de la mise en forme.....	3
1.1.1 Contexte	3
1.1.2 Les alliages d'aluminium.....	3
1.1.3 Alliage 6082.....	4
1.2 L'étude du grippage.....	6
Modèles d'endommagement des matériaux ductiles : Application sur l'alliage AA 6082	12
2.1 La modélisation de la rupture	13
2.1.1 Introduction	13
2.1.2 Les critères de rupture	24
2.1.3 Les modèles d'endommagement	26
2.2 Sélection des modèles pour une application au contact frottant	38
2.2.1 Choix des modèles pour la présente étude.....	38
2.2.2 Intégration du critère de plasticité de Bai-Wierzbicki	40
2.3 Identification du comportement de l'alliage 6082	43
2.3.1 Influence de la taille du maillage	43
2.3.2 Identification des paramètres.....	43
2.4 Conclusion.....	50
Modélisation du contact frottant dans le cadre de la mise en forme à froid	51
3.1 Modélisation du contact frottant en mise en forme.....	52
3.1.1 Introduction	52
3.1.2 Modèles de frottement macroscopiques	52
3.1.3 Modélisation du frottement sec avec la prise en compte de l'état de surface	53
3.1.4 Modélisation du contact lubrifié.....	59
3.2 Choix du modèle pour l'étude du grippage.....	65

3.3 Implémentation des modèles de frottement.....	66
3.3.1 Récupération et initialisation des données,.....	67
3.3.2 Calcul de l'épaisseur du film et des propriétés rhéologiques du lubrifiant. Modèle de lubrification de Otero et al.....	67
3.3.3 Calcul de la contrainte de frottement τ : modèle de lubrification de Wilson.....	70
3.4 Conclusion.....	72
La validation des modèles : Applications sur la prédiction du grippage	74
4.1 Objectifs - Procédure de Validation.....	75
4.2 Les matériaux.....	75
4.3 L'essai d'étirage plan SRT.....	76
4.3.1 Dispositif expérimental.....	76
4.3.2 Plan d'expériences et procédures d'essai.....	78
4.3.3 Résultats expérimentaux.....	80
4.3.4 Modèle numérique.....	84
4.3.5 Résultats numériques.....	87
4.3.6 Conclusion de la campagne d'essais d'étirage plan SRT.....	96
4.4 Essai de frottement pion-plan.....	97
4.4.1 Dispositif expérimental.....	98
4.4.2 Plan d'expériences et procédure d'essais.....	98
4.4.3 Résultats des essais.....	101
4.4.4 Modèle numérique.....	111
4.4.5 Résultats numériques.....	113
4.3.7 Conclusion des essais pion-plan.....	117
4.5 Conclusion.....	117
Application sur un procédé industriel : Essai du filage avant.....	118
5.1 Objectifs - Procédure de validation.....	119
5.2 Dispositif expérimental et plan d'expériences.....	119
5.3 Observations expérimentales.....	121
5.4 Modèle numérique.....	123
5.4.1 Maillages et conditions initiales.....	123
5.4.2 Données rhéologiques et tribologiques.....	124
5.4.3 Résultats.....	125
5.5 Conclusion.....	131
Conclusions.....	132
Perspectives.....	135

Bibliographie	137
Publications et communications réalisées dans le cadre de cette thèse.....	152
Annexes.....	153
Annexe 1 : Implémentation des modèles d'endommagement de Xue et LEL	154
Annexe 2 : Validation de l'implémentation des modèles d'endommagement.....	160

Liste des figures

Chapitre 1

Figure 1- 1: Pourcentages des différents métaux présents dans quelques modèles de Boeing [DuSo14].....	3
Figure 1- 2: Schématisation de l'évolution de la température en fonction de temps pour les traitements thermiques O, T1, T4, T5 et T6.....	5
Figure 1- 3: Marques de grippage sur une matrice (a) et la pièce mise en forme (b) d'après [DXLW17].....	6
Figure 1- 4: Exemples de dispositifs expérimentaux dédiés à l'étude du grippage. Essai ASTM G98 d'après [BlBu99], cylindres croisés d'après [Humm08], U-bending test d'après [Sche94].....	7
Figure 1- 5: Exemple de transfert de matières à la surface d'un outil rugueux. Matériau outil : X38CrMoV5, matériau pièce : 6082-T6. Contact lubrifié au bisulfure de molybdène, vitesse de glissement de 10 mm.s ⁻¹ . (a) Début du transfert de matière au niveau des stries de polissage (déformation plastique en surface de la pièce = 0,05), (b) Influence de l'orientation du sens de polissage par rapport au sens de glissement (déformation plastique en surface = 0,075), (c) Transfert sous forme de couches successives (déformation plastique en surface = 0,10) [DFHD17]	8
Figure 1- 6: : Exemple de transfert de matières à la surface d'un outil lisse. Influence des particules dures (noir) sur la localisation des zones d'adhésion. Matériau outil : Vancron40 (a), Vanadis10 (b), matériau pièce : 6082-T6. Contact non lubrifié, vitesse de glissement de 3 mm.min ⁻¹ , pression de contact 95 MPa [HeO13].....	8
Figure 1- 7: Prédiction de l'usure sur un outil d'emboutissage d'après [DXLW17].....	9
Figure 1- 8: Prédiction du grippage sur un outil d'emboutissage d'après [DHP19].	9
Figure 1- 9: Matériau outil : X38CrMoV5, matériau pièce : 6082-T6. Déformation plastique en surface 0,06. Frottement de Coulomb = 0,053. (a) endommagement de Lemaitre, surface lisse. (b) endommagement de Lemaitre surface rugueuse. (c) zoom de la zone de contact et indication de la zone où de l'endommagement critique aurait dû être observé [Pham15].....	10
Figure 1- 10: Matériau outil : X38CrMoV5, matériau pièce : 6082-T6. Déformation plastique en surface 0,1. Frottement de Coulomb = 0,51. Endommagement de Lemaitre surface rugueuse [Pham15].....	10

Chapitre 2

Figure 2- 1: La différence entre la rupture ductile à gauche et rupture fragile à droite [Tayl07]	13
Figure 2- 2: Les différentes étapes de la rupture ductile [GOLM17]	14
Figure 2- 3: Réponse schématique d'une éprouvette à un essai de traction uniaxial, comparaison entre un matériau parfait et un matériau endommageable [Mari03].....	15
Figure 2- 4: a) Représentation du critère de plasticité de von Mises dans l'espace des contraintes principales [HaRA19] b) Représentation géométrique du tenseur des contraintes en coordonnées cartésiennes, cylindriques et sphériques [LSAM13]	17
Figure 2- 5: Représentation des lignes de cisaillement pur dans le plan octaédrique [Xue07].....	19
Figure 2- 6: Représentation de l'angle de Lode θ_L dans le cercle du Mohr d'après [BaFa07]... ..	19
Figure 2- 7: Evolution du paramètre de Lode en fonction des coefficients de frottement de Coulomb (rouge) et de Tresca (bleu).....	22
Figure 2- 8: Evolution du paramètre de Lode θ en fonction de la pression de contact réduite σ_n pour différentes valeurs du coefficient de frottement de Coulomb.....	24

Figure 2- 9: a) Cartographie des essais de caractérisation en fonction de η et θ [BaWi08];..	26
Figure 2- 10: Représentation des surfaces de Gurson et de von-Mises dans l'espace des contraintes principales [Cao13].....	27
Figure 2- 11: La loi de nucléation et la fonction de la fraction volumique modifiée [Cao13]. (a) La loi de nucléation [ChNe80], (b) Evolution de la valeur de la fraction volumique modifié f^*	28
Figure 2- 12: Les formes des cavités traitées par le modèle GLD [GoLD93].....	29
Figure 2- 13: Représentation graphique de la variable d'endommagement D	30
Figure 2- 14: Influence du mode de sollicitation sur l'endommagement. Mise en évidence des phases de germination et de croissance autour d'inclusions d'oxydes d'aluminium dans un acier HSLA. a) sous l'effet de la traction, b) sous l'effet du cisaillement [AGDS13].....	32
Figure 2- 15 : Les fractions volumiques pour les modèles GTN et GTN modifié par L. Xue [Xue07].....	33
Figure 2- 16: Comparaison entre le modèle LEL et Lemaitre[CGMB14].....	35
Figure 2- 17: Représentation 3D de la déformation à la rupture selon le modèle de Xue [Xue07].....	37
Figure 2- 18: Comparaison entre le critère de von-Mises (en Bleu), le critère de Tresca (Hexagone Noir) et le critère proposé par Bai-Wierzbicki (en Rouge) [BaWi08].....	41
Figure 2- 19: Erreur entre les fonctions de pondération $f\theta\theta$ proposée par Y. Bai et T. Wierzbicki et $f\theta c\theta$ proposée par T.S. Cao. Courbes tracées avec $c\theta s = 0,95, c\theta t = c\theta c = 1, m_{bw} = 2k$	41
Figure 2- 20: Géométrie de l'éprouvette de traction (a) pour la caractérisation des plaques de 6082-T4 et T6 (en mm) [Pham15] (b) pour la caractérisation des barres de 6082-T6 (mm).....	45
Figure 2- 21: Géométrie de l'éprouvette de cisaillement pour la caractérisation des plaques de 6082-T4 et T6 (en mm) [YZSG14].....	45
Figure 2- 22: Maillage des éprouvettes de traction plate, (a) dimension de l'éprouvette, (b) éprouvette 6082-T4, taille de maille = 0,2 mm, (c) éprouvette 6082-T6, taille de maille = 0,05 mm.....	46
Figure 2- 23: Maillage des éprouvettes de cisaillement. (a) dimension de l'éprouvette, (b) éprouvette 6082-T4, taille de maille = 0,2 mm.....	46
Figure 2- 24: Maillage des éprouvettes de traction cylindrique en 6082-T6, taille de maille = 0,2 mm.....	46
Figure 2- 25: Comparaison expérimentale numérique des forces de traction pour les trois configurations d'identification. Courbes expérimentales en bleu, courbes numériques en rouge.....	47
Figure 2- 26: Comparaison des lois de comportement sans prise en compte de l'endommagement.....	47
Figure 2- 27: Simulation avec le critère de Bai-Wierzbicki sans la prise en compte de l'endommagement.....	48
Figure 2- 28: Déformation à la rupture en cisaillement obtenue par corrélation d'images.....	48
Figure 2- 29: Comparaison numérique expérimentale en traction du matériau 6082-T4.(a) effet de la prise en compte de l'endommagement, (b) courbes d'effort numérique (bleu) et expérimentale (rouge) pour les trois matériaux, modèle de Xue.....	49
Figure 2- 30: Effort de cisaillement sur éprouvette 6082-T4. Courbe expérimentale en bleu, courbe numérique en rouge.....	49
Figure 2- 31: Comparaison entre la déformation plastique équivalente obtenue par simulation numérique et par corrélation d'images.....	49

Chapitre 3

Figure 3- 1: schéma d'interaction entre aspérités d'après C.A. Coulomb [Coul85].....	52
Figure 3- 2: surface réelle de contact réduite $A = S_{réelle}/S_{apparente}$	54
Figure 3- 3: La forme des aspérités utilisées dans les développements du Bay [WaBP74]	54
Figure 3- 4: Localisation de la déformation plastique : (a) Déformation plastique au sommet des aspérités (b) –(c) Interactions entre les aspérités écrasées (d) Localisation de la déformation sous la surface [WaBP74].....	55
Figure 3- 5: Evolution de la contrainte tangentielle réduite pour différentes valeurs de m_0 et d'angles d'inclinaison des aspérités γ_0 [Bay87]	55
Figure 3- 6: Modèle de vague plastique: (a) Contact initial (b-c) augmentation de la rugosité pièce (d-e) remplissage de la rugosité outil [Avi86]	56
Figure 3- 7: Evolution de la contrainte tangentielle réduite en fonction de la pression de contact réduite [Avit92, AvNa86].....	56
Figure 3- 8: : Système d'indentations proposé par Wilson et Sheu [Wils91]	57
Figure 3- 9: Modèles de frottement de Wilson et Sheu. (a) Outil lisse – Pièce rugueuse, (b) évolution de la surface réelle de contact réduite en fonction de la déformation et de la pression de contact [WiSh88].....	58
Figure 3- 10: Modèles de frottement de Wilson et Sheu. (a) Outil rugueux – Pièce lisse, (b) contact partiel, (c) contact complet, (d)(e) évolution des coefficients d'adhésion et de labourage réduits en fonction de la vitesse de glissement réduite et de la pression contact [Wils91]	60
Figure 3- 11: Différents régimes de lubrification: (a) Lubrification hydrodynamique (b) Lubrification mixte (c) Régime limite (d) Lubrification solide épais d'après N. Bay [BaWa90]....	61
Figure 3- 12: Régime limite hydrostatique. (a-b) phase 1, montée du lubrifiant, (c) phase 2, échappement du lubrifiant, (d) phase 3, cavité remplie (e) exemple d'évolution de la contrainte tangentielle en fonction de la pression de contact et de la fuite du lubrifiant d'après [ViBB01] ..	62
Figure 3- 13: Régime limite hydrodynamique. (a) Schéma de principe, (b) Contrainte tangentielle en fonction de la pression de contact réduite et du nombre de Sommerfeld d'après [Avit90]	62
Figure 3- 14: Régimes de lubrification MPHD (a) MPHL (b) et influence sur la rugosité d'après [BeBE99].....	65
Figure 3- 15: Régime de lubrification en fonction de l'épaisseur du film lubrifiant d'après [WiHH95]	67
Figure 3- 16: Estimation de l'épaisseur du film aux nœuds.....	68

Chapitre 4

Figure 4- 1: Principe de l'essai SRT en configuration cylindre-cylindre : (a) phase 1 : Application de la réduction de la bande (en jaune) (b) Phase 2 : déplacement de la bande durant l'essai.....	76
Figure 4- 2: Montage utilisé lors des essais SRT [BaCe14 , ÜNCM17]. (a) vue d'ensemble de l'UST avec le support de bobine sur la droite. (b) vue de la partie actionneur de l'UST. (c) vue schématique du SRT.....	77
Figure 4- 3: frotteurs utilisés pour les essais SRT. (a) photographie des frotteurs supérieur et inférieur, (b)(c) plan du frotteur supérieur, (d)(e) plan du frotteur inférieur	79
Figure 4- 4: Efforts d'étirage pour les essais lubrifiés	81
Figure 4- 5: Efforts d'étirage pour les essais non lubrifiés.....	81
Figure 4- 6: photographie des éprouvettes SRT après essais lubrifiés	82

Figure 4- 7: Photographies des éprouvettes SRT après essais non lubrifiés (a) vue d'ensemble (b) Mise en évidence des défauts sur l'éprouvette à 12% (c) Mise en évidence des différentes zones de grippage sur l'éprouvette à 10%, (d) zone de rupture de l'éprouvette SRT. Réduction de 15%.....	83
Figure 4- 8: Photographies de la surface des frotteurs après essais SRT. Mise en évidence des différentes zones de grippage.....	84
Figure 4- 9: Maillage initial de l'essai SRT. (a) Vue en perspective, (b) vue dans le plan (xy)..	85
Figure 4- 10: Comparaison entre le profil de rugosité simplifié (en rouge) et un profil réel (en bleu). Mesure effectuée sur le frotteur B inférieur.	86
Figure 4- 11: Comparaison des efforts d'étirage numérique et expérimental (a) Réduction de 7%, $m_0 = 0,10$ (b) Réduction de 16%, $m_0 = 0,01$	87
Figure 4- 12: Effort d'étirage. Comparaison expérimental/numérique. Essais lubrifiés (a) 20%, (b) 25%, (c) 30%.....	88
Figure 4- 13: Comparaison efforts expérimental/numérique. Essais non lubrifiés (a) 9%, (b) 10%, (c) 15%.	90
Figure 4- 14: Pressions de contact dans le $\frac{1}{2}$ plan (yz) après un étirage de : (a) 10 mm, (b) 100 mm	91
Figure 4- 15: Profils des pressions de contact dans le plan (xy) à 100 mm d'étirage.....	92
Figure 4- 16: Evolution de la variable d'endommagement D , de la triaxialité η , du paramètre de Lode θ , et de la pression de contact le long de l'emprise. (a) simulation à 7% de réduction, (b) simulation à 15% de réduction, (c) simulation à 30% de réduction.....	93
Figure 4- 17: Evolution de la déformation à la rupture ϵ_f dans l'emprise.....	94
Figure 4- 18: Réduction 15%. Comparaison expérimental-numérique du profil de rupture...	96
Figure 4- 19: Réduction 10% . Comparaison expérimental-numérique de la localisation du grippage sur les faces inférieure et supérieure.	96
Figure 4- 20: Machine UMT Tribolab, (a) vue d'ensemble, (b) dispositif pion-plan.....	98
Figure 4- 21: Dimensions des pions (a) et éprouvettes (b) pour la campagne d'essai pion-plan	100
Figure 4- 22: Profil de la surface de contact des pions et profil moyen équivalent.	100
Figure 4- 23: Moyennes des mesures réalisées : (a) Moyennes des R_a (b) Moyennes des R_{dq}	101
Figure 4- 24: Classification du niveau de grippage.....	102
Figure 4- 25: Essais non lubrifiés sous charge constante. Coefficient de frottement en fonction du déplacement. $R_a = 0,2$ en vert, $R_a = 0,35$ en rouge, $R_a = 0,6$ en bleu	103
Figure 4- 26: Essais sous charge normale croissante de 5 à 600 N. Coefficient de frottement en fonction de la charge normale. (a) sans lubrifiant, (b) MoS2, (c) HM Pure (d) HM additif. $R_a = 0,2$ en vert, $R_a = 0,35$ en rouge, $R_a = 0,6$ en bleu.....	104
Figure 4- 27: Essais sous charge constante 100 N, lubrifié HM Pure. Coefficient de frottement en fonction du déplacement. (a) vitesse de glissement de 5 mm.s^{-1} , (b) vitesse de glissement de 10 mm.s^{-1} , (c) Comparaison des deux vitesses à la rugosité moyenne de 0,2. $R_a = 0,2$ en vert, $R_a = 0,35$ en rouge, $R_a = 0,6$ en bleu.....	105
Figure 4- 28: Exemple de résultats : essais à 600N non lubrifiés (a) Eprouvette (b) Pion lot 3	105
Figure 4- 29: Niveau de grippage, essais non lubrifiés, charge croissante. (a) Analyse des micrographies (b) schéma de synthèse de détection de la distance d'initiation du grippage.....	106

Figure 4- 30: Synthèse des mesures de rugosité pour l'ensemble des pions. A gauche : représentation en fonction des lots. A droite : représentation en fonction du grippage. (a) pions utilisés sans lubrifiant avec une charge de 100 N, (b) pions utilisés sans lubrifiant avec une charge de 300 N, (c) pions utilisés sans lubrifiant avec une charge de 500 N, (d) pions utilisés sans lubrifiant avec une charge de 600 N, (e) pions utilisés sans lubrifiant avec une charge de 5 à 600 N, (f) pions utilisés à 5 mm/s avec huile minérale pure, une charge de 100 N, (g) pions utilisés à 10 mm/s avec huile minérale pure, une charge de 100 N.....	111
Figure 4- 31: Simulation numérique de l'essai pion-plan. Vue 3D, de dessus et de côté du maillage initial.....	112
Figure 4- 32: Comparaison entre le rapport F_t/F_n expérimental et numérique pour le cas 100N à rugosité arithmétique moyenne de $0,2\mu\text{m}$ (a) essai non lubrifié, $m_o = 0,95$, (b) essai lubrifié, $m_o = 0,80$	113
Figure 4- 33: Comparaison entre le rapport F_t/F_n expérimental (en bleu) et numérique (en rouge) pour le cas $R_a = 0,2\mu\text{m}$ (a-b-c) charge constante sans lubrifiant, (d-e-f) charge croissante, avec lubrifiant solide ou liquide.....	114
Figure 4- 34: Comparaison entre le rapport F_t/F_n expérimental (en bleu) et numérique (en rouge) pour le cas $R_a = 0,6\mu\text{m}$, $F_n = 500\text{ N}$, sans lubrification.....	115
Figure 4- 35: Comparaison numérique/expérimentale du défaut, essais non lubrifiés, charge normale égale à 600 N.....	115
Figure 4- 36: Comparaison numérique expérimentale du défaut, essais lubrifié HM Add, charge croissante.....	116
Chapitre 5	
Figure 5- 1: Filage avant : dispositif expérimental.....	119
Figure 5- 2: Différents étapes de l'essai de filage avant [Leme17].....	120
Figure 5- 3: Dimensions du poinçon, de la filière et de l'éjecteur.....	121
Figure 5- 4: Essais de filage avant. (a) configuration 1 : non lubrifié, $R_a = 0,2\ \mu\text{m}$, (b) configuration 2 : non lubrifié, $R_a = 4\ \mu\text{m}$, (c) configuration 3 : lubrifié, $R_a = 0,2\ \mu\text{m}$	122
Figure 5- 5: Courbe moyenne de filage pour les configurations 1, 2 et 3.....	122
Figure 5- 6: Exemple de courbe d'effort en filage avant d'un lopin en alliage 6082 d'après de Moraes Costa <i>et al.</i> [MoSV20].....	123
Figure 5- 7 : Eprouvettes après essais de filage et éjection: (a) configuration 1, $R_a = 0,2\mu\text{m}$ non Lubrifié (b) configuration 2, $R_a = 4\mu\text{m}$ non Lubrifié (c) configuration 3, $R_a = 0,2\mu\text{m}$ Lubrifié.....	123
Figure 5- 8: (a) Modèle géométrique (b) Maillage initial.....	124
Figure 5- 9: Comparaison expérimental (bleu)-numérique(rouge). (a) configuration 1 : non lubrifié, $R_a = 0,2\ \mu\text{m}$, (b) configuration 2 : non lubrifié, $R_a = 4\ \mu\text{m}$, (c) configuration 3 : lubrifié, $R_a = 0,2\ \mu\text{m}$	125
Figure 5- 10: Courbe moyenne de filage pour les configurations 1 (rouge), 2 (vert) et 3 (bleu). Evolution de l'effort d'étirage en fonction de la position du lopin dans la filière et de la déformation plastique.....	126
Figure 5- 11 : (a) Localisation des premiers éléments atteignant l'endommagement critique (b) Localisation des éléments endommagés après 0,5 mm de déplacement (c) Localisation des premiers éléments endommagés à l'issue de la simulation (configuration 1).....	127
Figure 5- 12 : Evolution de la surface inférieure du lopin durant les 5 premiers mm de déplacements du poinçon (configuration 1).	127

Figure 5- 13: Distribution du paramètre de Lode à la fin du filage. (a) configuration 1 : non lubrifié, Ra = 0,2 μm , (b) configuration 2 : non lubrifié, Ra = 4 μm , (c) configuration 3 : lubrifié, Ra = 0,2 μm	128
Figure 5- 14: Variable d'endommagement à la fin du filage	128
Figure 5- 15: Comparaison des déformées expérimentale et numérique, configuration 2	130
Figure 5- 16: Comparaison des différentes simulations par la technique de suppression d'éléments.....	131
Annexe 1	
Figure A1- 1: Interprétation géométrique de l'algorithme de retour radiale[Hube10]	154
Annexe 2	
Figure A2- 1: Différentes éprouvettes à différents paramètres du Lode[Cao14]	160
Figure A2- 2: Géométrie des éprouvettes des simulations.....	161
Figure A2- 3: Résultats numériques de la simulation de l'essai de traction de l'éprouvette ronde entaillée	161
Figure A2- 4: Essai de traction pour l'éprouvette ronde entaillée	162
Figure A2- 5: Essai de traction pour l'éprouvette plate entaillée	162
Figure A2- 6: Essais et simulations de validation de Bai et Wierzbicki[BaWi08].....	163
Figure A2- 7: Échantillon de type Butterfly [BaWi08]	163
Figure A2- 8: La géométrie maillée de l'ensemble	164
Figure A2- 9: Résultat de la comparaison avec le modèle LEL implémenté sur ABAQUS	164
Figure A2- 10: Géométrie utilisée pour la simulation de l'essai de compression	165
Figure A2- 11 : Résultat de l'implémentation du modèle de Xue (Variable d'endommagement $D_c=0,9$)	165
Figure A2- 12: Géométrie utilisée pour la validation du couplage entre le modèle de Xue et le critère de Bai-Wierzbicki[Cao14].....	166
Figure A2- 13: Géométrie maillée utilisée dans la simulation	166
Figure A2- 14: Comparaison entre l'implémentation ABAQUS et les résultats Forge dans[Cao14]	167
Figure A2- 15: Comparaison entre les résultats numériques ABAQUS-Forge	167

Liste des tableaux

Chapitre 1

Tableau 1. 1: Les traitements thermiques les plus courants pour la série 6XXX	5
Tableau 1. 2: Composition chimique de l'alliage 6082, %m [Leme17]	5
Tableau 1. 3: Caractéristiques mécaniques de l'alliage 6082 en fonction du traitement thermique [EIAO17].....	5

Chapitre 2

Tableau 2. 1: Valeurs de θL , θ et η sous différents chargements.....	20
Tableau 2. 2: Valeurs de σ_n , θ et η au voisinage d'une surface frottante.....	23
Tableau 2. 3: Critères de rupture classiques	25
Tableau 2. 4: Modèles de rupture avec dépendance à η et θL	25
Tableau 2. 5: Comparaison des modèles d'endommagement.....	38
Tableau 2. 6: Paramètres de la loi d'écroutissage de Swift.....	47
Tableau 2. 7: Paramètres de la loi de Xue pour les trois types d'échantillons	49

Chapitre 4

Tableau 4. 1: Caractéristiques du matériau des outils [Leme17]	76
Tableau 4. 2 : Spécifications générales de la machine [ÜNCM17]	78
Tableau 4. 3: Rugosité des outils avant essais	79
Tableau 4. 4: Résumé des essais SRT.....	80
Tableau 4. 5 : Rhéologie de l'alliage d'aluminium 6082-T4	85
Tableau 4. 6: Rhéologie de l'huile minérale [EGCR17].....	86
Tableau 4. 7: Comparaison numérique/ expérimentale du défaut.....	95
Tableau 4. 8: Récapitulation des résultats des prédictions de l'initiation du grippage.....	97
Tableau 4. 9: Spécifications générales du module pion-plan de UMT Tribolab.....	98
Tableau 4. 10: Propriétés des lubrifiants utilisés.....	99
Tableau 4. 11: Campagne d'essais pion-plan.....	99
Tableau 4. 12: Paramètres de rugosité retenus pour l'étude	101
Tableau 4. 13: Tableau des analyses EDS de la surface.....	107
Tableau 4. 14: Apparition du grippage, synthèse des résultats.....	108
Tableau 4. 15: Paramètres de la zone de sécurité pour les configurations testées.....	108
Tableau 4. 16: Rhéologie de l'alliage d'aluminium 6082-T6.....	112
Tableau 4. 17: Paramètres utilisés durant les simulations avec et sans lubrification	113
Tableau 4. 18: Synthèse des essais pion-plan	116

Chapitre 5

Tableau 5. 1: Spécifications générales du dispositif de filage avant.....	120
Tableau 5. 2: Composition de l'acier Vanadis 4 E (%).....	121
Tableau 5. 3: Plan d'expériences	121
Tableau 5. 4: Paramètres rhéologiques des barres d'alliage 6082-T6	125
Tableau 5. 5: Paramètres rhéologiques pour les simulations numériques	125
Tableau 5. 6: Influence de l'étape d'éjection sur la variable d'endommagement D	129
Tableau 5. 7: Distance de début de grippage lors du filage.....	130

Annexe 2

Tableau A2. 1 : Paramètres de la simulation des essais de Bai-Wierzbicki[BaWi08]	161
Tableau A2. 2: Paramètres du modèle LEL utilisés pour la simulation [CGMB14]	163

Tableau A2. 3: Paramètres de la loi d'écroutissement et du critère de plasticité utilisés pour la simulation [CGMB14]	164
Tableau A2. 4: Paramètres de la simulation de l'essai de compression de Xue.....	165
Tableau A2. 5: Paramètres de Xue utilisés pour la simulation de validation.....	166
Tableau A2. 6: La loi d'écroutissement et les paramètres du critère de plasticité utilisés pour la validation du couplage.....	166

Liste des symboles

Chapitre 1

W_u : Volume de matière usée
 σ_n : Pression de contact
 v_g : Vitesse de glissement

H : Dureté du matériau
 K_A : Constante de la loi d'Archard

Chapitre 2

$\underline{\sigma}$: Le tenseur des contraintes
 $\sigma_{ii}; \tau_{ij}$: Composantes du tenseur des contraintes
 \underline{s} : Le tenseur déviateur des contraintes
 $\bar{\sigma}_{eq}$: Contrainte de von-Mises
 p : Pression hydrostatique
 σ_h : Contrainte hydrostatique
 \underline{I} : Le tenseur d'identité
 σ_i : Contraintes principales du tenseur des contraintes
 η : Triaxialité des contraintes
 I_1, J_2, J_3 : Les trois principaux invariants du tenseur et des contraintes
 σ_0 : Contrainte d'écoulement en traction
 $(\rho; \theta; \xi)$: Coordonnées cylindriques dans l'espace des contraintes
 $(r; \theta; \varphi)$: Coordonnées sphérique dans l'espace des contraintes
 $(\theta_L; \bar{\theta})$: Angle du Lode; paramètre du Lode
 $\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$: Valeurs propres de $\underline{\sigma}$ vérifiant $\sigma_I > \sigma_{II} > \sigma_{III}$
 σ_{Moy} : La contrainte moyenne du cercle de Mohr
 τ_{max} : La contrainte tangentielle maximale
 σ_n : Pression du contact
 τ : Contrainte tangentielle
 \vec{T} : Vecteur contrainte en surface
 $\underline{\sigma}_{surf}$: Tenseur des contraintes à la surface
 μ : Coefficient de frottement de Coulomb
 m : Coefficient de frottement de Tresca
 C : Valeur critique des critères de rupture
 $\bar{\epsilon}_f$: Déformation à la rupture équivalente
 $f(\underline{\sigma})$: Fonction d'état des contraintes
 $\bar{\epsilon}$: Déformation équivalente
 D_i : Constantes des critères de rupture
 C_1, C_2, K, ϵ_0 : Constantes du critère de McClintock

C_i, n : Constantes du critère de Xue-Wierzbicki
 f : Fraction volumique de vide
 ϵ : Tenseur de la déformation plastique
 $\dot{\epsilon}$: Tenseur taux de déformation plastique
 q_1, q_2, q_3 : Coefficients correcteurs du modèle GTN
 f^* : Fraction volumique modifiée
 $f_u^*; f_f; f_F; f_C; F_N; S_N; \epsilon_N; f_0$: Paramètres de la fonction fraction volumique f^*
 $R_{x1}; R_{y1}; R_{x2}; R_{y2}$: Dimensions caractéristiques de l'inclusion de la matrice pour le modèle GLD
 $\underline{Z}; \sigma_h; q; v^*; \bar{\kappa}; \alpha_2; c$: Fonctions du modèle GLD
 D : Variable d'endommagement
 S_D : Surface endommagée
 S_T : Surface totale du contact
 \vec{n} : Vecteur normal à la surface du contact
 $w(D)$: Fonction d'endommagement
 $\bar{\sigma}$: La contrainte effective endommagée
 D_c : La variable d'endommagement critique
 E, ν : Module de Young, coefficient de Poisson
 h, s, S, ϵ_D : Paramètres du modèle de Lemaitre
 Y : Taux de libération de la densité d'énergie
 D_{shear} : Variable d'endommagement en cisaillement
 K_D, q_1, f_f, q_3, q_4 : Paramètres du modèle GTN modifié par Xue
 K_w, ω_0, T_1, T_2 : Paramètres de la loi GTN modifié par Nasha et Hutchinson
 $\Omega(\eta)$: Fonction de triaxialité du modèle GTN modifié par Nasha, Hutchinson, Nielsen et Tveergard
 $\eta_{lim}, \alpha_1, \alpha_2$: Paramètres du modèle LEL
 $\beta, m, \gamma, k, p_L, \epsilon_{f0}, q, p_{cutoff}$: Paramètres d'endommagement du modèle de Xue

μ_p, μ_θ : Fonction de la pression hydrostatique de Xue, Fonction de l'angle de Lode de Xue

$\epsilon_{sh}, \epsilon_{tr}$: Déformation en cisaillement, déformation en traction

ϕ : Fonction de la surface de charge

$\sigma_y(\bar{\epsilon})$: Contrainte d'écoulement en fonction de $\bar{\epsilon}$

$f_\eta(\eta)$: Fonction de la triaxialité de Bai-Wierzbicki

$f_\theta(\bar{\theta})$: Fonction de l'angle du Lode de Bai-Wierzbicki

$\gamma_{bw}(\theta_L)$: Fonction de Bai-Wierzbicki en fonction de θ_L

$c_\eta, \eta_0, c_\theta^{ax}, c_\theta^t, c_\theta^c$: Constantes de Bai-Wierzbicki

m_{bw}, k : Constante polynomiale de Bai-Wierzbicki ; Constante polynomiale de CAO

C_1, C_2, C_3 : Constantes de la loi d'écroutissage de Swift

$\bar{\epsilon}_p$: Déformation plastique équivalente

Chapitre 3

k : Contrainte d'écoulement en cisaillement pur

m_0 : Facteur du frottement au niveau des aspérités

p_a : Pression au niveau des aspérités

p_b : Pression de fuite égale à zéro en cas du contact non lubrifié

A : Rapport de la surface de contact réelle par la surface apparente

l : Demi-distance entre les vallées

V_f : Vitesse d'aplatissement

$\dot{\epsilon}$: Vitesse de déformation dans la direction normale à la surface

d_a : Profondeur de la zone plastiquement déformée

V_a : Vitesse d'aplatissement des aspérités dans la direction normale à la surface

V_b : Vitesse de déplacement de la matière dans la direction opposée à V_a

τ_a : Contrainte d'adhésion

τ_p : Contrainte tangentielle liée au labourage

$\frac{m_a}{m_0}$: Coefficient lié à l'adhésion

$\frac{m_p}{m_0}$: Coefficient lié au labourage

S_c : Vitesse de glissement réduite

$f_1(A), f_2(A)$: Fonctions du modèle de Wilson et Sheu

R_{qW}, R_{qT} : Rugosités quadratiques de la surface de la pièce et de l'outil

R_{eq} : Rugosité quadratique composée

h : Epaisseur du film de lubrifiant

Λ : Epaisseur réduite du film de lubrifiant

Q_x, Q_y : Débit du fluide dans les équations de Reynolds selon la direction

u_1, u_2 : Vitesses des surfaces en contact

η : Viscosité dynamique

E' : Module de Young réduit $\frac{2}{\left[\frac{1-\nu_1^2}{E_1}\right] + \left[\frac{1-\nu_2^2}{E_2}\right]}$

R : Rayon effectif de la courbure $\frac{1}{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}$

h_c : Epaisseur du film au centre du contact

α, η_0 : Coefficient de piezoviscosité et viscosité à la pression atmosphérique

p_0 : Pression de Hertz

G, U, W : Entités adimensionnelles de l'épaisseur du film

ϕ_t : Coefficient de la correction thermique

h_{Tc} : Epaisseur du film thermiquement corrigé

β : Coefficient de la loi température-viscosité

K_l : Conductivité thermique du lubrifiant

v_g, v_m : Vitesse de glissement, vitesse moyenne

h_{Nc} : Epaisseur du film Newtonien non corrigée

G, n : Module de cisaillement du lubrifiant, constante du cisaillement (Otero)

η_G : Viscosité avec la prise en compte de l'effet du cisaillement

ϕ_x, ϕ_s : facteurs d'écoulement

R_k, a_k, F_{nk} : Rayon estimée au nœud, surface du contact, force nodale normale au nœud

q_f : Flux de chaleur généré par le contact

R_w : Coefficient de partage de chaleur entre les surfaces en contact

T : Température du contact

Chapitre 1

Introduction

1.1 Les alliages d'aluminium et l'industrie de la mise en forme

1.1.1 Contexte

L'allègement des structures dans le domaine du transport est une nécessité, notamment afin de réduire l'impact de la pollution liée à la consommation de carburant. A titre d'exemple, réduire la masse d'un véhicule à moteur thermique de 100kg diminue sa consommation moyenne de 0,35 l/100km et engendre une réduction de pollution équivalente à 8,4 g CO₂/km [GSRK09]. Les constructeurs se tournent donc vers l'utilisation de matériaux plus légers que les aciers utilisés historiquement, mais possédant toutefois des caractéristiques mécaniques suffisantes pour assurer le bon fonctionnement du véhicule. Les matériaux connus pour leur bonne tenue mécanique et leur masse volumique faible sont généralement les composites et les alliages d'aluminium, de titane et de magnésium.

Bien que les alliages de titane et de magnésium soient de plus en plus utilisés dans l'industrie des transports, les alliages d'aluminium restent des matériaux de choix pour réduire la masse des structures. Evidemment, les alliages d'aluminium sont couramment utilisés dans les constructions aéronautiques (Figure 1-1) [DuSo14]. Mais le compromis qu'ils offrent en termes de propriétés mécaniques, de résistance à la corrosion et de recyclabilité fait qu'ils représentent le deuxième type d'alliages en terme d'utilisation par les industriels après l'acier [Davi01, MZBW00]. Néanmoins, la mise en forme de l'aluminium à froid peut engendrer des défauts de fabrication importants qu'il est nécessaire d'anticiper. A l'image des aciers inoxydables, les alliages d'aluminium ont tendance à coller sur les outils de mise en forme [Bay97, BiAl12, DGLS06, Leme17, Pham15]. Ce phénomène engendre différents types de défauts de surface qui prennent généralement la forme d'usure adhésive côté outillages, et de grippage côté pièce. L'objectif principal de la thèse est de mettre en place un ensemble d'outils numériques permettant de prédire ce type de défaut. Cette problématique sera détaillée par la suite.

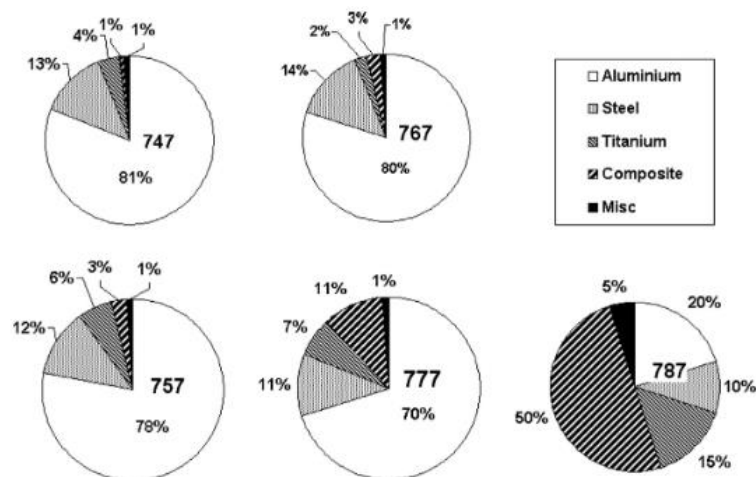


Figure 1- 1: Pourcentages des différents métaux présents dans quelques modèles de Boeing [DuSo14]

1.1.2 Les alliages d'aluminium

Il existe deux grandes classes d'alliages d'aluminium : les alliages pour corroyage et les alliages pour fonderie. Les deux familles diffèrent par leurs procédés d'obtention ainsi que le

pourcentage des éléments d'alliage ajoutés pour l'amélioration des propriétés [Davi01, Kauf00]. Par définition, les alliages pour fonderie sont utilisés en fonderie. L'alliage est amené en fusion, coulé dans un moule, refroidi, démoulé et subit des opérations d'usinage et des traitements thermique pour lui conférer sa forme finale. Aucune opération de forgeage n'est réalisée avec ce type d'alliages. Nous ne les évoquerons donc pas dans ce mémoire.

Les alliages pour corroyage sont référencés par 4 chiffres où le premier indique la série. Ces séries sont classées en fonction des additifs ajoutés pour obtenir l'alliage [Davi01]. Les séries constituant ces groupes sont [Bay97, Davi01, Kauf00] :

Série 1XXX : aluminium d'une pureté supérieure ou égale à 99%. La série 1xxx est utilisée principalement pour l'industrie électrique et chimique. Cette série est caractérisée par une excellente résistance à la corrosion, des bonnes conductivités électrique et thermique, des propriétés mécanique faibles et une bonne formabilité.

Série 2XXX : alliage d'aluminium, de cuivre comme additif principal et de magnésium comme additif secondaire. Cette famille d'alliages ne possède pas une bonne résistance à la corrosion. Mais elle est caractérisée par sa bonne résistance mécanique. Elle est généralement utilisée dans la fabrication des roues et les éléments de suspension.

Série 3XXX : alliage d'aluminium et de manganèse. Ces alliages possèdent une résistance mécanique environ 20% supérieure à la série 1XXX. Cette série offre un bon compromis entre la résistance mécanique et la formabilité.

Série 4XXX : alliage d'aluminium et de silicium. L'ajout de silicium permet d'abaisser la température de fusion de l'alliage conférant à cette série de bonne propriété de soudabilité. Cette série présente également une bonne résistance à l'usure. Ainsi cet alliage est utilisé dans la production des pistons forgés.

Série 5XXX : alliage d'aluminium et de magnésium. Ces alliages possèdent une bonne soudabilité et une bonne résistance à la corrosion, notamment dans les milieux maritimes.

Série 6XXX : alliage d'aluminium, de magnésium et de silicium. Cette série présente des bonnes propriétés en termes de formabilité, de soudabilité, d'usinabilité et de résistance à la corrosion. Elle fournit un bon compromis entre les caractéristiques mécaniques et la facilité de fabrication [Mukh12].

Série 7XXX : alliage d'aluminium et de zinc. Le durcissement structural de ces alliages est dû principalement à la précipitation de formes transitoires (zones GP – Guinier-Preston) du composé $MgZn_2$. Les alliages de la série 7xxx présentent une excellente tenue mécanique et sont généralement utilisés pour des structures soumises à des contraintes élevées [Davi01, DuSo14].

Série 8XXX : alliages d'aluminium et d'éléments autres que ceux des séries 1xxx à 7xxx.

1.1.3 Alliage 6082

Les alliages de la série 6XXX sont largement utilisés dans le domaine de l'automobile et l'aéronautique étant donné leur haute tenue mécanique et leur bonne résistance à la corrosion. Ils interviennent notamment dans la fabrication de cylindres haute pression, d'absorbeurs de choc, de panneaux de carrosserie ou de butées [Bay97]. La présence de silicium et de magnésium permet le durcissement structural de ces alliages par la formation du siliciure de magnésium Mg_2Si . En conséquence les alliages de la série 6XXX sont régulièrement utilisés après l'application de traitements thermiques. Les principaux traitements thermiques sont présentés dans le tableau 1.1 et schématisés en figure 1-2. Dans le cadre de nos travaux, nous nous limitons à l'étude de l'alliage 6082 (Tableau 1.2). Cet alliage est très utilisé dans l'industrie de

l'automobile et fait l'objet de nombreux travaux dans la littérature [Hein12, Leme17, Pham15]. Le tableau 1.3 présente quelques propriétés mécaniques de l'alliage pour les traitements thermiques présentés au tableau 1.1.

Tableau 1. 1: Les traitements thermiques les plus courants pour la série 6XXX

Désignation	Description
O	Etat de recuit, ce traitement permet l'amélioration de la ductilité et par suite la formabilité
T1	Refroidissement après mise en forme à chaud et maturation à température ambiante appelé également maturation naturelle
T4	Recuit de mise en solution et maturation à température ambiante
T5	Refroidissement d'une température élevée après la mise en forme puis maturation artificielle
T6	Recuit de mise en solution puis maturation artificielle

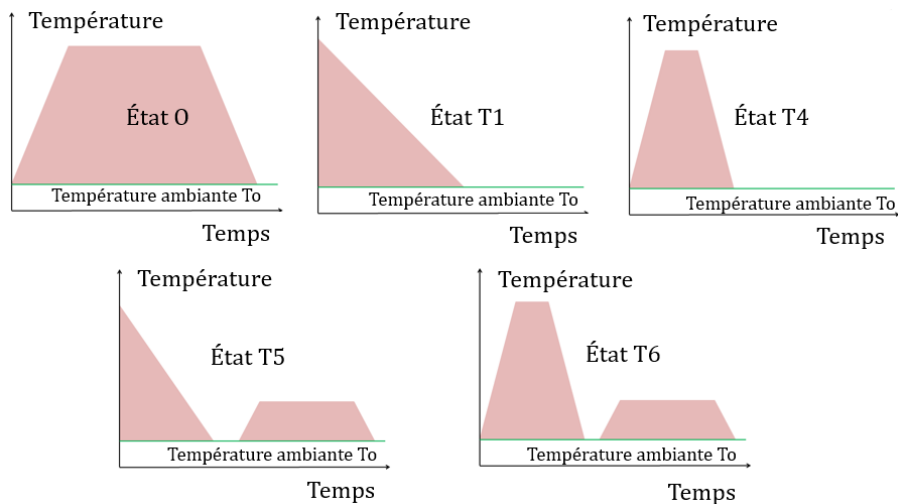


Figure 1- 2: Schématisation de l'évolution de la température en fonction de temps pour les traitements thermiques O, T1, T4, T5 et T6.

Tableau 1. 2: Composition chimique de l'alliage 6082, %m [Leme17]

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Cr	Al
0,7-1,3	0,0-0,5	0,0-0,1	0,4-1,0	0,6-1,2	0,0-0,2	0,0-0,1	0,0-0,25	95,2-98,3

Tableau 1. 3: Caractéristiques mécaniques de l'alliage 6082 en fonction du traitement thermique [EIAO17]

Traitement thermique	Limite élastique (MPa)	Résistance maximale à la traction (MPa)	Limite de cisaillement (MPa)	Allongement à la rupture (%)	Dureté (HV)
O	60	130	85	27%	35
T1	170	260	155	24%	75
T4	170	260	170	29%	75
T5	275	325	195	11%	95
T6	310	340	210	11%	100

1.2 L'étude du grippage

Selon l'ASTM, le grippage est une forme d'endommagement de surface apparaissant entre deux solides en contact glissant. K. G. Budinski en donne la définition suivante « le grippage est une forme sévère d'usure adhésive caractérisée par la formation d'excroissances et de protubérances macroscopiques générées par adhésion entre des surfaces frottantes » [Budi07]. La figure 1-3 présente un exemple de grippage observé lors d'une opération d'emboutissage [DXLW17]. Le défaut apparaît clairement sur l'outil et sur la pièce. Sur l'outil, matériau dur, le défaut prend la forme de dépôt de matière arrachée à la surface de la pièce. Sur la pièce le défaut prend la forme d'un réseau dense de stries, de rayures et de fissures. D'un point de vue industriel, une fois que ce type défaut est constaté, la pièce doit être mise au rebut et l'outil changé avant de reprendre la production.

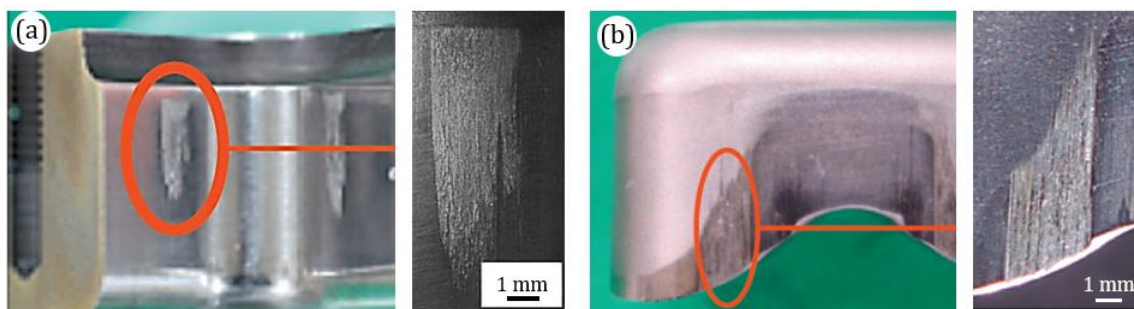


Figure 1- 3: Marques de grippage sur une matrice (a) et la pièce mise en forme (b) d'après [DXLW17]

Le grippage a été largement étudié dans les domaines du forgeage à froid et à chaud, de l'emboutissage et de l'usinage. Ces études sont essentiellement expérimentales. En 1999, P.J. Blau et K.C. Budinski dénombraient déjà une vingtaine de tests d'usure standards, répondant aux normes de l'ASTM, parmi lesquels au moins un quart pouvaient être utilisés pour étudier le grippage [BlBu99]. En complément des essais normés, beaucoup de bancs d'essais tribologiques ont également été développée pour étudier ce défaut, notamment dans des conditions de contact proches de celles rencontrées en mise en forme. Ainsi des dispositifs tels que les cylindres croisés [HHCP08], le *U-Bending Test* [Sche94], le test d'emboutissage profond [KSSA07] ou encore le test d'étirage plan [AnBD98] sont régulièrement cités dans la littérature dédiée au grippage. Chacun de ces bancs d'essais reproduit des conditions de contact différentes, que ce soit en termes de pressions de contact, de déformations plastiques équivalentes, de vitesses de glissement, de températures, permettant d'étudier différentes gammes de procédés de mise en forme (Fig. 1-4).

Importance de la pression de contact

Décrite comme une méthode strictement qualitative, la norme ASTM G98 se base sur une contrainte de grippage seuil pour classer les matériaux [Astm17]. Cette contrainte seuil est parfois avancée pour expliquer la tendance au grippage de certains matériaux tels que les aciers à hautes tenues mécaniques. Néanmoins, Siefert et Babu ont montré que la détermination de cette contrainte n'est pas triviale et ne peut pas être appliquée à tous les matériaux [SiBa14]. S.R. Hummel aboutit à des conclusions similaires. Basé sur l'utilisation d'un test exerçant une pression de contact constante, S.R. Hummel met en évidence qu'il n'existe pas de transition nette

à partir de laquelle le contact passe de « non grippé » à « grippé ». L'utilisation de la notion de contrainte de grippage seuil apparaît alors comme inappropriée [Humm08].

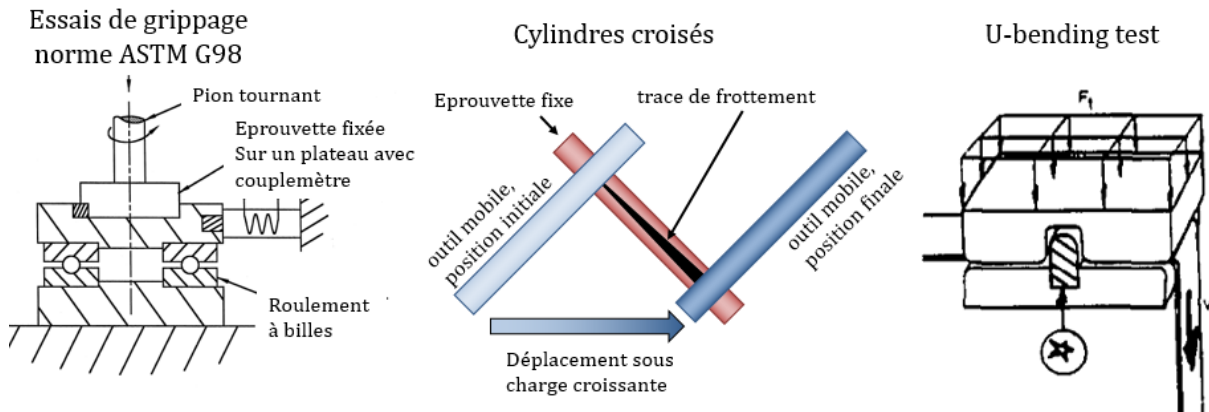


Figure 1- 4: Exemples de dispositifs expérimentaux dédiés à l'étude du grippage. Essai ASTM G98 d'après [BlBu99], cylindres croisés d'après [Humm08], U-bending test d'après [Sche94].

Importance de la rugosité

Si l'effet de la pression de contact sur l'apparition du grippage est toujours sujet à discussion, le rôle prépondérant de la rugosité sur l'apparition du défaut est quant à lui clairement établi. Sur la surface rugueuse d'un outil, le grippage s'initie essentiellement autour des stries de polissage (Fig. 1-5). Des dépôts relativement épais sont fréquemment observés dans ou devant les stries de polissage, quel que soit le matériau ou le moyen d'essai utilisé [FDDD18, HaHJ09, JeKa15]. T. Klünsner *et al* expliquent qu'en absence de lubrifiant et de rayures macroscopiques, le grippage s'initie à l'échelle microscopique des aspérités par la nucléation de dépôts de matière qui adhèrent à la surface suivant un mécanisme de transfert en couche-par-couche [KZMD16]. Le grippage apparaît également sur les surfaces lisses [HeJa09]. Il apparaît alors que le transfert de matière sur des surfaces d'outils finement polies, présentant une rugosité arithmétique moyenne R_a inférieure à 1 nm, est fonction de la répartition, de la taille et de la composition des particules dures (essentiellement les carbures) présentes à la surface des outils en aciers étudiés (Fig 1-6). Mais aucune observation n'a clairement permis de mettre en évidence la composition chimique des corps en contact comme un acteur favorisant l'adhésion sur les outils. Ces résultats expérimentaux tendent au contraire à prouver que seule la géométrie locale au contact affecte l'apparition du grippage et pas les propriétés chimiques des matériaux en surface [HeO13, Karl14, WHO16]. Enfin d'autres paramètres sont également connus pour avoir une influence sur le grippage, notamment la plasticité des matériaux en contact [BuBu15], la température d'interface [PPVC13, TWKG17], la présence de lubrifiant et de revêtement [HeJa10, PKK17].

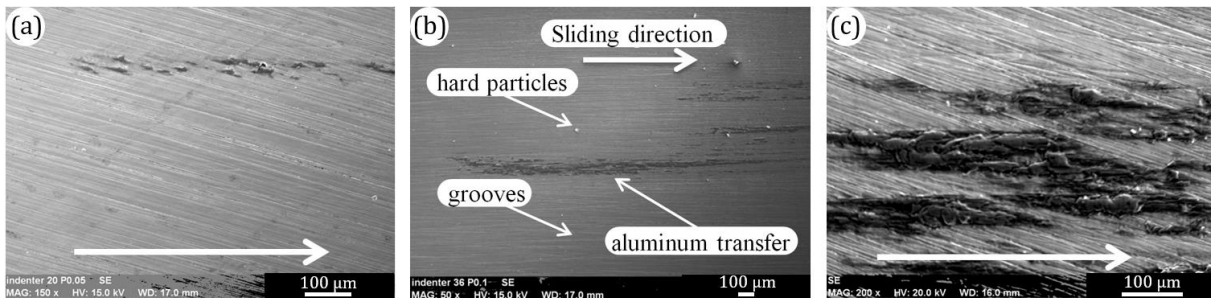


Figure 1- 5: Exemple de transfert de matières à la surface d'un outil rugueux. Matériau outil : X38CrMoV5, matériau pièce : 6082-T6. Contact lubrifié au bisulfure de molybdène, vitesse de glissement de 10 mm.s⁻¹. (a) Début du transfert de matière au niveau des stries de polissage (déformation plastique en surface de la pièce = 0,05), (b) Influence de l'orientation du sens de polissage par rapport au sens de glissement (déformation plastique en surface = 0,075), (c) Transfert sous forme de couches successives (déformation plastique en surface = 0,10) [DFHD17]

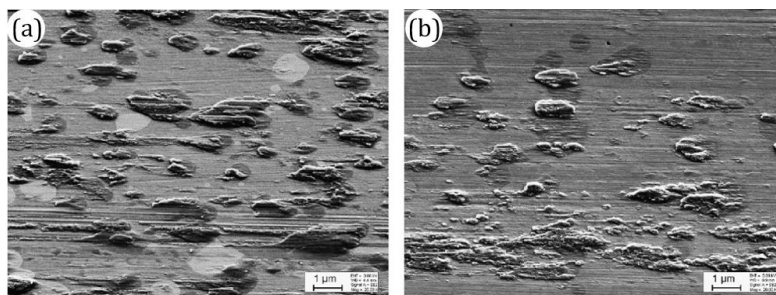


Figure 1- 6: Exemple de transfert de matières à la surface d'un outil lisse. Influence des particules dures (noir) sur la localisation des zones d'adhésion. Matériau outil : Vanadon40 (a), Vanadis10 (b), matériau pièce : 6082-T6. Contact non lubrifié, vitesse de glissement de 3 mm.min⁻¹, pression de contact 95 MPa [HeOJ13].

Prédiction du grippage

L'ensemble des travaux cités ci-dessus est de la plus haute importance pour comprendre les mécanismes d'apparition du grippage et développer des solutions permettant de l'éviter ou, tout au moins, de limiter ses effets. Néanmoins, ces études expérimentales ne fournissent que peu d'information permettant de prédire si le grippage va apparaître ou non durant une opération de mise en forme.

Considérant que le coût des outillages de mise en forme peut atteindre 30% du coût total de production des pièces métalliques [Debr16, Hawr16], et que l'usure adhésive liée au grippage réduit considérablement la durée de vie des outillages, développer une méthode permettant de prédire l'apparition du défaut devient une nécessité économique pour de nombreux industriels.

Plusieurs auteurs utilisent la température de contact comme élément déclencheur du défaut. Yoshikawa *et al* ont développé un outil de prédiction du grippage dédié à l'emboutissage. En se basant sur des observations expérimentales, ils émettent l'hypothèse que le défaut apparaît dans les zones où la température est maximale. Ils utilisent la méthode des éléments finis pour calculer les champs de température et en déduisent les zones à risque de grippage, mais ne fournissent pas d'information sur une température critique au-delà de laquelle le défaut va se produire [SYWY13, WaYY14]. La méthode prédictive proposée par Olsson *et al* pour l'étude des contacts lubrifiés repose sur l'hypothèse d'une température critique à partir de laquelle le film lubrifiant se rompt [OlBA04]. Dans ce modèle, l'épaisseur du film est actualisée en fonction de la température et le grippage apparaît dès que l'épaisseur du film lubrifiant devient égale à la

rugosité maximale des surfaces en contact et qu'un contact direct métal-métal est susceptible d'apparaître.

D'autres auteurs ont développé des approches basées sur l'utilisation de la loi de Archard [Arch53]. Cette loi estime le volume de matière usée W_u en fonction de la pression de contact σ_n , de la vitesse de glissement v_g , de la dureté du matériau le plus doux H et d'une constante propre au matériau K_A à identifier :

$$W_u = K_A \frac{\sigma_n v_g}{H} \quad (1.1)$$

Ainsi Dong *et al* ont implémenté ce modèle dans un code de calcul par éléments finis afin de calculer l'épaisseur des surfaces usées lors du contact [DXLW17]. Si la surface possédant l'épaisseur usée la plus importante peut être considérée grippée, les résultats obtenus sont sujet à discussion. En effet, les travaux présentés prédisent des épaisseurs usées de l'ordre de 10^{-4} mm, inférieures aux valeurs de la rugosité des outils, donc loin de l'épaisseur des transferts de matière constatée expérimentalement. Ding *et al* ont également utilisé une forme dérivée de la loi de Archard pour prédire le grippage. Dans leur modèle, ils introduisent un taux d'usure spécifique K_A fonction de la pression de contact et de la température en lieu et place de la valeur constante utilisée dans le modèle original [DPHP19]. Les avantages principaux de cette approche sont, premièrement, l'obtention d'informations sur le risque de grippage sans avoir recours à des développements numériques complexes et, deuxièmement, d'effectuer les simulations numériques à l'échelle des procédés, sans avoir recours à des approches multi-échelle. Par contre cette méthode requiert une identification précise des taux d'usure spécifique en fonction de la pression de contact et de la vitesse de glissement pour chaque couple de matériaux étudié. De plus ce modèle ne prend pas en compte la rugosité des corps en contact, paramètre pourtant essentiel d'après l'ensemble des observations expérimentales disponibles.

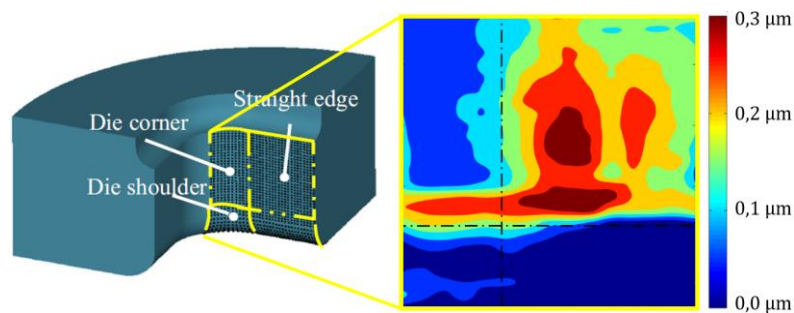


Figure 1- 7: Prédiction de l'usure sur un outil d'emboutissage d'après [DXLW17].

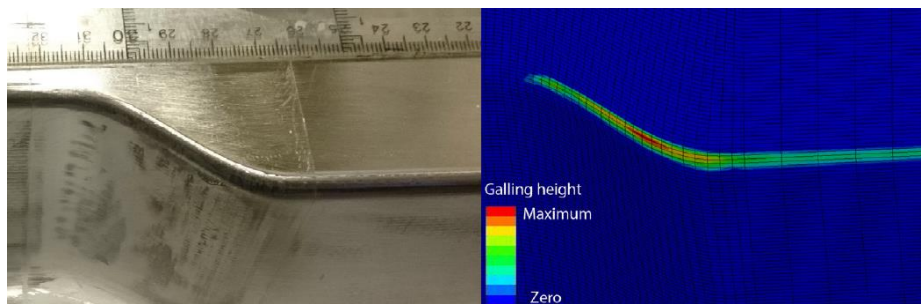


Figure 1- 8: Prédiction du grippage sur un outil d'emboutissage d'après [DPHP19].

Objectifs et programme de recherche

Les objectifs du travail de recherche présenté dans ce mémoire sont de proposer une approche permettant de prédire l'apparition du grippage lors des procédés de mise en forme des métaux à froid. Cette approche doit être utilisable dans un contexte industriel.

Le travail présenté dans ce mémoire propose une approche en rupture de celles présentées ci-dessus. Le défaut de grippage s'accompagne d'usure adhésive. La matière au voisinage de la surface du matériau le plus ductile doit donc être arrachée pour venir se coller sur la surface de l'outil. L'arrachement de matière peut donc être vu comme la phase d'initiation du défaut. Les méthodes de calcul couramment utilisées pour prédire la rupture ductile peuvent alors être utilisées pour étudier cette phase. Ainsi le grippage s'initie dès que le matériau au voisinage de la zone de contact a atteint un endommagement critique.

Cette stratégie a été appliquée par T.T. Pham pour étudier le grippage d'un outil en acier X38CrMoV5 glissant sur une éprouvette en aluminium 6082-T6 [Pham15]. Deux modèles numériques ont été mis en place. Le premier modèle était maillé à l'échelle du procédé avec des surfaces lisses. Le second était maillé à l'échelle mésoscopique, avec des surfaces rugueuses. Pour chaque modèle, des simulations numériques ont été menées avec plusieurs lois de rupture et d'endommagement, dont le modèle de Gurson-Tvergaard-Needelman et le modèle de Lemaitre [TvNe84, Lema85]. Les simulations avec des surfaces lisses se sont avérées incapables de prédire le grippage (Fig. 1-9(a)). L'état de contrainte dans la zone de contact étant principalement en compression, les modèles d'endommagement ne voient aucune croissance de cavité. La modélisation des rugosités modifie les champs de contraintes au voisinage de la surface et des zones de tension entre les aspérités apparaissent, zones propices à l'apparition d'endommagement (Fig. 1-9(b-c)). Néanmoins, l'endommagement reste faible et seuls les cas où le grippage expérimental était sévère ont été correctement prédits (Fig. 1-10).

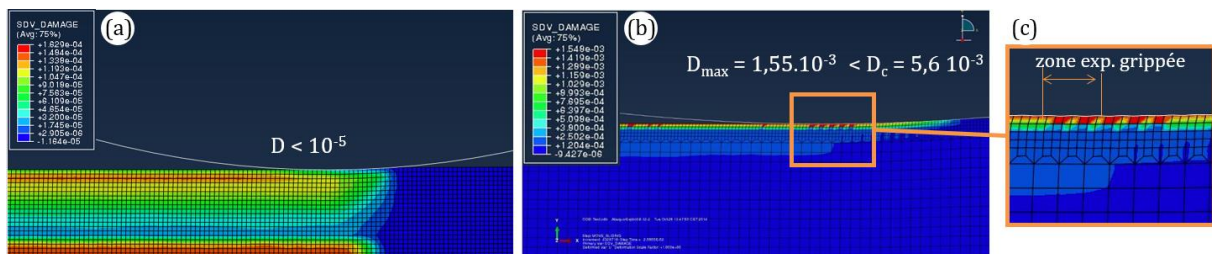


Figure 1- 9: Matériau outil : X38CrMoV5, matériau pièce : 6082-T6. Déformation plastique en surface 0,06. Frottement de Coulomb = 0,053. (a) endommagement de Lemaitre, surface lisse. (b) endommagement de Lemaitre surface rugueuse. (c) zoom de la zone de contact et indication de la zone où de l'endommagement critique aurait dû être observé [Pham15]

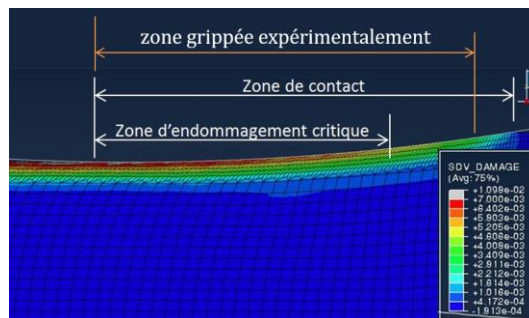


Figure 1- 10: Matériau outil : X38CrMoV5, matériau pièce : 6082-T6. Déformation plastique en surface 0,1. Frottement de Coulomb = 0,51. Endommagement de Lemaitre surface rugueuse [Pham15].

Pour résoudre cette incapacité du modèle à voir l'endommagement en proche surface, nous proposons l'utilisation de modèles d'endommagement qui prennent en compte l'ensemble des valeurs du tenseur des contraintes, et pas uniquement l'effet de la contrainte hydrostatique comme cela est le cas dans les modèles historiques de Lemaitre et de Gurson. Cette approche offre trois avantages majeurs :

- Elle prend implicitement en compte l'effet des contraintes de frottement sur l'apparition de l'endommagement,
- Elle ne nécessite pas d'avoir recours à une modélisation des aspérités à l'échelle mésoscopique. Cela permettra à terme de réaliser les simulations numériques en restant à l'échelle du procédé.
- Elle ne requiert pas d'identifier les paramètres des lois d'endommagement à l'échelle des aspérités.

L'inconvénient de travailler à l'échelle du procédé est que la rugosité des surfaces, paramètre prépondérant dans les phénomènes de grippage, n'est pas prise en compte de façon explicite. Pour contourner ce problème, nous proposons d'utiliser une loi de frottement qui prédise la contrainte de frottement en fonction de l'état de surface des solides en contact. Ainsi les effets de la rugosité sont pris en compte au niveau de la contrainte de frottement, qui elle-même peut générer de l'endommagement.

Ainsi, dans un deuxième chapitre nous allons présenter les modèles d'endommagement permettant de prédire la rupture ductile d'un matériau en proche surface. Dans un troisième chapitre nous nous intéresserons aux lois de frottement et régimes de lubrification. Nous détaillerons notamment les modèles où la déformation des rugosités intervient sur le comportement tribologique. A l'issue de chacun de ces deux chapitres des choix seront faits quant aux modèles à retenir pour atteindre les objectifs du travail de recherche. Dans un quatrième chapitre, les modèles d'endommagement et de frottement retenus seront appliqués à l'étude du contact frottant entre des outils en acier X38CrMoV5 et des bandes en alliage d'aluminium 6082. Des comparaisons entre résultats expérimentaux et numériques permettront de quantifier la robustesse de la méthodologie numérique mise en place. Un dernier chapitre traitera de l'application de la stratégie numérique à un cas semi-industriel de filage avant de barre en alliage 6082-T6. Enfin un dernier chapitre conclura ces travaux et présentera quelques perspectives.

Chapitre 2

**Modèles d'endommagement des
matériaux ductiles : Application sur
l'alliage AA 6082**

2.1 La modélisation de la rupture

2.1.1 Introduction

2.1.1.1 Les difficultés de la modélisation de la rupture

Les problématiques liées à l'endommagement et à la fissuration demeurent des enjeux industriels cruciaux où les verrous scientifiques sont encore nombreux. Les mécanismes élémentaires de dégradation, la transition endommagement-fissuration, la caractérisation expérimentale, la modélisation numérique sont des sujets de recherche faisant l'objet de nombreuses études et sont régulièrement discutés lors des conférences dédiées à la mise en forme des matériaux (*Theory of Ductile Fracture* lors des conférences ICTP, *Formability of metallic materials* et *Material behaviour modelling* lors des conférences ESAFORM, *Materials* lors des conférences Metal Forming), ainsi qu'au sein des sociétés savantes telles que le GT MECAMAT Physique, Mécanique et Modélisation de l'Endommagement et de la Rupture ou l'International Cold Forging Group (au sein du ICFG *Properties of cold forged product subgroup*).

Nous pouvons tout d'abord distinguer la rupture fragile de la rupture ductile. Par définition, la rupture fragile est caractérisée par l'absence de la déformation plastique macroscopique. La propagation de la fissure est rapide et brusque. Ce mode de dégradation concerne essentiellement les matériaux possédant une dureté très élevée [Tayl07]. Par opposition, la rupture ductile se distingue par la présence de déformation plastique macroscopique avant la propagation des fissures. La différence entre les deux types de rupture est facilement mise en avant lors d'essais de traction uni-axiaux sur des éprouvettes cylindriques ou sur des composants mécaniques (Fig. 2-1). La rupture ductile présente une réduction de section avant la rupture alors que cette réduction est négligeable pour un matériau fragile.



Figure 2- 1: La différence entre la rupture ductile à gauche et rupture fragile à droite [Tayl07]

Endommagement et mécanismes physiques de la rupture ductile

Un métal est constitué d'une matrice dans laquelle sont inclus des imperfections sous la forme de précipités, de particules de seconde phase, de porosités. La rupture ductile d'un matériau métallique est directement liée à la présence de ces imperfections et de la façon dont

leur géométrie et dimensions évoluent sous l'action des contraintes mécaniques. Le mécanisme initiant la rupture apparaît alors en trois étapes (Fig. 2-2) :

- La germination des microcavités. La germination correspond à l'apparition de microcavités dans la matrice métallique. Ces microcavités proviennent soit de la décohésion entre la matrice et les inclusions, soit de la rupture des inclusions sous l'action des contraintes mécaniques appliquées.
- La croissance des microcavités. Durant la phase de croissance, les microcavités formées lors de l'étape de germination ainsi que les porosités présentes initialement voient leur volume augmenter. Cette variation de volume est notamment favorisée par les sollicitations en traction hydrostatique.
- La coalescence des microcavités. Les microcavités, initialement isolées dans la matrice métallique, finissent par fusionner et former les premières fissures microscopiques.

Ces trois étapes précèdent l'apparition de fissures macroscopiques conduisant à la rupture du matériau. Elles sont regroupées sous le terme d'endommagement [Gurs76].

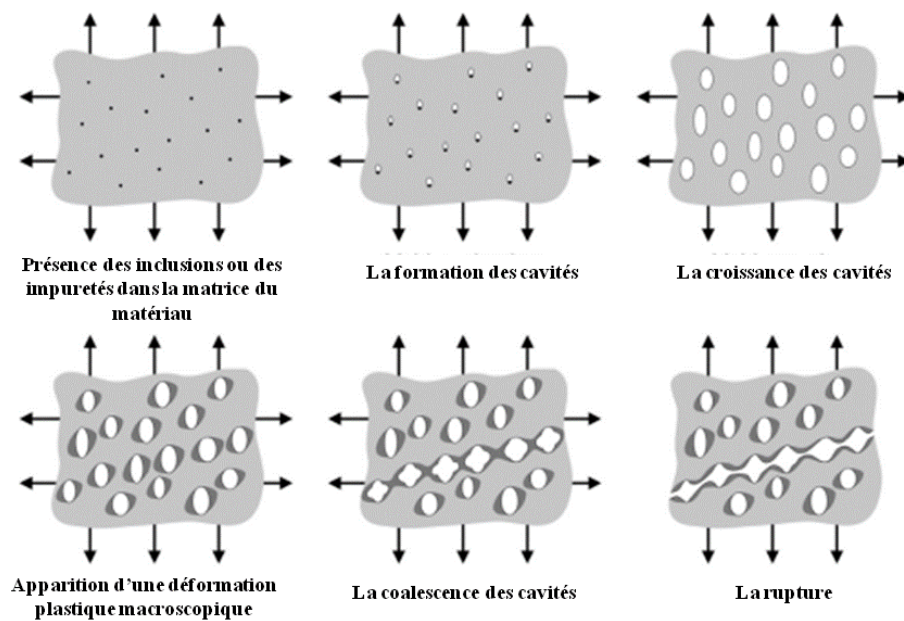


Figure 2- 2: Les différentes étapes de la rupture ductile [GOLM17]

Bien que ces phénomènes d'endommagement se produisent à l'échelle micromécanique, leurs effets sont observables à l'échelle macroscopique : lorsqu'un matériau s'endommage, ses propriétés mécaniques diminuent et son comportement mécanique s'altère. Ce phénomène s'observe facilement lors d'un essai de traction uni-axial. Un matériau écrouissable parfait, donc sans imperfections, possèdera une courbe contrainte-déformation strictement croissante. Un matériau sensible à l'endommagement aura une courbe contrainte-déformation qui, à partir d'une déformation seuil, croîtra moins rapidement que le matériau parfait, puis décroîtra jusqu'à une valeur critique à laquelle correspondra la rupture du matériau (Fig. 2-3). Le comportement plastique du matériau est donc fortement couplé à son endommagement [Mari03].

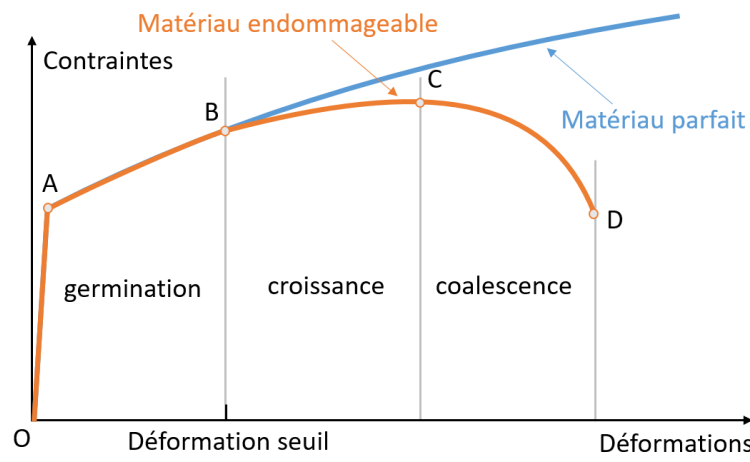


Figure 2- 3: Réponse schématique d'une éprouvette à un essai de traction uniaxial, comparaison entre un matériau parfait et un matériau endommageable [Mari03]

2.1.1.2 Les modèles de rupture

Les modèles de rupture regroupent deux familles bien distinctes. La première famille comprend les critères de rupture. Dans ces critères, la rupture se produit lorsqu'une déformation critique est atteinte. L'effet de l'endommagement sur la contrainte d'écoulement n'est pas pris en compte. Ces critères trouvent leur utilisation dans les cas où le couplage endommagement-plasticité peut être négligé ou pour modéliser la phase rupture en complément d'un des modèles d'endommagement présentés dans les paragraphes suivants [HDDD12]. La deuxième famille est relative aux modèles d'endommagement. Ces modèles reposent sur le couplage entre l'endommagement et la plasticité. Ils se décomposent en deux sous familles : les modèles micromécaniques qui décrivent les phases de germination, croissance et coalescence présentées en figure 2-2, et les modèles phénoménologiques qui décrivent les effets de l'endommagement sur la courbe de comportement présentée en figure 2-3.

Dans tous les cas, les critères de rupture ou les modèles d'endommagement s'appliquent localement, en chaque point matériel du solide étudié. Il est donc important de décrire avec précision l'état de contraintes local, notamment lors des cas de chargement complexes rencontrés en tribologie des procédés de mise en forme.

2.1.1.3 Caractérisation d'un état de contrainte en proche surface

Contrainte équivalente, pression hydrostatique et triaxialité

Considérons un point matériel M soumis à un état de contraintes générant une déformation au voisinage de M. L'état de contrainte en M est caractérisé par les six composantes du tenseur des contraintes $\underline{\sigma}$, souvent écrit sous la forme d'une matrice carrée symétrique $[\sigma]$:

$$\underline{\sigma} = [\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \tau_{12} & \tau_{13} \\ & \sigma_{22} & \tau_{23} \\ \text{sym} & & \sigma_{33} \end{bmatrix}_{\text{référentiel local}} \quad (2.1)$$

où les termes σ_{ii} représentent les sollicitations en traction/compression et les termes τ_{ij} les sollicitations en cisaillement.

L'utilisation d'un critère de plasticité permet de savoir si les déformations engendrées par les contraintes $\underline{\sigma}$ sont réversibles ou non. Les déformations irréversibles étant généralement indépendantes d'un état de contraintes hydrostatiques, il est alors utile d'introduire le déviateur des contraintes \underline{s} et la contrainte équivalente de von Mises $\bar{\sigma}_{eq}$:

$$\underline{s} = \underline{\sigma} + p\underline{I} = \underline{\sigma} - \sigma_h \underline{I} \quad (2.2)$$

$$\bar{\sigma}_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \underline{s} : \underline{s}} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2.3)$$

où \underline{I} est le tenseur d'identité du second ordre, $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ sont les contraintes principales du tenseur $\underline{\sigma}$, correspondant aux valeurs propres de la matrice $[\sigma]$, σ_h et p sont respectivement la contrainte et la pression hydrostatiques données par :

$$p = -\sigma_h = -\frac{1}{3} \underline{\sigma} : \underline{I} = -\frac{1}{3} \text{tr}[\sigma] \quad (2.4)$$

Comme cela sera présenté dans la suite de ce mémoire, la triaxialité des contraintes η est une propriété importante dans l'étude de l'endommagement et de la rupture. Elle caractérise le rapport entre la contrainte hydrostatique, qui ne comprend que les contraintes de traction/compression, et la contrainte équivalente qui reprend l'ensemble des termes du tenseur des contraintes $\underline{\sigma}$:

$$\eta = -\frac{p}{\bar{\sigma}_{eq}} = \frac{\sigma_h}{\bar{\sigma}_{eq}} \quad (2.5)$$

La triaxialité tend vers l'infini lorsque la sollicitation est proche d'un état purement hydrostatique ($\underline{\sigma} = p\underline{I}$) et vers zéro en cisaillement pur.

La contrainte équivalente de von Mises $\bar{\sigma}_{eq}$, la pression hydrostatique p et la triaxialité η sont indépendantes de la base dans laquelle est exprimé le tenseur des contraintes. Nous pouvons donc les exprimer en fonction des trois principaux invariants du tenseur et du déviateur des contraintes :

$$I_1 = \underline{\sigma} : \underline{I} = \text{tr}[\sigma] = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (2.6)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} \underline{s} : \underline{s} = \frac{1}{2} (s_1^2 + s_2^2 + s_3^2) \quad (2.7)$$

$$J_3 = \frac{1}{3} (\underline{s} \cdot \underline{s}) : \underline{s} = \frac{1}{3} (s_1^3 + s_2^3 + s_3^3) \quad (2.8)$$

où s_1, s_2 et s_3 sont les valeurs propres du déviateur des contraintes. Nous en avons alors :

$$p = -\frac{I_1}{3} \quad (2.9)$$

$$\bar{\sigma}_{eq} = \sqrt{3J_2} \quad (2.10)$$

$$\eta = \frac{I_1}{3\sqrt{3J_2}} \quad (2.11)$$

Paramètre et angle de Lode

Dans certains cas, il est intéressant de représenter le tenseur des contraintes dans l'espace des contraintes principales. Cette représentation permet notamment de visualiser facilement les critères de plasticité, tel que le critère de von Mises (eq.2.12) (Figure 2.4.a) :

$$\phi_{vonMises}(\underline{\sigma}, \sigma_0) = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 - 2\sigma_0^2 \leq 0 \quad (2.12)$$

où σ_0 est la contrainte d'écoulement en traction.

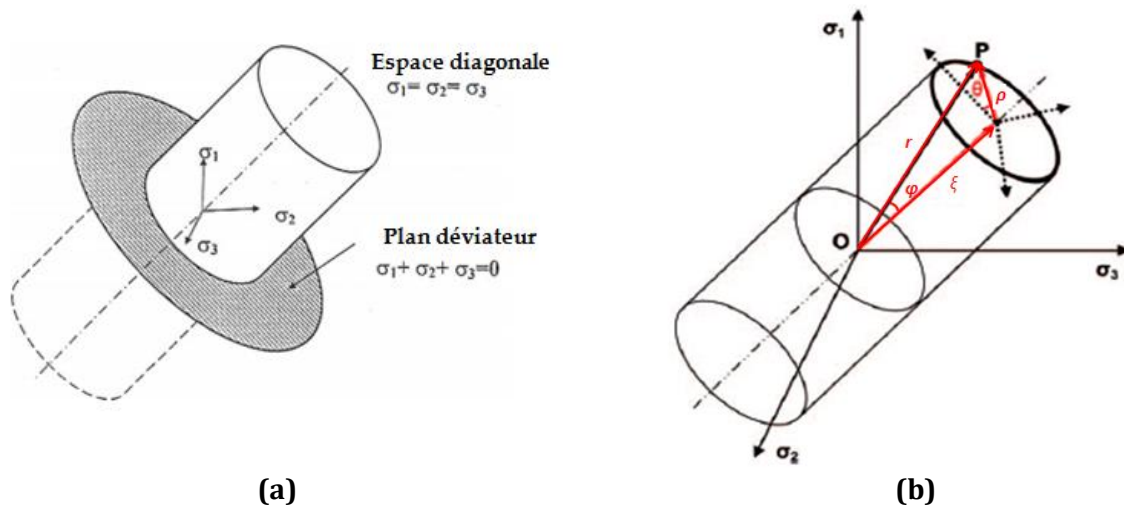


Figure 2- 4: a) Représentation du critère de plasticité de von Mises dans l'espace des contraintes principales [HaRA19] b) Représentation géométrique du tenseur des contraintes en coordonnées cartésiennes, cylindriques et sphériques [LSAM13]

Dans l'espace des contraintes principales le tenseur est représenté par un point P ayant comme coordonnées cartésiennes les contraintes principales de $\underline{\sigma}$. Le point P peut également être localisé par ses coordonnées cylindriques (ρ, θ, ξ) ou sphériques (r, θ, φ) autour de l'axe hydrostatique $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$. (Fig. 2.4b).

En coordonnées cylindriques, la cote ξ s'obtient en calculant la projection de P sur l'axe hydrostatique, elle est proportionnelle à la pression hydrostatique :

$$\text{cote :} \quad \xi = \frac{I_1}{\sqrt{3}} = \sqrt{3} \sigma_h = -\sqrt{3}p \quad (2.13)$$

Le module ρ s'obtient par la projection de P sur un plan octaédrique, plan perpendiculaire à l'axe hydrostatique, il est proportionnel à la contrainte équivalente :

$$\text{module :} \quad \rho = \sqrt{2J_2} = \sqrt{\frac{2}{3}} \bar{\sigma}_{eq} \quad (2.14)$$

Enfin, l'azimut θ est l'angle mesuré dans le plan octaédrique entre le point P et une origine choisie arbitrairement. Nous pouvons ainsi définir l'*angle de Lode* θ_L comme étant l'azimut ayant une valeur nulle lorsque l'état de contraintes est du cisaillement pur [BaWi08, LSAM13, WeMa17, Xue07, Cao13]. Les lignes de cisaillement correspondent aux cas $\sigma_1 = -\sigma_3$; $\sigma_2 = -\sigma_3$; $\sigma_2 = -\sigma_1$; $\sigma_3 = -\sigma_1$; $\sigma_3 = -\sigma_2$; $\sigma_1 = -\sigma_2$ [WeMa17]. Nous avons alors :

$$\text{azimut :} \quad \theta_L = -\frac{1}{3} \sin^{-1} \left(\frac{J_3}{2} / \left(\frac{J_2}{3} \right)^{3/2} \right) \quad (2.15)$$

La fonction sinus étant bornée entre -1 et 1, l'équation 2.15 met en évidence que l'angle de Lode θ_L est compris entre $-\pi/6$ et $+\pi/6$ et couvre donc un sixième du plan octaédrique. En classant les valeurs propres du tenseur par ordre décroissant, l'angle de Lode peut se réécrire sous la forme [BaFa07] :

$$\theta_L = \tan^{-1} \left(\frac{1}{\sqrt{3}} \frac{2\sigma_{II} - \sigma_I - \sigma_{III}}{\sigma_I - \sigma_{III}} \right) \quad (2.16)$$

Avec $\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$ valeurs propres de $\underline{\sigma}$ vérifiant $\sigma_I > \sigma_{II} > \sigma_{III}$. En utilisant les propriétés du tri-cercle de Mohr, l'équation 2.16 peut se réécrire sous le forme :

$$\sigma_{II} - \sigma_{Moy} = \sqrt{3} \cdot \tau_{max} \cdot \tan \theta_L \quad (2.17)$$

où σ_{Moy} la contrainte moyenne au centre du tri-cercle de Mohr et τ_{max} est la contrainte tangentielle maximale :

$$\sigma_{Moy} = \frac{\sigma_I + \sigma_{III}}{2} \quad (2.18)$$

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_I - \sigma_{III}}{2} \quad (2.19)$$

Ainsi, l'angle de Lode caractérise la position de la contrainte médiane σ_{II} par rapport au centre du tri-cercle de Mohr (Fig. 2-6).

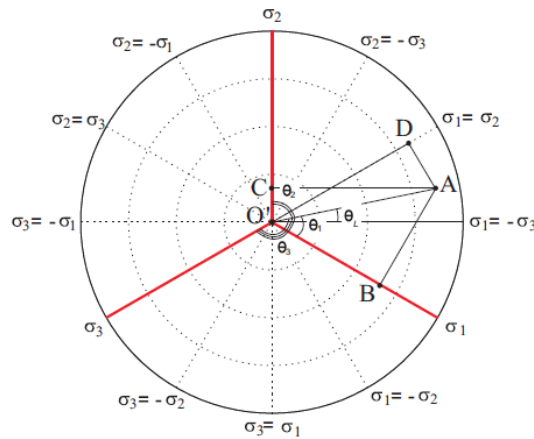


Figure 2- 5: Représentation des lignes de cisaillement pur dans le plan octaédrique [Xue07]

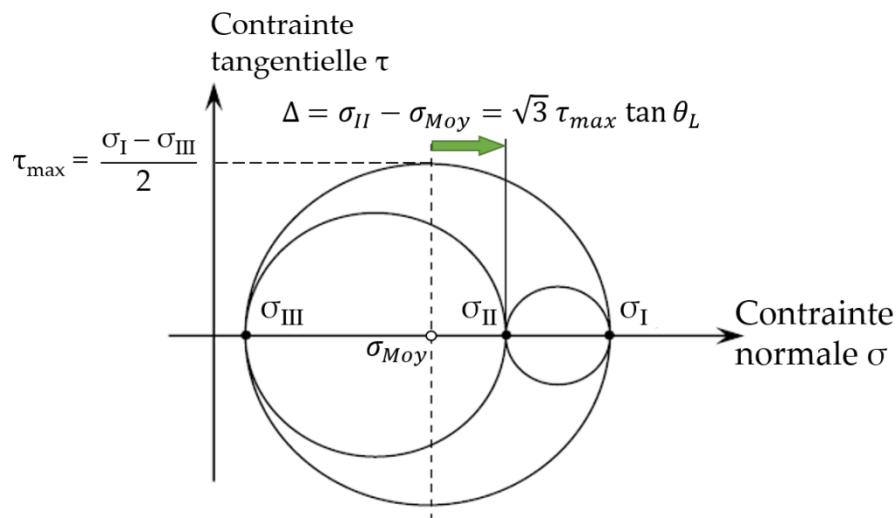


Figure 2- 6: Représentation de l'angle de Lode θ_L dans le cercle du Mohr d'après [BaFa07]

L'angle de Lode est régulièrement utilisé sous une forme adimensionnée $\bar{\theta}$. Cette forme, appelée *paramètre de Lode*, s'obtient en divisant l'angle de Lode par $-\pi/6$:

$$\bar{\theta} = -\frac{6}{\pi} \theta_L = -\frac{6}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{1}{\sqrt{3}} \frac{2\sigma_{II} - \sigma_I - \sigma_{III}}{\sigma_I - \sigma_{III}} \right) \quad (2.20)$$

A partir des équations 2.1 à 2.11 et de l'équation 2.20, il est facile de montrer que le paramètre de Lode et la triaxialité sont respectivement égaux à 1 et 1/3 en traction uniaxiale, à -1 et -1/3 en compression uniaxiale et qu'ils sont tous les deux nuls en cisaillement pur (Tableau 2.1).

Tableau 2. 1: Valeurs de $\theta_L, \bar{\theta}$ et η sous différents chargements

Chargement	Angle de Lode θ_L	Paramètre de Lode $\bar{\theta}$	Triaxialité η
Traction uniaxiale	$-\frac{\pi}{6}$	1	$\frac{1}{3}$
Cisaillement pur	0	0	0
Compression uniaxiale	$\frac{\pi}{6}$	-1	$-\frac{1}{3}$

Triaxialité, paramètre de Lode $\bar{\theta}$ et tribologie

Le taux de triaxialité η et le paramètre de Lode $\bar{\theta}$ sont des valeurs adimensionnelles qui permettent de distinguer facilement la part traction/compression et la part cisaillement dans les cas de chargements complexes et de les comparer aux valeurs de référence du tableau 2.1.

En tribologie, nous nous intéressons principalement aux états de contrainte dans le voisinage des surfaces. Dans ce contexte, la sollicitation d'un volume élémentaire en surface se décompose en une pression de contact σ_n exercée perpendiculairement à la surface et une contrainte tangentielle τ générée par le frottement dans le sens opposé au glissement suivant \vec{x} . Le vecteur contrainte en surface est alors de la forme :

$$\vec{T} = \begin{pmatrix} \tau \\ 0 \\ \sigma_n \end{pmatrix}_{\vec{x}\vec{y}\vec{z}}$$

En première approximation, nous pouvons supposer que le volume en surface n'est soumis que cette sollicitation, ce qui induit un tenseur de la forme :

$$\underline{\sigma}_{surf} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \tau \\ 0 & 0 & 0 \\ \tau & 0 & \sigma_n \end{bmatrix}_{\vec{x}\vec{y}\vec{z}} \quad (2.21)$$

En utilisant la loi de frottement de Coulomb en première approche, nous pouvons réécrire le tenseur uniquement en fonction de la pression de contact et du coefficient de frottement μ :

$$\underline{\sigma}_{surf} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \mu\sigma_n \\ 0 & 0 & 0 \\ \mu\sigma_n & 0 & \sigma_n \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

Nous en déduisons :

$$p = -\frac{I_1}{3} = -\frac{\sigma_n}{3} \quad (2.23)$$

$$\bar{\sigma}_{eq} = \sqrt{3J_2} = |\sigma_n| \sqrt{1 + 3\mu^2} = -\sigma_n \sqrt{1 + 3\mu^2} \quad (2.24)$$

$$\eta = -\frac{I_1}{3\sqrt{3J_2}} = -\frac{1}{3\sqrt{1 + 3\mu^2}} \quad (2.25)$$

$$\bar{\theta} = -\frac{6}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{1}{\sqrt{3(1 + 4\mu^2)}} \right) \quad (2.26)$$

Lorsque μ tend vers l'infini, les valeurs de l'angle de Lode et de triaxialité tendent vers 0, nous retrouvons donc les valeurs caractéristiques du cisaillement pur. Lorsque μ est nul, nous retrouvons les valeurs de compression uni-axiale. Le passage d'un coefficient de frottement de 0 à 0,4, ce qui correspond à la plage de valeurs rencontrée en procédé de mise en forme, conduit à des augmentations de la triaxialité et de l'angle de Lode de 19%.

Lorsque les conditions de contact sont plus sévères, ce qui est le cas en mise en forme des produits métalliques [Dubo16], la loi de frottement de Coulomb n'est plus toujours admissible et il devient préférable d'utiliser la loi de frottement de Tresca. Le tenseur des contraintes s'écrit alors :

$$\underline{\sigma}_{surf} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & m \frac{\bar{\sigma}_{eq}}{\sqrt{3}} \\ 0 & 0 & 0 \\ m \frac{\bar{\sigma}_{eq}}{\sqrt{3}} & 0 & \sigma_n \end{bmatrix} \quad (2.27)$$

où m est le facteur de frottement compris entre 0 et 1. Les équations 2.1 à 2.11 donnent alors :

$$p = -\frac{I_1}{3} = -\frac{\sigma_n}{3} \quad (2.28)$$

$$\bar{\sigma}_{eq} = \sqrt{3J_2} = \frac{|\sigma_n|}{\sqrt{1 - m^2}} = -\frac{\sigma_n}{\sqrt{1 - m^2}} \quad (2.29)$$

$$\eta = -\frac{I_1}{3\sqrt{3J_2}} = -\frac{1}{3} \sqrt{1 - m^2} \quad (2.30)$$

$$\bar{\theta} = -\frac{6}{\pi} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{1 - m^2}{3 + m^2}} \right) \quad (2.31)$$

Lorsque le facteur de frottement m tend vers 1, les valeurs de l'angle de Lode et de triaxialité tendent vers 0, nous retrouvons là encore les valeurs caractéristiques du cisaillement pur.

Lorsque m est nul, nous retrouvons les valeurs de compression uni-axiale. Le passage d'un facteur de frottement de 0 à 0,4, ce qui correspond à la plage de valeurs rencontrée dans les procédés de mise en forme, conduit à des augmentations respectives de la triaxialité et de l'angle de Lode de 8,3 et 9,1% (Fig. 2-7). Le paramètre de Lode est donc moins sensible au modèle de frottement de Tresca qu'au modèle de Coulomb.

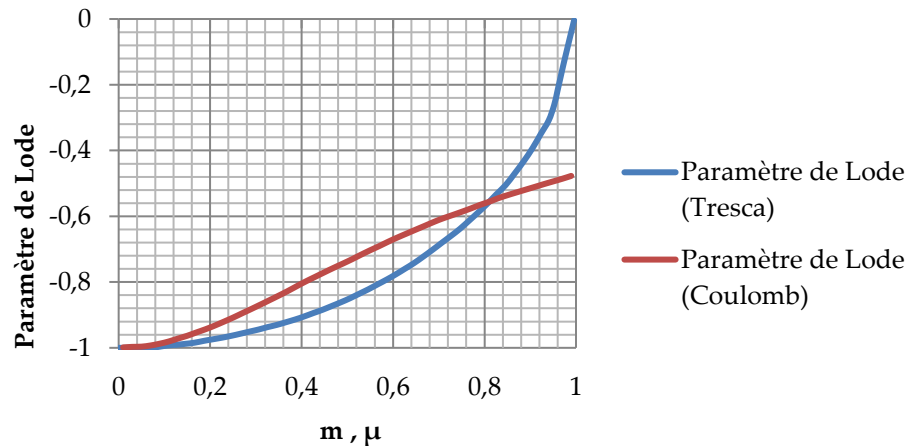


Figure 2- 7: Evolution du paramètre de Lode en fonction des coefficients de frottement de Coulomb (rouge) et de Tresca (bleu)

Cette première approche consistant à ne considérer que la sollicitation en surface permet de quantifier l'importance des coefficients de frottement et du choix du modèle de frottement sur la variation de la triaxialité et du paramètre de Lode. Toutefois les équations 2.24 et 2.29 montrent que la pression de contact réduite $\bar{\sigma}_n$, définie comme le rapport pression de contact sur la contrainte équivalente, est toujours inférieure à 1 ce qui est rarement le cas dans les procédés de mise en forme où ce ratio peut atteindre des valeurs comprise entre 1,5 et 3 [BaWa90, ScSh84]. Il est alors nécessaire d'ajouter un état de pression hydrostatique au tenseur des contraintes pour être représentatif de ce type de conditions de contact :

$$\underline{\sigma}_{surf} = \begin{bmatrix} \sigma & 0 & \tau \\ 0 & \sigma & 0 \\ \tau & 0 & \sigma_n \end{bmatrix}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}} \quad (2.32)$$

En posant $k = (\sigma_n - \sigma)/\sigma$, nous obtenons les expressions de la pression de contact réduite, du paramètre de Lode et de la triaxialité en fonction des coefficients de frottement de Coulomb ou de Tresca présentées dans le Tableau 2.2. Il apparait de façon logique que l'ajout d'une pression hydrostatique à l'état de contrainte $\underline{\sigma}$ modifie la valeur de la triaxialité. Nous pouvons également noter que le paramètre de Lode calculé à partir d'un frottement de type Tresca est insensible à l'effet de la pression hydrostatique. Ce résultat s'explique par le fait que dans ce cas de figure, la contrainte de cisaillement est proportionnelle à la contrainte équivalente et donc indépendante de la pression hydrostatique. Par contre, avec la loi de frottement de Coulomb, le paramètre de Lode évolue avec le paramètre k : l'ajout d'une pression hydrostatique augmente

la pression de contact qui, à son tour, fait augmenter la contrainte tangentielle et donc l'angle de Lode.

Tableau 2. 2: Valeurs de $\bar{\sigma}_n$, $\bar{\theta}$ et η au voisinage d'une surface frottante

Chargement	$\bar{\sigma}_n = \sigma_n /\bar{\sigma}_{eq}$	Paramètre de Lode $\bar{\theta}$	Triaxialité η
Cisaillement pur	0	0	0
Compression uniaxiale	1	-1	$-\frac{1}{3}$
Compression uniaxiale + Coulomb	$\frac{1}{\sqrt{1+3\mu^2}}$	$-\frac{6}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{1}{\sqrt{3(1+4\mu^2)}} \right)$	$-\frac{1}{3\sqrt{1+3\mu^2}}$
Compression uniaxiale + Tresca	$\sqrt{1-m^2}$	$-\frac{6}{\pi} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{1-m^2}{3+m^2}} \right)$	$-\frac{1}{3} \sqrt{1-m^2}$
Compression multiaxiale + Coulomb	$\frac{1+k}{\sqrt{k^2+3\mu^2(1+k)^2}}$	$-\frac{6}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{k}{\sqrt{3(k^2+4\mu^2(1+k)^2)}} \right)$	$-\frac{3+k}{3\sqrt{k^2+3\mu^2(1+k)^2}}$
Compression multiaxiale + Tresca	$\frac{1+k}{k} \sqrt{1-m^2}$	$-\frac{6}{\pi} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{1-m^2}{3+m^2}} \right)$	$-\frac{3+k}{3k} \sqrt{1-m^2}$

La pression de contact réduite augmente lorsque l'écart k entre la pression de contact et la pression moyenne diminue. Si le paramètre de Lode ne dépend pas de la pression réduite lorsque le modèle de frottement de Tresca est utilisé, il en va autrement lorsque la contrainte de frottement est calculée par la loi de frottement de Coulomb (Fig. 2-8). Ainsi l'augmentation de la pression réduite de 1 à 1,5 se traduit par une augmentation du paramètre de Lode de 2% à 10% pour des coefficients de frottement μ faibles à modérés (inférieurs à 0,2). Dans les mêmes conditions mais avec un coefficient de frottement de 0,4, valeur élevée en mise en forme à froid mais courante en mise en forme à chaud, le paramètre de Lode passe de -0,7 à 0.

Ces analyses montrent clairement que le paramètre de Lode relevé au voisinage de la surface est fortement sensible aux conditions de frottement et couvre le spectre complet entre compression uni-axiale et cisaillement pur.

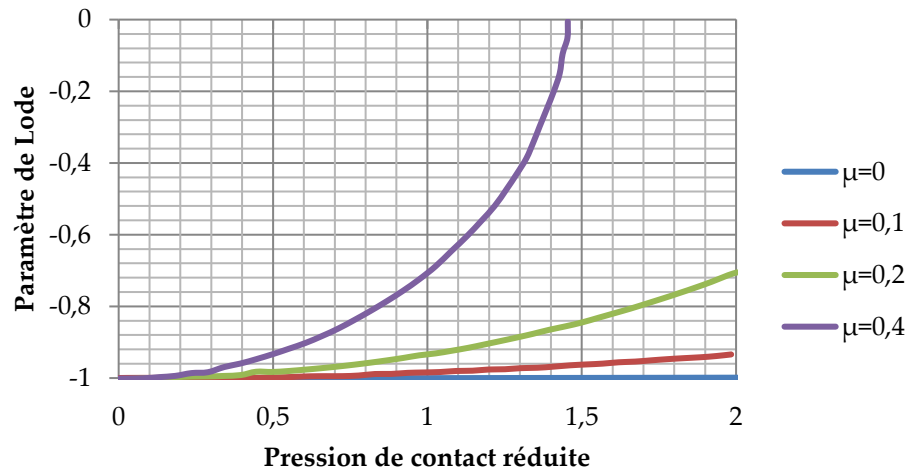


Figure 2- 8: Evolution du paramètre de Lode $\bar{\theta}$ en fonction de la pression de contact réduite $\bar{\sigma}_n$ pour différentes valeurs du coefficient de frottement de Coulomb

2.1.2 Les critères de rupture

Il existe de nombreux critères de rupture. Pour l'essentiel ces modèles proviennent d'approches empiriques. Ces critères sont basés sur l'accumulation de déformations plastiques et peuvent s'écrire sous la forme générale :

$$C = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} f(\underline{\sigma}) d\bar{\epsilon} \quad (2.33)$$

où C est une valeur critique dépendante du matériau, $\bar{\epsilon}_f$ est la déformation équivalente à la rupture, $\bar{\epsilon}$ est la déformation équivalente et $f(\underline{\sigma})$ est une fonction de l'état de contrainte [BaWi04a]. Ces critères peuvent être classés en sous familles (Tableau 2.3) :

- Les critères basés sur une valeur de déformation limite à partir de laquelle la rupture apparaît, indépendamment de l'état de contrainte (éq. 2.34),
- Les critères basés sur la triaxialité (éq. 2.35-2.37),
- Les critères basés sur la contrainte principale maximale (éq. 2.38-2.39).

Plus récemment, Tomasz Wierzbicki et son équipe ont travaillé sur des critères de rupture dépendant du paramètre de Lode $\bar{\theta}$ et de la triaxialité η (Tableau 2.4). Ces modèles reposent sur une modélisation 3D de la déformation à la rupture $\bar{\epsilon}_f$ qui s'exprime alors comme une fonction des paramètres $\bar{\theta}$ et η . La construction de la fonction rupture $\bar{\epsilon}_f(\bar{\theta}, \eta)$ nécessite de nombreux essais expérimentaux : essais de traction, de compression, de cisaillement pour faire varier le paramètre de Lode, essais sur éprouvettes lisses et entaillées pour faire varier la triaxialité (Fig. 2.9a). D'après leurs travaux, la fonction déformation à la rupture est décroissante par rapport à la triaxialité et paire par rapport au paramètre de Lode (Fig. 2-9b). Ces modèles de rupture ont notamment permis d'éliminer l'hypothèse selon laquelle il n'y avait pas de rupture possible pour des triaxialités inférieures à -1/3 [BaWi05, WBLB05].

Tableau 2. 3: Critères de rupture classiques

Critère

Déformation constante
[BaWi04a] $C_{dc} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} d\bar{\epsilon}$ (2.34)

Mc Clintock [Mccl68] $C_{mc} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \eta d\bar{\epsilon}$ (2.35)

Rice-Tracy [RiTr69] $C_{rt} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} e^{1.5\eta} d\bar{\epsilon}$ (2.36)

Johnson-Cook [JoCo85] $C_{jc} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{1}{D_1 + D_2 e^{D_3 \eta}} d\bar{\epsilon}$ (2.37)

Brozzo [BrDR72] $C_{br} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{2\sigma_I}{3(\sigma_I - \sigma_m)} d\bar{\epsilon}$ (2.38)

Cockcroft-Latham [CoLa69] $C_{cl} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_I}{\bar{\sigma}_{eq}} d\bar{\epsilon}$ (2.39)

Tableau 2. 4: Modèles de rupture avec dépendance à η et θ_L

Critère

Xue-Wierzbicki
[WBLB05] $\bar{\epsilon}_f = C_1 e^{-C_2 \eta} - (C_1 e^{-C_2 \eta} - C_3 e^{-C_4 \eta}) \left(1 - \frac{1}{\theta^n}\right)^n$ (2.40)

Bai-Wierzbicki
[Y08] $\bar{\epsilon}_f(\eta, \bar{\theta}) = \left[\frac{1}{2} (\bar{\epsilon}_f^{(+)} + \bar{\epsilon}_f^{(-)}) - \bar{\epsilon}_f^{(0)} \right] \bar{\theta}^2 + \frac{1}{2} (\bar{\epsilon}_f^{(+)} - \bar{\epsilon}_f^{(-)}) \bar{\theta} + \bar{\epsilon}_f^{(0)}$ (2.41)
 $\bar{\epsilon}_f^{(+)} = D_1 e^{-D_2 \eta}$; $\bar{\epsilon}_f^{(0)} = D_3 e^{-D_4 \eta}$; $\bar{\epsilon}_f^{(-)} = D_5 e^{-D_6 \eta}$

McClintock modifié
[BaWi10] $\bar{\epsilon}_f = \left(\frac{\sqrt{3}K}{c_2} \left[\sqrt{\frac{1+c_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) + c_1 \left(\eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \right] \right)^{\frac{1}{n}} - \epsilon_0$ (2.42)

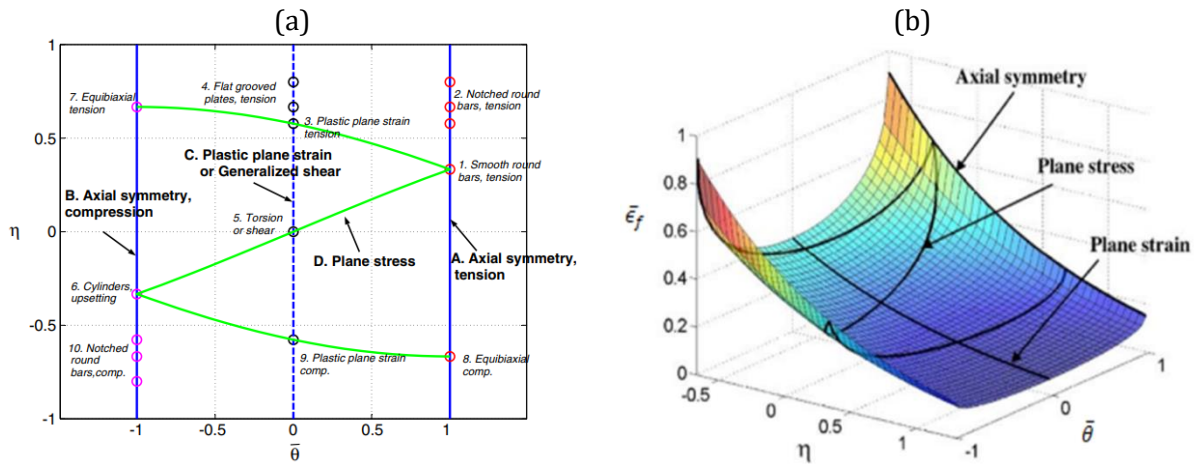


Figure 2- 9: a) Cartographie des essais de caractérisation en fonction de η et $\bar{\theta}$ [BaWi08];
 b) Représentation 3D de la déformation à la rupture en fonction de η et $\bar{\theta}$ [WBLB05]

2.1.3 Les modèles d'endommagement

Les modèles d'endommagement sont basés sur un couplage fort entre l'endommagement et le comportement plastique du matériau. L'endommagement est généralement caractérisé par un paramètre scalaire, variant entre 0 (matériau non endommagé) et 1 (matériau ruiné). Le comportement plastique est géré par des critères de plasticité reliant l'état de contraintes et la contrainte d'écoulement. Les modèles d'endommagement sont alors donnés au minimum par deux équations : un nouveau critère de plasticité adapté au modèle d'endommagement considéré et une loi d'évolution du paramètre d'endommagement. Comme cela a été introduit précédemment, nous pouvons distinguer deux types de modèles d'endommagement : les physiques et les phénoménologiques.

2.1.3.1 Les modèles physique (micromécanique)

Le modèle de Gurson

L'un des modèles micromécaniques les plus connus est le modèle de Gurson [Gurs76]. Ce modèle considère que les cavités présentes dans le matériau sont de forme sphérique. Ces cavités modifient le comportement du matériau. Cela est modélisé par l'introduction dans le critère de plasticité d'une variable d'endommagement f appelée fraction volumique de vide. La variable f est définie par :

$$f = \frac{V_{\text{vide}}}{V_{\text{total}}} \quad (2.43)$$

où V_{vide} représente le volume de vide dans un élément de volume élémentaire et V_{total} un volume élémentaire. Le critère de plasticité associé au modèle de Gurson est donné par :

$$\phi_{\text{Gurson}}(\underline{\sigma}, \sigma_0) = \left(\frac{\bar{\sigma}_{eq}}{\sigma_0} \right)^2 + 2f \cosh\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_h}{\sigma_0}\right) - 1 - f^2 = 0 \quad (2.44)$$

où σ_0 est la contrainte d'écoulement du matériau non endommagé. Pour $f = 0$ nous retrouvons le critère de plasticité de von Mises (éq 2.12). La figure 2.3 met en évidence la différence du comportement avec endommagement et sans endommagement.

Lorsque le volume des cavités augmente, la déformation plastique du matériau ne s'effectue plus à volume constant. Il est alors possible d'exprimer l'accroissement de la fraction volumique $\dot{f}_{croissance}$ en fonction de la trace du tenseur des taux de déformation plastique $\dot{\epsilon}$:

$$\dot{f}_{croissance} = (1 - f)\text{tr}(\dot{\epsilon}) \quad (2.45)$$

Le matériau est totalement ruiné lorsque $f = 1$.

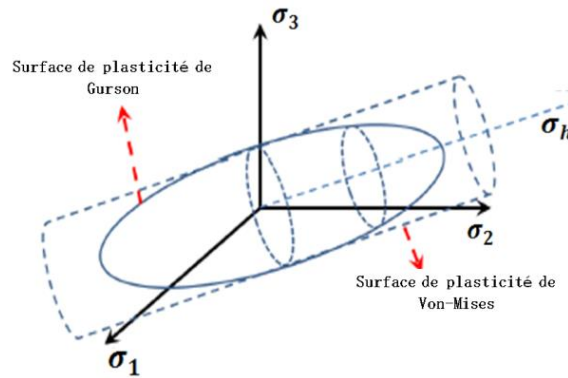


Figure 2- 10: Représentation des surfaces de Gurson et de von-Mises dans l'espace des contraintes principales [Cao13]

Le modèle de Gurson, Tvergaard et Needleman (GTN)

Le modèle de Gurson propose un couplage fort de l'endommagement à loi de comportement. Toutefois il ne prend pas en compte les interactions entre les cavités. Tvergaard et Needleman ont comblé cette lacune en introduisant dans le modèle de Gurson la coalescence de cavités par striction interne. Cela se traduit par l'introduction de coefficients correcteurs q_i dans l'expression du critère de plasticité de Gurson et par la considération de l'accroissement de fraction volumique f par croissance et par nucléation [BePO93, PiGG98, TvNe84]. Il s'en suit les équations suivantes :

$$\phi_{GTN} = \left(\frac{\bar{\sigma}_{eq}}{\sigma_0}\right)^2 + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{3q_2 \sigma_h}{2\sigma_0}\right) - 1 - q_3 f^{*2} = 0 \quad (2.46)$$

$$f^* = \begin{cases} f & \text{pour } f < f_c \\ f_c + \frac{f_u - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c) & \text{pour } f > f_c \end{cases} \quad (2.47)$$

$$\dot{f} = \dot{f}_{nucléation} + \dot{f}_{croissance} = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\bar{\epsilon} - \epsilon_N}{S_N}\right)^2\right] \dot{\bar{\epsilon}} + (1 - f)\text{tr}(\dot{\epsilon}) \quad (2.48)$$

Avec :

- q_1, q_2, q_3 : paramètres de pondération

- f^* : fonction de la fraction volumique du vide f
- f_u^* : valeur de f^* à la rupture
- f_F : valeur de f à la rupture
- f_C : valeur de f à partir de laquelle débute la coalescence
- f_N : valeur de f à partir de laquelle débute la nucléation
- S_N : déviation standard de la distribution gaussienne
- ϵ_N : déformation plastique à la nucléation maximale
- $\bar{\epsilon}$: déformation plastique équivalente
- $\dot{\bar{\epsilon}}$: vitesse de déformation équivalente

Il est intéressant de noter que cette approche fait apparaître la probabilité que deux cavités fusionnent entre elles [ChNe80].

L'utilisation du modèle d'endommagement GTN requiert donc la connaissance de neuf paramètres : trois paramètres de pondération dans le critère de plasticité (q_1, q_2, q_3), six paramètres pour décrire la variable d'endommagement et son évolution ($f_u^*, f_F, f_C, f_N, S_N$ et ϵ_N). Ce nombre peut être ramené en 5 en remarquant que $f^* = 1/q_1, q_3 = q_1^2$ et qu'en général $q_1 = 1,5$ et $q_2 = 1$ donnent de très bons résultats [TvNe84]. De plus, la valeur de la fraction volumique à la rupture f_F peut être déduite de la valeur initiale de vide f_0 par la relation [ZhT000] :

$$f_F = 0.15 + 2f_0 \quad (2.49)$$

Si cette équation ne réduit pas le nombre de paramètres nécessaire à l'utilisation du modèle, elle permet par contre de faciliter l'identification puisque f_0 , qui est fonction de la porosité initiale du matériau, peut être mesurée expérimentalement, soit par observation au microscope sur échantillons, soit directement par tomographie à rayon X [DBKM16].

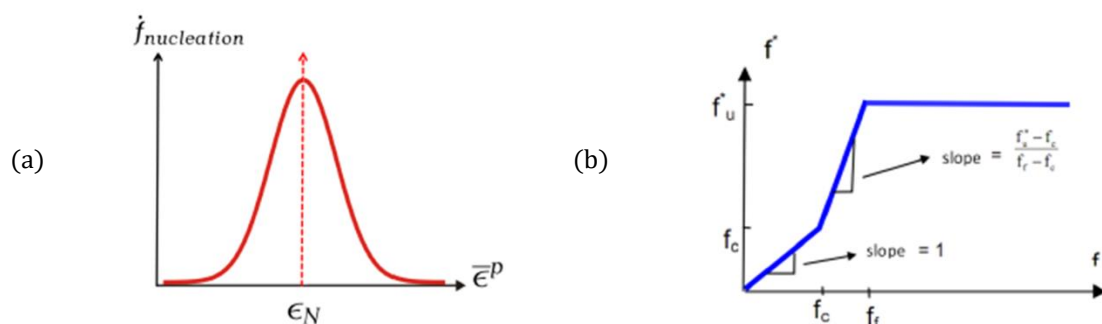


Figure 2- 11: La loi de nucléation et la fonction de la fraction volumique modifiée [Cao13]. (a) La loi de nucléation [ChNe80], (b) Evolution de la valeur de la fraction volumique modifiée f^*

Le modèle de Gologanu, Leblond et Devaux (GLD)

L'une des limitations majeures du modèle GTN est qu'il considère que les porosités sont et restent de forme sphérique. Cette hypothèse n'est pas valable sauf pour des valeurs élevées de la triaxialité (de l'ordre de $\eta = 1,5$) [Cao13]. Le modèle développé par Gologanu, Leblond et Devaux (GLD) est une extension du modèle GTN qui corrige cette limitation en introduisant des cavités

de forme ellipsoïdale incluses dans une matrice elle-même de forme ellipsoïdale [GoLD93]. La variable f est donnée par :

$$f = \frac{R_{y1}R_{x1}^2}{R_{y2}R_{x2}^2} \quad (2.50)$$

où R_{x1} , R_{y1} , R_{x2} et R_{y2} sont les dimensions caractéristiques de l'inclusion et de la matrice (Fig. 2.12). Les lois associées au modèle GLD sont données par :

$$\phi_{GLD} = \frac{C \cdot \bar{Z}}{\sigma_0^2} + 2q(g+1)(g+f) \cosh\left(\frac{\bar{\kappa}\sigma_H}{\sigma_0}\right) - (g+1)^2 - q^2(g+f)^2 = 0 \quad (2.51)$$

$$\dot{f} = \dot{f}_{\text{nucleation}} + \dot{f}_{\text{croissance}} = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\bar{\epsilon} - \epsilon_N}{S_N}\right)^2\right] \dot{\bar{\epsilon}} + (1-f)\text{tr}(\dot{\epsilon}) \quad (2.52)$$

Avec :

$$\bar{Z} = \frac{3}{2} \underline{Z} : \underline{Z} \quad (2.53)$$

$$\underline{Z} = \underline{s} + \frac{v^*}{3} [(1-2\alpha_2)\sigma_{xx} + \alpha_2(\sigma_{yy} + \sigma_{zz})] \begin{bmatrix} 2 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix}_B \quad (2.54)$$

$$\sigma_H = (1-2\alpha_2)\sigma_{xx} + \alpha_2(\sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad (2.55)$$

$$q = 1 + 2(q_1 - 1) \frac{R_{x1}R_{y1}}{R_{y1}^2 + R_{y1}^2} \quad (2.56)$$

Dans ces équations, B est une base orientée en fonction de l'axe de révolution de la cavité, q_1 le terme correctif du critère de Gurson-Tvergaard-Needleman et les paramètres C , v^* , g , $\bar{\kappa}$ et α_2 sont des fonctions des dimensions R_{x1} , R_{y1} , R_{x2} et R_{y2} et de l'orientation des cavités [CLOC03, GoLD93]. La loi d'évolution de l'endommagement f (éq. 2.52) est identique à celle du modèle GTN.

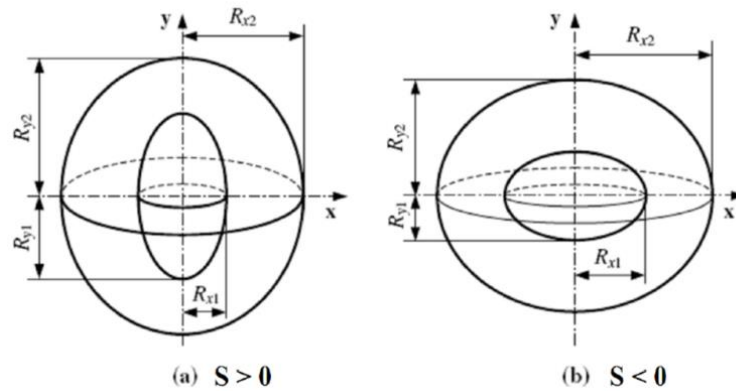


Figure 2- 12: Les formes des cavités traitées par le modèle GLD [GoLD93]

Le fait que ce modèle prenne en compte l'orientation des cavités le rend intéressant pour l'étude des matériaux anisotropes [CLOC03]. Néanmoins, l'utilisation du modèle GLD est rendue difficile de par le nombre important de paramètres requis : cinq pour le critère de plasticité (R_{x1} , R_{y1} , R_{x2} , R_{y2} et q_1), six pour la loi d'évolution de f (f_u^* , f_F , f_C , f_N , S_N et ϵ_N), à quoi s'ajoute la nécessité de définir la base B liée à l'orientation des cavités.

2.1.3.2 Les modèles phénoménologiques

Le modèle de Lemaitre et la variable d'endommagement D

Les modèles phénoménologiques, appelés également modèles d'endommagement macroscopiques, sont développés en se basant sur les équations de la mécanique des milieux continus et le principe de contrainte effective [Chab82]. Une variable d'endommagement D caractérise le taux de dégradation d'un Volume Élémentaire Représentatif (VER) à l'échelle macroscopique [Lema85]. D est définie comme le rapport de la surface endommagée S_D par la surface totale S_T du VER dans un plan défini par rapport à un vecteur normal \vec{n} (Fig. 2-13) :

$$D = \frac{S_D}{S_T} \quad (2.57)$$

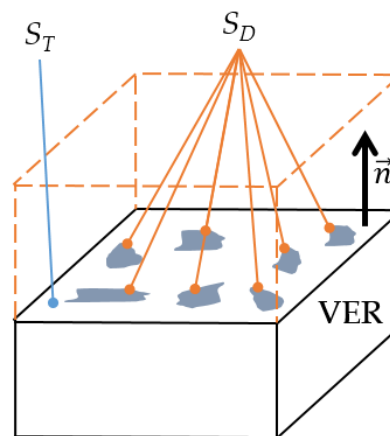


Figure 2- 13: Représentation graphique de la variable d'endommagement D

Le comportement en déformation du matériau endommagé est alors représenté par la loi constitutive du matériau sain dans lequel la contrainte vraie σ_M est remplacée par la contrainte effective endommagée $\bar{\sigma}$. Le couplage entre le comportement du matériau et l'endommagement se fait à travers une fonction w de la variable D :

$$\bar{\sigma} = w(D)\sigma_M \quad (2.58)$$

La fissuration macroscopique du matériau se produit dès que la variable D atteint une valeur critique D_c . Nous avons donc $0 \leq D \leq D_c \leq 1$. Les équations décrivant l'endommagement sont alors données par [Lema85] :

$$w(D) = 1 - D \quad (2.59)$$

$$\dot{D} = \dot{\bar{\epsilon}} \left(\frac{Y}{S} \right)^s \quad (2.60)$$

$$Y = \frac{\bar{\sigma}_{eq}^2}{2E(1-D)^2} \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu)\eta^2 \right] \quad (2.61)$$

Y représente le taux de libération de la densité d'énergie, E et ν sont le module d'Young et le coefficient de Poisson, η la triaxialité (éq. 2.11). S , s sont des paramètres du matériau à identifier.

Les améliorations du modèle de Lemaitre

Dans le modèle historique de Lemaitre, l'endommagement se produit dès que le matériau se déforme et aucune distinction n'est faite entre le comportement en traction et celui en compression. Ces hypothèses peu respectueuses de la réalité physique ont été corrigées par Lemaitre en introduisant dans ses modèles suivants deux variables supplémentaires : la déformation plastique seuil ϵ_D et le coefficient de fermeture partielle des cavités h [Lema96]. La déformation plastique seuil est la déformation à partir de laquelle l'endommagement est pris en compte. Elle correspond au début de la croissance des cavités. A partir de cette limite, D devient non nulle et la contrainte effective $\bar{\sigma}$ devient différente de la contrainte vraie σ_M . Le coefficient de fermeture des cavités traduit le fait que l'endommagement ne se produit pas de la même façon en traction et en compression. Le coefficient h est compris entre 0 et 1. Pour une valeur nulle de h , le matériau ne s'endommage pas en compression. Pour une valeur unitaire de h , l'endommagement en compression est identique à l'endommagement en traction. Une valeur de h égale à 0,2 est recommandée pour étudier l'endommagement des métaux [Bouc10, Hube10, Lema96]. Enfin, en se basant sur le résultat de nombreuses études expérimentales [BaWi04b, BaWi05], une limite de triaxialité $\eta = -\frac{1}{3}$ au dessous de laquelle l'endommagement ne se produit pas a été introduite. Le modèle de Lemaitre modifié est alors donné par les équations suivantes :

$$\dot{D} = \begin{cases} \dot{\bar{\epsilon}} \left(\frac{Y}{S} \right)^s & \text{si } \bar{\epsilon} > \epsilon_D \text{ et } \eta > -\frac{1}{3} \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.62)$$

$$w(D) = \begin{cases} 1 - D, & \eta \geq 0 \\ 1 - hD, & \eta < 0 \end{cases} \quad \text{avec} \quad \bar{\sigma} = w(D)\sigma_M \quad (2.63)$$

$$Y = \frac{\bar{\sigma}_{eq}^2}{2E[w(D)]^2} \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu)\eta^2 \right] \quad (2.64)$$

Toutefois une des limites de ce modèle est sa faible sensibilité pour des faibles valeurs de triaxialité [Bouc10, Boug09, CGMB14, TSAC06].

2.1.3.3 Modèle d'endommagement avec la prise en compte du paramètre de Lode

Les modèles d'endommagement présentés ci-dessus prennent en compte les effets de la contrainte hydrostatique sur l'ouverture, voire la fermeture, des cavités. Lorsque le matériau n'est soumis qu'à du cisaillement, la contrainte hydrostatique devient nulle : ces modèles ne détectent pas d'endommagement et considèrent le matériau comme sain. Or les observations expérimentales montrent qu'en cisaillement pur, les cavités se déforment autour des inclusions, s'allongeant et s'alignant dans la direction du cisaillement (Fig. 2-14) [AGDS13, Mass10]. L'endommagement est donc différent de celui observé en traction mais il est bien présent et doit être modélisé. La solution généralement adoptée pour résoudre cette lacune consiste à modifier les modèles d'endommagement existants en y intégrant le paramètre de Lode. L'ensemble des termes du tenseur des contraintes sont alors pris en compte dans les modèles ainsi développés.

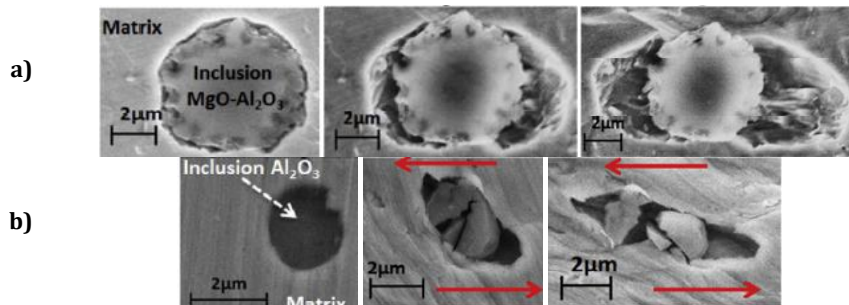


Figure 2- 14: Influence du mode de sollicitation sur l'endommagement. Mise en évidence des phases de germination et de croissance autour d'inclusions d'oxydes d'aluminium dans un acier HSLA. a) sous l'effet de la traction, b) sous l'effet du cisaillement [AGDS13]

Les modèles micromécaniques avec paramètre de Lode

Le modèle GTN modifié par L. Xue

L. Xue a proposé un nouveau modèle d'endommagement en intégrant au modèle GTN les résultats des travaux de McClintock et al. sur la croissance des cavités dans les bandes de cisaillement [McKB66, Xue08]. Dans un premier temps, L. Xue introduit une variable d'endommagement D définie par :

$$D = K_D(q_1 f + D_{shear}) \quad (2.65)$$

où q_1 et f sont respectivement le paramètre de pondération et la fraction volumique du modèle GTN (éq. 2.46), K_D est un coefficient et D_{shear} est la variable d'endommagement en cisaillement définie par :

$$D_{shear} = \frac{\varepsilon_{art}}{\varepsilon_{shear-band}} \quad (2.66)$$

Dans cette équation, ε_{art} représente la déformation artificielle liée au rapprochement de deux cavités voisines lors du cisaillement, et $\varepsilon_{shear-band}$ représente la déformation à la rupture en cisaillement d'après McClintock [McKB66]. Ensuite, cette variable est introduite dans le critère de plasticité en remplacement du terme $q_1 f^*$ et en conservant la relation $q_3 = q_1^2$. L'équation 2.46 devient alors [Xue07] :

$$\Phi_{GTNX} = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_0}\right)^2 + 2D \cosh\left(\frac{3q_2\sigma_h}{2\sigma_0}\right) - 1 - D^2 = 0 \quad (2.67)$$

Les lois d'évolution des paramètres K_D et D_{shear} sont données par :

$$K_D = \begin{cases} 1 & \text{pour } D \leq D_c \\ \frac{1/q_1 - f_c}{f_f - f_c} & \text{pour } D_c < D \leq 1 \end{cases} \quad (2.68)$$

$$\dot{D}_{shear} = q_3 f^{q_4} (1 - |\bar{\theta}|) \bar{\varepsilon} \dot{\varepsilon} \quad (2.69)$$

où q_4 est un paramètre égal à $\frac{1}{2}$ pour les problèmes 2D et $\frac{1}{3}$ pour les problèmes 3D. Lors d'une sollicitation en traction ou en compression, le paramètre de Lode vaut plus ou moins 1, l'équation 2.69 est alors nulle et les équations 2.67 et 2.46 sont équivalentes. La figure 2-15 montre la différence entre les variables d'endommagement pour le modèle GTN et le modèle proposé par L. Xue.

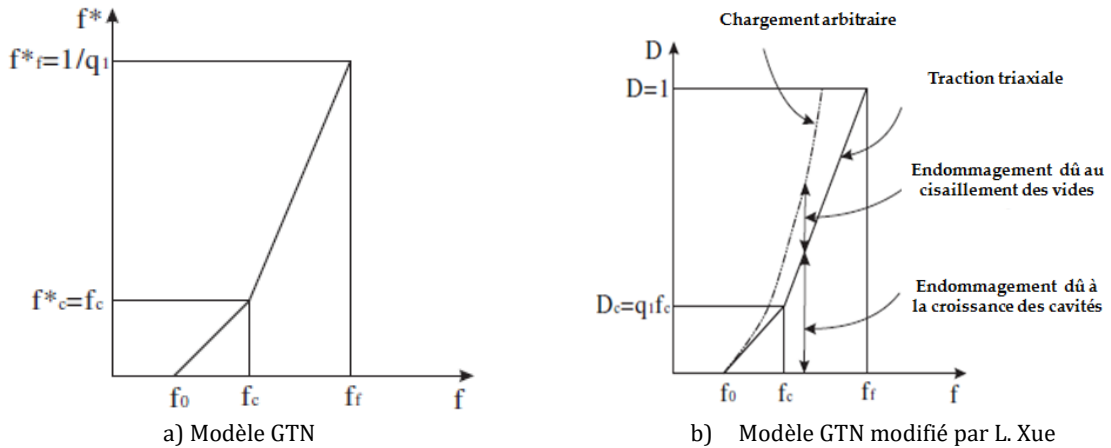


Figure 2- 15 : Les fractions volumiques pour les modèles GTN et GTN modifié par L. Xue [Xue07]

Le modèle GTN modifié par Nahshon et Hutchinson

Nahshon et Hutchinson ont proposé une modification du modèle GTN afin d'améliorer la prédiction de l'endommagement en cisaillement [NaHu08]. Leur approche repose sur la formulation phénoménologique du taux de croissance des cavités par nucléation, le critère de plasticité utilisé restant celui du modèle GTN (éq. 2.46). Cette modification permet de prendre en compte l'adoucissement induit par la déformation et la réorientation de cavités, même si celles-ci se déforment sans variation de volume. Un nouveau paramètre k_ω est introduit afin de

prendre en compte l'effet du cisaillement sur le taux de croissance des cavités. Ce coefficient est couplé à une fonction du paramètre de Lode et un terme découlant de la puissance de déformation plastique afin que l'ensemble demeure cohérent avec l'approche micromécanique de Gurson :

$$\dot{f} = (1 - f)tr(\dot{\epsilon}) + k_{\omega} f \omega_0 \frac{S:\dot{\epsilon}}{\sigma_{eq}} \quad (2.70)$$

avec :

$$\omega_0 = 1 - \sin^2(3\theta_L) \quad (2.71)$$

Le modèle GTN modifié par Nahshon, Hutchinson, Nielsen et Tvergaard

Le modèle proposé par Nahshon et Hutchinson est capable de prédire la localisation de l'endommagement à faible triaxialité et ne nécessite l'identification que d'un seul paramètre supplémentaire par rapport au modèle GTN. Toutefois Nielsen et Tvergaard ont montré que pour des valeurs de triaxialité élevées, le terme ajouté pour prendre en compte le cisaillement a une influence trop importante et surestime l'endommagement [NiTv09]. Pour limiter cette influence, ils ont proposé d'ajouter une fonction de pondération Ω dépendante de la triaxialité η [NiTv10] :

$$\omega_0 = [1 - \sin^2(3\theta_L)]\Omega(\eta) \quad (2.72)$$

$$\Omega(\eta) = \begin{cases} 1 & \text{si } \eta < T_1 \\ \frac{\eta - T_2}{T_1 - T_2} & \text{si } T_1 \leq \eta \leq T_2 \\ 0 & \text{si } \eta > T_2 \end{cases} \quad (2.73)$$

Pour des valeurs de triaxialité supérieures à T_2 le modèle d'endommagement est équivalent au modèle GTN. Pour des valeurs de triaxialité inférieures à T_1 , le modèle est équivalent au modèle de Nahshon et Hutchinson. Nielsen et Tvergaard préconisent les valeurs $T_1 = 0$ and $T_2 = 0,5$.

Les modèles phénoménologiques avec paramètre de Lode

Modèle LEL (Lode-dependent Enhanced Lemaitre)

Le modèle de Lemaitre tel qu'il est défini par les équations 2.62 à 2.64 n'est pas apte à prédire convenablement la localisation de la rupture en cisaillement. T.S. Cao a réglé ce problème en multipliant le potentiel d'endommagement proposé par Lemaitre par une fonction du paramètre de Lode. Il en déduit les nouvelles formulations de l'évolution de la variable d'endommagement \dot{D} et du taux de libération de la densité d'énergie Y suivantes :

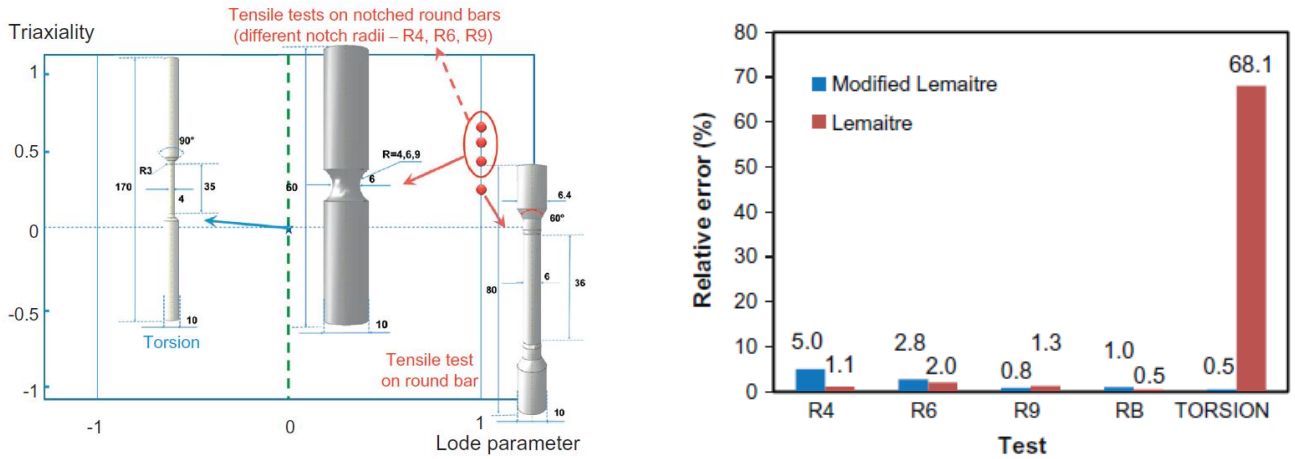
$$\dot{D} = \begin{cases} \dot{\bar{\epsilon}} \left(\frac{Y}{S}\right)^s \frac{1}{\alpha_1 + \alpha_2 \bar{\theta}^2} & \text{si } \bar{\epsilon} > \epsilon_D \text{ et } \eta > -\frac{1}{3} \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.74)$$

$$Y = \frac{\bar{\sigma}_{eq}^2}{2Ew(D)^2} \left[\frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu)\eta^2 \right] \quad (2.75)$$

Dans le modèle de Lemaitre, la fonction de couplage entre contrainte vraie et contrainte endommagée $w(D)$ est basée sur des valeurs obtenues en traction et en compression, correspondant à des triaxialités de +1/3 ou de -1/3. Une nouvelle fonction de couplage est alors proposée permettant de respecter ces limites tout en permettant une transition pour les triaxialités proches de 0 rencontrées en cisaillement. En première approche T.S. Cao propose une transition linéaire [Cao13] :

$$w(D) = \begin{cases} 1 - D & \text{si } \eta \geq \eta_1 \\ 1 - \frac{(1 - h)\eta + h\eta_1 - \eta_2}{(\eta_1 - \eta_2)} D & \text{si } \eta_1 > \eta \geq \eta_2 \\ 1 - hD & \text{si } \eta_2 > \eta \end{cases} \quad (2.76)$$

La figure 2-16 présente une comparaison entre ces deux modèles pour des essais de traction sur éprouvettes entaillées et sur des essais de torsion. Les essais sur éprouvettes entaillées permettent de faire varier la triaxialité η tout en gardant le paramètre de Lode égal à 1. Les essais de torsion testent les modèles pour une triaxialité et un paramètre de Lode égaux à 0. Le modèle LEL montre clairement son utilité pour les sollicitations où l'angle de Lode est proche de 0.



(a) Les valeurs du paramètre de Lode et des triaxialités des échantillons testés

(b) Graphe des erreurs de prédiction de la rupture pour les modèles

Figure 2- 16: Comparaison entre le modèle LEL et Lemaitre[CGMB14]

Enfin, des études récentes montrent que l'hypothèse émise par Y. Bai et T. Wierzbicki n'est pas toujours valide : l'endommagement peut se produire avec une triaxialité inférieure à -1/3 [CGMB13, TBMB15]. Pour tenir compte de cette possibilité, le nouveau paramètre η_{lim} a été introduit dans le modèle LEL. L'équation (2.74) devient alors :

$$\dot{D} = \begin{cases} \dot{\bar{\epsilon}} \left(\frac{Y}{S}\right)^s \frac{1}{\alpha_1 + \alpha_2 \bar{\theta}^2} & \text{si } \bar{\epsilon} > \epsilon_D \text{ et } \eta > \eta_{lim} \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.77)$$

Finalement le modèle LEL introduit cinq nouveaux paramètres : les paramètres matériaux α_1 et α_2 , les limites de triaxialité η_1 et η_2 de la fonction de couplage $w(D)$ et la limite de triaxialité η_{lim} dans la loi d'évolution de D . En traction ou en compression, $\bar{\theta}^2$ est égal à 1. Choisir α_1 égal à $1 - \alpha_2$ permet de respecter l'égalité entre les équations 2.74 et 2.62, assurant ainsi l'équivalence des modèles de Lemaitre et LEL. De plus, T.S. Cao propose de choisir les bornes de triaxialité égales à $1/3$ pour η_1 et $-1/3$ pour η_2 . Au final, le modèle LEL nécessite l'identification que deux paramètres supplémentaires par rapport au modèle de Lemaitre, α_2 et η_{lim} .

Le modèle de Xue

L. Xue a proposé un modèle phénoménologique basé sur le calcul de la déformation à la rupture équivalente ϵ_f avec une dépendance à la pression hydrostatique p et l'angle de Lode θ_L [Xue07]. L'évolution de la variable d'endommagement est de la forme :

$$\dot{D} = A: \dot{\sigma} = a_1 \dot{p} + a_2 \dot{\bar{\theta}} + a_3 \dot{\bar{\sigma}}_{eq} \quad (2.78)$$

où \dot{p} , $\dot{\bar{\theta}}$ et $\dot{\bar{\sigma}}_{eq}$ désignent respectivement les variations de la pression hydrostatique, du paramètre de Lode et de la contrainte équivalente durant un incrément de temps dt . L. Xue introduit ensuite le critère de plasticité de von Mises. La déformation plastique ne dépend alors que du déviateur des contraintes \underline{s} , elle ne dépend ni de la pression hydrostatique ni de l'angle de Lode. L. Xue émet alors l'hypothèse qu'il en va de même pour la variation de D , ce qui implique $a_1 = a_2 = 0$. Il exprime ensuite $\dot{\bar{\sigma}}_{eq}$ en fonction de la vitesse de déformation plastique via la loi de comportement et normalise l'ensemble en introduisant la fonction déformation à la rupture équivalente ϵ_f . Le modèle de Xue est alors régi par les équations suivantes :

$$\dot{D} = a_3 \dot{\bar{\sigma}}_{eq} = m \left(\frac{\bar{\epsilon}_p}{\epsilon_f(p, \theta_L)} \right)^{m-1} \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\epsilon_f(p, \theta_L)} \quad (2.79)$$

$$w(D) = 1 - D^\beta \quad (2.80)$$

Dans ces équations, m et β sont des paramètres du matériau et $\epsilon_f(p, \theta_L)$ est la fonction déformation à la rupture équivalente donnée par :

$$\epsilon_f = \epsilon_{f0} \mu_p(p) \mu_\theta(\theta_L) \quad (2.81)$$

où ϵ_{f0} est une déformation plastique de référence à identifier. Ce modèle suppose que les effets de la pression hydrostatique et de l'angle de Lode sont découplés. Ainsi ces paramètres apparaissent dans deux fonctions multiplicatives distinctes :

$$\mu_p = 1 - q \ln \left(1 - \frac{p}{p_L} \right) \quad (2.82)$$

$$\mu_\theta = \gamma + (1 - \gamma) \left| \frac{6\theta_L}{\pi} \right|^k = \gamma + (1 - \gamma) |\bar{\theta}|^k \quad (2.83)$$

où q et k sont des paramètres du matériau, p_L est la pression hydrostatique limite au-dessus de laquelle l'endommagement ne se produit pas et γ le rapport entre la déformation à la rupture en cisaillement ϵ_{sh} et la déformation à rupture en traction ϵ_{tr} :

$$\gamma = \frac{\epsilon_{sh}}{\epsilon_{tr}} \quad (2.84)$$

Le paramètre de Lode étant compris entre -1 et $+1$ et γ étant toujours positif, la fonction μ_θ est toujours positive. Par contre, d'après l'équation 2.82, la fonction μ_p s'annule lorsque la pression p est égale à la valeur p_{cutoff} donnée par :

$$p_{cutoff} = p_L (1 - e^{1/q}) \quad (2.85)$$

En dessous de p_{cutoff} , la fonction μ_p , et donc la déformation à la rupture, deviennent négatives, ce qui n'a pas de sens physique. Le modèle de Xue prédit alors qu'il y a la rupture ductile lorsque la variable d'endommagement critique D_c est atteinte ou lorsque la pression hydrostatique est inférieure à p_{cutoff} (donc lorsque la contrainte hydrostatique σ_h est supérieure à $-p_{cutoff}$). La figure 2.17 résume l'effet des différents paramètres sur la rupture.

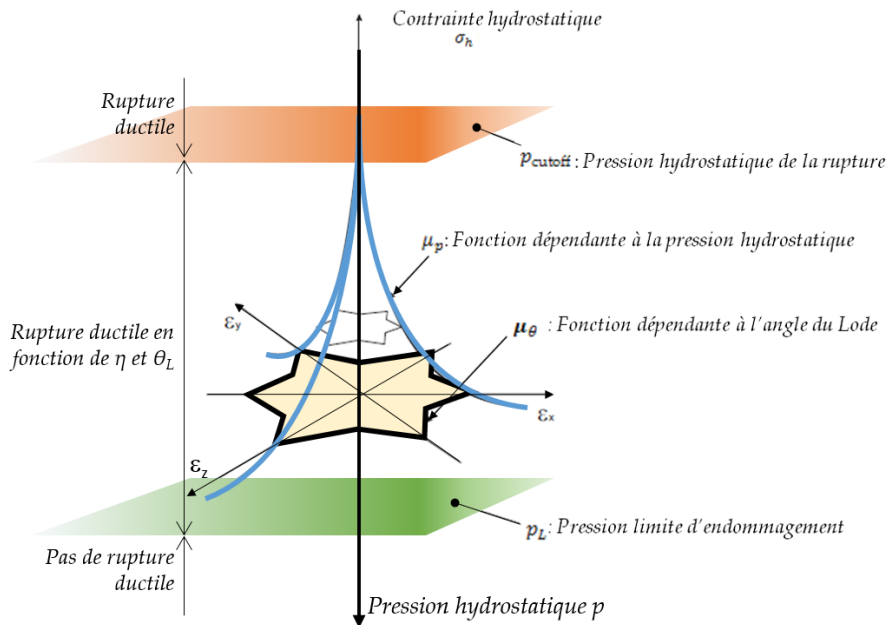


Figure 2-17: Représentation 3D de la déformation à la rupture selon le modèle de Xue [Xue07]

L'un des défauts majeurs du modèle de Xue est que l'endommagement débute dès que le matériau subit une déformation. Basé sur les mêmes principes que ceux du modèle de Lemaitre, T.S. Cao a proposé d'imposer au modèle de Xue une déformation plastique seuil ϵ_D [Cao13, Cao14]. Le modèle devient :

$$\dot{D} = \begin{cases} m \left(\frac{\bar{\epsilon}_p}{\epsilon_f(p, \theta_L)} \right)^{m-1} \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\epsilon_f(p, \theta_L)} & \text{si } \bar{\epsilon} > \epsilon_D \text{ et } p < p_L \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.86)$$

Au final, le modèle de Xue comprend huit paramètres : D_c , q , m , k , ϵ_{f0} , ϵ_D , p_L , γ et β . L. Xue propose de choisir les valeurs m égale à 2 et k égale à 1 pour la plupart des matériaux, ce qui réduit le nombre de paramètres à identifier à six.

2.2 Sélection des modèles pour une application au contact frottant

2.2.1 Choix des modèles pour la présente étude

Le choix d'un modèle d'endommagement pour une étude s'avère toujours délicat. Tout d'abord, les modèles sont très nombreux. Ensuite, même au sein d'une même famille (micromécanique ou phénoménologique), leurs hypothèses de départ sont différentes ce qui fait que leurs champs d'application ne sont pas toujours équivalents. Enfin, le perfectionnement des modèles se fait souvent en introduisant de nouvelles variables ou des nouveaux paramètres qu'il faut identifier avec précision. Le gain obtenu à adoptant des hypothèses plus réalistes peut être ruiné s'il est impossible à l'utilisateur d'accéder à un jeu de paramètres fiables.

Le tableau 2.5 présente une comparaison des modèles présentés précédemment plus haut dans ce chapitre en se basant sur quatre critères : le couplage endommagement-plasticité, la dépendance à la triaxialité, la dépendance au paramètre de Lode et enfin le nombre de paramètres à identifier.

Tableau 2. 5: Comparaison des modèles d'endommagement

Modèle	Couplage	Triaxialité	Paramètre de Lode	paramètres à identifier
Mc Clintock [Mccl68]		●		1
Rice-Tracy [RiTr69]		●		1
Johnson-Cook [JoCo85]		●		3
Brozzo [BrDR72]		●		1
Cockcroft-Latham [CoLa69]				1
Xue-Wierzbicki [WBLB05]		●	●	5
Bai-Wierzbicki [Y08]		●	●	6
McClintock modifié [BaWi10]		●	●	5
GTN [TvNe84]	●	●		9
GLD [GoLD93]	●	●		14
GTN / Xue [Xue08]	●	●	●	10
GTN / Nahshon-Hutchinson [NaHu08]	●	●	●	12
Lemaitre [Bouc10]	●	●		5
LEL [CGMB14]	●	●	●	10
Xue [Xue07]	●	●	●	9

A l'exception du modèle de Cockcroft-Latham basé sur la contrainte maximale en traction σ_1 , l'ensemble des modèles proposé prend en compte l'effet de la triaxialité sur la prédiction de la rupture ductile. Notre choix se fera en conséquence vers un critère de rupture ou un modèle d'endommagement dépendant de la triaxialité.

Comme cela a été souligné dans la partie introductive de ce chapitre, les conditions de contact et de frottement impactent directement les valeurs de l'angle de Lode en proche surface.

L'objectif de la thèse étant d'étudier les phénomènes de grippage et d'usure abrasive, il est donc essentiel d'avoir recours dans notre étude à des modèles prenant en compte ce paramètre.

Dans un premier temps nous souhaitons prédire numériquement l'initiation du grippage lors d'un procédé de fabrication. Un critère de rupture ductile est donc tout à fait apte à répondre à nos attentes. Néanmoins, une des étapes futures du travail sera de quantifier le volume de matériau arraché de la surface de la pièce et susceptible d'adhérer à la surface de l'outil. Le défaut de grippage se traduisant par des réseaux de fissures espacées plus ou moins périodiquement à la surface du matériau le plus ductile, prendre en compte le couplage plasticité-endommagement sera alors essentiel puisque seuls les modèles couplés permettront de prédire les défauts périodiques [Mari03]. De ce fait nous limiterons notre choix aux modèles d'endommagement couplés.

Enfin il est également important de tenir compte du nombre de paramètres à identifier. Un nombre de paramètres élevé va induire une procédure d'identification complexe à mettre en œuvre, nécessitant la mise en place d'essais expérimentaux complémentaires.

Parmi les modèles présentés, quatre répondent à nos critères de sélection : le modèle GTN modifié par L. Xue, le modèle GTN modifié par Nahshon et Hutchinson, le modèle LEL et le modèle de Xue.

Les modèles GTN/Xue et GTN/Nahshon-Hutchinson sont des modèles micromécaniques dans lesquels une partie phénoménologique a été introduite pour prendre en compte le paramètre de Lode. Les modèles de type GTN requièrent l'identification de nombreux paramètres, de 9 pour le modèle historique de Gurson à 14 pour le modèle GLD. Certains des paramètres peuvent être choisis indépendamment du matériau sans grand risque. C'est notamment le cas des paramètres de pondération q_1 , q_2 et q_3 qui sont souvent pris égaux à 1,5, 1 et 2,25 pour la plupart des métaux. Par contre, les modèles sont très sensibles aux paramètres liés à l'évolution des cavités (f_0 , f_c , f_f , f_N) [AKIF11]. Ces derniers doivent donc être identifiés de façon robuste. Les modèles GTN étant basés sur une approche micromécanique, certains auteurs se basent sur des observations microstructurales pour identifier ces paramètres. Leurs approches reposent notamment sur l'utilisation de micrographie MEB pour mesurer les porosités initiale f_0 et à la rupture f_f , et sur l'utilisation de la micro-tomographie à rayon X pour suivre l'évolution des cavités durant des essais de traction [CMVB14]. D'autres auteurs ont recours à de l'identification par méthode inverse. Pour cela ils exploitent des campagnes d'essais lourdes, ayant recours à des dispositifs complémentaires de traction-torsion combinés, traction sur éprouvettes cylindriques et plates, lisses et entaillées [DMMB18]. Dans tous les cas, l'identification reste complexe et couteuse à mettre en œuvre.

Les modèles LEL et Xue requièrent également l'identification de nombreux paramètres. Comme ces modèles sont phénoménologiques, aucune mesure à l'échelle microstructurale n'est ici possible. L'identification se fait donc à partir de l'exploitation d'essais mécaniques « simples », essentiellement traction sur éprouvettes lisses et entaillées, compression et cisaillement.

De nombreux travaux montrent que les modèles phénoménologiques et micromécaniques sont plus ou moins équivalents en terme de prédiction de la rupture à partir du moment où les paramètres des modèles sont identifiés de façon fiable [Cao13, VMCT16]. Dans la suite, nous allons nous restreindre au modèle phénoménologique de Xue, l'identification des paramètres étant généralement moins complexe à mettre en œuvre que pour des modèles micromécaniques.

2.2.2 Intégration du critère de plasticité de Bai-Wierzbicki

L'une des hypothèses classiques de la MMC est que la pression hydrostatique n'a pas d'influence sur la contrainte d'écoulement d'un matériau. Il en découle les critères de plasticité basés sur l'invariant J_2 du tenseur des contraintes, tel que le critère de von Mises. Néanmoins, des travaux relativement récents montrent que le critère de von Mises surestime la contrainte d'écoulement lorsque celle-ci est identifiée pour des faibles valeurs de triaxialité, même en absence d'endommagement [BaWi08, CGMB14, YaSH09].

Une solution pour améliorer la prédiction de la contrainte d'écoulement est alors d'introduire des termes dépendants de l'invariant J_3 dans le critère de plasticité. Cette solution a notamment été adoptée par Y. Bai et T. Wierzbicki qui ont proposé un critère prenant en compte la triaxialité et le paramètre de Lode [BaWi08]. Ce critère a été utilisé dans la littérature seul ou couplé à des modèles d'endommagement [Cao14, CGMB14, LSAM13]. Les résultats montrent qu'introduire la dépendance au paramètre du Lode dans le modèle d'endommagement ainsi dans le critère de plasticité améliore la prédiction de la localisation de la rupture.

Le critère de plasticité de Bai-Wierzbicki (BW)

Y. Bai et T. Wierzbicki partent du critère de plasticité de von Mises auquel ils ajoutent deux fonctions multiplicatives de pondération. La première applique une correction due à la pression hydrostatique et la deuxième introduit une correction due au paramètre de Lode [BaWi08] :

$$\phi_{BW} = \bar{\sigma}_{eq} - \sigma_y(\bar{\epsilon}) f_\eta(\eta) f_\theta(\bar{\theta}) \quad (2.87)$$

avec

$$f_\eta(\eta) = 1 - c_\eta(\eta - \eta_0) \quad (2.88)$$

$$f_\theta(\bar{\theta}) = c_\theta^s + (c_\theta^{ax} - c_\theta^s) \left(\gamma_{bw} - \frac{\gamma_{bw}^{m_{bw}+1}}{m_{bw} + 1} \right) \quad (2.89)$$

et

$$\gamma_{bw} = (2\sqrt{3} + 3) \left(\frac{1}{\cos \theta_L} - 1 \right) = (2\sqrt{3} + 3) \left(\frac{1}{\cos \left(\frac{\pi}{6} \bar{\theta} \right)} - 1 \right) \quad (2.90)$$

$$c_\theta^{ax} = \begin{cases} c_\theta^t & \text{pour } \bar{\theta} \geq 0 \\ c_\theta^c & \text{pour } \bar{\theta} < 0 \end{cases} \quad (2.91)$$

Dans ce critère $\sigma_y(\bar{\epsilon})$ représente la courbe contrainte-déformation obtenue expérimentalement à partir d'un essai de caractérisation. $f_\eta(\eta)$ et $f_\theta(\bar{\theta})$ sont les fonctions de pondération qui définissent la forme de la surface d'écoulement. Les termes c_η , η_0 , c_θ^s , c_θ^t , c_θ^c et m_{bw} sont des paramètres à déterminer en fonction du matériau et du type d'essai utilisé pour l'obtention de $\sigma_y(\bar{\epsilon})$. Au moins l'un des termes c_θ^i est égal à 1. Le paramètre m_{bw} est un entier naturel non nul qui assure la dérivabilité de la fonction Φ_{BW} pour toutes les valeurs du paramètre de Lode, notamment au voisinage de plus ou moins un. Le paramètre c_θ^{ax} permet d'introduire

une différence de comportement en traction et en compression. Enfin, pour $c_\theta^s = c_\theta^t = c_\theta^c = 1$ et $c_\eta = 0$ le critère de Bai-Wierzbicki est équivalent au critère de von Mises. Pour $c_\theta^s = \frac{\sqrt{3}}{2}$, $c_\theta^t = c_\theta^c = 1$, $c_\eta = 0$ et m infiniment grand, le critère de Bai-Wierzbicki est équivalent au critère de Tresca. Une représentation du critère de Bai-Wierzbicki dans le plan déviatorique est donnée en figure 2-18.

T.S. Cao a proposé une simplification du critère en exprimant la fonction $f_\theta(\bar{\theta})$ sous la forme d'un polynôme [Cao13] :

$$f_{\theta c}(\bar{\theta}) = c_\theta^s + (c_\theta^{ax} - c_\theta^s) \left(\bar{\theta}^2 - \frac{\bar{\theta}^{2k}}{2k} \right) \quad (2.92)$$

Cette fonction est très proche de celle proposée par Bai et Wierzbicki, l'erreur maximale étant au voisinage de +/-1. Pour des valeurs de m_{bw} et $2k$ suffisamment élevées, l'erreur entre les deux fonctions est inférieure à 1% et les fonctions peuvent être utilisées indifféremment (Fig. 2-19). Dans la suite de ce mémoire nous utilisons la forme polynomiale $f_{\theta c}(\bar{\theta})$.

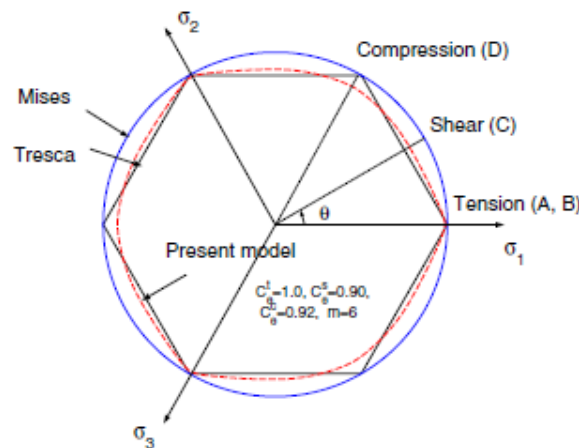


Figure 2- 18: Comparaison entre le critère de von-Mises (en Bleu), le critère de Tresca (Hexagone Noir) et le critère proposé par Bai-Wierzbicki (en Rouge) [BaWi08]

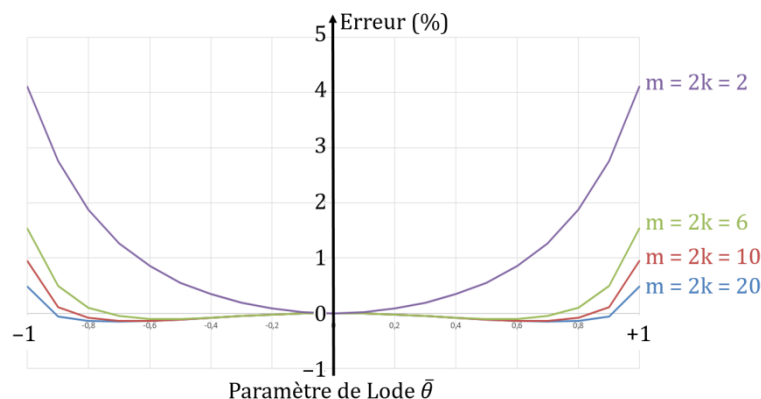


Figure 2- 19: Erreur entre les fonctions de pondération $f_\theta(\bar{\theta})$ proposée par Y. Bai et T. Wierzbicki et $f_{\theta c}(\bar{\theta})$ proposée par T.S. Cao. Courbes tracées avec $c_\theta^s = 0,95$, $c_\theta^t = c_\theta^c = 1$, $m_{bw} = 2k$.

Nous déduisons l'incrément de déformation plastique de l'équation 2.87 :

$$d\underline{\epsilon} = d\lambda \frac{\partial \phi_{BW}}{\partial \underline{\sigma}} = d\lambda \left\{ \frac{3}{2} \frac{\underline{s}}{\bar{\sigma}_{eq}} + \sigma_y(\bar{\epsilon}) \left[f_\theta(\bar{\theta}) \frac{\partial f_\eta(\eta)}{\partial \eta} \frac{\partial \eta}{\partial \underline{\sigma}} + f_\eta(\eta) \frac{\partial f_\theta(\bar{\theta})}{\partial \bar{\theta}} \frac{\partial \bar{\theta}}{\partial \underline{\sigma}} \right] \right\} \quad (2.93)$$

avec :

$$\frac{\partial f_\eta(\eta)}{\partial \eta} = -c_\eta \quad (2.94)$$

$$\frac{\partial \eta}{\partial \underline{\sigma}} = \frac{1}{3\bar{\sigma}_{eq}} I - \frac{3}{2} \frac{\eta}{\bar{\sigma}_{eq}^2} \underline{s} \quad (2.95)$$

$$\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial \underline{\sigma}} = -\frac{6\sqrt{3} + 9}{\pi \bar{\sigma}_{eq}} \left(\frac{1}{3} I + \frac{\sin\left(\frac{\pi\bar{\theta}}{2}\right)}{2\bar{\sigma}_{eq}} \underline{s} - \frac{3}{2\bar{\sigma}_{eq}^2} \underline{s} \cdot \underline{s} \right) \quad (2.96)$$

et pour la fonction de Bai-Wierzbicki

$$\frac{\partial f_\theta(\bar{\theta})}{\partial \bar{\theta}} = \frac{\pi \sin\left(\frac{\pi\bar{\theta}}{6}\right)}{6 \cos^2\left(\frac{\pi\bar{\theta}}{6}\right) \cos\left(\frac{\pi\bar{\theta}}{2}\right)} \quad (2.97)$$

ou pour la fonction de TS Cao :

$$\frac{\partial f_{\theta c}(\bar{\theta})}{\partial \bar{\theta}} = 2\bar{\theta} - \bar{\theta}^{2k-1} \quad (2.98)$$

Le critère de plasticité de Bai-Wierzbicki (BW) et le modèle de Xue

Comme cela a été précisé auparavant, le modèle d'endommagement de Xue repose sur l'hypothèse que l'accroissement de l'endommagement est proportionnel aux variations de la pression hydrostatique, du paramètre de Lode et de la contrainte équivalente durant un incrément de temps dt (eq. 2.78). L'utilisation du critère de von Mises permet à L. Xue d'affirmer que la déformation plastique ne dépend que de la contrainte équivalente et qu'il doit donc en être de même pour la variation de l'endommagement. Cela aboutit à l'équation 2.79. Les équations 2.93 à 2.98 montrent que l'incrément de déformation plastique dépend de la triaxialité et du paramètre de Lode dès lors que le critère BW est utilisé. Les termes a_1 et a_2 de l'équation 2.78 n'ont plus de raison d'être nuls et doivent alors être déterminés.

Nous avons choisi d'implémenter un couplage faible entre la plasticité et l'endommagement afin de contourner cette difficulté. La triaxialité et le paramètre de Lode calculés à un instant n sont utilisés pour résoudre les équations à l'instant $n+1$ et sont supposés constants durant cet incrément de temps. Les paramètres sont ensuite mis à jour avant les calculs de l'incrément suivant. Nous pouvons alors estimer que durant l'incrément de temps les termes \dot{p} et $\dot{\bar{\theta}}$ de l'équation 2.78 sont nuls. L'équation 2.86 est alors utilisée pour prédire l'endommagement. L'apport du critère BW apparaît alors via le terme $\bar{\epsilon}$.

Les modèles d'endommagement de Xue et LEL ont été implémentés sous ABAQUS avec l'utilisation du critère BW simplifié par T.S. Cao. L'implémentation est basée sur un schéma de prédiction élastique-corrrection plastique implicite intégré dans un schéma de résolution explicite [Hube10] (Annexe 1). L'implémentation de deux critères a été validée par comparaison

des résultats de nos simulations avec ceux de cas de références issues de la bibliographie (Annexe 2).

2.3 Identification du comportement de l'alliage 6082

2.3.1 Influence de la taille du maillage

Il est établi que le couplage plasticité-endommagement dans une description classique de la MMC conduit à une dépendance au maillage des résultats. Le comportement adoucissant lié à l'endommagement conduit à un module tangent qui n'est plus défini positif. Cela se traduit par un phénomène de localisation des déformations, localisation directement influencée par la taille et l'orientation des mailles [Fayo08, Jirá98]. Cette dépendance au maillage est d'autant plus importante qu'elle peut fausser l'identification des paramètres du modèle d'endommagement.

Les approches non locales permettent de résoudre la dépendance au maillage [Bess13, BrMW04, Fayo08, JiMa05]. Ces approches consistent à écrire que le comportement en un point M dépend de l'historique au point M mais également des points N_i au voisinage de M . Cette dépendance apparaît sous la forme d'une fonction de pondération $f(M, N_i)$. La fonction f peut représenter le déplacement [JiMa05], la variable d'endommagement [ArCA03] ou encore la déformation plastique équivalente [PBBG02]. Ces approches conduisent à la détermination d'une distance caractéristique L_c à partir de laquelle N_i n'a plus d'influence sur M . Si la solution obtenue est bien insensible à la taille de maille, la distance caractéristique L_c influe de façon non négligeable sur le résultat et doit être identifiée avec soin. De plus, l'implémentation de ces solutions non locales accroît considérablement les temps de calcul [Fayo08].

Une autre approche consiste à considérer la taille de maille au même titre qu'un paramètre matériau. L'utilisateur détermine la taille de maille en fonction de critères qui lui sont propres, par exemple en garantissant le meilleur compromis entre le temps du calcul et les résultats. Puis il conserve la même taille pour l'ensemble des modèles numériques : ceux servant à l'identification des paramètres du modèle d'endommagement, ceux relatifs aux procédés simulés [Lian15, CaBo16]. Ces démarches n'évitent pas la localisation des déformations, mais permettent de garantir la fiabilité de la procédure d'identification de la loi d'endommagement.

Dans notre étude, c'est cette dernière approche qui a été retenue afin d'éviter la dépendance au maillage.

2.3.2 Identification des paramètres

2.3.2.1 Procédure d'identification

L'identification opère en 3 étapes. Tout d'abord la partie avant la striction de la courbe effort-déplacement des essais de traction est utilisé pour identifier les paramètres de la loi d'écrouissage $\sigma_y = f(\bar{\epsilon}_p)$. La courbe des essais de cisaillement sert à déterminer les coefficients de correction en cisaillement du modèle de Bai-Wierzbicki. Enfin, la courbe effort-déplacement des essais de traction est à nouveau utilisée, pour identifier les paramètres de la loi d'endommagement.

Identification de la loi d'écrouissage

Dans cette étude la loi d'écrouissage de Swift est utilisée. La forme de la loi adoptée est :

$$\sigma_y = C_1 \left(1 + \frac{\bar{\epsilon}_p}{C_2}\right)^{C_3} \quad (2.99)$$

avec C_1, C_2 et C_3 des paramètres matériau à déterminer. Ces paramètres sont déterminés initialement à partir d'un essai de traction sans tenir compte de l'endommagement. Pour cela seul le début de la courbe expérimentale est utilisé (déformation inférieure à la déformation plastique seuil ϵ_D). L'essai de traction correspondant à une valeur unitaire du paramètre de Lode $\bar{\theta}$, le critère de Bai-Wierzbicki est équivalent à celui de von Mises. Les paramètres de Bai-Wierzbicki n'interviennent pas à ce stade et n'influent pas sur le résultat de l'identification.

Identification des paramètres du critère de Bai-Wierzbicki

Les paramètres du critère de Bai-Wierzbicki sont $\eta_0, c_\eta, c_\theta^s, c_\theta^t, c_\theta^c$ et k . D'après les auteurs [BaWi08], la correction du paramètre de Lode est prépondérante par rapport à la correction en pression hydrostatique. Ainsi, en première approche, les paramètres η_0 et c_η de la fonction de la pression du critère de Bai-Wierzbicki sont choisis égaux à $1/3$ et $0,09$ en se basant sur [BaWi08]. Pour les matériaux métalliques les comportements en compression et en traction peuvent être supposés identiques, ce qui supprime un paramètre ($c_\theta^t = c_\theta^c$). Les seuls paramètres qui restent à identifier sont c_θ^s et k . Ces deux paramètres s'identifient à partir d'un essai de cisaillement.

Identification des paramètres du modèle de Xue

Pour le modèle de Xue améliorée par Cao [Cao14], neuf paramètres sont à identifier : $D_c, \gamma, m, k, q, p_L, \beta, \epsilon_{f0}$ et ϵ_D .

D'après L. Xue [Xue07], $m = 2$ et $k = 1$ donnent une bonne approximation pour la plupart des métaux. De même, pour les alliages d'aluminium q et p_L peuvent respectivement être choisis égaux à $1,5$ et 800 MPa. Le paramètre γ se calcule directement à partir de la déformation à la rupture en cisaillement ϵ_{sh} et la déformation à la rupture en traction ϵ_{tr} . Un essai de cisaillement est donc nécessaire en plus de l'essai de traction. Les quatre derniers paramètres $D_c, \beta, \epsilon_{f0}$ et ϵ_D sont déterminés par méthode inverse en se basant sur la fin de l'essai de traction, là où l'endommagement est le plus important.

En conclusion, l'identification des paramètres de la loi d'écroutissage, du critère de Bai-Wierzbicki, du modèle de Xue et du modèle LEL peut être réalisée en ne se basant que sur deux types d'essai : des essais de tractions $\bar{\theta}=1$ et des essais de cisaillement à $\bar{\theta}=0$.

2.3.2.2 Choix de la forme des échantillons

Les campagnes d'essais menées dans les chapitres suivants ont été réalisées sur trois lots d'éprouvettes différentes, des éprouvettes plates d'épaisseur 1 mm en alliage 6081-T4 fournies par l'Université Technique du Danemark, des éprouvettes plates de 2 mm d'épaisseur et des éprouvettes cylindriques de diamètre 15 mm en alliage 6082-T6, matériaux utilisés dans des études préalables au sein du laboratoire [Pham15, Leme17]. Les éprouvettes plates seront utilisées pour le chapitre 4 du mémoire et les éprouvettes cylindriques pour le chapitre 5.

Éprouvettes de traction

La figure 2.20(a) présente la géométrie retenue pour les éprouvettes de traction plates. La forme de ces éprouvettes a été utilisée pour identifier des paramètres d'endommagement dans des travaux précédents, que ce soit sur des aciers et des alliages d'aluminium [Hube10, Pham15]. Cette forme permet de garantir une rupture au centre de l'éprouvette tout en maintenant un taux de triaxialité voisin de $1/3$. Un deuxième type d'éprouvette de traction a été conçu pour l'identification du matériau de l'essai de filage avant. Les éprouvettes ont été usinées

pour avoir un diamètre de 7 mm afin de se situer dans la capacité de la cellule d'effort utilisée sur la machine de traction. La géométrie utilisée est présentée sur la figure 2-20(b).

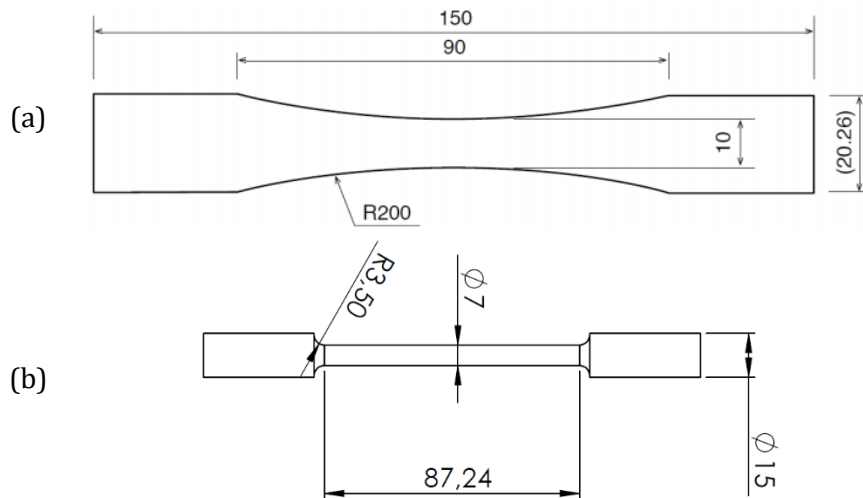


Figure 2- 20: Géométrie de l'éprouvette de traction (a) pour la caractérisation des plaques de 6082-T4 et T6 (en mm) [Pham15] (b) pour la caractérisation des barres de 6082-T6 (mm)

Eprouvette de cisaillement

Les essais de cisaillement ont été réalisés sur des géométries d'éprouvettes conçues par Merklin *et al.* [MeBi11]. Cette géométrie a été développée en se basant sur la norme ASTM B831 et permet d'avoir une zone de cisaillement pur homogène au centre de l'éprouvette (Fig. 2-21).

Comme indiqué précédemment, l'identification des paramètres d'endommagement pour les modèles utilisant le paramètre de Lode nécessite la réalisation d'essais de cisaillement. Si ce type d'essai est relativement simple à mettre en place pour des éprouvettes plates, il est beaucoup plus compliqué à mettre en œuvre pour des éprouvettes cylindriques. Ne disposant pas de moyens d'essais permettant de caractériser le matériau en torsion, nous supposons que les paramètres de correction identifiés sur les éprouvettes plates sont également valables pour les éprouvettes cylindriques.

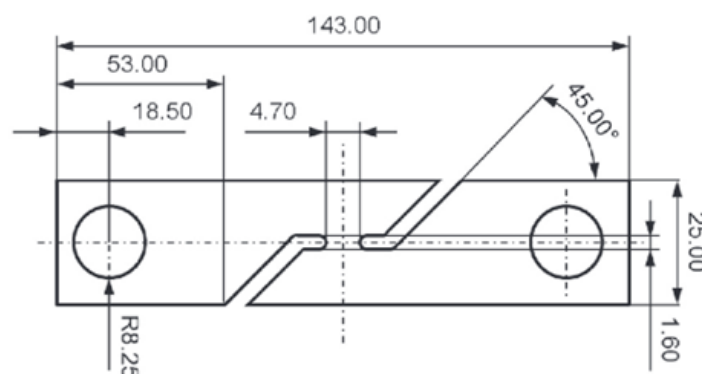


Figure 2- 21: Géométrie de l'éprouvette de cisaillement pour la caractérisation des plaques de 6082-T4 et T6 (en mm) [YZSG14]

2.3.2.3 Identification des paramètres et résultats

Maillage des éprouvettes

Le type d'éléments finis utilisé pour toute la procédure d'identification est le C3D8R. Ce type d'élément est de type hexaédrique à intégration réduite.

La taille des éléments utilisés pour l'identification des lois du 6082-T4 et 6082-T6 est déterminée en fonction de l'utilisation qui sera faite des matériaux dans les chapitres suivants. Ainsi, les plaques d'alliage 6082-T4 et les barres de 6082-T6 seront utilisées sur des éprouvettes de longueur 300 mm ou de diamètre 15 mm, avec des surfaces de contact de plusieurs mm². Une taille de maille de 0,2 mm est alors jugée suffisante pour bien prendre en compte les champs des pressions de contact. Les plaques de 6082-T6 seront utilisées sur un tribomètre en configuration pion-plan avec une surface de contact qui sera dans certaines configuration inférieure à 1 mm². Une taille d'élément de 0,05 mm est utilisée pour l'identification de ce matériau. Les géométries maillées utilisés lors des simulations sont présentées en figures 2-22 à 2.24.

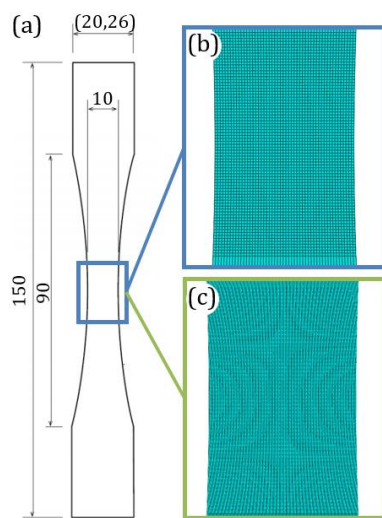


Figure 2- 22: Maillage des éprouvettes de traction plate, (a) dimension de l'éprouvette, (b) éprouvette 6082-T4, taille de maille = 0,2 mm, (c) éprouvette 6082-T6, taille de maille = 0,05 mm

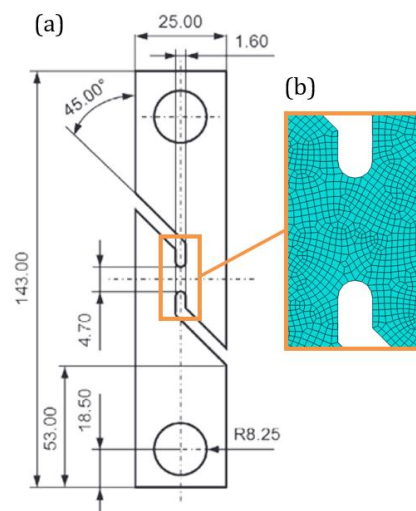


Figure 2- 23: Maillage des éprouvettes de cisaillement. (a) dimension de l'éprouvette, (b) éprouvette 6082-T4, taille de maille = 0,2 mm.

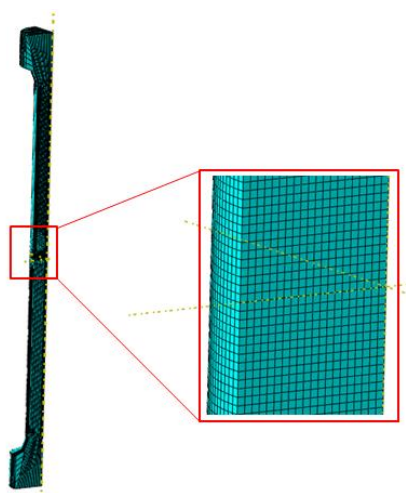


Figure 2- 24: Maillage des éprouvettes de traction cylindrique en 6082-T6, taille de maille = 0,2 mm

Identification de la loi d'écouissage

La loi d'écouissage est identifiée par méthode inverse sur le début de la courbe de traction de façon à pouvoir négliger l'influence de l'endommagement (déformation plastique inférieure à la déformation plastique seuil ϵ_D). Une série de trois essais est réalisée avec chaque type d'éprouvettes de traction. La moyenne des trois essais est tracée. Une série de simulations numériques est réalisé afin de trouver la meilleure corrélation entre résultats numériques et expérimentaux. La figure 2-25 présente le résultat de cette première étape de l'identification. Les paramètres identifiés sont donnés en Tableau 2.6. Les lois rhéologiques obtenues montrent clairement une différence de comportement, tant au niveau de la contrainte d'écoulement initiale que du coefficient d'écouissage (Fig. 2-26). Ces différences résultent de la différence de traitement thermique et de la différence du procédé d'obtention des éprouvettes (laminage pour les plaques, forgeage pour les barres).

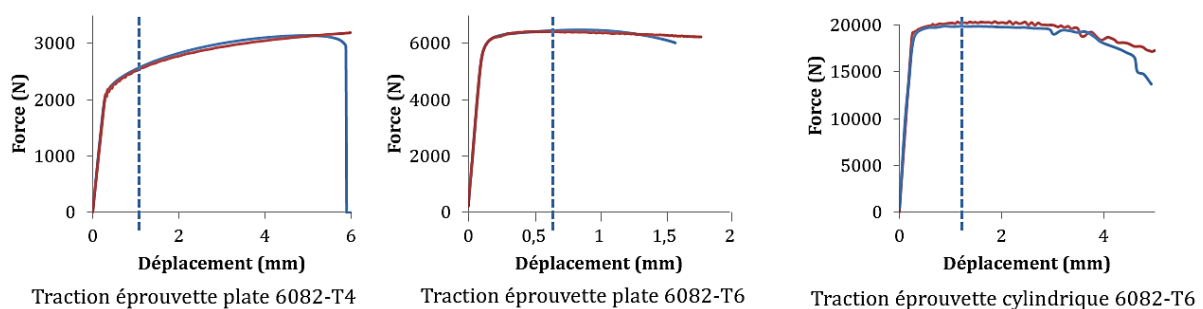


Figure 2- 25: Comparaison expérimentale numérique des forces de traction pour les trois configurations d'identification. Courbes expérimentales en bleu, courbes numériques en rouge

Tableau 2. 6: Paramètres de la loi d'écouissage de Swift

Loi d'écouissage	$\sigma_y = C_1 \left(1 + \frac{\bar{\epsilon}_p}{C_2} \right)^{C_3}$		
Paramètres	C_1 (MPa)	C_2	C_3
plaque 6082-T4	205	0,011	0,21
plaque 6082-T6	300	0,00014	0,063
barre 6082-T6	370	0,001	0,03

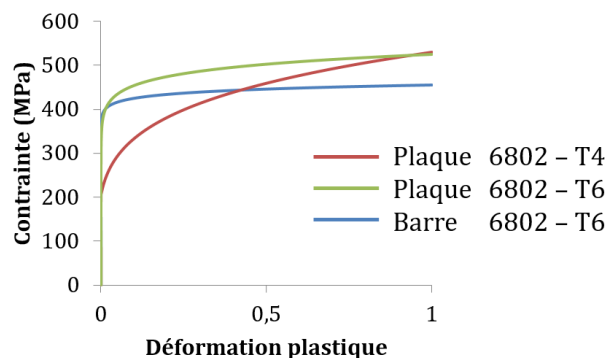


Figure 2- 26: Comparaison des lois de comportement sans prise en compte de l'endommagement

Identification des paramètres du critère Bai-Wierzbicki

Les paramètres k et c_s^{ax} du critère de Bai-Wierzbicki sont identifiés par méthode inverse à partir des courbes effort-déplacement des essais de cisaillement. Les valeurs obtenues sont $k = 6$

et $c_s^{ax} = 0,89$. La figure 2-27 présente la courbe effort-déplacement expérimentale en bleu, la courbe obtenue par simulation numérique avec la loi rhéologique du tableau 2.6 sans correction en vert et la courbe avec la loi rhéologique du tableau 2.6 et la correction du modèle de Bai-Wierzbicki en rouge. Ces valeurs seront utilisées pour les trois matériaux de l'étude.

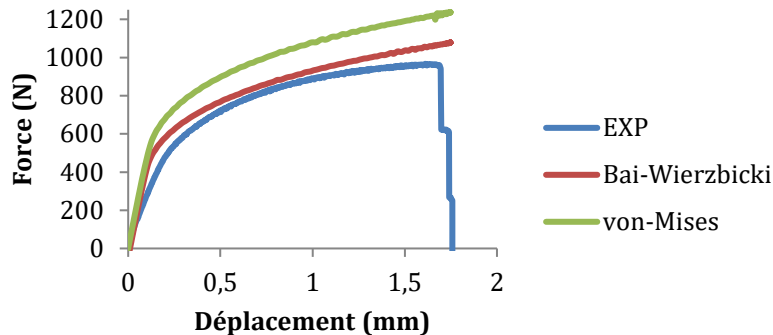


Figure 2- 27: Simulation avec le critère de Bai-Wierzbicki sans la prise en compte de l'endommagement

Identification du modèle de Xue

Une fois la correction en cisaillement via le modèle de Bai-Wierzbicki effectuée, nous identifions les paramètres du modèle d'endommagement de Xue : γ , D_c , q , p_L , β , ϵ_{f0} et ϵ_D . Les valeurs des paramètres q et p_L sont tirées de la bibliographie [Xue07]. Le paramètre γ est calculé directement à partir des déformations à la rupture en traction et en cisaillement. La déformation à la rupture en traction ϵ_{tr} est identifiée à partir des sections initiale A_0 et finale A_r de l'éprouvette :

$$\epsilon_{tr} = \ln\left(\frac{A_0}{A_r}\right) \tag{2.100}$$

Pour identifier la valeur de la déformation à la rupture en cisaillement nous avons recours à la technique de la corrélation d'image. Les essais de cisaillement sont effectués sur des éprouvettes sur lesquelles un mouchetis est peint. L'essai est filmé et les images sont traitées par le logiciel de corrélation d'images Vic-3D de Correlated Solutions Incorporated. Le logiciel suit le déplacement des points du mouchetis et en déduit la déformation en chaque point de la surface de l'éprouvette (Fig. 2-28).

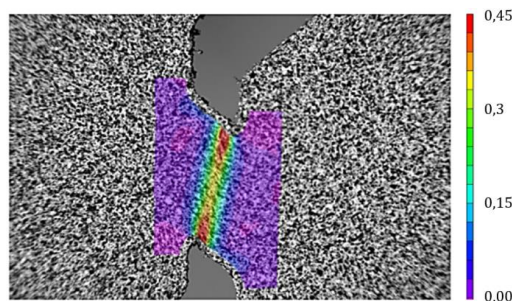


Figure 2- 28: Déformation à la rupture en cisaillement obtenue par corrélation d'images

Les autres paramètres sont identifiés par méthode inverse appliquée à l'ensemble de la courbe des efforts de traction. Les courbes d'efforts numériques sont présentées en figure 2-29. Les valeurs identifiées sont présentées dans le tableau 2.7.

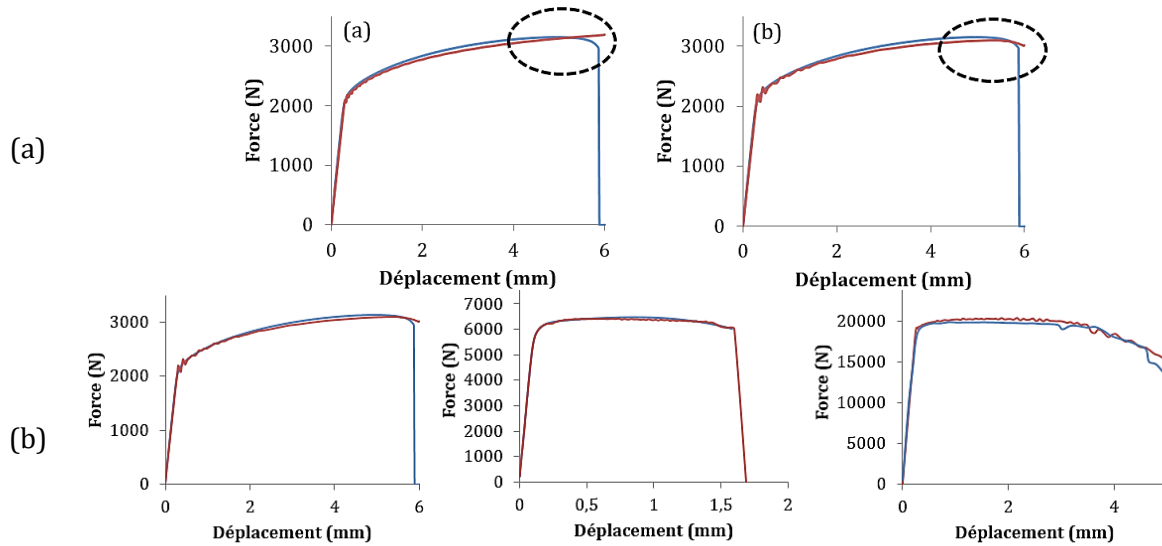


Figure 2- 29: Comparaison numérique expérimentale en traction du matériau 6082-T4.(a) effet de la prise en compte de l'endommagement, (b) courbes d'effort numérique (bleu) et expérimentale (rouge) pour les trois matériaux, modèle de Xue.

Tableau 2. 7: Paramètres de la loi de Xue pour les trois types d'échantillons

matériau	D_c	β	ϵ_{f0}	ϵ_D	q	p_L	γ
plaque 6082-T4	0,34	1	1,25	0,077	1,5	800	1,2
plaque 6082-T6	0,34	2	0,55	0,063	1,5	800	1,2
barre 6082-T6	0,90	1	2,00	0,100	1,5	800	1,7

A titre de vérification, l'essai de cisaillement est simulé avec les paramètres identifiés. Les résultats montrent que l'effort de cisaillement numérique est supérieur de 5% à l'effort expérimental. Toutefois le modèle décrit correctement la décroissance de l'effort liée à l'endommagement ainsi que la distance à la rupture (Fig. 2.30). La déformée de l'éprouvette juste avant rupture ainsi que le niveau de déformation plastique sont également correctement reproduits (Fig. 2.31). Les paramètres du tableau 2.7 seront utilisés pour le reste de l'étude dans les chapitres 4 et 5.

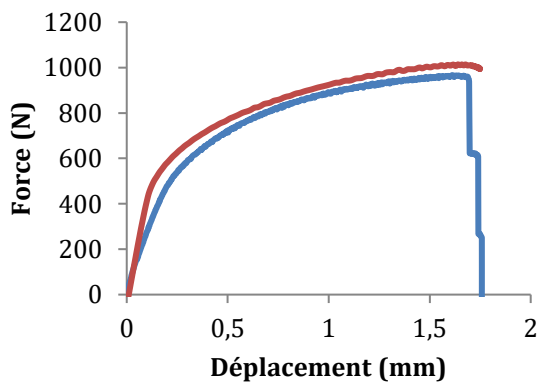


Figure 2- 30: Effort de cisaillement sur éprouvette 6082-T4. Courbe expérimentale en bleu, courbe numérique en rouge

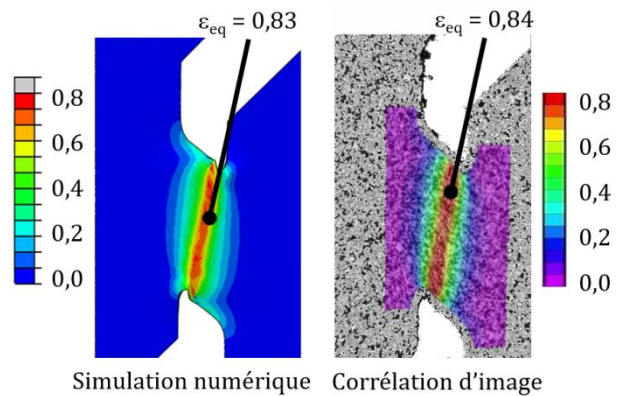


Figure 2- 31: Comparaison entre la déformation plastique équivalente obtenue par simulation numérique et par corrélation d'images

2.4 Conclusion

L'objectif de ce chapitre est de proposer une modélisation capable de prédire la rupture au voisinage des surfaces lors d'un procédé de mise en forme à froid.

Tout d'abord, une analyse des contraintes en proche surface a été menée. Les résultats montrent que le cisaillement est un mode de chargement fortement présent en contact frottant. Il doit impérativement être pris en compte pour la modélisation de la rupture. Une façon simple et efficace de tenir compte du cisaillement est de considérer le paramètre de Lode dans la modélisation de la rupture en plus de la triaxialité déjà présente dans la majorité des modèles existants.

Ensuite, une étude bibliographique des différents modèles de rupture et d'endommagement a été menée. Une comparaison entre les critères de rupture, les modèles d'endommagement micromécaniques et phénoménologiques a été faite. Le modèle d'endommagement de Xue a été retenu pour notre étude de par le fait qu'il permet de prendre en compte l'effet du cisaillement sur l'évolution de la variable d'endommagement et que ses paramètres sont relativement simples à identifier. Le critère de plasticité de von Mises ayant tendance à surestimer la contrainte d'écoulement en cisaillement pur, le critère de plasticité retenu pour l'étude s'est porté sur le critère de Bai-Wierzbicki. Le paramètre de Lode et la triaxialité sont ainsi pris en compte à la fois sur l'évolution de la contrainte d'écoulement et sur l'évolution de la variable d'endommagement.

Ensuite, l'identification des paramètres du critère de plasticité de Bai-Wierzbicki et la loi d'endommagement de Xue a été réalisée pour trois types d'échantillons : des plaques en 6082-T4, des plaques en 6082-T6 et des barres en 6082-T6 et cela en se basant sur des essais de traction et des essais de cisaillement. La première étape de la procédure d'identification est le choix de la taille des mailles. Cela est fait en choisissant une taille de maille permettant de bien prendre en compte les champs des pressions de contact dans le procédé à simuler. La deuxième étape est la détermination de la loi d'écrouissage. Cela est fait en se basant sur les essais de traction et sans la prise en compte de l'endommagement. Ensuite, les paramètres de critère de Bai-Wierzbicki ont été identifiés en se basant sur des essais de cisaillement sans la prise en compte de l'endommagement. La dernière étape de la procédure d'identification est la détermination des paramètres d'endommagement en se basant sur la méthode inverse, et la corrélation d'image pour le paramètre γ .

Chapitre 3

**Modélisation du contact frottant dans
le cadre de la mise en forme à froid**

3.1 Modélisation du contact frottant en mise en forme

3.1.1 Introduction

Tout comme pour l'endommagement étudié dans le chapitre 2, la tribologie des procédés de mise en forme des métaux demeure un domaine où les enjeux industriels et les verrous scientifiques sont encore nombreux. Les mécanismes élémentaires de dégradation des surfaces, les mécanismes de lubrification au niveau des aspérités, le développement de lubrifiants « propres », de revêtements anti-usure, la caractérisation expérimentale, la modélisation numérique du frottement et de l'usure sont des sujets de recherche faisant l'objet de nombreuses études et sont régulièrement discutés lors des conférences dédiées à la tribologie (*WoM-Wear Of Materials*, *ICTMP-International Conference on Tribology in Manufacturing Processes*), et au sein des sociétés savantes telle que l'International Cold Forging Group (sous-groupes *Lubrication* et *Tool life & Tool quality*).

Dans ce chapitre nous allons nous intéresser à la modélisation du frottement pour l'étude de procédé de mise en forme des métaux à froid. Dans un premier temps nous ferons un rappel des lois de frottement couramment utilisées et implémentées dans les codes de calcul par éléments finis. Nous présenterons ensuite les modèles dédiés à l'étude des contacts secs sous forte pression normale, prenant explicitement en compte l'écrasement des rugosités des surfaces en contact. Nous aborderons enfin les régimes de lubrification et les modèles de frottement associés.

3.1.2 Modèles de frottement macroscopiques

3.1.2.1 Les lois de frottement de Coulomb et Coulomb-Orowan

Les premières modélisations du contact frottant sont dues à G. Amontons et C.A. Coulomb [Amon99, Coul85]. L'origine du frottement est alors expliquée par l'interaction des aspérités des surfaces qui engendre une force opposée au déplacement (Figure 3-1). Les nombreux essais présentés dans leurs traités sur « la résistance causée dans les machines » et « la théorie des machines simples » ont conduit à une loi empirique traduisant la proportionnalité entre la force de frottement et la force normale à la surface. En divisant les forces en présence par la surface de contact, nous obtenons la loi de frottement couramment utilisée en mécanique :

$$\tau = \mu \sigma_n \quad (3.1)$$

Dans cette expression τ est la contrainte tangentielle générée par le frottement, σ_n est la pression de contact perpendiculaire à la surface et μ est le coefficient de frottement de Coulomb. Le coefficient μ est un réel supérieur ou égal à zéro.



Figure 3- 1: schéma d'interaction entre aspérités d'après C.A. Coulomb [Coul85]

Les travaux d'Amontons et Coulomb portaient essentiellement sur le frottement entre des cordes, des pièces en bois et des cabestans. Lorsque la pression de contact devient très grande,

comme c'est le cas lors des procédés de mise en forme des métaux, l'équation 3.1 peut conduire à des contraintes tangentielles τ supérieures à la contrainte d'écoulement en cisaillement pur k , ce qui va à l'encontre des lois de la MMC. E. Orowan a proposé de minimiser la contrainte tangentielle par la contrainte d'écoulement k du matériau le plus ductile [Orow43] :

$$\tau = \min(\mu\sigma_n, k) \quad (3.2)$$

3.1.2.2 Loi de frottement de Tresca

Très utilisée pour l'étude des procédés de mise en forme à chaud [Feld01], la loi de frottement de Tresca stipule que la contrainte de frottement est proportionnelle à la contrainte d'écoulement en cisaillement pur k :

$$\tau = mk \quad (3.3)$$

Le coefficient m est appelé facteur de frottement (ou coefficient de frottement de Tresca). La contrainte de frottement étant forcément inférieure à la contrainte d'écoulement k , m est un nombre réel compris entre 0 et 1.

La contrainte d'écoulement en cisaillement pur k est souvent exprimée en fonction de la contrainte d'écoulement en traction uni-axiale σ_0 , beaucoup plus facile à identifier expérimentalement. En utilisant par exemple le critère de plasticité de von Mises, le modèle de Tresca devient :

$$\tau = m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad (3.4)$$

En utilisant le critère de plasticité Tresca, le modèle de Tresca s'écrit :

$$\tau = m \frac{\sigma_0}{2} \quad (3.5)$$

3.1.3 Modélisation du frottement sec avec la prise en compte de l'état de surface

Si l'importance du rôle des aspérités sur les mécanismes de frottement a été relevée dès les travaux de Coulomb sur le frottement, et probablement même avant [Feld01], les modèles de frottement classiques de Coulomb et de Tresca ne prennent pas en compte explicitement les rugosités. L'aspect rugosité est « caché » dans le coefficient (facteur) de frottement. Or, lors d'un contact entre deux surfaces métalliques, les contraintes au niveau des rugosités sont suffisamment élevées pour générer des déformations plastiques [BoLT40, BoTa42]. Différentes approches ont été développées pour prendre explicitement en compte l'effet de l'écrasement des aspérités sur la contrainte de frottement. Ces approches sont généralement basées sur l'utilisation de la loi de Tresca au niveau local à laquelle est adjointe une fonction de pondération A . Cette fonction A est définie comme le rapport entre la surface réelle de contact au niveau des aspérités et la surface apparente de contact (Fig. 3-2).

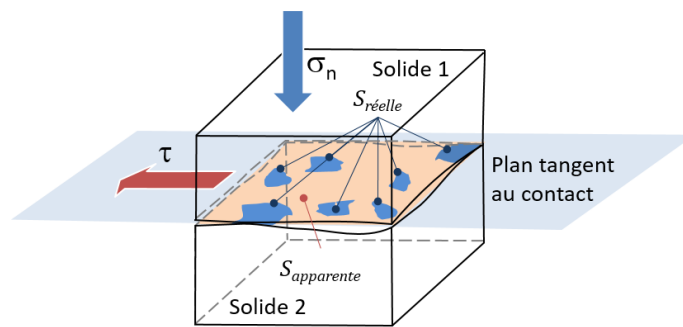


Figure 3- 2: surface réelle de contact réduite $A = S_{réelle}/S_{apparente}$

3.1.3.1 Modèle de Bay

Le modèle développé par N. Bay repose sur l'hypothèse que la surface de l'outil est lisse et indéformable. La rugosité de la pièce est constituée d'aspérités triangulaires, isocèles, de base et de hauteur initiales identiques (Figure 3-3). La surface de l'outil exerce une pression de contact croissante sur les rugosités tout en glissant dans une direction tangente à la surface. L'outil aplatit les aspérités ce qui accroît la surface réelle de contact. L'évolution de la surface réelle de contact réduite A en fonction de la pression de contact σ_n et de l'angle initial des aspérités γ_0 est calculée en déformation plane par la méthode des lignes de glissement [BaWa76, BaWa90, Bay87]. La contrainte tangentielle est générée uniquement par le frottement au niveau de chaque aspérité. Elle est donc proportionnelle à la surface réelle de contact A :

$$\tau = m_0 A k \quad (3.6)$$

où m_0 est le facteur de frottement au niveau des aspérités et k est la contrainte d'écoulement en cisaillement pur de la surface déformable.

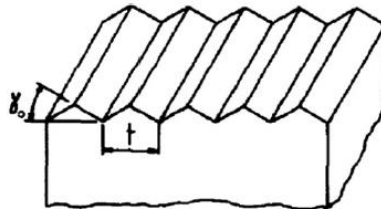


Figure 3- 3: La forme des aspérités utilisées dans les développements du Bay [WaBP74]

Pour un angle initial d'aspérité donné, l'évolution de la contrainte tangentielle τ suit trois stades distincts en fonction de l'augmentation de la pression de contact σ_n :

- Pour des pressions de contact inférieures à 0,8 fois la contrainte d'écoulement σ_0 , la déformation plastique reste localisée au sommet des aspérités (Fig. 3-4a). Dans cette configuration, la surface réelle de contact réduite A augmente proportionnellement à la pression du contact. Le modèle de Bay est alors équivalent au modèle de Coulomb.
- Pour des pressions de contact comprises entre 0,8 et 3 fois la contrainte d'écoulement σ_0 , les zones de déformations plastiques des aspérités interagissent et se généralisent à l'ensemble de la surface de la pièce (Fig. 3-4bc). La surface réduite A continue à augmenter avec la pression de contact mais avec une dérivée seconde négative.
- Pour des pressions de contact supérieures à 2,4 à 3 fois la contrainte d'écoulement σ_0 , les aspérités sont totalement écrasées (Fig. 3-4d). La surface réelle tend vers la

surface apparente. La surface réduite A tend alors vers 1 et le modèle de Bay devient équivalent au modèle de Tresca (Fig. 3-5).

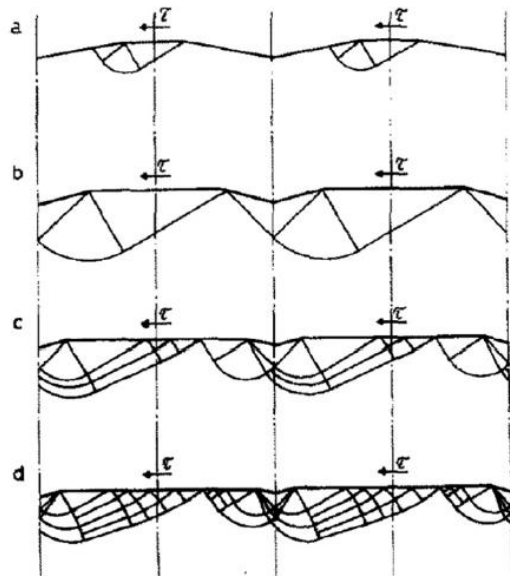


Figure 3- 4: Localisation de la déformation plastique : (a) Déformation plastique au sommet des aspérités (b) - (c) Interactions entre les aspérités écrasées (d) Localisation de la déformation sous la surface [WaBP74]

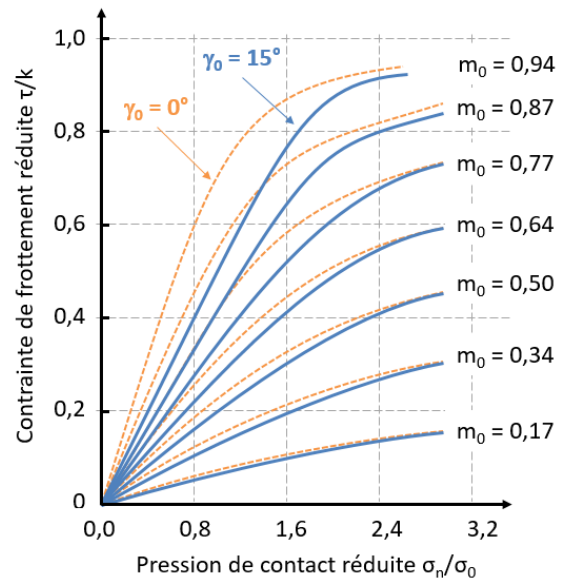


Figure 3- 5: Evolution de la contrainte tangentielle réduite pour différentes valeurs de m_0 et d'angles d'inclinaison des aspérités γ_0 [Bay87]

3.1.3.2 Modèle de la vague plastique

Le modèle de la vague plastique a été initié par Challen *et al.*, puis développé par B. Avitzur [AvHZ84, AvNa86, ChOx79]. Ce modèle repose sur l'hypothèse que l'outil est formé d'aspérités triangulaires régulières indéformables et que la surface de la pièce est parfaitement lisse. Tout comme pour le modèle de N. Bay, la surface de l'outil exerce une pression de contact croissante sur la pièce tout en glissant sur la surface. Le coefficient de frottement m_0 correspond à la valeur du coefficient de frottement de Tresca au niveau des aspérités. La fonction surface réduite A est calculée en déformation plane par la méthode de la borne supérieure.

Contrairement au modèle de N. Bay où l'outil aplatit les aspérités en surface, le modèle de la vague plastique traduit le phénomène de transfert de rugosité : l'outil « laboure » la surface lisse, imposant sa rugosité à la pièce dont la surface devient rugueuse. Ainsi la contrainte tangentielle au contact résulte de la combinaison de deux phénomènes complémentaires : le frottement local au niveau des aspérités d'une part, le travail nécessaire à la propagation de la vague plastique d'autre part. Lorsque la pression de contact σ_n augmente, trois stades apparaissent :

- Pour des pressions de contact inférieures à une fois la contrainte d'écoulement σ_0 , la rugosité à la surface de la pièce apparaît et commence à croître (Fig. 3.6ab). Durant cette phase, la surface réelle de contact réduite A est proportionnelle à la pression de contact.
- Pour des pressions de contact entre une et trois fois la contrainte d'écoulement σ_0 , la vague plastique atteint sa hauteur maximale (Fig. 3.6c). La surface A n'est plus proportionnelle à la pression.
- Pour des pressions de contact supérieures à 1,5 à trois fois la contrainte d'écoulement σ_0 , la vague plastique remplit l'aspérité de l'outil (Fig. 3.6de). La surface réelle de contact réduite tend vers 1 et le modèle de vague plastique devient équivalent au modèle de Tresca (Fig. 3-7).

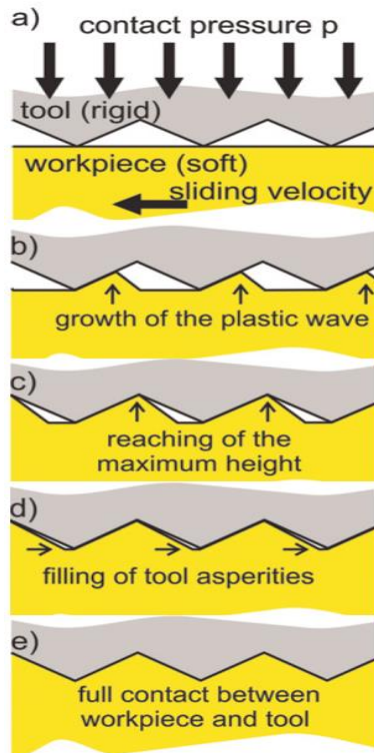


Figure 3- 6: Modèle de vague plastique: (a) Contact initial (b-c) augmentation de la rugosité pièce (d-e) remplissage de la rugosité outil [Avi86]

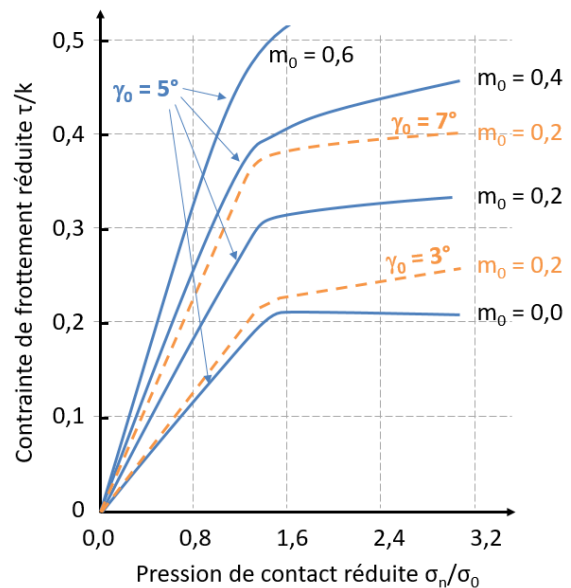


Figure 3- 7: Evolution de la contrainte tangentielle réduite en fonction de la pression de contact réduite [Avit92, AvNa86]

Nous pouvons remarquer que les modèles de N. Bay et de la vague plastique, bien qu'ils reposent sur des hypothèses totalement différentes (outil lisse et frottement macroscopique lié uniquement au frottement local pour l'un, outil rugueux et frottement macroscopique lié au frottement local et à la déformation plastique pour l'autre), conduisent à une évolution de la contrainte tangentielle similaire :

- proportionnelle à la pression de contact pour les faibles pressions de contact. Le modèle de Coulomb est alors valide.
- proportionnelle à la contrainte d'écoulement pour les fortes pressions de contact. Le modèle de Tresca est alors valide.
- évolution non linéaire pour les pressions de contact intermédiaires. La plage non linéaire est d'autant plus courte que le frottement local est faible.

3.1.3.3 Modèles de Wilson et Sheu

W.R.D. Wilson et S. Sheu ont proposé plusieurs modèles de frottement reposant sur la même hypothèse de départ : l'angle des aspérités en contact est suffisamment faible pour être négligé. Le problème de l'écrasement des aspérités est alors traité comme un problème d'indentation entre deux surfaces planes (Fig. 3- 8). Un calcul par la méthode de la borne supérieure leurs permet d'aboutir à la relation suivante entre la surface réelle de contact réduite A , les pressions de contact au niveau des aspérités et la vitesse de déformation plastique [Wils91, WiSh88] :

$$H = \frac{p_a - p_b}{k} = \frac{2}{f_1(A) \frac{\dot{\epsilon} l}{V_f} + f_2(A)} \quad (3.7)$$

avec :

$$f_1(A) = -0,86A^2 + 0,345A + 0,515 \quad (3.8)$$

$$f_2(A) = \frac{1}{2,571 - A - A \ln(1 - A)} \quad (3.9)$$

Dans ces équations :

- H est la dureté adimensionnée de la pièce
- k est la contrainte d'écoulement en cisaillement pur,
- p_a et p_b sont respectivement les pressions au niveau des aspérités et entre les aspérités. p_b représente la pression d'un fluide présent entre les aspérités. Pour un contact sec, p_b est égal à zéro.
- l est la demi-distance entre le début de deux aspérités contigus. La surface réelle de contact réduite est alors donnée par $A = a / l$
- V_f est la vitesse d'aplatissement de la surface. Elle correspond à la différence de vitesse au niveau des aspérités : $V_f = V_a - V_b$ (Fig. 3.8)
- $\dot{\epsilon}$ est la vitesse de déformation dans la direction normale à la surface, fonction de la vitesse V_f et de l'épaisseur de la zone déformée plastiquement par l'indentation et la déformation du substrat d_a .

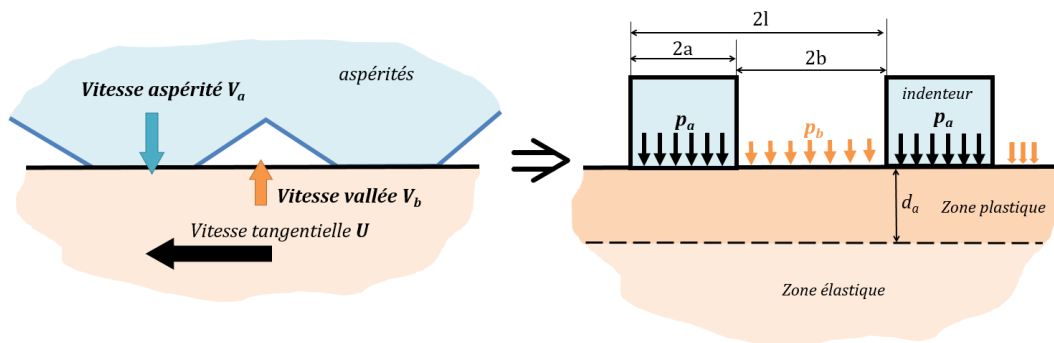


Figure 3- 8: : Système d'indentations proposé par Wilson et Sheu [Wils91]

W.R.D. Wilson et S. Sheu distinguent ensuite deux configurations de contact frottant : un outil lisse sur une surface rugueuse et un outil rugueux sur une surface lisse.

Modèle de frottement avec surface outil lisse (Fig. 3.9a)

Dans le cas d'un contact entre une pièce rugueuse déformable et un outil lisse, la contrainte tangentielle macroscopique τ est proportionnelle à la contrainte tangentielle mésoscopique au niveau de chaque aspérité τ_a :

$$\tau = \tau_a A = m_0 k A \quad (3.10)$$

où m_0 est le facteur de frottement local (aussi appelé coefficient d'adhésion par Wilson et Sheu). Nous retrouvons ici l'équation 3.6 du modèle de N. Bay. Toutefois, pour le modèle de N. Bay l'évolution de A ne dépend que de l'effet de la pression de contact. Dans les modèles de W.R.D. Wilson la déformation plastique au voisinage de la surface de la pièce est explicitement prise en compte. La variation de A est alors donnée par :

$$\frac{dA}{d\epsilon} = \frac{pf_1(A)}{[2Ak - pf_2(A)]\tan\theta} \quad (3.11)$$

où ϵ est la déformation plastique dans la direction d'allongement de la surface et p est la pression moyenne à l'interface :

$$p = Ap_a + (1 - A)p_b \quad (3.12)$$

Connaissant la distribution de pression, l'équation 3.11 est intégrée par une méthode numérique. La figure 3.9b montre l'évolution de la surface réelle de contact réduite en fonction de la déformation et de la pression de contact. Pour une pression de contact donnée, accroître la déformation plastique induit une augmentation de A et donc une augmentation de la contrainte tangentielle τ (eq. 3.10).

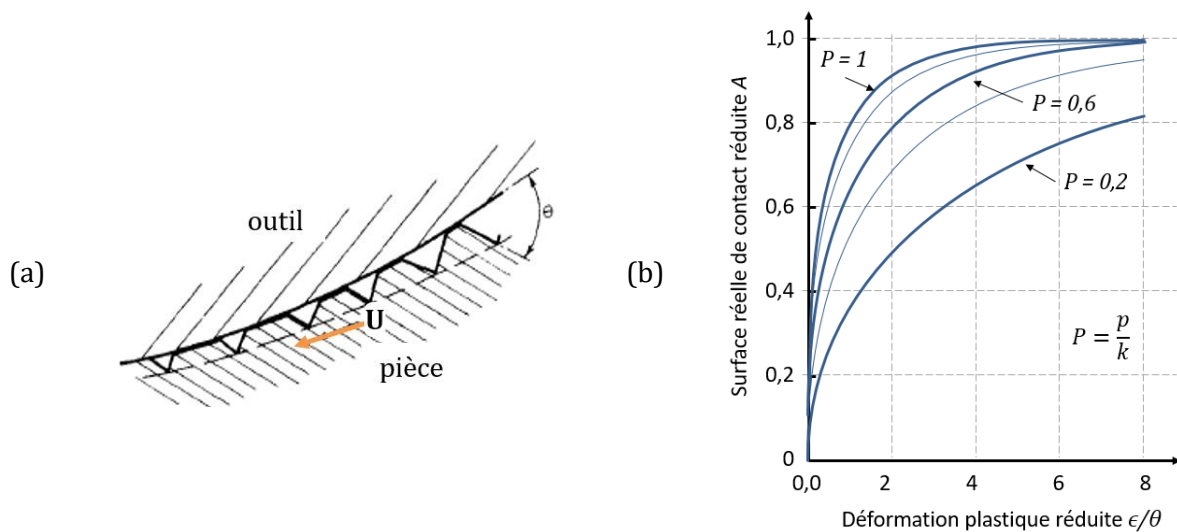


Figure 3- 9: Modèles de frottement de Wilson et Sheu. (a) Outil lisse - Pièce rugueuse, (b) évolution de la surface réelle de contact réduite en fonction de la déformation et de la pression de contact [WiSh88]

Modèle de frottement avec surface outil rugueuse

Dans le cas d'un contact entre une pièce lisse déformable et un outil rugueux, la contrainte tangentielle macroscopique τ dépend à la fois de l'adhésion à l'échelle des aspérités τ_a et du labourage de la surface déformable par les rugosités de l'outil τ_p (Fig. 3-10) :

$$\tau = A\tau_a + \tau_p \quad (3.13)$$

Les expressions de τ_a et de A sont les mêmes que pour la configuration précédente (Eq. 3.10 et 3.11). La contrainte tangentielle liée au labourage τ_p s'exprime directement en fonction de la pression moyenne p :

$$\tau_p = p\tan\theta \quad (3.14)$$

Pour les faibles angles d'aspérités, l'équation 3.13 se réécrit:

$$\tau = Am_0k + p\theta = \left(Am_0 + \frac{p}{k}\theta \right) k \quad (3.15)$$

Par analogie avec le modèle de Tresca, W.R.D. Wilson propose deux nouveaux coefficients de frottement réduits à partir des équations 3.3 et 3.15, un coefficient m_a/m_0 relatif à l'adhésion et un coefficient m_p/θ relatif au labourage :

$$m = m_a + m_p \quad (3.16)$$

$$\frac{m_a}{m_0} = A \quad (3.17)$$

$$\frac{m_p}{\theta} = \frac{p}{k} \quad (3.18)$$

Enfin W.R.D Wilson introduit la vitesse de glissement réduite S et la vitesse de glissement critique S_c pour étudier le cas particulier du contact complet ($A = 1$) :

$$S = \frac{U\theta}{\dot{\epsilon}l} \quad (3.19)$$

$$S_c = \frac{f_1 \left(\frac{1}{2}\right) p}{2 \left(k - f_2 \left(\frac{1}{2}\right) p\right)} = \frac{0,570 \frac{p}{k}}{2,42 - \frac{p}{k}} \quad (3.20)$$

S_c est la valeur de la vitesse de glissement réduite à partir de laquelle le contact devient complet. Lorsque S est supérieure à S_c , le contact est partiel et ne se fait que sur l'une des faces de l'aspérité (Fig.3-10b). Le coefficient m_p/θ est constant (eq. 3.18) et le coefficient m_a/m_0 décroît (eq. 3.17 et 3.11). Pour une vitesse S inférieure à S_c , le contact devient complet. La surface réelle de contact réduite n'est plus égale à a/l mais à 1 (Fig.3-10c). L'équation 3.14 n'est alors plus valable et le coefficient m_p/θ devient fonction uniquement de H [Wils91].

Pour une pression de contact donnée, augmenter la vitesse de glissement réduite (donc le rapport entre la vitesse de glissement et la vitesse de déformation plastique) diminue le frottement par adhésion, accroît le frottement par labourage. Et, dans tous les cas, accroître la pression conduit à un accroissement des coefficients de frottement, donc de la contrainte tangentielle (Fig.3. 10de).

3.1.4 Modélisation du contact lubrifié

En théorie, les lois de frottement présentées précédemment ne sont valables que pour des contacts secs, sans lubrification liquide. Or dans la très grande majorité des cas, les procédés de mise en forme sont lubrifiés de façon à réduire le frottement, protéger les surfaces, refroidir les surfaces des outils [Dubo16].

Dans le cas spécifique de la mise en forme à froid des alliages d'aluminium les lubrifiants peuvent être liquides ou solides. Les produits utilisés sont des huiles minérales ou végétales, des graisses, des revêtements de phosphate/stéarate de zinc, de fluorure d'aluminium/stéarate de zinc ou encore des polymères [Bay97, MVMD20, SNHI13]. Dans tous les cas, la quantité de lubrifiant retenue entre les surfaces de contact joue un rôle essentiel dans le comportement tribologique. La formulation d'un modèle de frottement représentatif du contact lubrifié doit donc intégrer cette notion d'épaisseur de film lubrifiant.

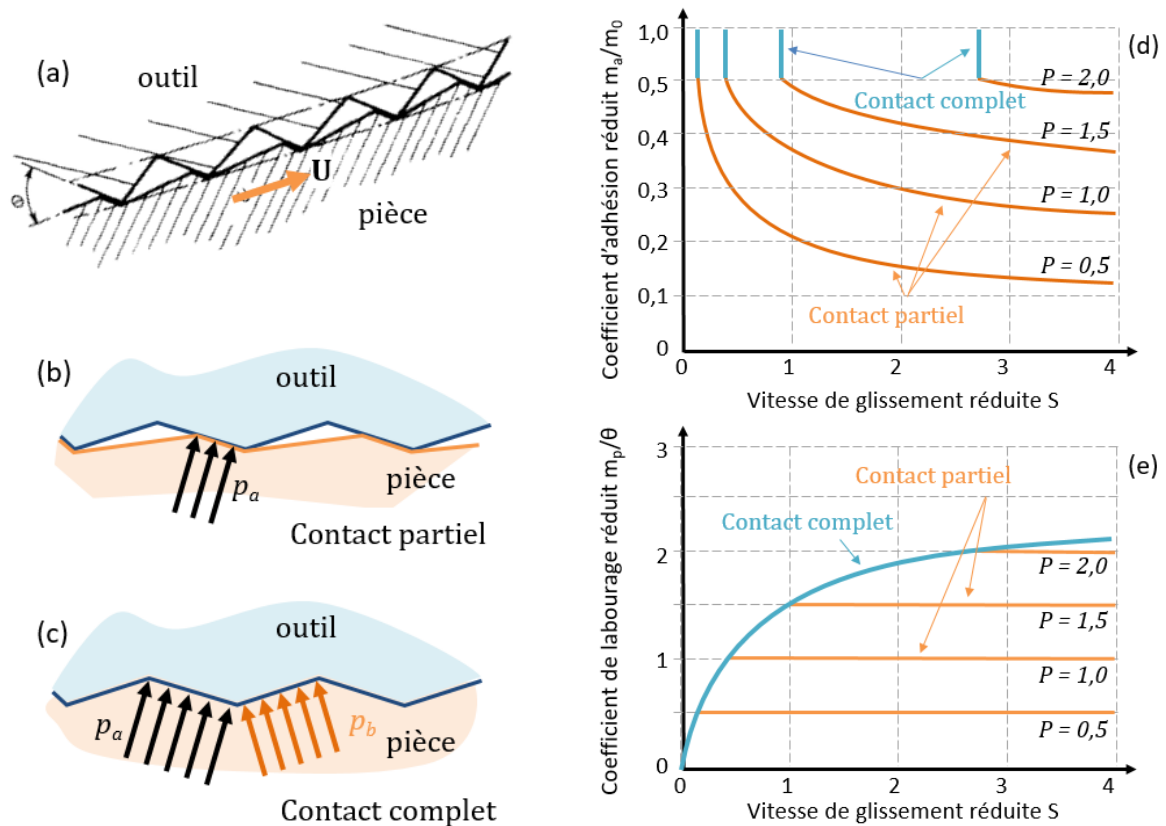


Figure 3- 10: Modèles de frottement de Wilson et Sheu. (a) Outil rugueux - Pièce lisse, (b) contact partiel, (c) contact complet, (d)(e) évolution des coefficients d'adhésion et de labourage réduits en fonction de la vitesse de glissement réduite et de la pression contact [Wils91]

3.1.4.1 Epaisseur du film lubrifiant et régime de lubrification

Nous pouvons quantifier le volume de lubrifiant dans le contact à partir de l'épaisseur réduite du film lubrifiant Λ :

$$\Lambda = \frac{h}{R_{eq}} = \frac{h}{\sqrt{R_{qw}^2 + R_{qt}^2}} = 3z \quad (3.21)$$

où h est l'épaisseur du film de lubrifiant, R_{eq} la rugosité équivalente moyenne des surfaces et R_q la rugosité quadratique moyenne de la surface de la pièce (W) et de l'outil (T) et z l'épaisseur réduite utilisée par WRD Wilson. Il est alors possible de définir cinq régimes de lubrification principaux en fonction de la nature du lubrifiant et de son épaisseur (Fig.3.11) :

- Le régime de *lubrification à film solide épais*. Il est rencontré lors de l'utilisation d'un lubrifiant solide dont l'épaisseur réduite Λ est supérieure à 10. Dans ce cas aucun contact entre aspérités n'a lieu. La contrainte de frottement est égale à la contrainte nécessaire à cisailer le film lubrifiant. Ce régime peut facilement être modélisé par la loi de Tresca.
- Le régime de *lubrification hydrodynamique* (HD). Il est rencontré lors de l'utilisation d'un lubrifiant liquide dont l'épaisseur réduite Λ est supérieure à 10. Dans ce cas aucun contact entre aspérités n'a lieu et la rugosité des surfaces n'influe pas le comportement du lubrifiant. La contrainte de frottement est égale à la contrainte nécessaire à cisailer le film lubrifiant et dépend essentiellement de la viscosité du fluide.
- Le régime à *film mince*. Il apparaît lors de la lubrification avec un liquide d'une épaisseur réduite Λ comprise entre 3 et 10. Les aspérités des surfaces ne sont pas en contact mais influent sur l'écoulement du lubrifiant.

- Le régime *mixte*. Ce régime est atteint lorsque l'épaisseur réduite Λ du lubrifiant liquide est inférieure à 3. Le contact est gouverné à la fois par la circulation du lubrifiant et le contact direct entre les aspérités. Le traitement de ce régime nécessite la prise en compte du couplage fluide-structure au niveau de la rugosité et peut se décomposer en plusieurs sous régimes : élasto-hydrodynamique (EHD), élasto-plasto-hydrodynamique (EPHD) et, à l'échelle des aspérités, les régimes micro-plasto-hydrodynamic (MPHD) et micro-plasto-hydrostatic (MPHS) [BeBE99].
- Le régime *limite*. Ce dernier est rencontré dans les cas extrêmes où seules les aspérités en contact transmettent les efforts tangents d'une surface à l'autre. Ce régime apparaît soit lors des contacts non lubrifiés, soit avec lubrifiants solides et des épaisseurs réduites inférieures à 3, soit avec lubrifiants liquides et des épaisseurs réduites inférieures à 1.

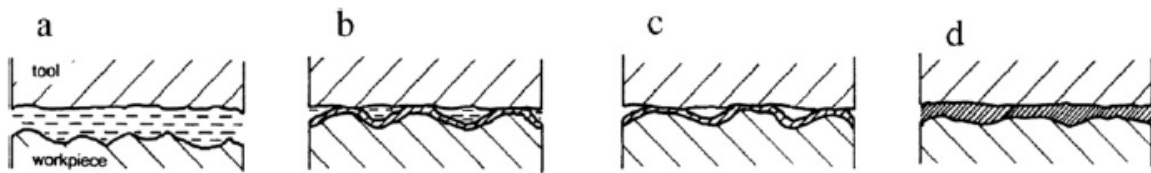


Figure 3- 11: Différents régimes de lubrification: (a) Lubrification hydrodynamique (b) Lubrification mixte (c) Régime limite (d) Lubrification solide épais d'après N. Bay [BaWa90]

En mise en forme des métaux, la lubrification est conçue de façon à éviter les régimes à film épais. Le régime *HD* conduit à un mauvais état de surface final des pièces dû à l'augmentation des rugosités [SLMS08, WiLe01]. Quant au régime à film solide épais, il conduit à la formation de dépôts sur la surface des outils qui génèrent des pertes de côtes et entraînent, dans les cas les plus extrêmes, le blocage des pièces dans les outillages. Nous ne nous intéressons dans la suite de ce paragraphe qu'à la modélisation de la lubrification en régimes limite, EHD et EPHD.

3.1.4.2 Modèles de frottement pour régime limite

L'hypothèse principale du régime limite est que les aspérités en contact forment des poches dans lesquels le lubrifiant reste prisonnier. Ces modèles se basent sur les travaux de la vague plastique en y introduisant une pression du fluide p_b qui évolue en fonction du volume de lubrifiant emprisonné entre les surfaces. Nous pouvons alors distinguer deux cas : faible vitesse de glissement et comportement hydrostatique du lubrifiant piégé [ViBB01], vitesse élevée et comportement hydrodynamique du lubrifiant piégé [Avit90]. Dans le cas hydrostatique, les conditions de contact évoluent suivant quatre phases (Fig. 3.12) :

- a) la vague plastique se forme. Le niveau du lubrifiant monte mais il ne remplit pas encore la cavité. La pression p_b est nulle : le modèle se comporte alors comme le modèle sans lubrifiant présenté en Figure 3-7.
- b) le lubrifiant remplit totalement la cavité. La pression p_b augmente, exerçant une pression non nulle sur les surfaces. La pression de contact σ_n est alors supportée par les aspérités en contact et par le lubrifiant sous pression dans les poches.
- c) la pression hydrostatique du lubrifiant p_b devient supérieure à la pression p_a au niveau des aspérités. Le contact s'ouvre, le lubrifiant s'échappe de la poche et lubrifie l'interface conduisant à une diminution du facteur de frottement local m_0 . La pression du fluide p_b retombe et le contact se referme.
- d) le cycle reprend à la phase 2 avec le nouveau facteur de frottement local m_0 de la phase 3 jusqu'à ce que la vague plastique occupe entièrement l'aspérité de l'outil.

Un exemple de l'évolution de la contrainte de frottement en fonction de la pression de contact est présenté en figure 3.12e.

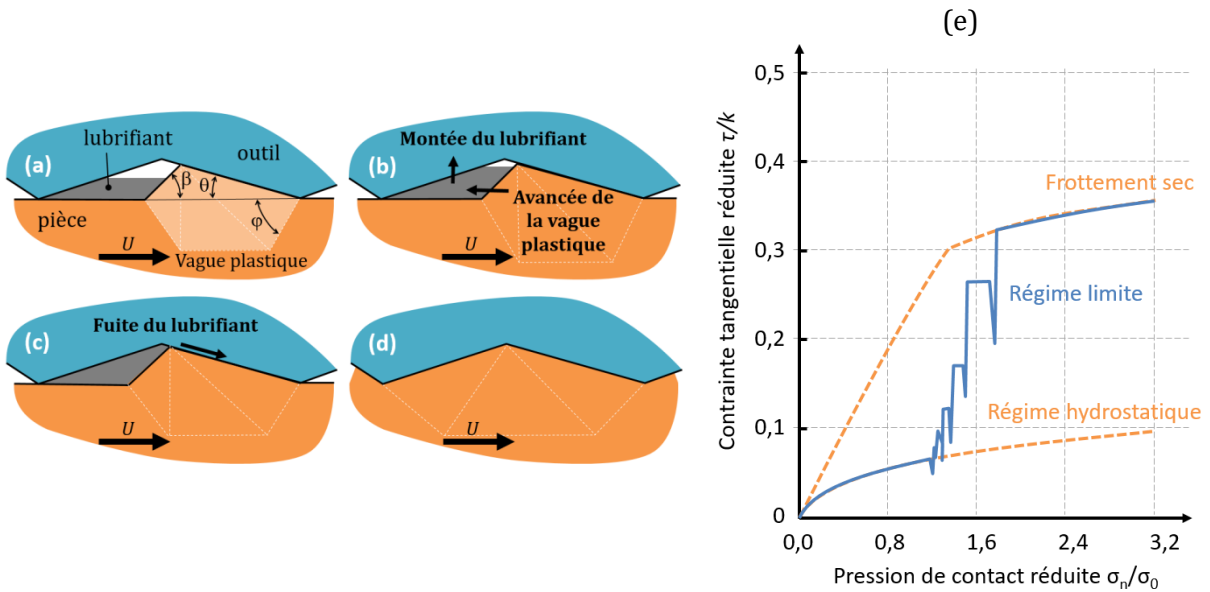


Figure 3- 12: Régime limite hydrostatique. (a-b) phase 1, montée du lubrifiant, (c) phase 2, échappement du lubrifiant, (d) phase 3, cavité remplie (e) exemple d'évolution de la contrainte tangentielle en fonction de la pression de contact et de la fuite du lubrifiant d'après [ViBB01]

Avec l'augmentation de la vitesse de glissement relative entre les parois U , la portance du lubrifiant devient non négligeable et l'effet hydrodynamique doit être pris en compte. Sous l'hypothèse d'une circulation circulaire du lubrifiant dans la poche (Fig. 3.13a), B. Avitzur a montré qu'il existait une valeur critique du nombre de Sommerfeld S_n (eq. 3.22) à partir de laquelle la pression du lubrifiant était suffisante pour séparer les surfaces en contact. Le contact passe alors du régime limite au régime mixte ce qui réduit la contrainte de frottement (Fig. 3.13b).

$$S_n = \frac{\eta U}{\sigma_y l} \quad (3.22)$$

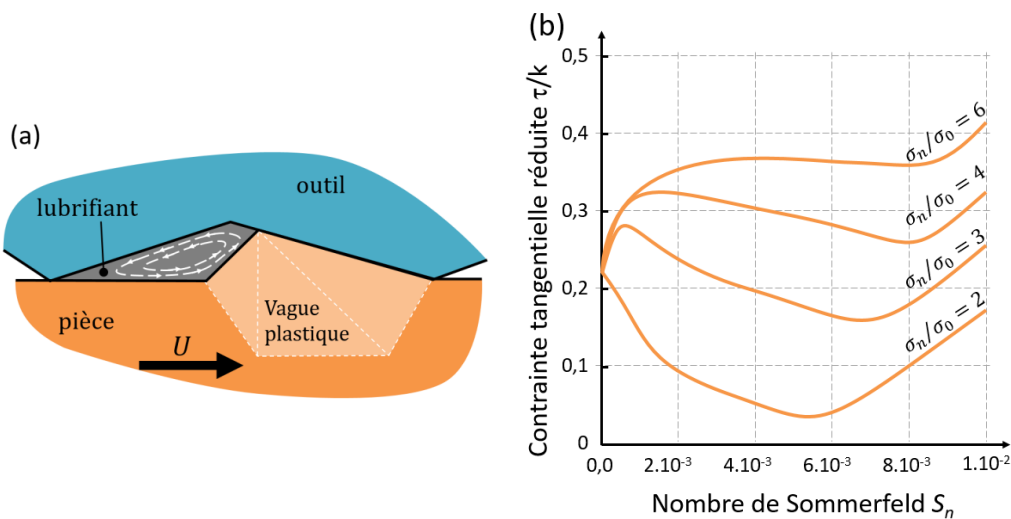


Figure 3- 13: Régime limite hydrodynamique. (a) Schéma de principe, (b) Contrainte tangentielle en fonction de la pression de contact réduite et du nombre de Sommerfeld d'après [Avit90]

3.1.4.3 Modèles de frottement pour régimes EHD et EPHD

Les régimes à film mince et mixte sont caractérisés par la circulation du fluide entre les aspérités. Le modèle de frottement prend alors une forme générique où la contrainte tangentielle est répartie entre le frottement solide au niveau des aspérités et le frottement du fluide au niveau des vallées :

$$\tau = \tau_a A + \tau_v (1 - A) \quad (3.23)$$

La surface réelle de contact réduite A peut être déterminée par différentes approches, dont la théorie de Hertz, de Greenwood ou les modèles de Y.Z. Hu et D. Zhu en régime EHD [Gree67, HuZh00, ZhHu01], ou par les modèles de N. Bay ou de W.R.D. Wilson et S. Sheu en régime EPHD (eq. 3.11). La contrainte de frottement solide aux niveaux des aspérités peut quant à elle s'exprimer par les modèles de frottement présenté dans les paragraphes précédents : Tresca, Coulomb, voire même Wilson et Sheu. Enfin, la contrainte de cisaillement τ_v pour un fluide newtonien est donnée par :

$$\tau_v = \eta \frac{v_g}{h} + \frac{h}{2} \frac{dp}{dx} \quad (3.24)$$

où v_g est la vitesse de glissement, η est la viscosité dynamique du fluide, h son épaisseur et p la pression du fluide. La viscosité dynamique peut s'exprimer en fonction de la pression et/ou de la température via des modèles tels que ceux de Barus ou de Carreau [Baru93, Carr72, MOLS09]. L'une des difficultés est ici de déterminer l'épaisseur h .

La circulation du fluide entre les surfaces de la pièce et de l'outil est gouvernée par l'équation de Reynolds unidimensionnelle :

$$\frac{d}{dx} \left(-\frac{\rho h^3}{12\eta} \frac{dp}{dx} + v_m \rho h \right) = -\frac{\partial \rho h}{\partial t} \quad (3.25)$$

où v_m est la vitesse moyenne du lubrifiant. Lorsque l'écoulement est stationnaire et le fluide incompressible, le second membre de l'équation 3.25 est nul. L'équation de Reynolds devient alors :

$$\frac{dp}{dx} = \frac{12\eta}{\rho h^3} Q_0 + v_m \frac{3\eta}{h^2} \quad (3.26)$$

où Q_0 est une constante d'intégration à déterminer. Cette constante correspond au débit et peut s'exprimer facilement en fonction d'une épaisseur de fluide :

$$Q_0 = v_{m0} h_0 = (V_{0,T} + V_{0,W}) \frac{h_0}{2} \quad (3.27)$$

où h_0 , $V_{0,T}$ et $V_{0,W}$ sont respectivement l'épaisseur du film lubrifiant, la vitesse en surface de l'outil et la vitesse en surface de la pièce en un point quelconque du contact. Il est donc nécessaire de connaître l'épaisseur du film lubrifiant h_0 en au moins un point.

Lorsque l'épaisseur du film devient faible, l'influence de la rugosité sur l'écoulement du fluide ne peut plus être négligée. Si des approches déterministes existent [AGNM19], la rugosité est souvent introduite dans la résolution via une approche stochastique, notamment pour l'étude du régime EPHD. L'équation à résoudre devient alors :

$$\frac{d}{dx} \left(\phi_x \frac{h_t^3}{12\eta} \frac{dp}{dx} \right) = v_m \frac{dh_t}{dx} + \frac{v_g}{2} S_q \frac{d\phi_s}{dx} \quad (3.28)$$

Dans cette équation ϕ_x et ϕ_s sont les facteurs d'écoulement introduits par N. Patir et H.S. Cheng [Ono20, PaCh78], h_t est l'épaisseur moyenne de lubrifiant et S_q est la rugosité quadratique de surface équivalente. WRD Wilson et N. Marsault donnent les valeurs de ϕ_x et ϕ_s pour différentes formes de rugosités et d'orientation des rugosités par rapport en sens de glissement [WiMa98]. L'équation 3.28 peut être résolue par méthode directe ou inverse. La méthode directe est une méthode itérative qui consiste à supposer une fonction épaisseur de film lubrifiant le long du contact $h_i(x)$. La résolution de l'équation de Reynolds donne alors la pression p . Il devient alors possible de calculer la déformation des surfaces en contact et d'en déduire la nouvelle épaisseur de fluide $h_{i+1}(x)$. La solution est obtenue lorsque la différence $h_{i+1}(x) - h_i(x)$ devient négligeable. Toutefois cette méthode ne converge pas systématiquement, notamment dans les cas de forte pression [Mont00]. La résolution est alors traitée en fonction des particularités physiques du procédé étudié. Le principe consiste à découper la surface de contact en différentes zones, chaque zone étant traitée avec des hypothèses spécifiques. Ainsi, pour le laminage, Wilson scinde l'emprise en trois zones : une zone d'alimentation où la déformation des surfaces est négligeable et où le lubrifiant monte en pression, une zone de transition et une zone de travail où les surfaces en contact sont déformées mais où la variation de pression du fluide est constante. Il devient alors possible de résoudre l'équation de Reynolds et de connaître l'épaisseur de fluide dans l'ensemble de l'emprise [WiHa77, WiHH95, Wils78].

D'un autre côté, il existe de très nombreuses études relatives à la détermination de l'épaisseur du film lubrifiant en régime hydrodynamique, basées également sur la résolution de l'équation de Reynolds [DPDL02, Hamr91, Hori06, SnEv06]. Les résultats sont présentés en fonction de la nature du contact : linéique ou ponctuel, entre surfaces conformes ou non. Par exemple, S. Bair propose d'approximer l'épaisseur du film au centre du contact par les équations suivantes [Bair07] :

$$\text{contact ponctuel} \quad h_{c-p} = 1,55\alpha^{0,53}(\eta_0 v_m)^{0,67} E'^{0,06} R^{0,33} p_0^{-0,20} \quad (3.29)$$

$$\text{contact linéique} \quad h_{c-l} = 2,154\alpha^{0,47}(\eta_0 v_m)^{0,69} E'^{0,11} R^{0,31} p_0^{-0,33} \quad (3.30)$$

Dans ces équations η_0 est la viscosité à la pression atmosphérique, α le coefficient de piezoviscosité, p_0 la pression de Hertz, R le rayon de courbure du contact et E' le module d'Young réduit, fonction des modules d'Young et des coefficients de Poisson des surfaces en contact :

$$\frac{2}{E'} = \left[\frac{1 - \nu_T^2}{E_T} \right] + \left[\frac{1 - \nu_W^2}{E_W} \right] \quad (3.31)$$

3.1.4.4 Modèles de frottement pour régimes micro-PHD

Les régimes micro-plasto-hydrodynamique (MPHD) et micro-plasto-hydrostatique (MPHS) ont été mis en avant par les travaux expérimentaux de Bech *et al* [BeBE99]. Ces régimes caractérisent la circulation du lubrifiant au niveau des aspérités. Les poches de lubrifiants emprisonnées entre les aspérités vont, sous l'action de la pression, de la vitesse de glissement et de la viscosité du lubrifiant, fuir soit dans le sens de glissement (MPHL), soit dans le sens opposé au glissement (MPHD) (Fig. 3.14). Ils traduisent notamment le passage du régime limite au

régime mixte. Ces modèles ont notamment été étudiés par Carretta *et al* et Hubert *et al*. [CBBL17, DHCB12, HDDL15]. Dans ces travaux les régimes sont modélisés à l'échelle des aspérités à l'aide de simulations numériques avec un couplage fluide/structure. A l'image des régimes PHD, les modèles de frottement utilisés reposent sur l'utilisation de l'équation 3.26, avec un frottement de type Coulomb ou Tresca au niveau des aspérités et de type cisaillement fluide au niveau des vallées.

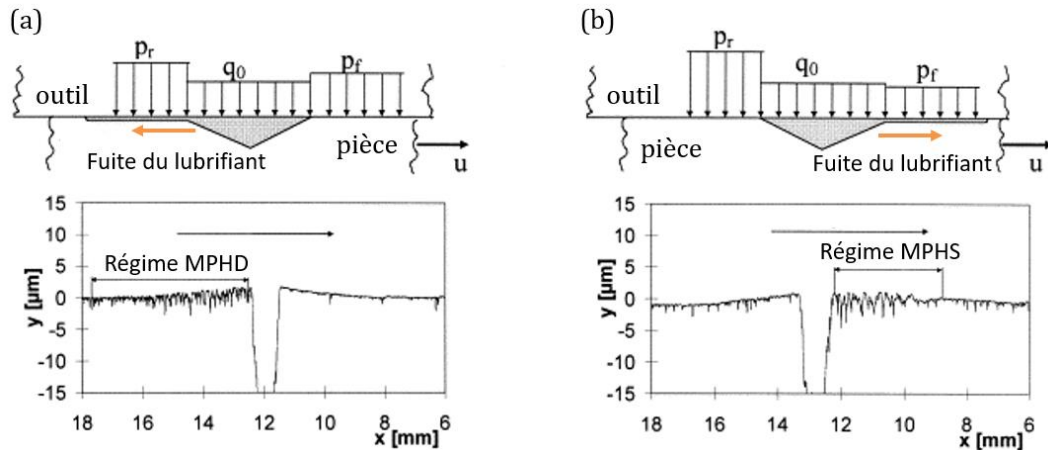


Figure 3- 14: Régimes de lubrification MPHD (a) MPHL (b) et influence sur la rugosité d'après [BeBE99].

3.2 Choix du modèle pour l'étude du grippage

Dans le cas du grippage des alliages d'aluminium, le transfert de matière s'initie au niveau des rugosités du matériau le plus dur, donc de l'outil. Nous devons donc nous orienter vers l'utilisation d'un modèle prenant explicitement en compte la surface rugueuse au niveau de l'outil. Les procédés de mise en forme des pièces en alliages d'aluminium utilisant des lubrifiants solides ou liquides [Bay97], nous devons également prévoir la modélisation des régimes de lubrification mixte et limite. Enfin, puisque nous souhaitons que les modèles soient applicables à l'étude de procédés de mise en forme nous allons privilégier les modèles à l'échelle macroscopique.

A la vue de ces critères, les lois de frottement de Coulomb et de Tresca sont écartées de notre étude. Ces lois traduisent la proportionnalité entre la contrainte de frottement et la pression de contact pour Coulomb ou la contrainte d'écoulement pour Tresca. Dans les deux cas, la rugosité, qui est un paramètre clé dans l'étude du grippage, est « cachée » dans le coefficient de frottement. Ainsi le coefficient de Coulomb ou de Tresca ne sera valable que dans les conditions de contact où il a été identifié et difficilement transposable à d'autres conditions de contact [LDDR97].

Les modèles basés sur la vague plastique offrent l'avantage d'être relativement simples à implémenter dans un code éléments finis. Ils permettent de modéliser aussi bien le régime limite que le régime mixte et peuvent prendre en compte la thermique du contact [Hele04]. Ils prennent explicitement en compte la rugosité des surfaces en contact. Par contre ils ne considèrent que l'effet de la pression de contact sur l'aplatissement des aspérités et ignorent l'effet de la déformation plastique du substrat.

Pour l'étude du frottement sec, nous choisissons donc le modèle « outils rugueux » proposé Wilson et Sheu pour la suite de cette étude. Il prend en compte explicitement la rugosité des surfaces et la déformation plastique de la pièce. Il peut ainsi s'appliquer aussi bien à l'étude des procédés de mise en forme des pièces volumiques que des pièces minces.

Pour la modélisation du régime mixte, nous partons du constat que les outils ne subissent que des déformations élastiques (nous négligeons les phénomènes d'usures abrasives) et que seule la surface de la pièce subit des déformations plastiques. Nous utiliserons l'équation 3.23 pour déterminer la contrainte de frottement. Nous traitons la lubrification en découplant la partie fluide traitée en EHD et la partie solide traitée en PHD. Ce type d'approche basée sur l'estimation de l'épaisseur du film de lubrifiant en régime EHD pour étudier des procédés de mise en forme se rencontre régulièrement dans la littérature [Atki74, Haar96, MaBB11, MaKh15, SzWa04, WiSS93]. Le frottement au niveau des aspérités sera géré par le modèle d'écrasement d'aspérités de Wilson et Sheu ce qui permet de prendre en compte la déformation plastique de la surface de la pièce. Le frottement du fluide au niveau des vallées sera géré par le modèle proposé par Otero *et al* pour déterminer l'épaisseur et les propriétés rhéologiques du film lubrifiant [EGCR17], couplé au modèle de Wilson pour calculer la contrainte de frottement totale. Comme cela sera précisé dans le paragraphe suivant, le modèle d'Otero *et al* repose sur une approche EHD et permet de déterminer l'épaisseur du film lubrifiant sans avoir à résoudre les équations de Reynolds. Cela facilite grandement son implémentation et rend son utilisation applicable à tout type de procédés de mise en forme sans hypothèse particulière sur les conditions de contact dans la zone d'emprise.

3.3 Implémentation des modèles de frottement

La procédure d'implémentation du modèle de frottement se fait à travers la routine utilisateur VFRICITION sous ABAQUS/explicit. Le modèle opère en trois étapes :

1. Récupération et initialisation des données,
2. Calcul de l'épaisseur du film et des propriétés rhéologiques du lubrifiant au centre du contact par le modèle de Otero *et al*.
3. Calcul de la contrainte de frottement τ en fonction de l'épaisseur de film réduite Λ_i (Fig. 3.15) :
 - si $\Lambda_i > 10$: *régime à film épais*, la détermination de τ se fait en ne prenant en compte que le cisaillement du film lubrifiant,
 - si $10 > \Lambda_i > 3$: *régime à film mince*, la détermination de τ se fait en prenant en compte le cisaillement du film lubrifiant ainsi que la rugosité via les facteurs d'écoulement,
 - si $3 > \Lambda_i$: *régime limite ou mixte*. Le calcul de τ se fait par le modèle de Wilson et Sheu, en prenant en compte la surface réelle de contact, le cisaillement du fluide et le frottement solide au niveau des aspérités.

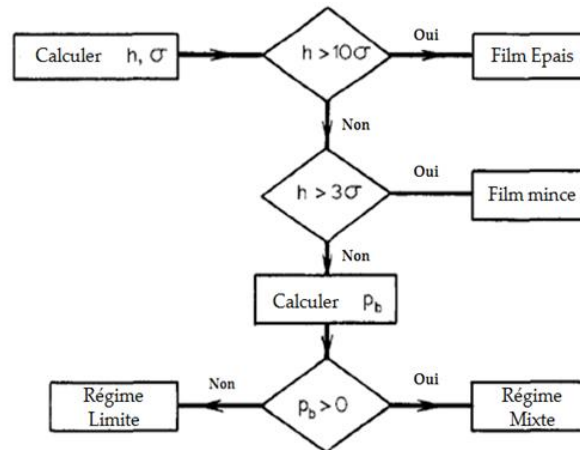


Figure 3- 15: Régime de lubrification en fonction de l'épaisseur du film lubrifiant d'après [WiHH95]

3.3.1 Récupération et initialisation des données,

En entrées de la routine nous retrouvons des données initiales du modèle numérique (rugosité, coefficient d'adhésion m_0 ...), ainsi que des résultats issus du calcul (pression de contact, effort aux nœuds, taux de déformation, déplacements...). Nous utilisons également les données thermiques pour actualiser la température dans le film lubrifiant, ainsi que des données propres au maillage, telle que la surface attachée à chaque nœud de contact.

3.3.2 Calcul de l'épaisseur du film et des propriétés rhéologiques du lubrifiant. Modèle de lubrification de Otero et al.

L'épaisseur du film lubrifiant dépend des conditions d'alimentations du contact et peut être estimée au centre du contact en régime élasto-hydro-dynamique par l'équation 3.32 [CSCE09,GoRa08]. Cette relation prend en compte les effets d'échauffement et de fluidification par cisaillement [Bair05].

$$h_c = \varphi_t h_{c-p} \left[1 + 0,79 \left(\left(1 + \frac{v_g}{v_m} \right) \frac{v_m \eta_0}{\varphi_t h_{c-p} G} \right)^{\frac{v_m}{v_m + 0,2 v_g}} \right]^{-3,6(1-n)^{1,7}} \quad (3.32)$$

Dans cette expression φ_t est un facteur de correction thermique, h_{c-p} est l'épaisseur du film au centre du contact (éq. 3.29), v_g est la vitesse de glissement, v_m est la vitesse moyenne, η_0 est la viscosité à la pression ambiante, G est le module de cisaillement du fluide et n est le coefficient de piezo-viscosité issu du modèle de Carreau [Carr72b]. Le facteur φ_t permettant de prendre en compte l'effet d'échauffement du lubrifiant par cisaillement dans la zone de contact est donné par :

$$\varphi_t = \frac{1 - 13,2 \left(\frac{p}{E'} \right) L_t^{0,42}}{1 + 0,213 \left[1 + 2,23 \left(\frac{v_g}{v_m} \right)^{0,83} \right] L_t^{0,64}} \quad (3.33)$$

avec

$$L_t = \frac{\beta \eta_0 v_m^2}{K_l} \quad (3.34)$$

et β coefficient température-viscosité, K_l conductivité thermique du lubrifiant et E' module d'Young réduit (eq. 3.31).

L'épaisseur du film au centre du contact h_{c-p} fait intervenir le rayon de courbure du contact R . A priori cette donnée n'est pas connue et doit être déduite du maillage éléments finis. Pour cela nous partons de l'hypothèse que la géométrie globale du contact est imposée par l'outil qui ne subit que des déformations élastiques. Nous pouvons donc utiliser la théorie de Hertz. Une sphère de rayon R_k est associée à chaque nœud k du contact (Fig. 3-16). La routine utilisateur renvoie l'effort normal F_{nk} et la surface de contact A_{nk} associés au nœud. Nous avons alors :

$$A_{nk} = \pi a_k^2 \quad (3.35)$$

Où a_k est le rayon du cercle du contact de la sphère avec le plan. D'après la théorie de Hertz, la relation entre le rayon de la surface de contact a_k et l'effort normal générant la déformation élastique F_{nk} est [InDL18]:

$$a_k = \left(\frac{3F_{nk} R_k}{4E'} \right)^{1/3} \quad (3.36)$$

Nous en déduisons alors la valeur du rayon R_k en chaque nœud k :

$$R_k = \frac{4E'}{3F_{nk}} \left(\frac{A_{nk}}{\pi} \right)^{3/2} \quad (3.37)$$

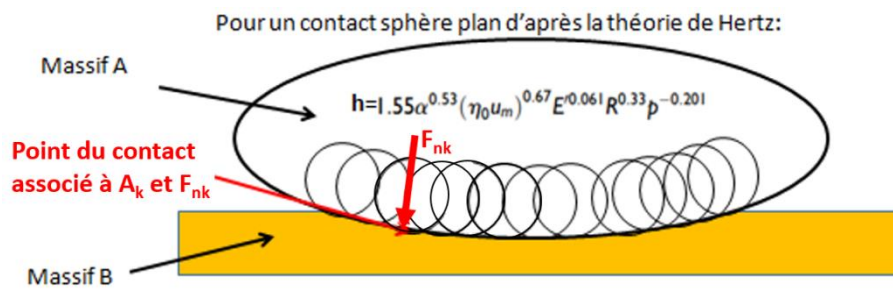


Figure 3- 16: Estimation de l'épaisseur du film aux nœuds

Les propriétés de viscosité du fluide utilisées pour calculer la contrainte de frottement doivent être estimées à la température du film dans le contact. Pour les films minces, cette température peut être approximée par [EGCD16, ELCG11] :

$$T = \Delta T_f + \Delta T_l + T_{in} \quad (3.38)$$

où T_{in} est la température du lubrifiant à l'entrée du contact, ΔT_l est l'élévation de la température du lubrifiant due à l'échauffement interne et ΔT_f est l'accroissement de la température dû à l'échauffement des surfaces par le frottement. Pour un contact ponctuel, l'accroissement de température dans le film lubrifiant est donné par [OlSp98] :

$$\Delta T_l = \frac{\tau v_g h_c}{8K_l} \quad (3.39)$$

La routine VFRICITION permet d'accéder directement aux températures $\Delta T_f + T_{in}$ en chaque nœud des surfaces en contact. La température transmise prend en compte les apports de chaleur

par frottement et par déformation plastique (côté pièce). Pour calculer ces températures, le flux de chaleur par unité de contact généré par le frottement est exprimé par [Mere11] :

$$q_f = \tau v_g \quad (3.40)$$

Un coefficient de partage R_w permet alors de préciser comment va se répartir le flux total de chaleur q_f entre la surface de la pièce (W) et celle de l'outil (T) :

$$q_{f_W} = R_w q_f = R_w \tau v_g \quad (3.41)$$

$$q_{f_T} = (1 - R_w) q_f = (1 - R_w) \tau v_g \quad (3.42)$$

L'identification du coefficient de partage R_w reste un sujet complexe, objet de nombreuses études. Il est admis que le coefficient de partage dépend de propriétés intrinsèques aux matériaux (conductivités, effusivités) mais également des conditions de contact, telles que la vitesse de glissement ou l'épaisseur du film lubrifiant [LaBS04, Mere11, OISp98]. Toutefois des études expérimentales montrent que l'influence des propriétés thermiques des matériaux est parfois négligeable, sous certaines conditions le coefficient de partage restant inchangé malgré une forte variation de la conductivité des matériaux en contact [MWH12, RACC13]. Dans notre étude, nous cherchons simplement à déterminer la température moyenne au centre du film lubrifiant, le partage de la chaleur entre les surfaces pièce ou outil ayant peu d'importance. Nous optons pour le modèle proposé par A.N. Reznikov qui offre l'avantage d'être simple à identifier tout en donnant des résultats très satisfaisant [ZhLi19] :

$$R_w = \frac{1}{1 + \frac{3}{2} \frac{K_T}{K_W} \sqrt{\frac{\alpha_W}{\alpha_T}}} \quad (3.43)$$

où l'indice T est relatif au matériau de l'outil, l'indice W est relatif au matériau de la pièce, $\alpha_{\{W,T\}}$ est la diffusivité thermique et $K_{\{W,T\}}$ est la conductivité thermique. Une fois la température des surfaces connue, la température au centre du film est alors donnée par [OISp98]:

$$\Delta T_f + T_{in} = \frac{T_T v_T + T_W v_W}{2v_m} \quad (3.44)$$

Une fois la température du film lubrifiant connue, les propriétés rhéologiques du lubrifiant sont actualisées. La viscosité dynamique du lubrifiant η à la pression atmosphérique est déterminée par la loi d'Andrade [GuSi52] :

$$\eta = \eta_0 e^{-\beta(T-T_0)} \quad (3.45)$$

où η_0 est la viscosité à la température ambiante T_0 et β un paramètre matériau. Le coefficient de piezo-viscosité α sera actualisé à partir de ses valeurs connues à différentes températures [EGCR17, ELCG11].

Après avoir déterminé la viscosité η à la pression atmosphérique et la nouvelle température (équation 3.45), la viscosité à haute pression η_p est calculée suivant la loi de Roelands [Bair93, Roel66] :

$$\ln\left(\frac{\eta_p}{6,3 \cdot 10^{-5}}\right) = \ln\left(\frac{\eta}{6,3 \cdot 10^{-5}}\right) \left(1 + \frac{p}{196}\right)^z \quad (3.46)$$

$$Z = \frac{196\alpha}{\ln(\eta) + 9,67} \quad (3.47)$$

3.3.3 Calcul de la contrainte de frottement τ : modèle de lubrification de Wilson

3.3.3.1 Régime à film épais

L'épaisseur réduite Λ étant supérieure à 10, nous sommes en régime de *lubrification hydrodynamique* (HD) et la contrainte de frottement est égale à la contrainte nécessaire à cisailer le film lubrifiant et dépend essentiellement de la viscosité du fluide. Afin de tenir compte de l'effet de cisaillement, la viscosité est définie par l'équation 3.49 où η_p est la viscosité sous haute pression donnée par la loi de Roelands (éq 3.46). Cette dernière est en effet plus fiable que la loi de Barus pour les très hautes pressions rencontrées en mise en forme [Carr72a, Leeu09, MOLS09]. Nous avons alors :

$$\tau = \eta_G \frac{v_g}{h_c} \quad (3.48)$$

$$\eta_G = \eta_p \left[1 + \left(\frac{\eta_p \left(\frac{v_g}{h_c} \right)^2}{G} \right)^{2(n-1)/2} \right] \quad (3.49)$$

3.3.3.2 Régime à film mince

En régime EHD à film mince, les aspérités des surfaces ne sont pas en contact mais influent sur l'écoulement du lubrifiant, et donc sur la contrainte de frottement. Cette influence est prise en compte par le facteur d'écoulement Φ_f :

$$\tau = \Phi_f \eta_G \frac{v_g}{h_c} \quad (3.50)$$

Le facteur d'écoulement Φ_{f+} permet de prendre en compte l'influence des aspérités sur l'écoulement entre les deux surfaces s'exprime en fonction de l'épaisseur réduite du lubrifiant z [WiHH95] :

$$\Phi_{f+} = \frac{35}{32} z \left((1 - z^2)^3 \ln\left(\frac{z+1}{z-1}\right) + \frac{z}{15} [66 + z^2(30z^2 - 80)] \right) \quad (3.51)$$

3.3.3.3 Régime mixte

Pour des épaisseurs de lubrifiant telles que l'épaisseur réduite Λ est comprise entre 0 et 3 (donc l'épaisseur réduite z est comprise entre 0 et 1), nous devons d'abord vérifier que la pression du fluide dans les vallées est bien positive. Si la pression est négative nous pouvons supposer qu'il y a eu cavitation, que le film s'est rompu et que nous sommes en régime limite.

D'après l'équation (3.23) pour le calcul de la contrainte de frottement τ en régime mixte nous avons besoin de déterminer la surface réelle de contact réduite A , la contrainte tangentielle générée par le contact solide τ_a et la contrainte tangentielle générée par le fluide τ_f .

Le régime mixte est implémenté sur la base du modèle de Wilson et Sheu en « outils rugueux ». Les données en entrée sont la géométrie simplifiée de la rugosité de l'outil, le coefficient d'adhésion m_0 (qui correspond au facteur de frottement local au niveau des aspérités), la sollicitation mécanique de la surface : pression de contact p et épaisseur du substrat affectée par déformation plastique d_a et les propriétés du lubrifiant (viscosité en fonction de la température et de la pression). Les données en sortie sont la surface réelle de contact réduite A et la contrainte de frottement τ .

La routine VFRICITION n'étant pas compatible avec les schémas d'intégration itératifs de type Runge-Kutta (la routine ne permet pas de conserver les données relatives à un même élément entre deux itérations successives), l'évaluation de la surface réelle de contact réduite ne peut pas se faire via l'équation 3.11. De plus, la pression p_b générée par le fluide sur la face de l'aspérité n'étant pas nulle, le calcul de la surface réelle réduite A ne peut pas s'obtenir directement à partir des équations 3.7, 3.8, 3.9 et 3.12. Le calcul de la surface réelle réduite A est alors approximée par [WiHH95]:

$$A = \frac{35}{32} \left[\frac{16}{35} - z + z^3 - \frac{3}{5}z^5 + \frac{1}{7}z^7 \right] \quad (3.52)$$

où z est l'épaisseur réduite du film lubrifiant donnée en équation 3.21. Le facteur d'écoulement Φ_f en régime mixte est donné par [WiHH95] :

$$\begin{aligned} \Phi_{f-} = & \frac{35}{32} z \{ (1 - z^2)^3 \ln(300(z + 1)) \} \\ & + \frac{1}{60} [-55 + z(132 + z(345 + z(-160 + z(-40 + z(60 + 147z)))))] \} \end{aligned} \quad (3.53)$$

Finalement la contrainte tangentielle en régime mixte est exprimée en chaque point de contact par

$$\tau = \tau_a A + \Phi_f \eta_G \frac{v_g}{h_c} (1 - A) \quad (3.54)$$

où τ_a est exprimée par l'équation (3.15), η_G par l'équation (3.49), v_g par l'équation (3.59) et les pressions s'obtiennent directement par les données issues du calcul éléments finis auxquels la routine VFRICITION a accès.

3.3.3.4 Régime limite

Tout comme pour le régime mixte, le régime limite est implémenté sur la base du modèle de Wilson et Sheu en « outil rugueux ». Les données en entrées sont la géométrie simplifiée de la rugosité de l'outil, le coefficient d'adhésion m_0 , la sollicitation mécanique de la surface : pression de contact p et épaisseur du substrat affectée par déformation plastique d_a . Les données en sortie sont la surface réelle de contact réduite A et la contrainte de frottement τ .

La procédure d'implémentation du modèle de Wilson et Sheu pour un outil rugueux se fait à travers la routine utilisateur VFRICITION sous ABAQUS explicit. Dans ce cadre, la pression de contact p et la vitesse des nœuds sont récupérées par la routine utilisateur à chaque incrément de calcul. De même, le taux de déformation plastique au voisinage de la surface de contact \bar{d}_{II} permet de se dispenser de la donnée d_a [KoDW92] :

$$\bar{d}_{II} = \dot{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} \underline{D} : \underline{D}} \quad (3.55)$$

où \underline{D} est le tenseur des taux de déformation relevé dans les éléments au voisinage du contact. La géométrie moyenne des aspérités est déduite de mesures de rugosité réalisées sur la surface des outils. Ces mesures sont réalisées sur des surfaces de $2 \times 2 \text{ mm}^2$ à l'aide d'un profilomètre ZYGO NEWVIEW 7300 et conformément aux recommandations de Bataille *et al* [BLBD16]. La hauteur totale du profil de rugosité Rt et la pente moyenne quadratique Rdq sont évaluées dans la direction de glissement et permettent d'obtenir les données géométriques du modèle :

$$\tan\theta = Rdq = \sqrt{\frac{1}{L} \int_0^L \left[\frac{\Delta z}{\Delta x} \right]^2 \Delta x} \quad (3.56)$$

$$l = 2 \cdot Rdq \cdot Rt \quad (3.57)$$

La surface A est ici calculée en supposant un contact partiel au niveau des aspérités (Fig. 3-10b), ce qui revient à supposer que la surface de contact réelle réduite A est inférieure ou égale à 0,5 et que la pression sur la face opposée de l'aspérité p_b est nulle [WiHH95]. Les équations 3.7, 3.8, 3.9 et 3.12 conduisent alors à :

$$\frac{1}{(2,571 - A - A \ln(1 - A))} = \frac{2kA}{p} - (-0,86A^2 + 0,345A + 0,515) \frac{\bar{d}_{II} l (1 - A)}{v_g \tan\theta} \quad (3.58)$$

où l est la longueur des aspérités donnée en 3.55 et v_g la vitesse de glissement :

$$v_g = |V_{pièce} - V_{outil}| \quad (3.59)$$

L'équation 3.58 est résolue à chaque incrément par un schéma itératif. Si A est inférieure ou égale à 0,5, l'hypothèse de contact partiel est validée et la contrainte de frottement est donnée par:

$$\tau = Am_0 k + p \tan\theta = \left(Am_0 + \frac{p}{k} \tan\theta \right) k \quad (3.60)$$

Si A est supérieure à 0,5, alors le contact est complet (Fig. 3-10c). La surface réelle réduite vaut alors 1 et la contrainte de frottement est donnée par [Wils91]:

$$\tau = m_0 k + \frac{H}{2} k \tan\theta = \left(m_0 + \frac{2v_g \tan^2\theta}{0,472 \bar{d}_{II} l + 0,828 v_g \tan\theta} \right) k \quad (3.61)$$

3.4 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons fait l'inventaire des modèles de frottement utilisables pour l'étude des procédés de mise en forme. Les modèles de première génération permettent de prédire la contrainte de frottement uniquement dans des cas limites de faibles pressions de contact (Coulomb) ou de pression de contact très élevées (Tresca). Les modèles de seconde génération prennent en compte de façon explicite la rugosité des surfaces en contact. L'écrasement des aspérités en fonction de la pression de contact permet à ces modèles de

prédire la contrainte de frottement sur des gammes de chargement très vastes, allant des basses aux très hautes pressions de contact. Parmi ces modèles, le modèle développé par Wilson et Sheu offre l'avantage de pouvoir prendre en compte l'influence de la déformation plastique du substrat sur l'aplatissement des aspérités. Enfin, les modèles de troisième génération couplent les modèles de seconde génération avec les lois de la mécanique des fluides de façon à prendre en compte l'influence des lubrifiants liquides sur l'évolution de la contrainte tangentielle.

Pour répondre aux objectifs de la thèse, nous avons retenu un modèle de lubrification basé sur une approche multi-physique du contact. Construite autour du modèle de frottement pour outil rugueux de W.R.D. Wilson, cette approche prend en compte la rugosité des surfaces en contact ainsi que les propriétés rhéologiques du lubrifiant. L'implémentation du modèle a été réalisée sous ABAQUS. A partir d'un calcul de l'épaisseur du film lubrifiant en chaque nœud de la surface en contact, le modèle détermine quel est le régime de lubrification et calcule la contrainte de frottement en fonction du régime. Le modèle est capable de traiter les régimes de lubrification hydrodynamique, mixte ou limite.

Dans les chapitres suivants, ce modèle de frottement est appliqué à l'étude du frottement sur des plaques et des barres d'alliage d'aluminium 6082.

Chapitre 4



**La validation des modèles :
Applications sur la prédiction du
grippage**

4.1 Objectifs - Procédure de Validation

Dans les chapitres précédents nous avons présenté le modèle d'endommagement de Xue et le modèle de frottement basé sur un couplage EHD-PHD des modèles de Wilson et de Otero *et al.* Le modèle d'endommagement sert à détecter quand un élément de la surface de la pièce se rompt et peut se détacher de la surface pour adhérer à l'outil. Le second modèle permet de prendre en compte l'influence de la rugosité sur le champ de contrainte macroscopique au voisinage de la surface de contact, et donc sur l'endommagement en proche surface. L'objectif principal de ce quatrième chapitre est de valider que le couplage de ces deux modèles permet de prédire le grippage. Pour valider la méthodologie proposée, nous allons présenter deux campagnes d'essais réalisées dans des conditions de laboratoire proches, mais sur deux dispositifs expérimentaux distincts et complémentaires.

La première campagne est réalisée sur le dispositif d'étirage plan développé par l'Université Technique du Danemark. Cet essai, nommé Strip Reduction Test (*SRT*), permet de reproduire les conditions de contact rencontrées dans les procédés de mise en forme à froid des produits plats (l'emboutissage et le procédé d'*ironing*) [BaCe14, ÜNCM17]. Comme cela sera précisé par la suite, cette campagne d'essais s'est avérée incomplète et a nécessité la mise en place d'une seconde campagne d'essais.

La seconde campagne d'essais a été menée sur le dispositif *UMT TriboLab™* de Brucker. Ce dispositif d'essais permet de réaliser des essais tribologiques dans des conditions très variées de géométrie de contact et de chargement : contact pion-disque, pion-plan ou plan-plan, charge normale fixe ou variable de 0,1 à 2000 N, essais de la température ambiante jusqu'à 1000°C... Dans notre cas, le banc d'essais est réglé pour reproduire des conditions de contact rencontrées en mise en forme à froid.

Dans les paragraphes suivants, nous présentons les matériaux utilisés pour les deux campagnes d'essais puis, pour chaque campagne, nous présenterons le dispositif expérimental, le plan d'expériences, la procédure expérimentale, les résultats expérimentaux puis le modèle numérique et les résultats de ce modèle.

4.2 Les matériaux

Dans les deux configurations d'essai, un frotteur glisse sur une éprouvette plate en générant une déformation plastique au voisinage de sa surface. Le matériau utilisé pour les éprouvettes est l'alliage d'aluminium 6082. Les essais *SRT* sont réalisés sur des éprouvettes en 6082-T4 et les essais *UMT Tribolab* sur des éprouvettes 6082-T6. L'alliage 6082 a été présenté en détail dans le chapitre 1. Les paramètres de sa loi de comportement endommageable ont été identifiés dans le chapitre 3. Ce sont ces paramètres qui seront utilisés pour l'ensemble des simulations numériques de ce chapitre.

Les frotteurs utilisés pour les essais sur le banc *SRT* et sur l'*UMT Tribolab* sont en acier X38CrMoV5 (AISI H11). L'acier X38-Cr-Mo-V5 est un acier d'utilisation courante pour la fabrication des outillages en mise en forme des métaux. Bien que son utilisation industrielle concerne principalement la mise en forme à chaud, le X35CrMoV5 est également utilisé en mise en forme à froid [CaBa00, LaSa92]. Le tableau 4.1 présente les différentes caractéristiques de cet acier.

Tableau 4. 1: Caractéristiques du matériau des outils [Leme17]

Matériau	Composition chimique(%m)						Dureté (HRC)	Limite élastique (GPa)
	C	Cr	Mo	V	Mn	Si		
Composant	C	Cr	Mo	V	Mn	Si		
Norme	0,35 - 0,4	4,8 - 5,2	2,7 - 3,2	0,4 - 0,6	0,3 - 0,5	0,3 - 0,5		

4.3 L'essai d'étirage plan SRT

4.3.1 Dispositif expérimental

L'essai d'étirage plan (SRT) consiste à écraser une éprouvette plate entre deux frotteurs et à l'étirer sous l'action d'une force d'étirage F. L'opération se fait en deux étapes : application de la réduction, puis étirage à une vitesse V constante (Fig. 4-1). Plusieurs configurations de frotteurs sont possibles : cylindre-plan ou cylindre-cylindre. Dans tous les cas les cylindres sont fixes, ils ne peuvent pas tourner sur eux-mêmes.

En configuration cylindre-cylindre, le SRT peut être monté sur le *tribomètre universel pour tôle UST* (Universal Sheet Tribotester), également développé à l'Université Technique du Danemark (Fig. 4-2(a)-(b)). Ce montage permet de disposer en entrée du tribomètre d'une bobine de métal qui vient directement alimenter le SRT en éprouvette. Les éprouvettes peuvent ainsi avoir une longueur variant de 0 à plusieurs mètres de long, la seule limite étant la longueur de la bobine.

La figure 4-2(c) présente une vue schématique du SRT. Le dispositif possède deux zones de travail A et B, permettant de simuler une succession de deux déformations consécutives. Chaque zone dispose d'un jeu de 2 cylindres fixes et d'une cartouche chauffante (repère 8 et 12). Dans notre étude seule la zone A a été utilisée. La réduction de la bande est réglée à l'aide de cales d'épaisseur (repère 7). En début d'essai l'extrémité de la bande est fixée dans le chariot d'étirage. Le vérin vertical de l'UST applique la réduction de la bande réglée au préalable par les cales et maintient l'écartement des cylindres constant tout au long l'essai (Fig.4-2(b)). Le vérin horizontal tire la bande. L'essai terminé, des vérins de découpage et de fixation permettent la découpe de l'éprouvette. Les spécifications générales du dispositif SRT+UST sont données dans le tableau 4.2.

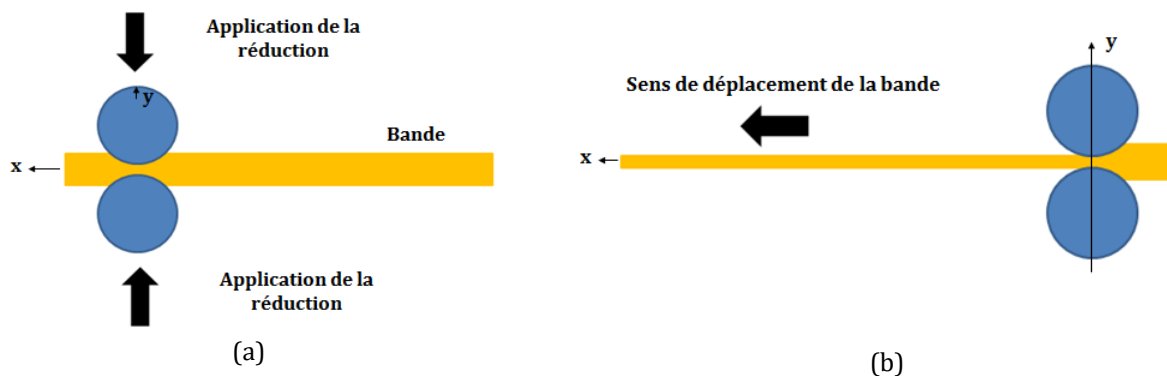


Figure 4- 1: Principe de l'essai SRT en configuration cylindre-cylindre : (a) phase 1 : Application de la réduction de la bande (en jaune) (b) Phase 2 : déplacement de la bande durant l'essai

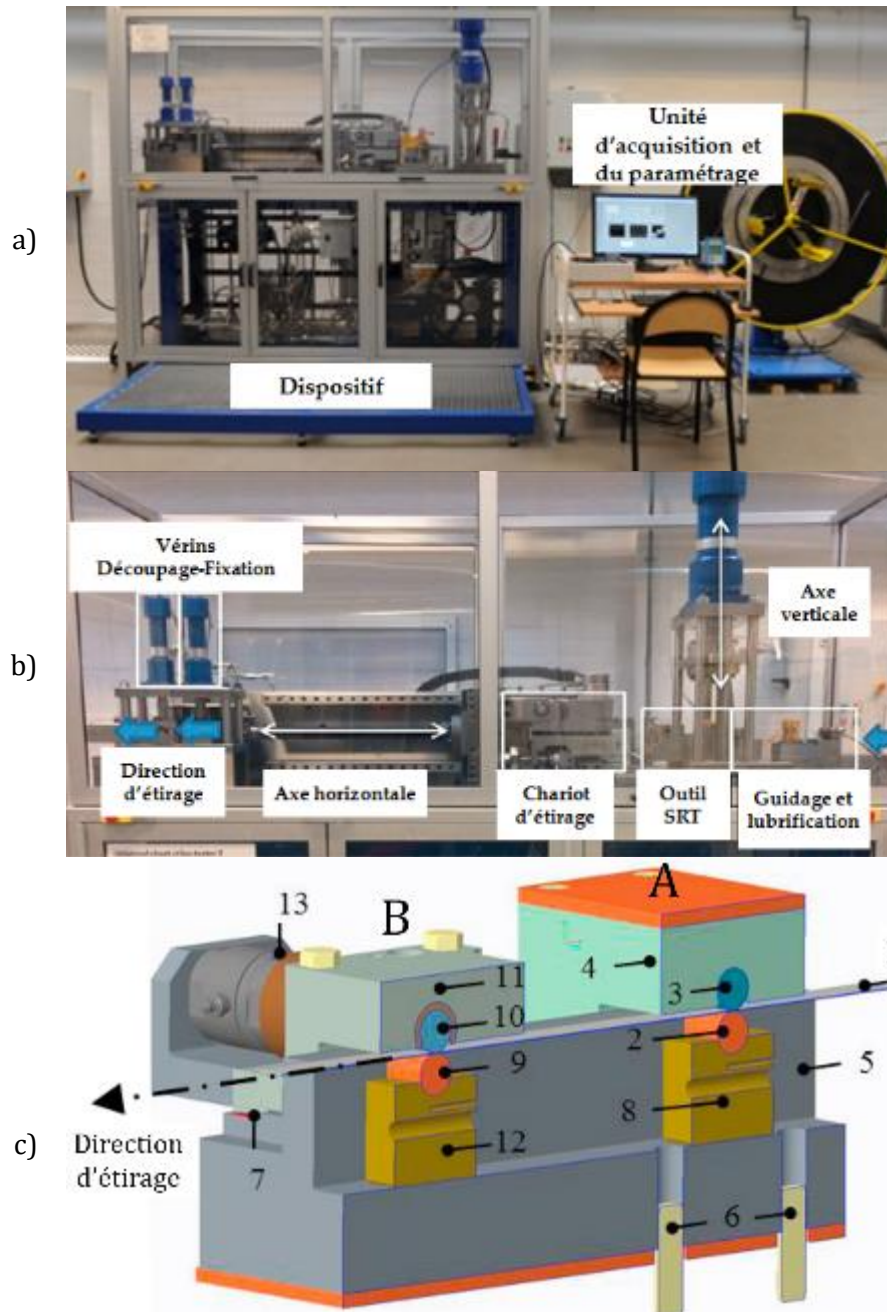


Figure 4- 2: Montage utilisé lors des essais SRT [BaCe14 , ÜNCM17]. (a) vue d'ensemble de l'UST avec le support de bobine sur la droite. (b) vue de la partie actionneur de l'UST. (c) vue schématique du SRT

Les données en entrée du banc d'essais sont l'épaisseur initiale de la bande, le taux de réduction imposé, la vitesse d'étirage, l'apport de lubrifiant et la température des frotteurs. Les données en sortie sont l'effort d'étirage et l'ensemble des analyses de surface pouvant être réalisées sur les éprouvettes et les frotteurs. Un dispositif de détection du grippage par émissions acoustiques est également disponible [MoCB17]. L'objectif de la thèse était de prédire l'initiation du grippage et non pas de quantifier précisément le défaut, les analyses de surfaces lors de cette première campagne se limitent à une observation visuelle des surfaces de contact. Une quantification plus précise du grippage sera proposée dans la seconde campagne d'essais.

Tableau 4. 2 : Spécifications générales de la machine [ÜNCM17]

Paramètres	
Réduction (pour une épaisseur initiale de 1 mm)	de 0 à 65%
Vitesse d'étirage (mm/s)	de 0 à 150
Distance d'étirage (mm)	de 0 à 500
Dimensions maximales des éprouvettes (mm) (Largeur x Epaisseur x Longueur)	30 x 2 x Limitée par la longueur de la bobine

4.3.2 Plan d'expériences et procédures d'essai

L'objectif de la première campagne d'essais est double. Premièrement, comme cela est précisé au début du chapitre, il s'agit de valider la pertinence du couplage endommagement-frottement pour détecter le grippage. L'objectif secondaire est d'investiguer l'effet de la pression de contact sur l'endommagement en surface, l'existence d'une pression critique à partir de laquelle le grippage se produit étant une hypothèse régulièrement rencontrée dans les études sur le collage [DXLW17, FDDD18, HuPa04, KKGB13].

Pour atteindre ces objectifs deux séries d'essais ont été menées à bien. Pour la première série le taux de réduction varie de 7 à 15% et le contact n'est pas lubrifié. Pour la seconde série le taux de réduction varie de 15 à 30% et le contact est lubrifié par une huile minérale. Dans les deux configurations, la longueur de translation est fixée à 300 mm, la vitesse est fixée à 100 mm.s⁻¹ et les essais sont menés à température ambiante, sans chauffage additionnel des cylindres. Les taux de réduction et vitesse de glissement choisis correspondent à des grandeurs rencontrées dans les procédés industriels de mise en forme. Les cylindres ont un rayon de 15 mm. La géométrie et les dimensions des frotteurs utilisés pour les essais SRT sont présentées en figure 4-3. La rugosité des frotteurs a été relevée avant les essais. Les mesures ont été réalisées à l'aide d'un profilomètre *Alicona InfiniteFocus*. Le traitement des données (filtrage, redressement pour retirer la forme du frotteur) a été réalisé avec le logiciel MoutainsMap, en suivant la procédure préconisée dans les travaux de K. Le Mercier sur l'étude des outillages de mise en forme à froid [Leme17]. Le tableau 4.3 présente les valeurs maximales et minimales de la rugosité arithmétique moyenne R_a et de la pente moyenne quadratique R_dq relevées sur les différents frotteurs. Les mesures ont été effectuées dans le sens de l'étirage. Il est à noter que certains frotteurs présentent d'importantes variations de rugosité, avec des R_a compris entre 0,2 et 1 μm .

Procédure d'essais

Les éprouvettes utilisées ont été livrées sous la forme d'une bobine de 30 mm de large et plusieurs mètres de long. La rugosité des éprouvettes a été mesurée sur un échantillon avant les essais et sur les éprouvettes après essais. L'épaisseur initiale des éprouvettes a été relevée sur un échantillon avant les essais et après les essais. Aucune variation notable n'a été relevée. Après chaque essai, les frotteurs sont démontés et remontés en opérant un quart de tour de façon à ce que chaque essai soit réalisé sur une surface neuve. Pour les essais lubrifiés, le lubrifiant est appliqué au pinceau sur les deux faces de la bande avant chaque essai.

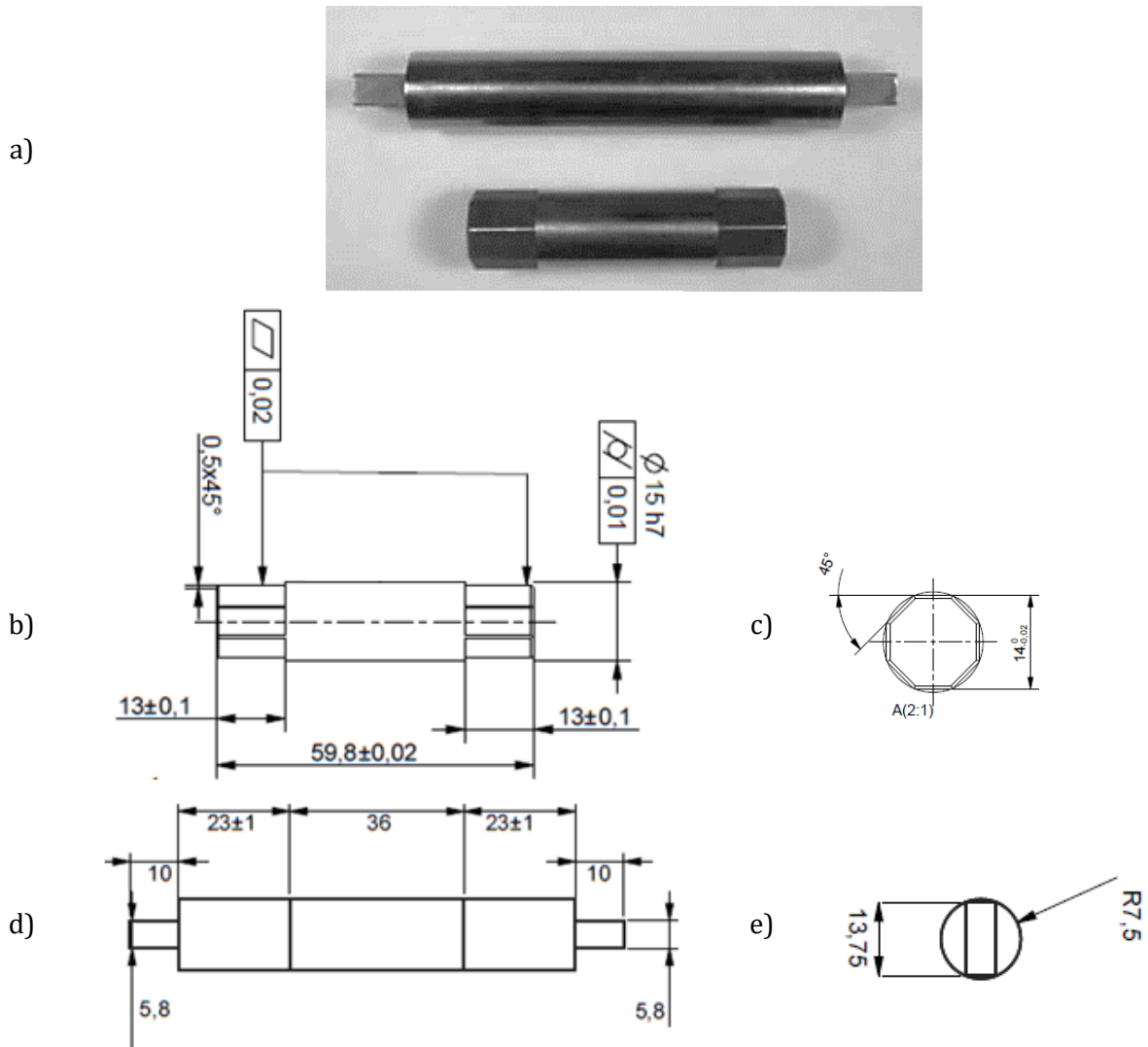


Figure 4- 3: frotteurs utilisés pour les essais SRT. (a) photographie des frotteurs supérieur et inférieur, (b)(c) plan du frotteur supérieur, (d)(e) plan du frotteur inférieur

Tableau 4. 3: Rugosité des outils avant essais

références	frotteurs	Ra (μm)		Rdq ($^\circ$)	
		mini	maxi	mini	maxi
A	inférieur	0,2	0,3	2	4
	supérieur	0,2	0,3	2	4
B	inférieur	0,2	0,3	2	4
	supérieur	0,2	1,0	2	13
C	inférieur	0,2	0,3	2	4
	supérieur	0,2	0,5	2	5
D	inférieur	0,2	0,3	2	7
	supérieur	0,2	0,7	2	4
E	inférieur	0,2	0,9	2	4
	supérieur	0,2	0,3	2	8
F	inférieur	0,2	0,3	2	4
	supérieur	0,2	0,4	2	4

Plan d'expériences

Le taux de réduction est réglé à l'aide de cales d'épaisseur et est vérifié après chaque test en mesurant l'épaisseur finale de l'éprouvette au palmer, assurant une précision de l'ordre de 1%. Toutefois, malgré le soin pris pour positionner les cales et pour appliquer le chargement normal assurant le maintien en position des cylindres, il s'avère que le taux de réduction est très difficilement reproductible. A titre d'exemple, les trois essais réglés pour reproduire un taux de réduction de 10% ont en réalité conduit à des essais avec un taux compris entre 9 et 12% et des *cartographies* de grippages différentes. Ainsi, plutôt qu'effectuer une moyenne de ces essais, nous avons préféré considéré chaque essai de façon indépendante. Ceci conduit au plan d'expériences présenté dans le tableau 4.4 où chaque essai est réalisé une seule fois.

Les résultats des essais que nous exploitons sont l'effort d'étirage, les observations visuelles des surfaces des éprouvettes et des frotteurs et l'analyse de la rugosité des frotteurs.

Tableau 4. 4: Résumé des essais SRT

	série 1					série 2			
taux de réduction (%)	7	9	10	12	15	16	20	25	30
lubrifiant			Non				Oui		
vitesse (mm.s ⁻¹)			100				100		
température (°C)			20				20		
longueur de glissement (mm)			300				300		
Jeux de frotteurs	A	B	C	D	E		F		

4.3.3 Résultats expérimentaux

Efforts d'étirage

L'effort d'étirage est mesuré durant tout l'essai. Le début de la courbe correspond à l'effort nécessaire pour réduire l'épaisseur de la bande (phase 1 de l'essai). Le contact se fait de façon symétrique par rapport à l'axe x (Fig. 4.1.(a)). Dès que l'étirage débute, le contact ne s'opère plus que d'un seul côté des cylindres ce qui conduit à une baisse de l'effort.

Pour les essais lubrifiés (Figure 4-4), tous les efforts d'étirage sont stables et présentent la même allure malgré le fait que les taux de réduction soient importants. De façon logique, plus le taux est important, plus l'effort est important. Seule la réduction 30% a connu une rupture brusque de l'éprouvette après 100 mm d'étirage. La rupture s'est produite à l'entrée du contact.

La figure 4-5 présente les courbes d'effort pour les essais non lubrifiés. Les résultats montrent de très fortes différences entre les différents taux de réduction. Nous pouvons distinguer trois comportements différents :

- Réduction de 7% : la courbe d'effort est stable avec une allure semblable à celle des essais lubrifiés
- Réduction de 10% : le niveau des efforts est proche de celui obtenu à 7% mais le courbe présente plusieurs *vagues*, avec un premier maximum dans les dix premiers millimètres de déplacement, puis un second vers 130 mm, avant d'augmenter de façon continue à partir de 210 mm.
- Réductions de 9, 12 et 15% : la courbe d'effort croît et atteint un premier maximum vers 30-40 mm de déplacement, puis décroît jusqu'à un déplacement de 50-60 mm, puis croît à nouveau de façon importante jusqu'à la rupture de l'éprouvette. C'est l'éprouvette avec le taux de réduction le plus élevé qui rompt la première.

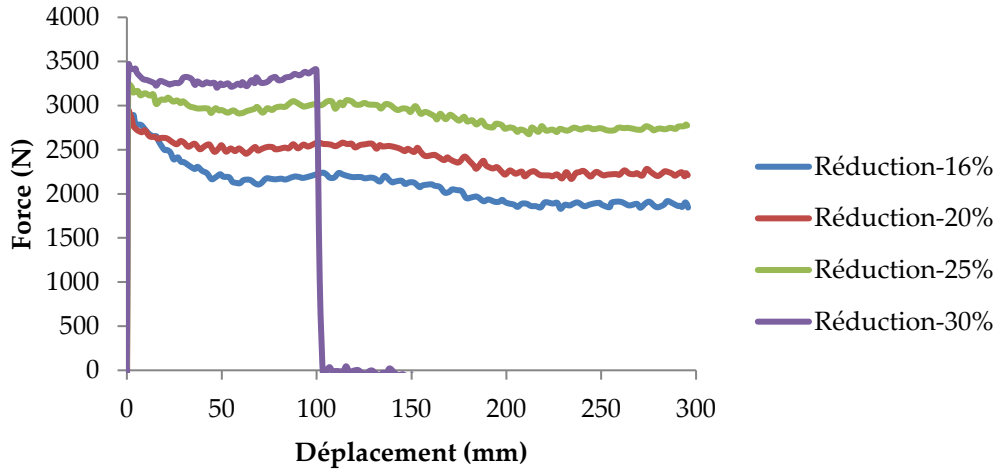


Figure 4- 4: Efforts d'étirage pour les essais lubrifiés

Pour ces essais non lubrifiés, il ne semble pas y avoir de corrélation logique entre l'effort maximal atteint et le taux de réduction, ce qui laisse entendre que durant l'essai les conditions de contact se dégradent fortement et l'énergie de frottement devient prépondérante sur l'énergie de déformation plastique.

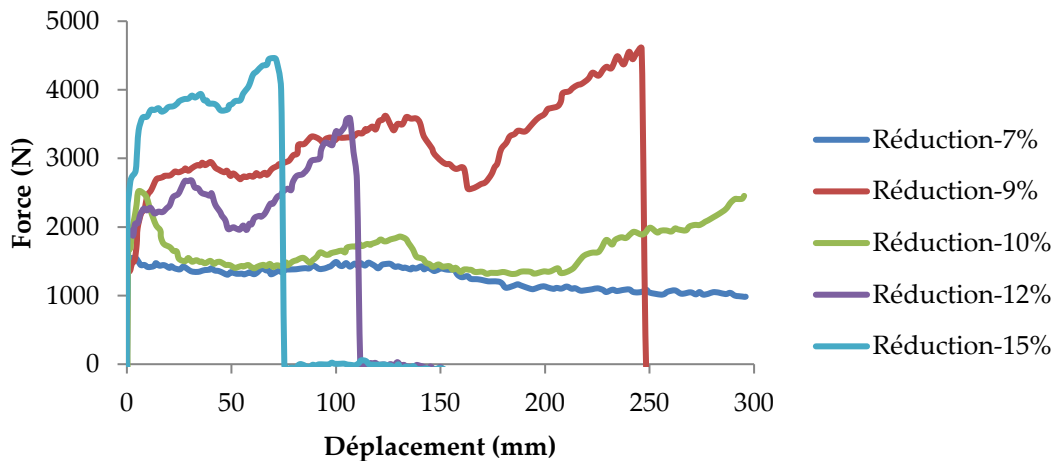


Figure 4- 5: Efforts d'étirage pour les essais non lubrifiés

Observations visuelles des traces sur les éprouvettes

Ces premières observations n'ont pour objectif que d'identifier les zones éventuelles de grippage sur les éprouvettes. Les essais SRT étant mené de façon ininterrompue sur une distance de 300 mm, il est impossible de déterminer le début du grippage uniquement en observant la surface de l'outil, cette dernière cumulant l'ensemble des transferts de matière résultant du grippage durant l'essai. Cette initiation du grippage se caractérise par l'apparition d'un réseau de stries de plus en plus dense, d'enlèvement de matière et, dans les cas les plus sévères, par l'apparition de réseaux de fissures. Pour notre étude, nous considérons qu'il y aura grippage dès que l'arrachement de la matière de la surface de la pièce est observable visuellement.

Les éprouvettes des essais lubrifiés sont présentées en figure 4.6. Les surfaces inférieures et supérieures des éprouvettes présentent quelques rayures légères en début d'essai. A l'exception du cas 30%, ces rayures ont tendance à s'estomper après quelques millimètres de déplacement. Pour le cas 30%, les traces sont très marquées mais aucune fissure ou micro-arrachement n'est observable à l'œil nu.

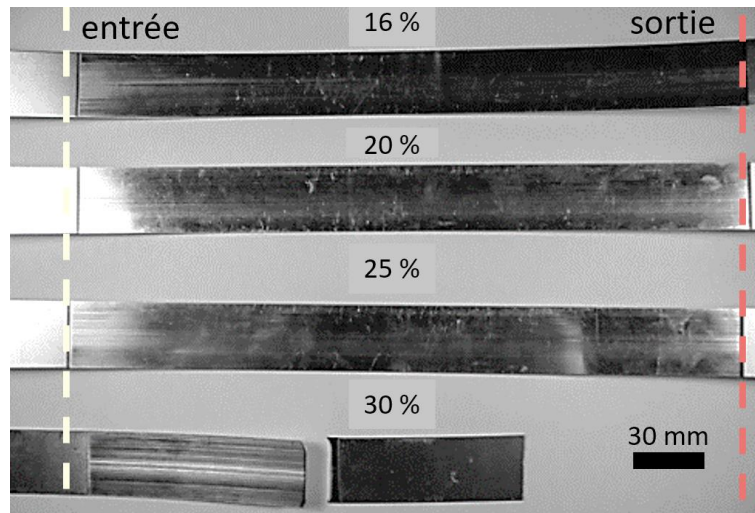


Figure 4- 6: photographie des éprouvettes SRT après essais lubrifiés

Les éprouvettes des essais non lubrifiés sont présentées en figure 4.7. L'aspect visuel de l'éprouvette à 7% est semblable à celui observé lors des essais lubrifiés. La surface ne présente que quelques rayures en début d'essai et aucune trace de défaut plus important par la suite. Pour les éprouvettes avec une réduction de 9, 12 et 15% des marques importantes sont observables à l'œil nu dès le début de l'essai et sont accentuées avant la zone de rupture. Ces marques prennent la forme d'un réseau de stries de plus en plus dense, avec l'apparition de bosses (*lumps*) et de réseaux de fissures perpendiculaires au sens de glissement (figure 4.7(b)). Ce défaut tend à apparaître sur les rives des éprouvettes. Pour ces trois configurations d'essai, le grippage généralisé à la largeur de l'éprouvette apparaît après des longueurs d'étirage respectives de 9 mm, 32 mm et 15 mm. L'éprouvette 10% montre quant à elle clairement 3 zones distinctes. La première zone apparaît après quelques millimètres d'étirage et la seconde entre 80 et 130 mm d'étirage. Ces deux premières zones n'affectent l'éprouvette que sur une partie de sa largeur. A partir de 200 mm une nouvelle zone de grippage apparaît. Le grippage s'étend à toute la largeur de l'éprouvette à partir de 255 mm d'étirage (Fig. 4.7(c)). Ces différentes zones sont directement corrélables aux augmentations de l'effort d'étirage présentées en figure 4.5. A l'exception du cas 10%, quand le grippage apparaît, il est observable sur les deux faces de l'éprouvette. Toutefois il n'y apparaît pas toujours de façon symétrique et avec la même sévérité.

Enfin, il est intéressant de noter que la formation d'une bosse de matière à l'entrée de la zone de contact a été observée. Cette déformation semble être corrélée à la rupture des éprouvettes et à la forte dégradation de l'état de surface (Fig. 4-7(d)).

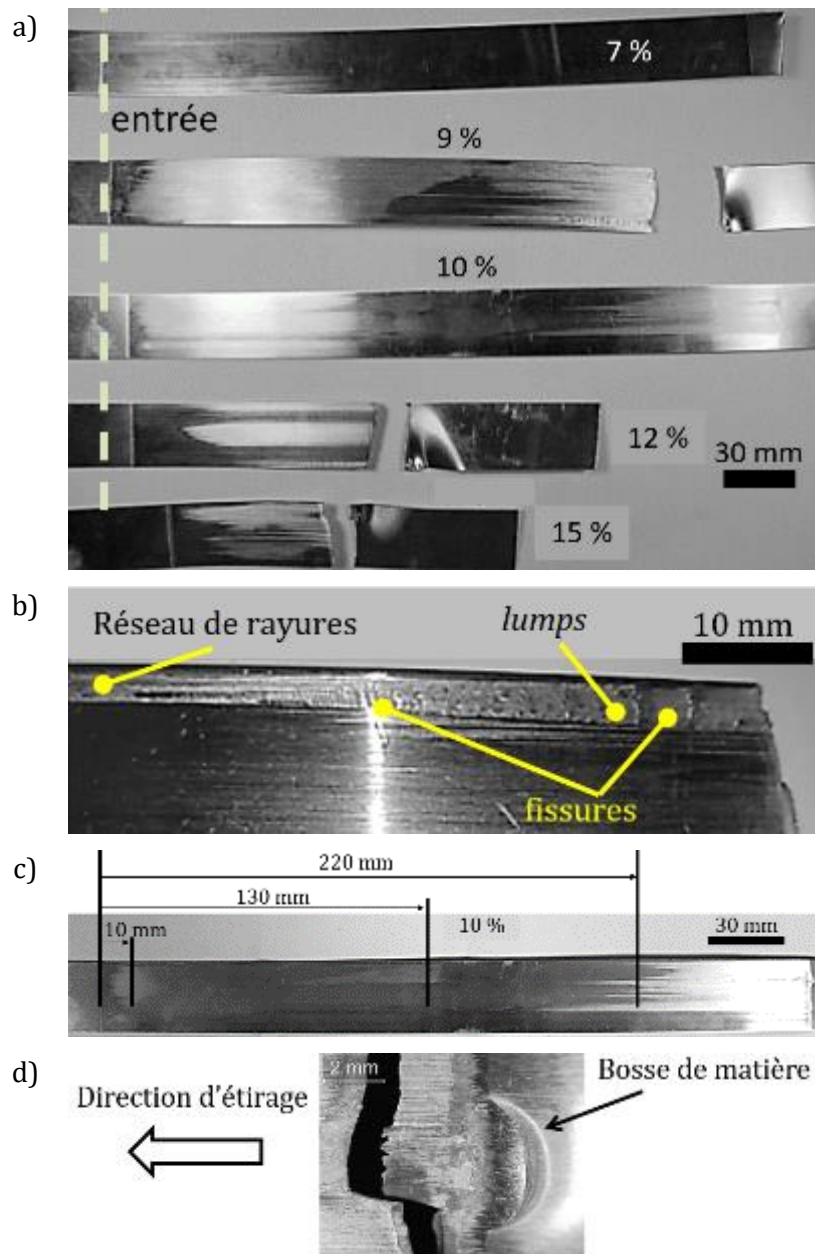


Figure 4- 7: Photographies des éprouvettes SRT après essais non lubrifiés (a) vue d'ensemble (b) Mise en évidence des défauts sur l'éprouvette à 12% (c) Mise en évidence des différentes zones de grippage sur l'éprouvette à 10%, (d) zone de rupture de l'éprouvette SRT. Réduction de 15%

Observations visuelles des traces sur les frotteurs

L'observation des frotteurs permet de voir l'accumulation des défauts à l'issue des essais.

A l'image du frotteur supérieur utilisé pour la réduction de 20% (Figure 4-8), les frotteurs supérieurs et inférieurs utilisés pour les essais lubrifiés ne montrent que de légères rayures parallèles au sens de glissement. Aucune trace de transfert de matière n'est visible.

A l'inverse, les frotteurs utilisés pour les essais non lubrifiés sont fortement marqués et montrent clairement des traces de grippage. Nous pouvons remarquer trois typologies différentes. Dans le cas des essais à 9 et 12% de réduction les outils montrent clairement des traces de transfert de matière sur toute la largeur du contact. Ces traces ont une largeur comprise entre 0,5 et 2 mm et apparaissent aussi bien sur le frotteur supérieur qu'inférieur mettant en évidence un grippage sur les deux faces des éprouvettes. Dans les cas des essais à

12%, les outils montrent des traces de transfert de matière sur les zones latérales de la surface de contact, le centre étant très peu affecté par le défaut. Comme pour les cas à 9 et 12%, ces traces ont une largeur comprise entre 0,5 et 2 mm et apparaissent aussi bien sur le frotteur supérieur qu'inférieur mettant là encore en évidence un grippage sur les deux faces des éprouvettes. Enfin, dans la configuration 10%, le frotteur supérieur ne montre que très peu de trace de collage alors que la face inférieure est marquée sur quasiment toute sa largeur, mettant en évidence un grippage asymétrique. Si nous nous rapportons aux tableaux 4.3 et 4.4, ces observations montrent qu'il existe une corrélation directe entre la sévérité du grippage et l'état de surface des frotteurs, comme cela a déjà été souligné dans le chapitre 1.

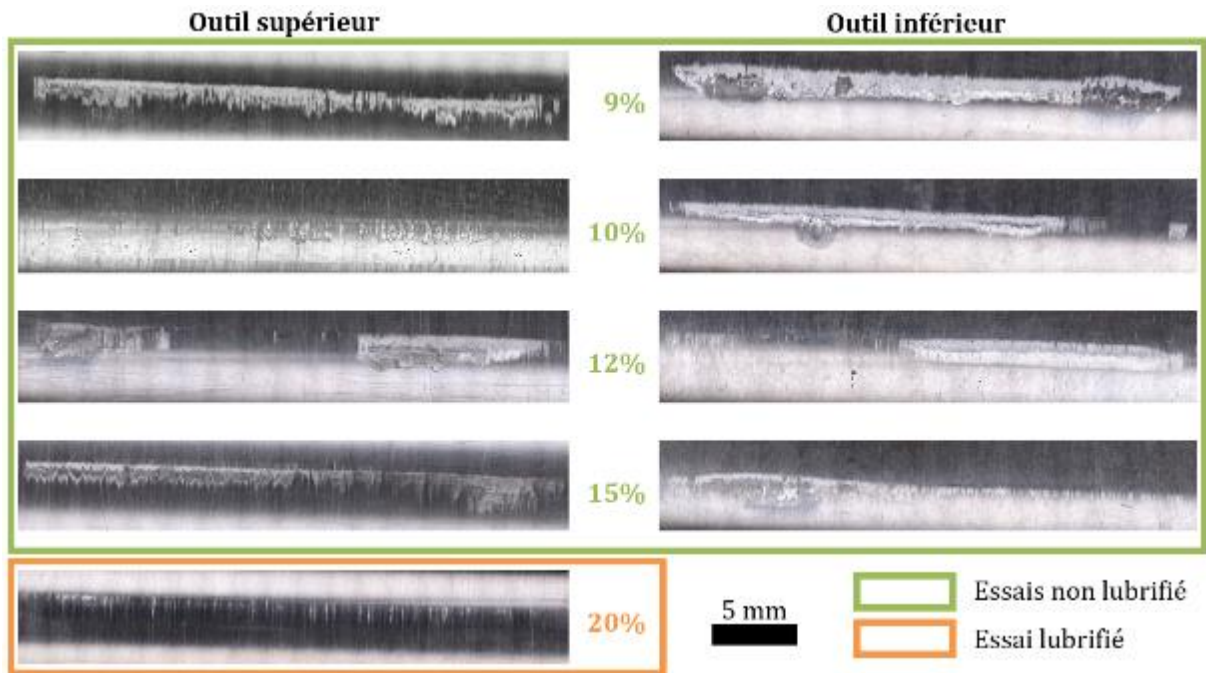


Figure 4- 8: Photographies de la surface des frotteurs après essais SRT. Mise en évidence des différentes zones de grippage

Conclusion des essais

Neuf essais ont été réalisés avec des taux de réduction d'épaisseur variant de 7 à 30%. Les essais de 7 à 15% étaient non lubrifiés. Les essais de 16 à 30% étaient lubrifiés avec une huile minérale. Aucune trace de grippage n'a été observée sur l'essai non lubrifié à 7% et sur les essais lubrifiés. Pour les essais non lubrifiés de 9 à 15%, le grippage apparaît en prenant la forme d'un réseau de rayures de plus en plus dense, menant à l'apparition de fissures. Ce défaut apparaît de façon asymétrique et peut n'affecter qu'une seule surface de l'éprouvette. Pour les cas les plus sévères, le défaut conduit à une augmentation importante de l'effort d'étirage et conduit à la rupture de l'éprouvette. La sévérité du grippage est liée à la rugosité des frotteurs.

4.3.4 Modèle numérique

Maillage initial et conditions aux limites

Pour prédire l'apparition du grippage lors des essais SRT nous allons utiliser les développements des chapitres 2 et 3, notamment le modèle de lubrification basé sur le couplage des approches de Wilson et Otero. Ce modèle prenant explicitement en compte les rugosités des frotteurs et les frotteurs inférieurs et supérieurs utilisés lors des essais n'ayant pas toujours la même rugosité, seule la symétrie par rapport au plan (x,y) est prise en compte (Fig. 4.9).

Le maillage de l'éprouvette comprend 266532 nœuds et 225000 éléments hexaédriques thermo-élasto-plastique à intégration réduite C3D8RT. La dimension des éléments est de 0,2 x 0,2 x 0,2 mm, soit la même taille de maille que pour les modèles de traction et de cisaillement utilisés pour la procédure d'identification des paramètres matériaux. La rhéologie affectée aux éléments est celle identifiée dans le chapitre 2 et rappelée en tableau 4.5. Chaque frotteur est modélisé par 23124 nœuds et 20720 éléments thermiques rigides C3D8RT.

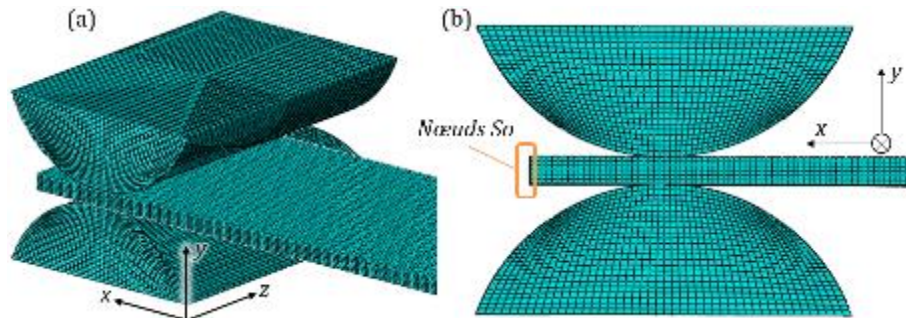


Figure 4- 9: Maillage initial de l'essai SRT. (a) Vue en perspective, (b) vue dans le plan (xy)

Le chargement s'effectue en deux étapes. Etape 1 : le frotteur supérieur descend d'une distance $h/2$ et le frotteur inférieur monte d'une distance $h/2$. La valeur de h est calculée en fonction du taux de réduction à simuler. Durant cette étape les nœuds S_0 de l'éprouvette sont bloqués. Etape 2 : les frotteurs sont maintenus en position et un déplacement de 100 mm est imposés aux nœuds S_0 . Toutes les simulations sont réalisées avec une vitesse de déplacement de 100 mm/s (étapes 1 et 2). La température initiale est de 20°C dans l'éprouvette et les frotteurs. Les calculs sont lancés en explicite sous ABAQUS. La durée moyenne d'un calcul est de 6h45 CPU (calcul effectué sur 4 processeurs Xeon 6134 à 3.2 GHz).

Tableau 4. 5 : Rhéologie de l'alliage d'aluminium 6082-T4

Loi d'érouissage	D_c	β	ϵ_{f0}	ϵ_D	q	p_L	γ
$\sigma_y = 205 \left(1 + \frac{\bar{\epsilon}_p}{0,011} \right)^{0,21}$	0,34	1	1,25	0,077	1,5	800	1,2

Paramètres d'interface pour les essais lubrifiés et non lubrifiés

Le modèle utilise la routine VFRICITION présentée au chapitre 3. En entrée, la routine requiert le coefficient d'adhésion m_0 , la longueur l et l'angle θ de la géométrie simplifiée des rugosités, le coefficient de partage Rw et, pour la simulation des essais lubrifiés, le coefficient de piezo-viscosité à la température ambiante α , le coefficient de température-viscosité β , le module de cisaillement du lubrifiant G , la conductivité thermique du lubrifiant K_l et le coefficient de la loi de viscosité n .

Les paramètres l et θ sont identifiés à partir des valeurs maximales des mesures de rugosités effectuées sur les outils et présentées en tableau 4.3. La figure 4-10 montre la corrélation entre le profil de rugosité simplifié en rouge et la rugosité réelle en bleu (cas du frotteur inférieur B utilisé pour l'essai à 9%). Le coefficient de partage Rw est calculé à partir des propriétés thermiques de l'acier et de l'aluminium (éq. 3.58 du chapitre précédent). Pour les propriétés de l'huile minérale nous avons conservé les propriétés de l'huile utilisée dans les travaux de Otero *et al* (tableau 4.6).

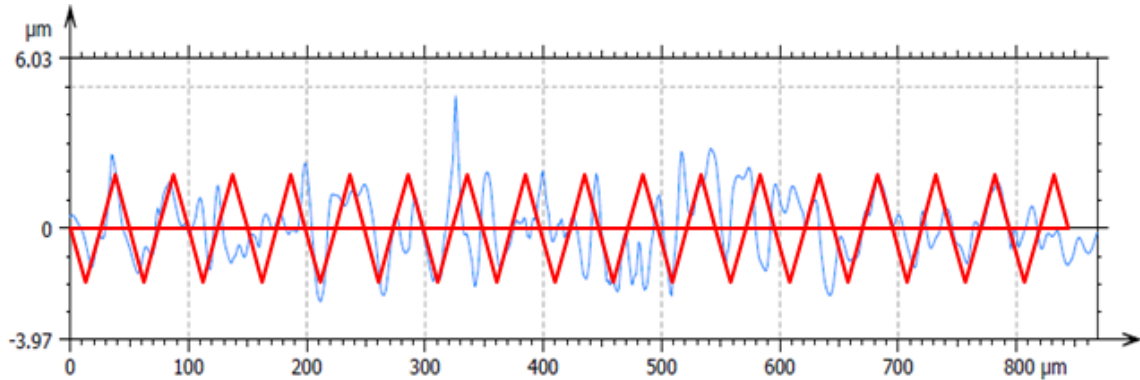


Figure 4- 10: Comparaison entre le profil de rugosité simplifié (en rouge) et un profil réel (en bleu).
Mesure effectuée sur le frotteur B inférieur.

Tableau 4. 6: Rhéologie de l'huile minérale [EGCR17]

Paramètres	Définition	Valeurs
$\alpha(GPa^{-1})$	Coefficient de piezo-viscosité à T_0	15,7
$\beta(K^{-1})$	Le coefficient de température-viscosité	0,033
G(MPa)	Module de cisaillement du lubrifiant	1
$K_l(W/mK)$	Conductivité thermique du lubrifiant	0,12
n	Coefficient de la loi de viscosité	0,5

Le coefficient d'adhésion m_0 doit être identifié en fonction des matériaux étudiés. La plateforme UST sur laquelle est monté le SRT ne disposant pas de capteur de force sur le vérin vertical de serrage des frotteurs, seul l'effort de tréfilage est connu. Les essais SRT ne permettent donc pas de déduire un coefficient de frottement uniquement sur la base des mesures expérimentales. Nous identifions le coefficient d'adhésion par méthode inverse en nous basant sur les valeurs de l'effort d'étirage. Nous simulons l'essai avec une valeur initiale du coefficient égale à 0,5 puis nous ajustons cette valeur par dichotomie en fonction de l'écart entre l'effort expérimental et l'effort numérique. Nous identifions deux valeurs différentes : une pour les essais lubrifiés, une pour les essais non lubrifiés. Dans les deux cas nous utilisons l'essai avec le taux de réduction le plus faible (16% lubrifié et 7% non lubrifié). La comparaison des efforts se fait sur la distance d'étirage comprise entre 50 et 100 mm, distance au cours de laquelle les courbes d'effort sont stables et ont atteint un régime stationnaire. Les résultats sont présentés en figure 4.11. Les coefficients d'adhésion identifiés sont $m_0 = 0,10$ pour les essais non lubrifiés et $m_0 = 0,01$ pour les essais lubrifiés. L'écart important entre ces deux valeurs peut s'expliquer par la présence de lubrifiant au niveau des aspérités de troisième ordre des plateaux dans le cas lubrifié [Hele04].

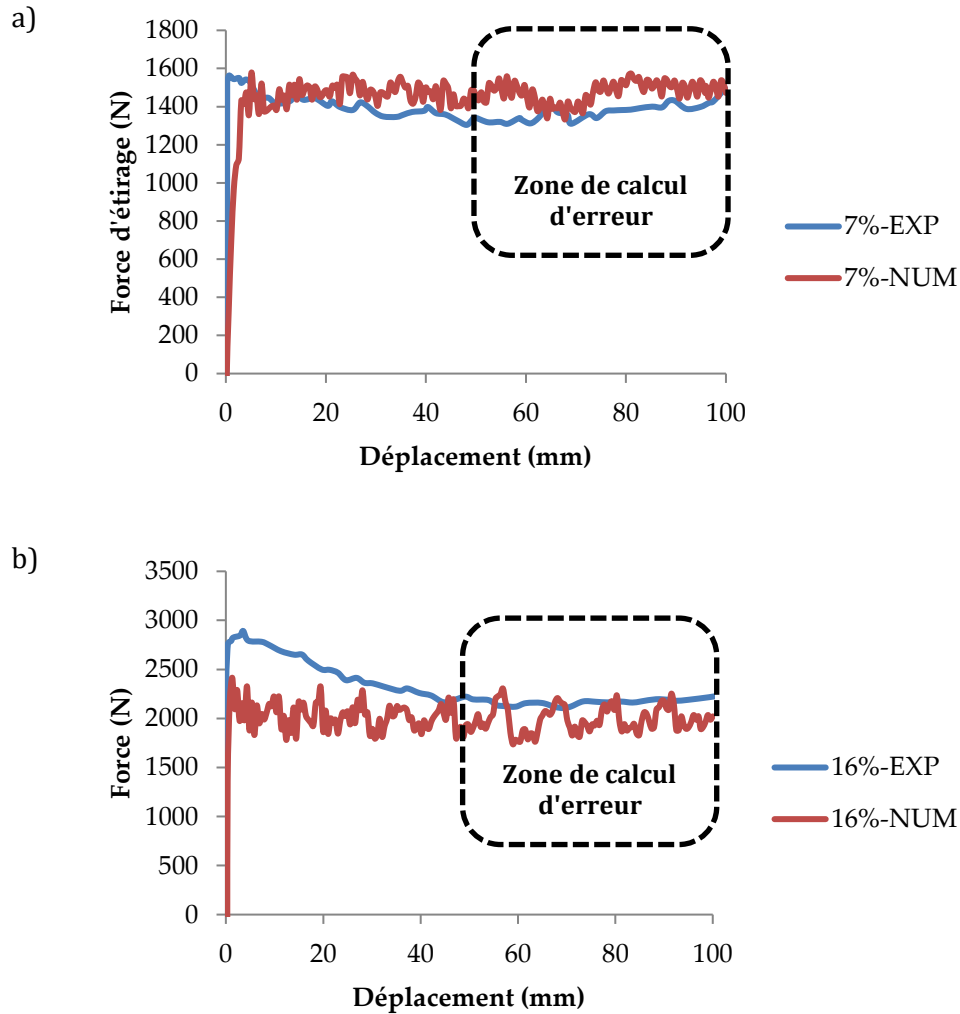


Figure 4- 11: Comparaison des efforts d'étirage numérique et expérimental (a) Réduction de 7%, $m_o = 0,10$
(b) Réduction de 16%, $m_o = 0,01$

4.3.5 Résultats numériques

Efforts d'étirage

La figure 4-12 présente l'évolution des efforts en fonction de la distance d'étirage pour les essais lubrifiés (réductions de 20 à 30%). L'ensemble des calculs est effectué avec le coefficient d'adhésion $m_o = 0,01$ identifié à 16%. Les frotteurs utilisés ayant la même rugosité, seul le taux de réduction est modifié d'une simulation à l'autre. Les résultats numériques montrent une bonne corrélation avec les relevés expérimentaux.

Pour chaque configuration non lubrifiée, la simulation est effectuée avec le coefficient d'adhésion $m_o = 0,10$ identifié à 7% et les paramètres de rugosité du tableau 4.3. Les rugosités des frotteurs inférieurs et supérieurs étant différentes, les conditions de frottement sont donc différentes sur les deux faces des éprouvettes. Les courbes expérimentales montrent trois comportements différents : stationnaire pour la réduction de 7%, fortes variations pour les cas 9, 12 et 15% et enfin de faibles variations suivies d'une croissance rapide après 200 mm d'étirage pour le cas 10%. Nous retrouvons globalement le même type de réponse même si les simulations des cas 9, 12 et 15% surestiment largement les efforts :

- Simulation à 7% : l'effort d'étirage est stationnaire et correspond à l'effort expérimental, ce qui est normal puisque cette courbe a servi à identifier le coefficient d'adhésion m_o .

- Simulation à 9% : l'effort d'étirage est stationnaire lors des 20 premiers millimètres d'étirage. A 20 mm, l'écart entre l'effort numérique et l'effort expérimental est inférieur à 5%. Entre 20 et 30 mm, l'effort numérique augmente rapidement et atteint une valeur quasi stationnaire à 5 kN, soit +50% par rapport à la valeur expérimentale (Fig.4.13(a)).

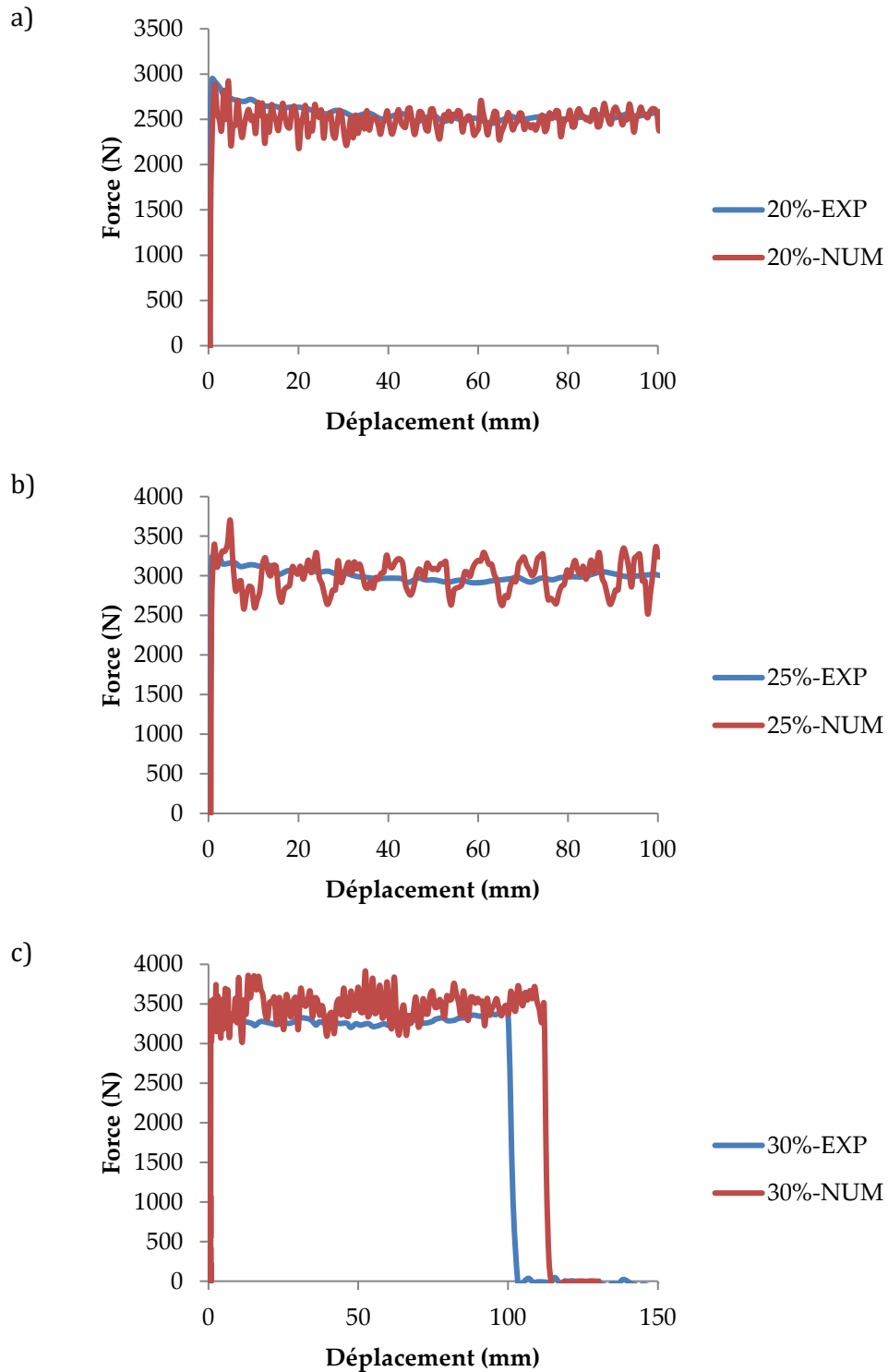
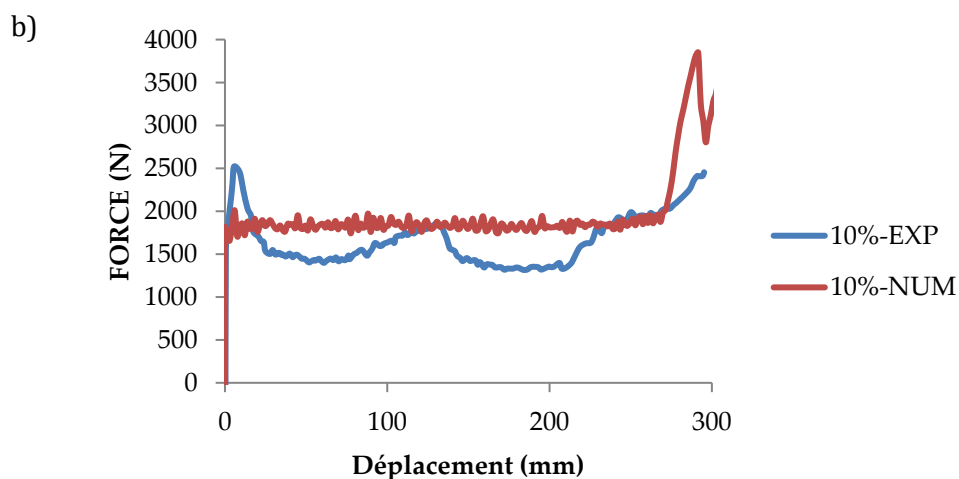
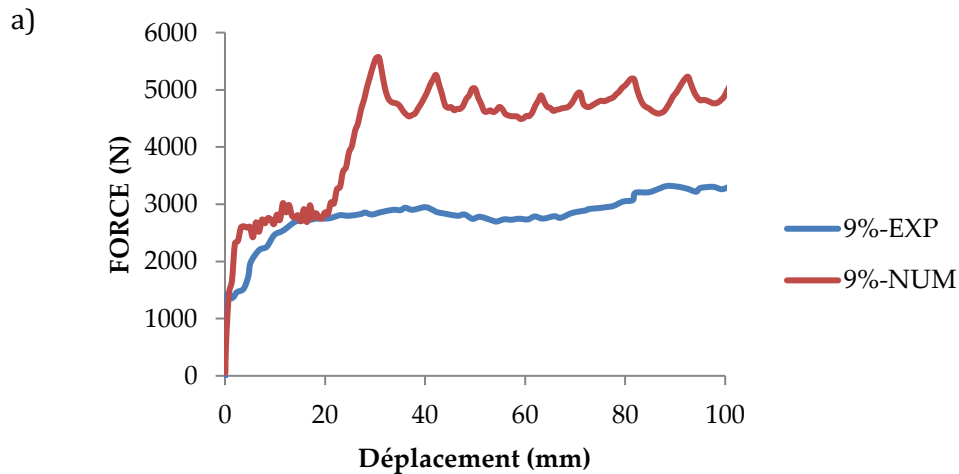


Figure 4- 12: Effort d'étirage. Comparaison expérimental/numérique. Essais lubrifiés (a) 20%, (b) 25%, (c) 30%.

- Simulation à 10% : les observations montrant une variation importante de l'effort expérimental après 200 mm d'étirage, la simulation à 10% a été effectuée avec un déplacement de 300 mm (100 mm pour les autres simulations). La courbe d'effort est très stable le long des premiers 270 mm d'étirage, avec un effort quasi constant à 1800 N surestimant légèrement l'effort expérimental (3 à 17%). A partir de 270 mm l'effort numérique augmente brutalement (Fig. 4.13(b)).
- Simulations à 12 et 15% : les courbes d'effort présentent un plateau durant les 10 premiers millimètres de déplacement, puis elles présentent des phases successives de croissance modérée, de l'ordre de 80 N.mm⁻¹, suivi de décroissance rapide, de l'ordre de 240 N.mm⁻¹ (fig. 4.13(c)).

Ces comparaisons au niveau des efforts montrent tout d'abord que le modèle de lubrification proposé est apte à prédire les conditions de contact du procédé d'étirage lubrifié. Le coefficient d'adhésion m_0 identifié pour l'une des conditions de contact s'avérant apte à reproduire les conditions de contact des autres essais.



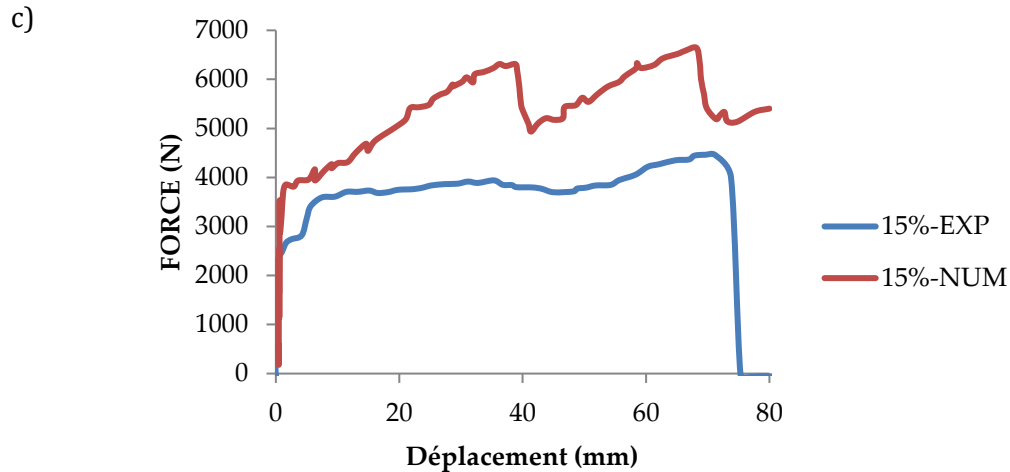


Figure 4- 13: Comparaison efforts expérimental/numérique. Essais non lubrifiés (a) 9%, (b) 10%, (c) 15%.

Pour les essais non lubrifiés et sujets au grippage, les corrélations effort expérimental/effort numérique sont beaucoup moins bonnes, avec des erreurs pouvant dépasser par endroit 100%. Cette différence très importante peut s'expliquer par les hypothèses que nous avons émises pour étudier le grippage. Tout d'abord comme nous ne nous intéressons qu'à l'initiation du défaut, les éléments du maillage endommagés sont supprimés et non pas « transférés » à la surface de l'outil. Nous avons donc une perte de matière qui n'a pas de sens physique. Le modèle numérique n'est donc plus représentatif de la réalité expérimentale dès que le grippage est amorcé. Ensuite, du point de vue expérimental, le grippage s'accompagne d'un transfert de matière qui modifie le tribosystème. La rugosité de l'outil ainsi que la nature de sa surface sont modifiées. L'éprouvette ne vient plus en contact sur de l'acier mais sur une couche de transfert acier/aluminium ce qui peut induire un coefficient de frottement plus faible [HeJa09]. Les paramètres du modèle de frottement, notamment le coefficient d'adhésion m_0 et la géométrie simplifiée des rugosités, ne sont donc plus valides dès que le grippage débute et nécessiteraient d'être actualisés.

Contraintes, endommagement et initiation du grippage

Dans cette partie nous allons nous focaliser sur trois configurations différentes : un cas sans grippage ni rupture (essai non lubrifié à 7%), un cas avec grippage et rupture (essai non lubrifié à 15%) et un cas avec rupture sans grippage (essai lubrifié à 30%). Les cas avec rupture mettant en évidence la présence d'une bosse de matière au niveau de la zone de contact (Fig. 4-7(d)), nous allons notamment étudier l'évolution des contraintes dans cette zone.

Pression de contact

La figure 4.14(a) présente les profils de pression de contact relevés sous l'axe des frotteurs après 10 mm d'étirage. A ce stade, les efforts sont stationnaires et l'endommagement n'a pas encore atteint de valeur critique pour chacune des trois configurations. Malgré un niveau de réduction quatre fois supérieur, les profils de pression de contact des configurations 7 et 30% sont identiques, avec valeur de 400 MPa sur les deux tiers de la largeur de l'éprouvette et un effet de bord conduisant à une baisse de 220 MPa au niveau de la rive. Le profil de pression est par contre totalement différent pour le cas 15%, avec une valeur minimale sur l'axe de symétrie ($z = 0$), un maximum à 500 MPa en $z = 8,5$ mm, et une décroissance à l'approche de la rive pour atteindre la même valeur que les cas 7 et 30%. Les profils évoluent quelque peu avec la distance d'étirage. La figure 4.14(b) présentent la pression dans le même plan (y,z) après 100 mm

d'étirage, distance à laquelle aucune des trois configurations n'a atteint un endommagement critique. Le profil de la configuration 7% reste identique, avec une valeur moyenne légèrement plus faible (360 MPa). Le maximum de pression pour la configuration 15% augmente à 900 MPa et tend à s'élargir sur une zone de 1,5 mm de large. Enfin, le profil de pression pour l'essai à 30% décroît de 400 MPa en $z = 0$ à 200 MPa en bord de rive $z = 15$ mm.

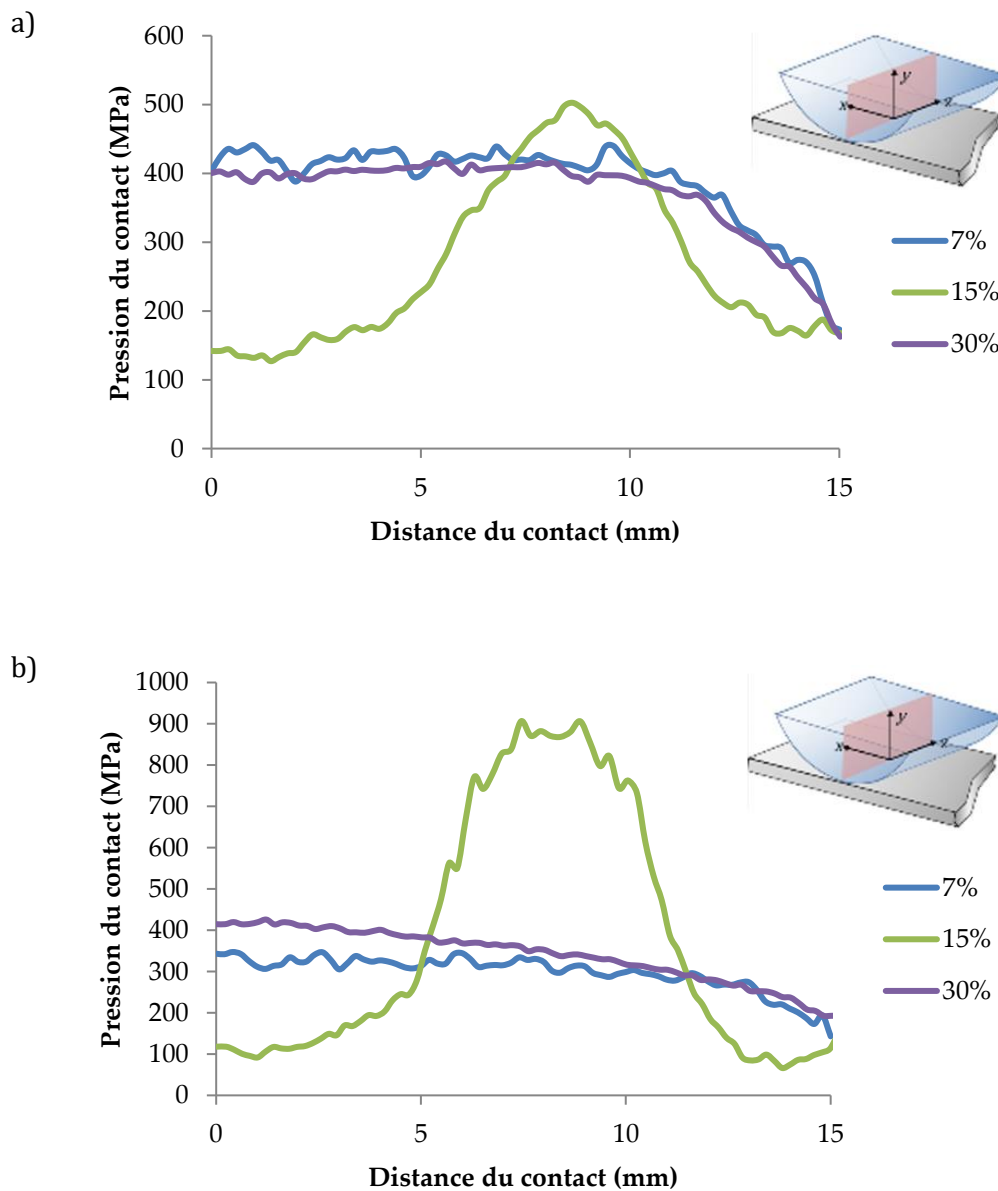


Figure 4- 14: Pressions de contact dans le $\frac{1}{2}$ plan (yz) après un étirage de : (a) 10 mm, (b) 100 mm

La figure 4.15 présente les profils de pression dans les plans $z = 0$ et $z = 7$ mm, plans où la pression de contact est maximale. L'abscisse $x = 0$ correspond au début du contact. L'augmentation de la réduction conduit naturellement à une augmentation de la zone d'emprise (7% et 30%). Pour le cas 15%, l'augmentation de la longueur de contact s'explique par la formation de la bosse qui augmente de façon sensible l'épaisseur de la bande dans cette zone en entrée de l'emprise. L'amplitude de la pression de contact est donc plus influencée par les conditions de frottement qui engendrent la formation de la bosse de matière que par le taux de

réduction lui-même. Dans tous les cas, la pression présente un maximum absolu en entrée du contact et un maximum relatif en sortie.

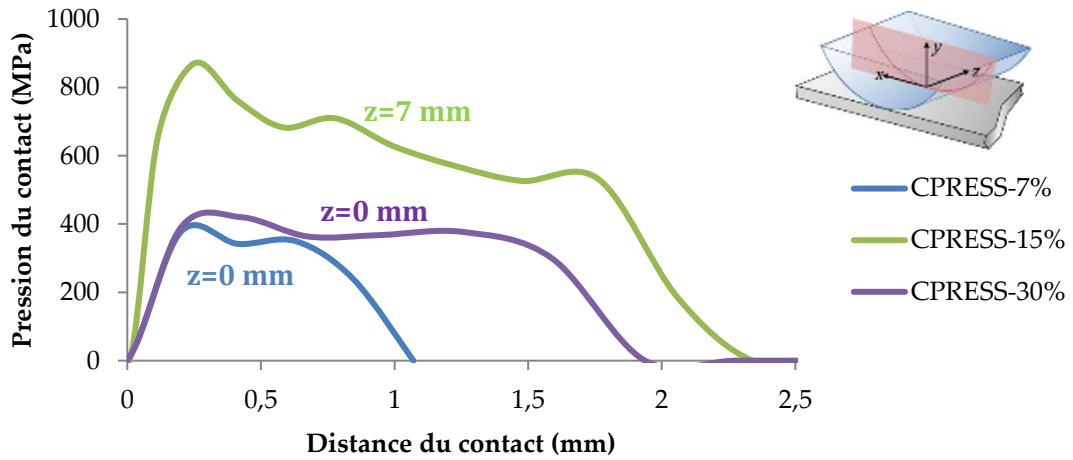


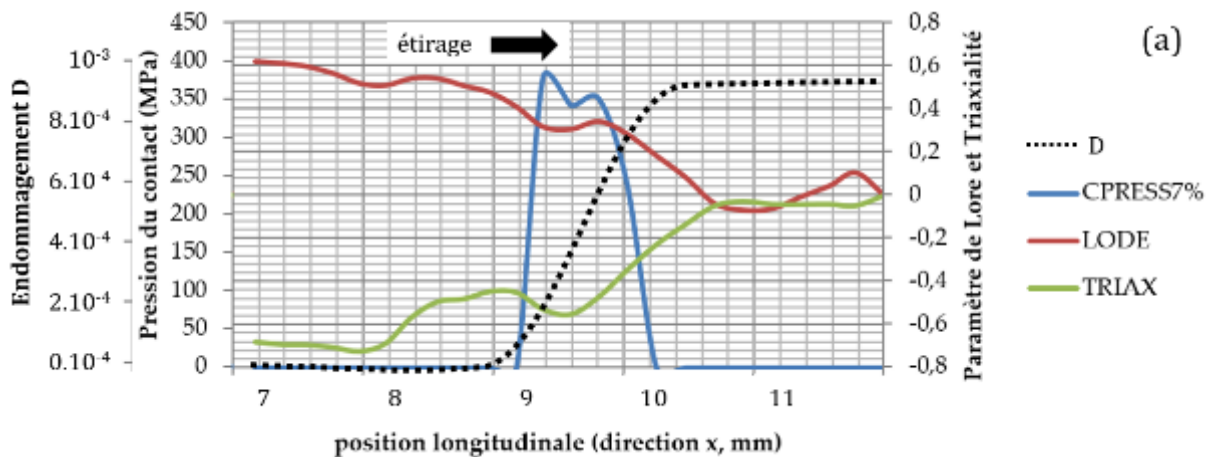
Figure 4- 15: Profils des pressions de contact dans le plan (xy) à 100 mm d'étrépage

Triaxialité et paramètre de Lode.

La figure 4-16 montre l'évolution de la triaxialité η , du paramètre de Lode $\bar{\theta}$, de la variable d'endommagement D et de la pression de contact dans une zone de 5 mm autour de l'emprise après 10 mm d'étrépage. Ces valeurs sont relevées dans les éléments de l'éprouvette les plus proches de la surface, au niveau du frotteur inférieur. Les courbes sont tracées dans le plan (xy) où la pression de contact est maximale (en Z = 0 pour les configurations 7 et 30%, en Z = 7 mm pour la configuration 15%).

Dans les trois configurations, la variable d'endommagement D augmente durant le passage de l'éprouvette dans l'emprise. L'augmentation est très faible dans le cas 7% (de l'ordre de 10^{-3}), modérée dans le cas 30% (inférieure à 0,06) et forte dans le cas 15% (supérieure à 0,2).

Naturellement la triaxialité est négative dans l'emprise et positive dans la zone de traction après la sortie. Dans les cas à forte réduction (configuration 30%) ou avec des conditions de frottement défavorables (configuration 15%), une zone en compression se forme à l'entrée de la zone de contact conduisant à une baisse très importante de la triaxialité η qui atteint des valeurs largement inférieures à -1. Enfin, plus les conditions de contact sont sévères (donc plus l'endommagement est élevé), plus le paramètre de Lode se rapproche de 0 dans l'emprise.



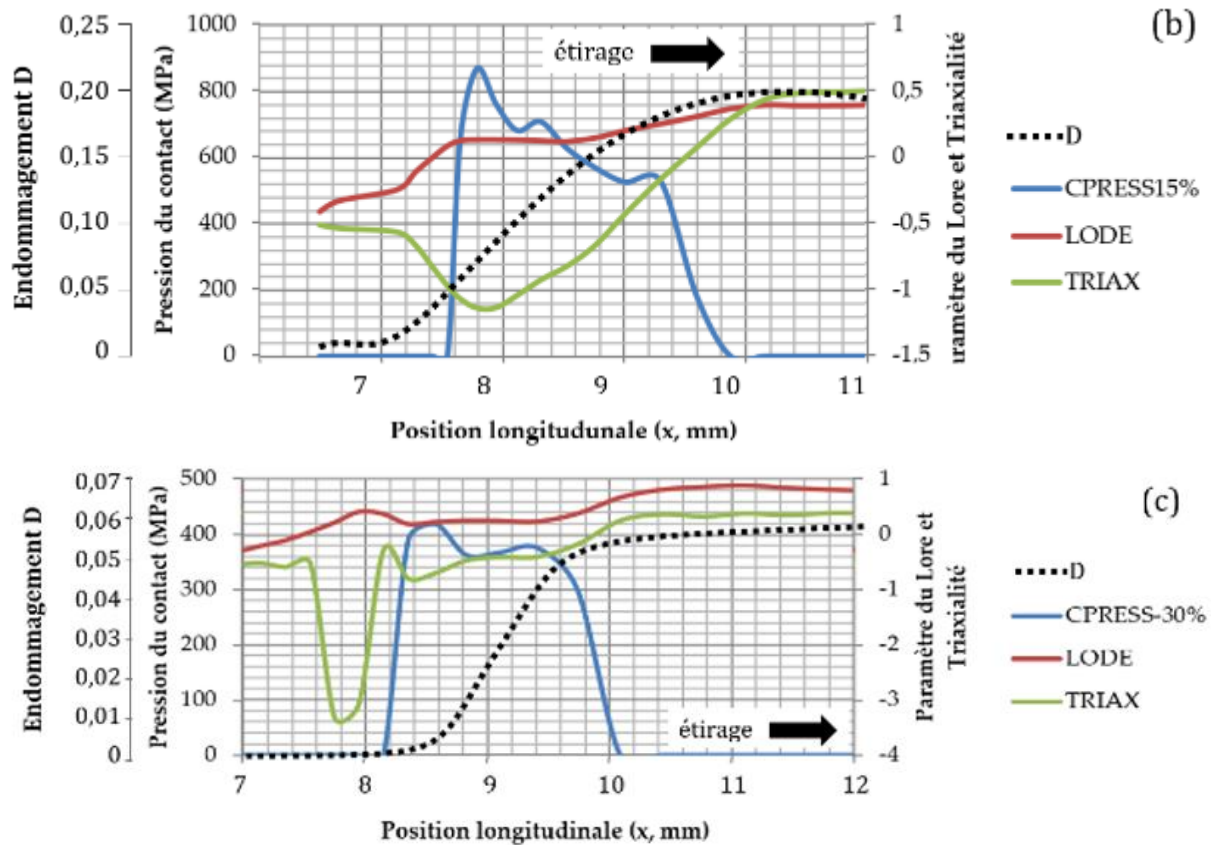


Figure 4- 16: Evolution de la variable d'endommagement D , de la triaxialité η , du paramètre de Lode $\bar{\theta}$, et de la pression de contact le long de l'emprise. (a) simulation à 7% de réduction, (b) simulation à 15% de réduction, (c) simulation à 30% de réduction

Il est intéressant ici de faire le rapprochement entre l'état de contrainte au voisinage de la surface de contact et la déformation à la rupture ε_f donnée par le modèle de Xue (équations 2.81 à 2.83 du chapitre 2). Pour cela nous avons relevé les valeurs de la pression hydrostatique et du paramètre de Lode au niveau des zones d'entrée dans l'emprise, de pression de contact maximale et de sortie (Fig. 4-17). Pour les cas à 7 et 30% de réduction où aucune formation de bosse en zone d'entrée n'est remarquée expérimentalement ou numériquement, la déformation à la rupture est maximale au niveau où la pression de contact est maximale et minimale en sortie. Pour la configuration à 15%, la rugosité plus élevée du frotteur induit des conditions de contact plus sévères qui se traduisent notamment par un paramètre de Lode proche de 0 en sortie, et donc une diminution de la déformation à la rupture dans cette zone, accroissant le risque d'endommagement critique. Durant l'étirage, la matière tend à s'écouler dans la direction d'étirage mais également dans la direction z (élargissement de l'éprouvette). Le frottement s'oppose à l'élargissement de l'éprouvette, créant dans la partie centrale de l'entrée une zone de compression dans la direction z . Cette compression, combinée à la compression imposée par les frotteurs conduit à une augmentation importante de la pression hydrostatique et, en conséquence de la déformation à la rupture. Ainsi, c'est dans la configuration à 15% où la variation de la déformation à la rupture est la plus importante entre l'entrée et la sortie.

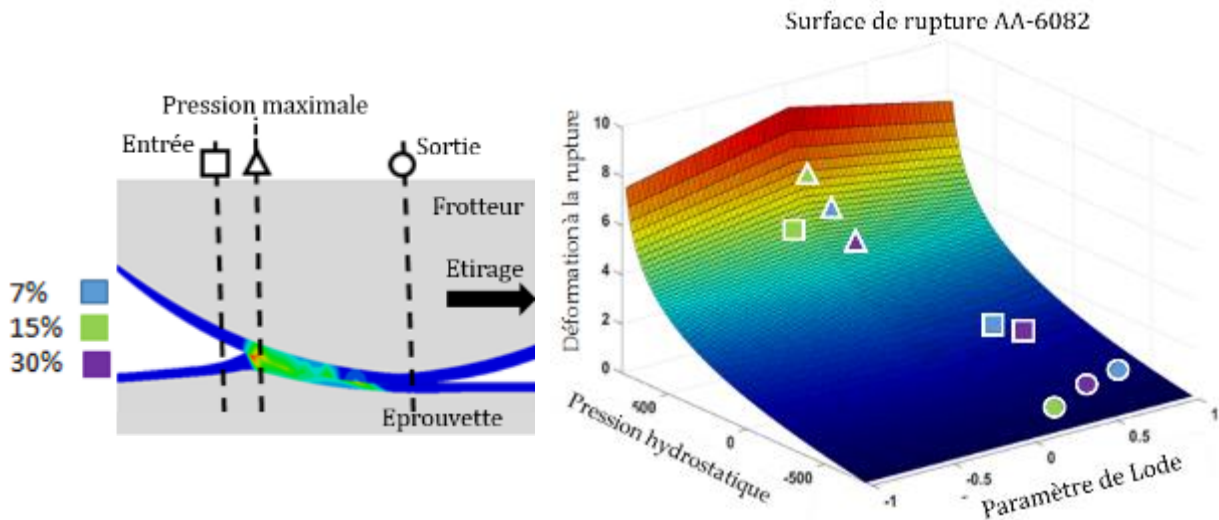


Figure 4- 17: Evolution de la déformation à la rupture ϵ_f dans l'emprise

Observation des défauts numériques

Une comparaison entre les échantillons expérimentaux et les simulations numériques est proposée dans le tableau 4-7. Seuls les cas présentant du grippage ou une rupture expérimentale sont présentés. D'une façon générale, les simulations numériques montrent des éléments ayant atteint l'endommagement critique dans tous les cas où du grippage a été observé expérimentalement. Le défaut numérique apparaît de façon périodique suivant un processus classique d'endommagement :

- L'état de contrainte génère de l'endommagement,
- Dès qu'un l'élément atteint la valeur d'endommagement critique il est supprimé,
- Sa suppression conduit à une relaxation des contraintes dans le voisinage de la zone concernée et la propagation du défaut s'arrête,
- L'étirage se poursuit et engendre une nouvelle augmentation des contraintes qui va à nouveau engendrer un endommagement critique et faire réapparaître le défaut [Mari03].

Pour le cas à 9% de réduction le modèle numérique ne parvient pas à prédire un grippage généralisé à toute la largeur de l'éprouvette. Ceci peut s'expliquer par le fait que le modèle suppose une symétrie par rapport à l'axe $z = 0$, symétrie qui n'est pas observée expérimentalement. Deuxièmement, dès qu'un élément a atteint l'endommagement critique D_c il est supprimé du modèle et ne participe donc pas à la propagation du défaut.

Tableau 4. 7: Comparaison numérique/ expérimentale du défaut

Réduction	défaut numérique/expérimental	Variable d'endommagement
9%		<p>SDV23 (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> +3.401e-01 +3.117e-01 +2.834e-01 +2.551e-01 +2.267e-01 +1.984e-01 +1.700e-01 +1.417e-01 +1.134e-01 +8.502e-02 +5.668e-02 +2.834e-02 +0.000e+00
12%		<p>SDV23 (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> +3.401e-01 +3.117e-01 +2.834e-01 +2.551e-01 +2.267e-01 +1.984e-01 +1.700e-01 +1.417e-01 +1.134e-01 +8.502e-02 +5.668e-02 +2.834e-02 +0.000e+00
15%		<p>SDV23 (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> +3.401e-01 +3.117e-01 +2.834e-01 +2.551e-01 +2.267e-01 +1.984e-01 +1.700e-01 +1.417e-01 +1.134e-01 +8.502e-02 +5.668e-02 +2.834e-02 +0.000e+00
30%		<p>SDV23 (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> +3.401e-01 +3.117e-01 +2.834e-01 +2.551e-01 +2.267e-01 +1.984e-01 +1.700e-01 +1.417e-01 +1.134e-01 +8.502e-02 +5.668e-02 +2.834e-02 +0.000e+00

Les configurations à 12 et 15% prédisent le début du grippage dans des zones proches de celles observées expérimentalement. Le modèle numérique prédit également de façon correcte le profil de la zone de rupture, que ce soit pour les essais lubrifiés avec absence de grippage (configuration à 30%), ou pour les essais non lubrifiés avec grippage (Fig. 4.18).

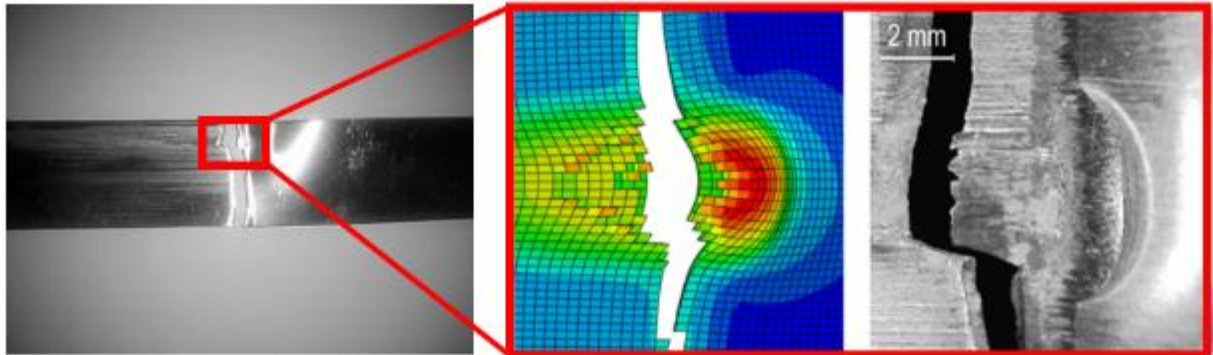


Figure 4- 18: Réduction 15%. Comparaison expérimental-numérique du profil de rupture.

Dans le cas particulier de la configuration avec un taux de réduction de 10%, le modèle numérique détecte bien le début du grippage uniquement sur la face supérieure, comme cela a été constaté expérimentalement. Le modèle présente également une augmentation de la variable d'endommagement à l'extrémité de la face inférieure, zone où une initiation du grippage apparaît également sur l'éprouvette (Figure 4.19). Le modèle prédit toutefois l'apparition du défaut tardivement, après 270 mm d'étirage contre 180 à 230 mm expérimentalement.

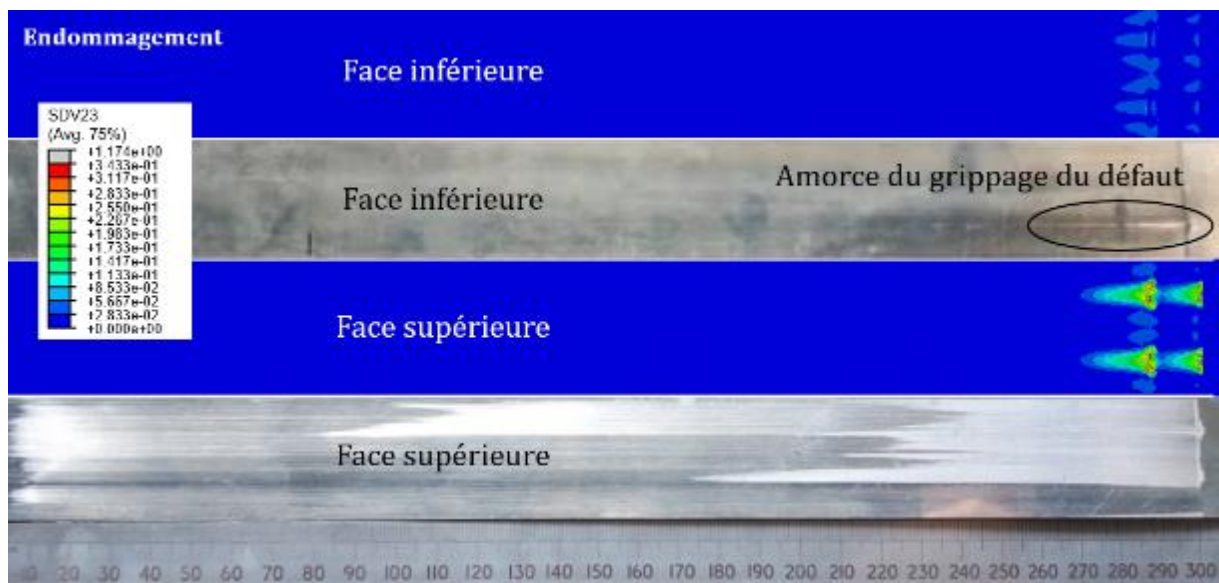


Figure 4- 19: Réduction 10% . Comparaison expérimental-numérique de la localisation du grippage sur les faces inférieure et supérieure.

4.3.6 Conclusion de la campagne d'essais d'étirage plan SRT

Une campagne d'essais sur le banc d'essai SRT développé à l'Université Technique du Danemark a été menée afin de valider la méthodologie de calcul couplant modèle d'endommagement avec prise en compte des effets du cisaillement et loi de frottement prenant en compte la rugosité des corps en contact. Les résultats montrent que :

- La rugosité des outils joue un rôle important dans l'initiation du grippage.
- A son stade le plus sévère, la dégradation de la surface est accompagnée par la formation d'un réseau périodique de bosses (*lumps*) et de fissures.
- Le grippage tend à apparaître vers les rives puis à se généraliser à la largeur totale de l'éprouvette. Cette localisation correspond aux zones de l'éprouvette soumises à de fortes pressions de contact.
- Dans l'ensemble des cas où de l'endommagement a été observé, que ce soit expérimentalement ou numériquement, une bosse de matière s'était formée à l'entrée de l'emprise, augmentant localement l'épaisseur de l'éprouvette et donc le taux de réduction.
- Dans le cas des essais lubrifiés, le modèle numérique prédit de façon fiable les efforts d'étirage avec comme seule donnée d'entrée le coefficient d'adhésion m_0 identifié sur une configuration de référence et les paramètres de rugosité propres à chaque essai.
- Une analyse des contraintes dans l'emprise a été réalisée. Les résultats montrent que les zones à haute pression ne sont pas les zones les plus endommagées. L'endommagement est maximal en sortie de l'emprise, là où la déformation à la rupture est la plus faible.
- Pour les essais non lubrifiés, d'une façon générale le modèle numérique proposé, construit sur la loi d'endommagement de Xue couplée au critère de Bai-Wierzbicki d'une part et sur un modèle de lubrification couplant les approches de Wilson et de Otero d'autre part, parvient à prédire l'initiation du grippage.
- Toutefois, la prédiction d'initiation du grippage demeure « optimiste ». Le grippage expérimental est toujours observé pour des distances d'étirage inférieures aux distances d'étirage numériques (Tableau 4.8).

Tableau 4. 8: Récapitulation des résultats des prédictions de l'initiation du grippage

configuration d'essai	Observation du grippage			Distance de grippage (mm)		R_a	R_{dq}
	Lubrifié	expérimental	numérique	expérimental	numérique	(μm)	(μm)
réduction %						(maximale)	
7	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			0,3	4
9	<input type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	9	24	1	13
10	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/> / <input checked="" type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/> / <input checked="" type="checkbox"/>	180-230 mm	262	0,5	5
12	<input type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	32	38	0,7	7
15	<input type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	15	38	0,9	8
16	<input checked="" type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
20	<input checked="" type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
25	<input checked="" type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
30	<input checked="" type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				

4.4 Essai de frottement pion-plan

Pour la campagne d'essais d'étirage plan SRT, la rugosité était très variable d'un frotteur à l'autre et les contraintes techniques du montage ont rendu impossible la réalisation de plusieurs essais dans la même configuration de contact. Nous présentons une nouvelle campagne d'essais, réalisée sur un tribomètre permettant un meilleur contrôle de la reproductibilité des essais.

4.4.1 Dispositif expérimental

La seconde campagne d'essais est menée sur le tribomètre *UMT TriboLab™* de Brucker en configuration pion-plan. Dans cette configuration un pion applique un effort normal à la surface de l'éprouvette et glisse suivant un mouvement rectiligne. Dans cette configuration, les éprouvettes sont des plaques de dimensions maximales 120 mm x 100 mm. Le frotteur est un pion axisymétrique présentant une surface plane et dont le diamètre est déterminé pour produire les pressions de contact voulues. L'effort et la vitesse appliqués peuvent être constants durant l'essai ou variables (Tableau 4.9). Il est également possible d'utiliser un capteur d'émissions acoustiques pour enregistrer le bruit du contact durant les essais (Fig. 4-20). Durant les essais, le déplacement de l'éprouvette, sa vitesse, l'effort normal et l'effort tangentiel sont enregistrés en continu.

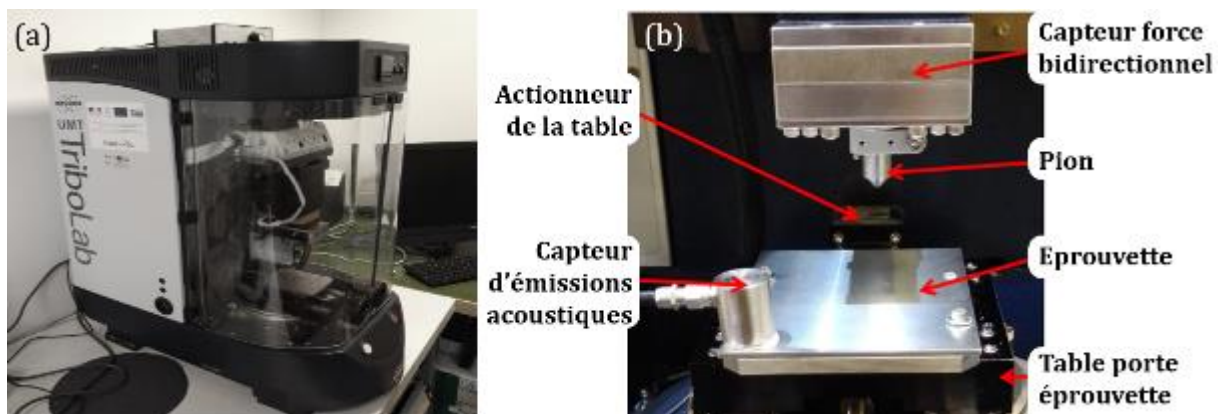


Figure 4- 20: Machine UMT Tribolab, (a) vue d'ensemble, (b) dispositif pion-plan

Tableau 4. 9: Spécifications générales du module pion-plan de UMT Tribolab

Paramètres	Marge
Mouvement	Translation
Vitesse de glissement maximale (mm/s)	10
Distance de translation maximale (mm)	120
Dimension maximale des éprouvettes (mm)	100 X 120
Effort maximal (N)	2000
Température maximale (°C)	300

4.4.2 Plan d'expériences et procédure d'essais

Ce second plan d'expériences est complémentaire de la première campagne d'essais. Quatre axes principaux sont étudiés. Tout d'abord, durant les essais SRT, et conformément aux observations de travaux précédents [PPDD18], nous avons remarqué la forte influence de l'état de surface des frotteurs sur l'apparition du grippage. En conséquence nous utilisons des frotteurs fabriqués et polis de façon à présenter des rugosités arithmétiques moyennes Ra égales à 0,2, 0,35 et 0,60 μm , permettant de couvrir une large gamme d'états de surface. En plus de l'effet de la rugosité, l'effet de la pression sur l'initiation du grippage est regardé en appliquant des charges normales F_n comprises entre 100 et 600 N. L'effet de la lubrification est également investigué. Quatre types de lubrification sont testés : aucun lubrifiant, une huile

minérale pure de référence et deux lubrifiants industriels, un lubrifiant solide et une huile additivée. L'huile minérale pure est la même que celle utilisée lors des essais SRT. L'huile additivée est de l'Illiform TDN81. Elle est notamment utilisée pour la mise en forme à froid des aciers inoxydables, des alliages de nickel et des alliages d'aluminium. Les deux huiles ont été analysées par fluorescence de rayon X à l'Université Technique du Danemark afin de connaître leur composition chimique [MVMD20]. L'huile pure ne contient aucun additif et l'Illiform contient essentiellement des additifs chlorés avec des traces de phosphore et de soufre. Les propriétés des deux lubrifiants sont données dans le tableau 4.10. Enfin, l'influence de la vitesse de glissement sera également regardée dans une configuration lubrifiée. L'ensemble de ces configurations est détaillé dans le tableau 4.11.

Tableau 4. 10: Propriétés des lubrifiants utilisés

Lubrifiant	Description	Masse volumique (kg/dm ³)	Viscosité dynamique 40°C (mPa.s)	additifs
HM Pure	Huile minérale pure	0,88	66	aucun
HM Additif	Huile minérale additivée (Illiform TDN81)	1,18	165	Chlore + traces de phosphore et de soufre

Tableau 4. 11: Campagne d'essais pion-plan

Charge F _n (N)	Rugosité (µm)			Vitesse (mm/s)	Lubrification	répétitions	Objectif	
100	0,20	0,35	0,60	5	<input type="checkbox"/>	3	Effet de la charge normale	
300	0,20	0,35	0,60	5	<input type="checkbox"/>	3		
500	0,20	0,35	0,60	5	<input type="checkbox"/>	3		
600	0,20	0,35	0,60	5	<input type="checkbox"/>	3		
5→600	0,20	0,35	0,60	5	<input type="checkbox"/>	3	Effet combiné de la charge normale et de la lubrification	
5→600	0,20	0,35	0,60	5	<input checked="" type="checkbox"/>	3		MoS2
5→600	0,20	0,35	0,60	5	<input checked="" type="checkbox"/>	3		HM Pure
5→600	0,20	0,35	0,60	5	<input checked="" type="checkbox"/>	3		HM Additif
100	0,20	0,35	0,60	5	<input checked="" type="checkbox"/>	3	Effet de la vitesse	
100	0,20	0,35	0,60	10	<input checked="" type="checkbox"/>	3	de glissement	

Procédure expérimentale

La géométrie des pions et des éprouvettes est présentée en figure 4-21. Les pions sont en X38CrMoV5 et les éprouvettes sont en alliage d'aluminium 6082-T6. Pour garantir la répétabilité des mesures expérimentales, chaque configuration est répétée trois fois. Chaque éprouvette est utilisée pour neuf essais consécutifs. Les neuf essais correspondent à une ligne du tableau 4.11 : un chargement, trois rugosités, répétées trois fois. Les essais sont alors espacés de 8 à 10 mm pour ne pas affecter les zones de test voisines. Chaque essai est réalisé avec un pion neuf frottant sur une surface neuve. Quatre-vingt-dix pions répartis en trois lots ont ainsi été fabriqués pour cette campagne d'essais : le lot 1 composé de 30 pions avec une rugosité moyenne de 0,2µm, le lot 2 composé de 30 pions avec une rugosité moyenne de 0,35 µm et le lot 3 composé de 30

pions avec une rugosité moyenne de $0,60 \mu\text{m}$. Des analyses par profilométrie 3D ont été réalisées avant les essais afin de mesurer la rugosité des pions et la forme de la surface de contact. Il apparaît que l'ensemble des pions présente une surface de contact convexe avec un défaut de planéité de l'ordre de 1% (Fig. 4-22). Ce défaut sera pris en compte lors des simulations numériques.

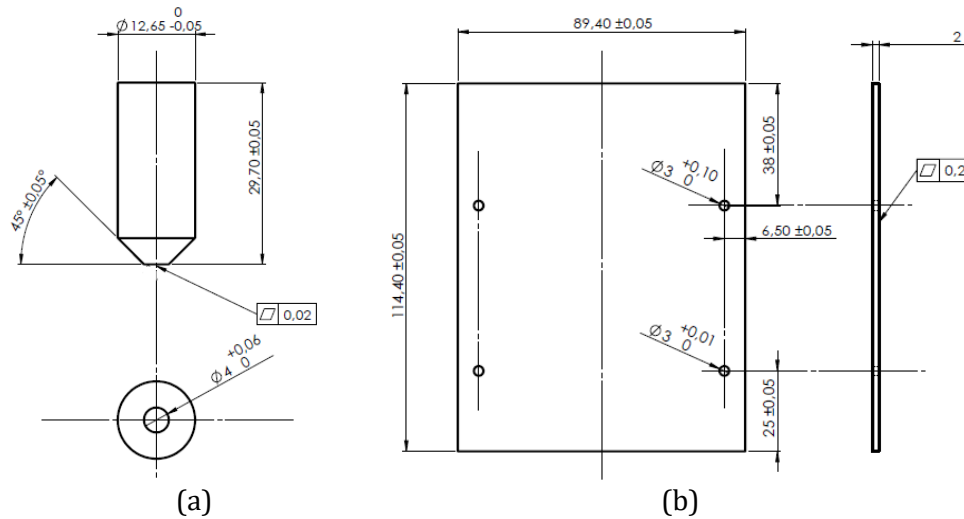


Figure 4- 21: Dimensions des pions (a) et éprouvettes (b) pour la campagne d'essai pion-plan

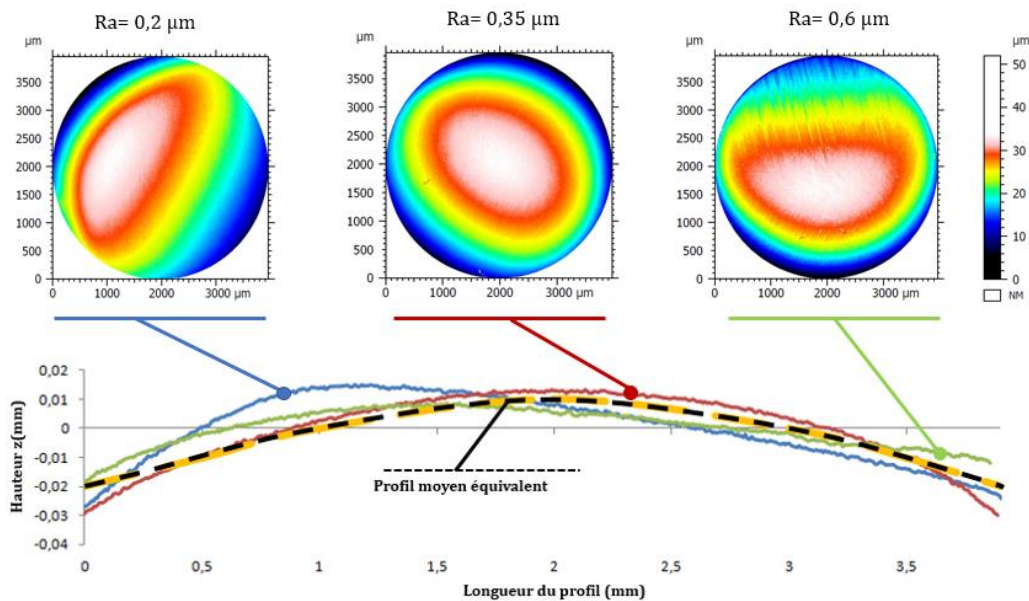


Figure 4- 22: Profil de la surface de contact des pions et profil moyen équivalent.

La rugosité des frotteurs a été mesurée selon la procédure proposée par K. Le Mercier [Leme17]. La forme convexe de la surface est éliminée par un polynôme de degré 4 puis quatre profils sont mesurés dans des directions différentes. Huit paramètres de rugosité sont calculés pour chaque surface (Tableau 4.12). Ceux-ci correspondent à cinq paramètres d'amplitude, un paramètre hybride (équivalent à l'angle moyen des aspérités) et deux paramètres fonctionnels, notamment relatifs à la surface portante et à l'homogénéité des profils [DeKB14]. La synthèse des mesures des paramètres R_a et R_{dq} , qui serviront notamment à alimenter le modèle

numérique, est présenté en figure 4.23. Nous remarquons que la variabilité des valeurs mesurées augmente avec la valeur moyenne et que les valeurs hautes du lot 2 ($R_a = 0,35 \mu\text{m}$) coïncident avec les valeurs basses du lot 3 ($R_a = 0,6 \mu\text{m}$).

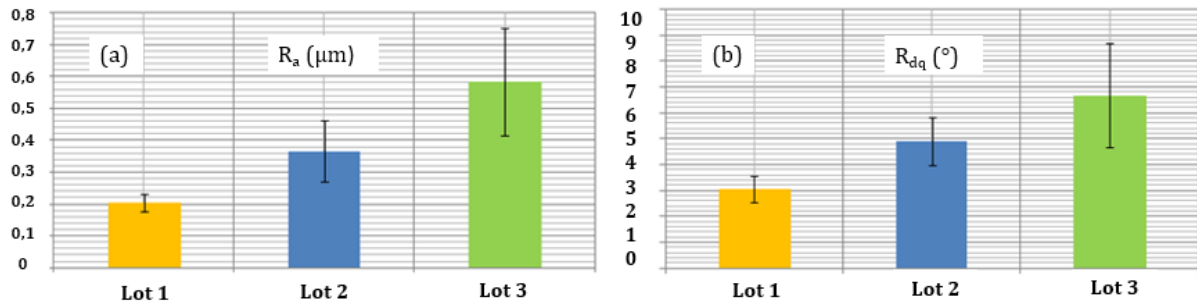


Figure 4- 23: Moyennes des mesures réalisées : (a) Moyennes des R_a (b) Moyennes des R_{dq}

Pour les essais lubrifiés le lubrifiant est appliqué directement sur l'éprouvette et recouvre toute la surface de celle-ci. Pour les huiles, l'épaisseur du film lubrifiant est de l'ordre de 1 mm. Le lubrifiant solide à base de bisulfure de molybdène est pulvérisé sur la surface suivant le protocole établi dans la thèse de TT. Pham [Pham15]. L'épaisseur est homogène et égale à 50 μm . Dans le cas des essais à charge constante, l'effort normal est appliqué, puis la table support d'éprouvette se translate avec une vitesse constante sur 80 mm. Pour les essais à charge croissante, un effort de 5 N est appliqué pour assurer le contact entre le pion et l'éprouvette, puis l'éprouvette translate alors que l'effort normal augmente à une vitesse constante de 7,5 $\text{N}\cdot\text{mm}^{-1}$.

Tableau 4. 12: Paramètres de rugosité retenus pour l'étude

Paramètres d'amplitude (μm)	
R_a	Rugosité arithmétique moyenne
R_v	Profondeur des vallées
R_p	Hauteur des pics
R_c	Hauteur moyenne des éléments de profil (Moyenne des hauteurs totales R_t)
R_z	Somme de R_p et R_v
Paramètre hybride ($^\circ$)	
R_{dq}	pente moyenne quadratique
Paramètres fonctionnels (%)	
R_{mr}	Ratio de la surface portante
R_{dc}	Hauteur de la section de profil entre deux R_{mr} différents (homogénéité du profil)

4.4.3 Résultats des essais

Dans les travaux précédents de l'équipe de recherche, la sévérité du grippage était mesurée après essai en fonction du taux de transfert d'aluminium sur les frotteurs [Pham15, PPDD18]. Dans le cas présent, nous nous intéressons à l'initiation du grippage et devons donc suivre l'évolution du grippage au cours des essais et pas uniquement à l'issue de ceux-ci. Pour cela nous avons défini 5 niveaux de grippage observables sur l'éprouvette et non plus sur le frotteur. Ces niveaux vont de l'absence de marque (niveau 0) jusqu'au grippage sévère caractérisé par la présence de fissures et d'arrachement de matière (niveau 4, Fig. 4-24). Au niveau 1 la surface est marquée par l'apparition des premières rayures isolées. L'initiation du grippage correspond au niveau 2 et est caractérisée par la concentration de rayures en une zone plus large.

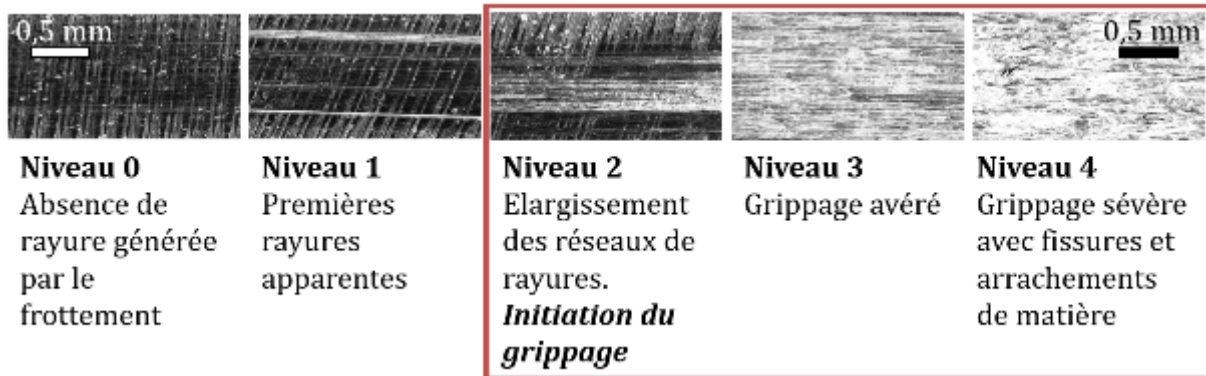


Figure 4- 24: Classification du niveau de grippage

De façon à pouvoir comparer facilement les résultats des différents essais, la force tangentielle F_t sera exprimée à travers le coefficient de frottement de Coulomb moyen COF ($COF = F_t/F_n$).

Evolution du coefficient de frottement moyen

Influence de la charge normale

La figure 4.25 présente l'évolution du rapport F_t/F_n pour les cas de charges avec un effort normal constant et sans lubrification. Les courbes présentées sont la moyenne des trois répétitions de la même configuration.

L'ensemble des essais réalisés avec des pions du lot 1 présente un coefficient de frottement stable, voisin de 0,12. Seule la configuration à 600N conduit à un coefficient de frottement légèrement plus faible, égal à 0,09.

Lorsque la rugosité augmente, l'effort tangentiel augmente rapidement et varie fortement, comportement significatif de l'apparition du grippage. Ainsi, à l'exception d'un seul des trois essais réalisés sous la charge de 100 N, la totalité des essais menés avec des pions de rugosité moyenne égale à 0,6 μm conduit rapidement à du grippage. Pour les pions du lot 2, le grippage apparaît uniquement pour les charges supérieures à 100 N. Ces résultats confirment l'influence combinée de l'effort normal et de la rugosité sur l'initiation du défaut de surface. Plus la charge et la rugosité sont élevées, plus le risque de grippage est fort.

Influence de la lubrification

La figure 4.26 présente l'évolution du rapport F_t/F_n pour les configurations avec une charge normale croissante et l'utilisation de lubrifiants.

Pour les essais sans lubrifiant, les résultats obtenus sont similaires aux essais réalisés sous des charges normales constantes (Fig. 4.26(a)). Le grippage n'apparaît pas avec les pions de rugosité faible, le grippage apparaît à partir d'un effort normal voisin de 150 N pour les rugosités moyennes et à partir d'un effort normal inférieur à 50 N pour les rugosités élevées.

En présence de lubrifiant, la différence entre les rugosités moyennes et élevées est moins marquée, le coefficient de frottement suivant les mêmes tendances que ce soit avec les pions du lot 2 ou du lot 3 (courbes rouges et bleues).

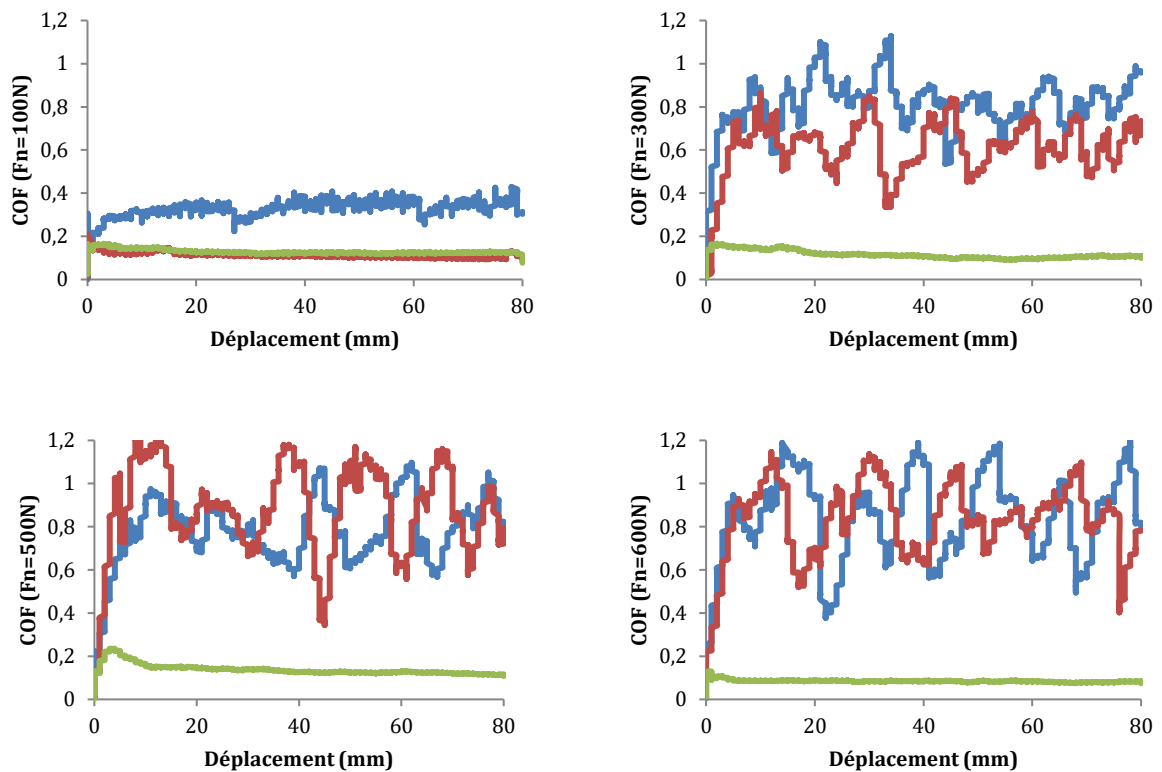


Figure 4- 25: Essais non lubrifiés sous charge constante. Coefficient de frottement en fonction du déplacement. $R_a = 0,2$ en vert, $R_a = 0,35$ en rouge, $R_a = 0,6$ en bleu

La présence d'un lubrifiant solide à base de bisulfure de molybdène ne conduit pas à une amélioration sensible du coefficient de frottement (Fig. 4.26(b)). Le grippage est légèrement retardé pour les essais avec la rugosité de $0,6 \mu\text{m}$, mais il apparaît toujours pour des charges voisines de 150 N pour les rugosités à $0,35 \mu\text{m}$. Pour la configuration avec une rugosité de $0,2 \mu\text{m}$, le coefficient de frottement est également plus élevé en début d'essai que pour la configuration équivalente sans lubrifiant. Ce résultat paradoxal s'explique par le fait qu'à charge très faible, la force tangentielle résulte essentiellement du cisaillement de la couche de lubrifiant. La force F_t est alors constante et le coefficient de frottement décroît avec l'augmentation de F_n . Avec l'augmentation de la charge normale, ce phénomène perd de son influence et le coefficient de frottement tend à se stabiliser.

La lubrification liquide n'apporte pas d'amélioration notable dans les configurations testées. La vitesse de glissement semble trop faible pour initier un effet hydrodynamique et la température de contact est probablement trop basse pour activer les additifs chlorés du lubrifiant additivé [MVDM20]. Dans ces conditions de contact, c'est uniquement la faible viscosité de l'huile minérale pure qui lui confère un meilleur comportement que l'huile additivée.

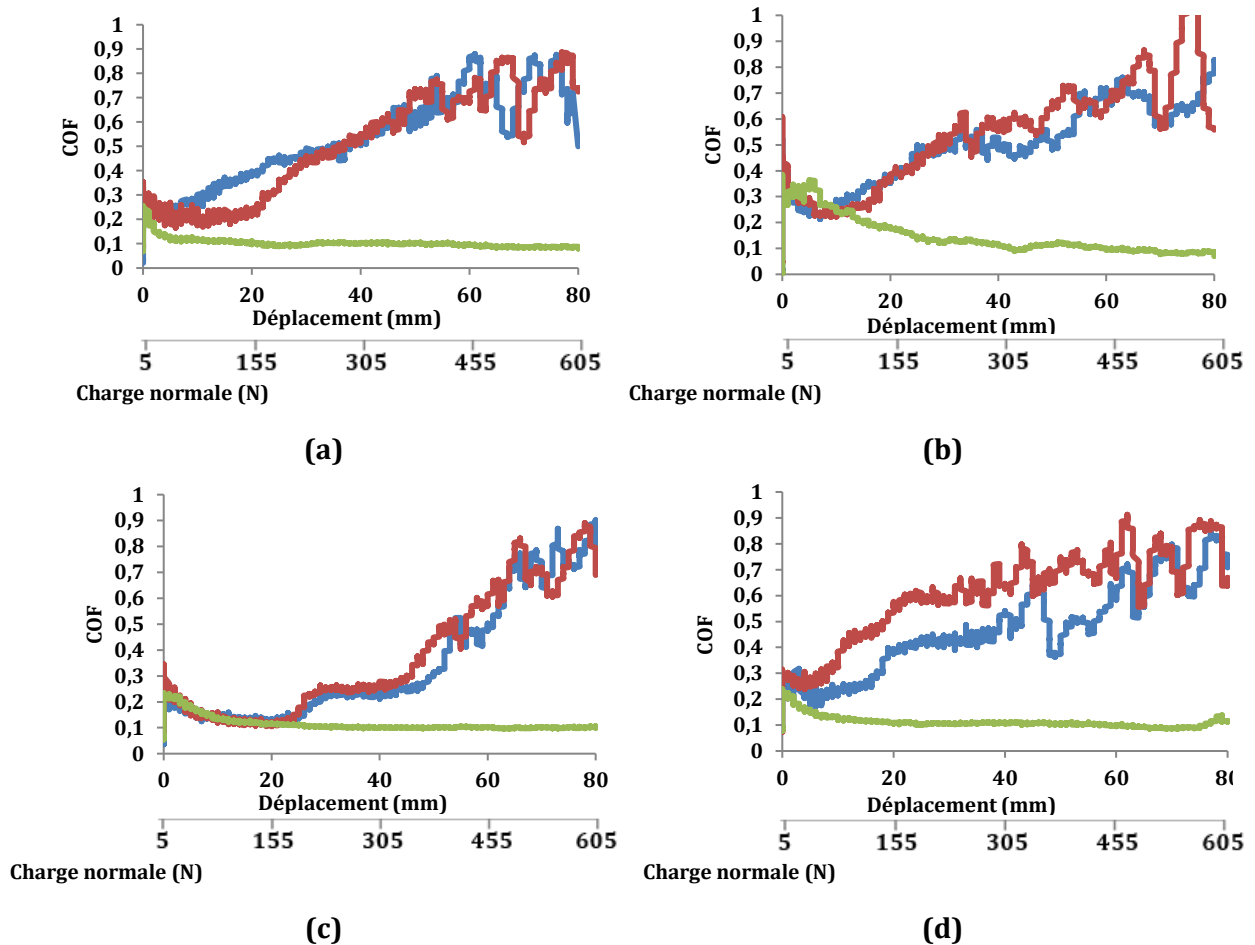


Figure 4- 26: Essais sous charge normale croissante de 5 à 600 N. Coefficient de frottement en fonction de la charge normale. (a) sans lubrifiant, (b) MoS2, (c) HM Pure (d) HM additif. $R_a = 0,2$ en vert, $R_a = 0,35$ en rouge, $R_a = 0,6$ en bleu

Effet de la vitesse de glissement

Les courbes issues des essais lubrifiés sous différentes vitesses de glissement sont présentées en figure 4.27. L'augmentation de la vitesse pour la faible rugosité montre une baisse du coefficient du frottement de 10% (Fig. 4.27(c)). Toutefois l'augmentation de la vitesse par un facteur 2 ne modifie pas grandement l'évolution du coefficient de frottement pour les autres rugosités. Les courbes pour les rugosités moyennes de 0,2 et 0,35 restent stables alors que les essais avec la rugosité la plus élevée montrent des variations importantes liées à la présence de grippage.

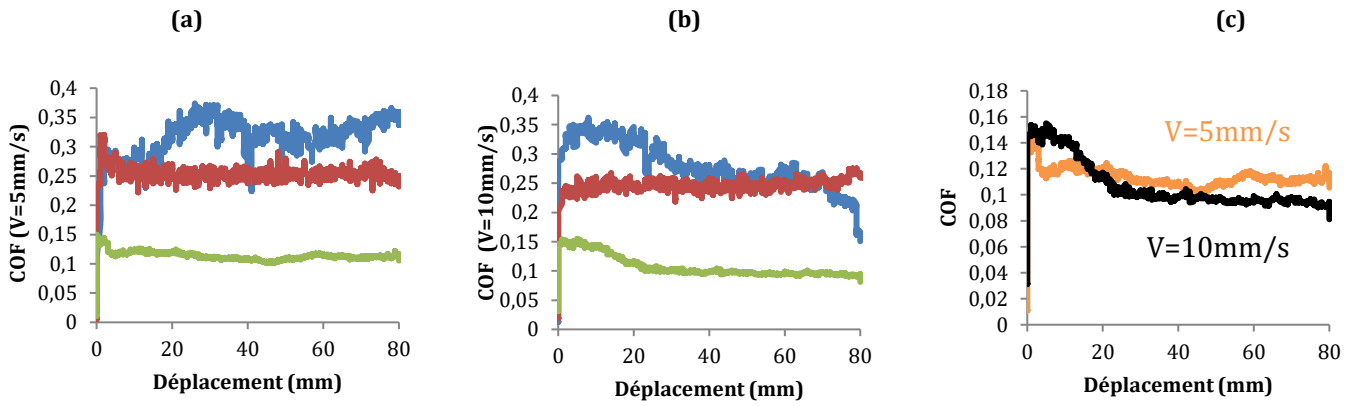


Figure 4- 27: Essais sous charge constante 100 N, lubrifié HM Pure. Coefficient de frottement en fonction du déplacement. (a) vitesse de glissement de 5 mm.s⁻¹, (b) vitesse de glissement de 10 mm.s⁻¹, (c) Comparaison des deux vitesses à la rugosité moyenne de 0,2. $R_a = 0,2$ en vert, $R_a = 0,35$ en rouge, $R_a = 0,6$ en bleu

Initiation du grippage

Un exemple d'éprouvette et de pion après essais est montré en figure 4.28. Sur cet exemple les marques de grippage sont nettement visibles sur les six traces de droite correspondant aux essais avec des rugosités moyennes de 0,35 et 0,6 μm . Un relevé des niveaux de grippage est effectué sur chaque éprouvette en analysant la surface tous les 10 mm de glissement. Le relevé pour les essais réalisés avec une charge croissante de 5 à 600 N, sans lubrifiant, et pour les trois niveaux de rugosité est présenté en figure 4.29.

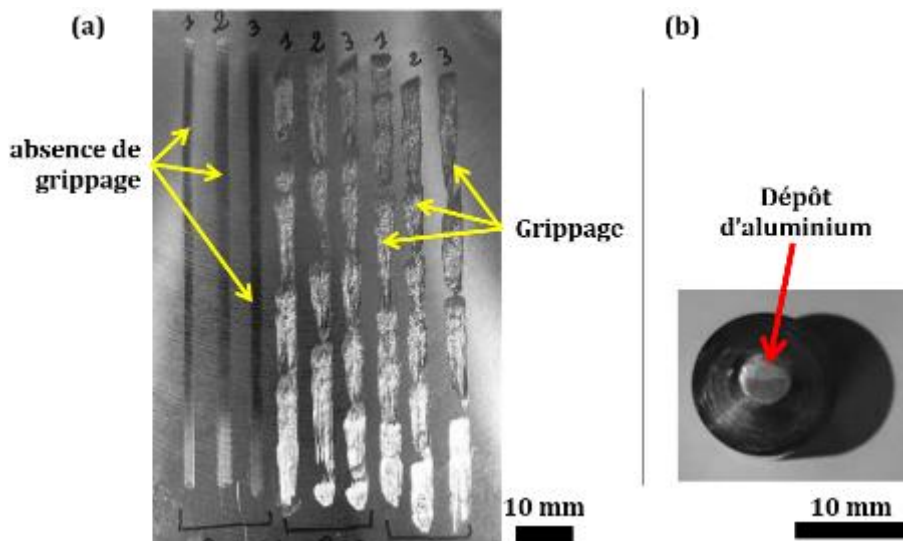


Figure 4- 28: Exemple de résultats : essais à 600N non lubrifiés (a) Eprouvette (b) Pion lot 3

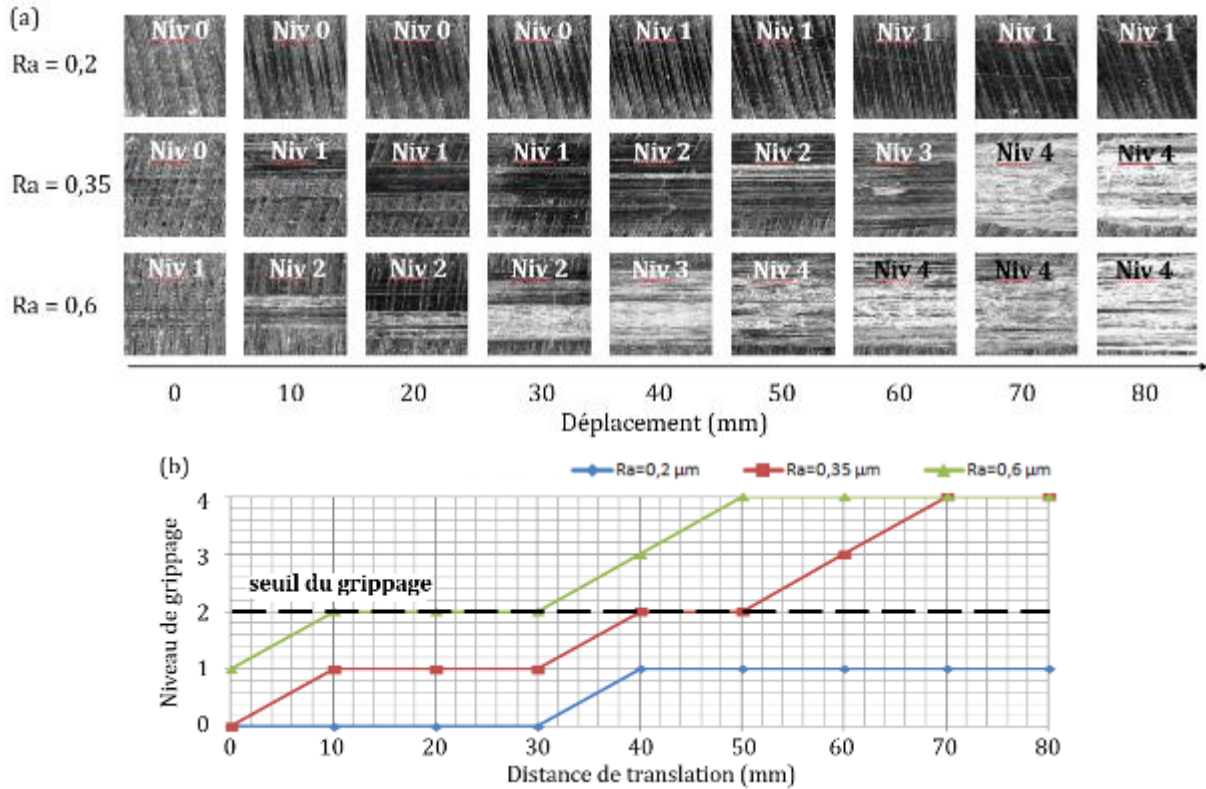
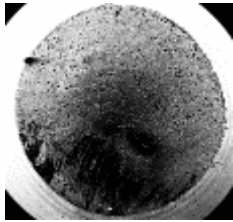
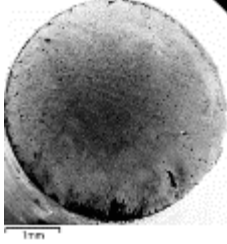
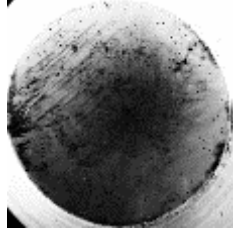
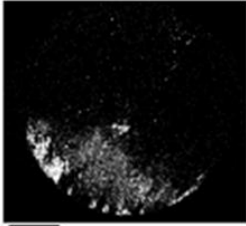
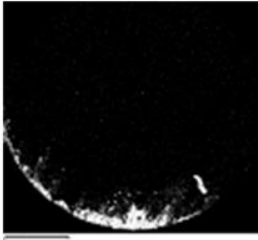
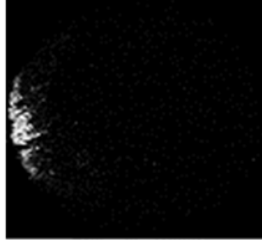


Figure 4- 29: Niveau de grippage, essais non lubrifiés, charge croissante. (a) Analyse des micrographies (b) schéma de synthèse de détection de la distance d'initiation du grippage.

D'après ces relevés, l'essai avec le pion de $Ra = 0,2$ ne grippe pas même si des rayures isolées sont observées (niveau 1), l'essai avec le pion de $Ra = 0,35$ grippe à partir de 40 mm de glissement et l'essai avec le pion de $Ra = 0,6$ grippe à partir de 30 mm de glissement. Ces observations sont ensuite confirmées par des relevés EDS réalisées sur la surface des pions afin de vérifier la présence de transfert de matière (Tableau 4.13). Les résultats montrent que le pourcentage d'aluminium collé sur la surface de l'outil augmente avec la rugosité du pion. Bien qu'aucun grippage ne soit observé pour la configuration à $0,2 \mu\text{m}$, les rayures correspondantes au défaut de niveau 1 génèrent de l'usure adhésive sur l'extrémité du pion.

Tableau 4. 13: Tableau des analyses EDS de la surface

	Ra = 0,6 μm	Ra = 0,35 μm	Ra = 0,2 μm																																																																																																						
Surface de l'outil																																																																																																									
Dépôt d'aluminium																																																																																																									
Composition de la surface	<table border="1"> <thead> <tr> <th colspan="3">Spectre somme de carte</th> </tr> <tr> <th></th> <th>% masse</th> <th>σ</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>Fe</td><td>49.7</td><td>0.4</td></tr> <tr><td>C</td><td>29.5</td><td>0.4</td></tr> <tr><td>Al</td><td>9.0</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>O</td><td>5.0</td><td>0.2</td></tr> <tr><td>Cr</td><td>3.2</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>Cl</td><td>1.4</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>Si</td><td>1.0</td><td>0.0</td></tr> <tr><td>Mn</td><td>0.4</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>S</td><td>0.3</td><td>0.0</td></tr> <tr><td>V</td><td>0.2</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>Ca</td><td>0.2</td><td>0.0</td></tr> </tbody> </table>	Spectre somme de carte				% masse	σ	Fe	49.7	0.4	C	29.5	0.4	Al	9.0	0.1	O	5.0	0.2	Cr	3.2	0.1	Cl	1.4	0.1	Si	1.0	0.0	Mn	0.4	0.1	S	0.3	0.0	V	0.2	0.1	Ca	0.2	0.0	<table border="1"> <thead> <tr> <th colspan="3">Spectre somme de carte</th> </tr> <tr> <th></th> <th>% masse</th> <th>σ</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>Fe</td><td>62.8</td><td>0.3</td></tr> <tr><td>C</td><td>22.1</td><td>0.3</td></tr> <tr><td>Al</td><td>5.8</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>Cr</td><td>4.2</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>O</td><td>2.6</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>Si</td><td>1.4</td><td>0.0</td></tr> <tr><td>Cl</td><td>1.0</td><td>0.0</td></tr> <tr><td>V</td><td>0.3</td><td>0.1</td></tr> </tbody> </table>	Spectre somme de carte				% masse	σ	Fe	62.8	0.3	C	22.1	0.3	Al	5.8	0.1	Cr	4.2	0.1	O	2.6	0.1	Si	1.4	0.0	Cl	1.0	0.0	V	0.3	0.1	<table border="1"> <thead> <tr> <th colspan="3">Spectre somme de carte</th> </tr> <tr> <th></th> <th>% masse</th> <th>σ</th> </tr> </thead> <tbody> <tr><td>Fe</td><td>62.3</td><td>0.3</td></tr> <tr><td>C</td><td>21.7</td><td>0.3</td></tr> <tr><td>Cr</td><td>4.6</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>O</td><td>3.7</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>Al</td><td>2.4</td><td>0.0</td></tr> <tr><td>Cl</td><td>2.3</td><td>0.0</td></tr> <tr><td>Mo</td><td>1.4</td><td>0.1</td></tr> <tr><td>Si</td><td>1.3</td><td>0.0</td></tr> <tr><td>V</td><td>0.4</td><td>0.0</td></tr> </tbody> </table>	Spectre somme de carte				% masse	σ	Fe	62.3	0.3	C	21.7	0.3	Cr	4.6	0.1	O	3.7	0.1	Al	2.4	0.0	Cl	2.3	0.0	Mo	1.4	0.1	Si	1.3	0.0	V	0.4	0.0
Spectre somme de carte																																																																																																									
	% masse	σ																																																																																																							
Fe	49.7	0.4																																																																																																							
C	29.5	0.4																																																																																																							
Al	9.0	0.1																																																																																																							
O	5.0	0.2																																																																																																							
Cr	3.2	0.1																																																																																																							
Cl	1.4	0.1																																																																																																							
Si	1.0	0.0																																																																																																							
Mn	0.4	0.1																																																																																																							
S	0.3	0.0																																																																																																							
V	0.2	0.1																																																																																																							
Ca	0.2	0.0																																																																																																							
Spectre somme de carte																																																																																																									
	% masse	σ																																																																																																							
Fe	62.8	0.3																																																																																																							
C	22.1	0.3																																																																																																							
Al	5.8	0.1																																																																																																							
Cr	4.2	0.1																																																																																																							
O	2.6	0.1																																																																																																							
Si	1.4	0.0																																																																																																							
Cl	1.0	0.0																																																																																																							
V	0.3	0.1																																																																																																							
Spectre somme de carte																																																																																																									
	% masse	σ																																																																																																							
Fe	62.3	0.3																																																																																																							
C	21.7	0.3																																																																																																							
Cr	4.6	0.1																																																																																																							
O	3.7	0.1																																																																																																							
Al	2.4	0.0																																																																																																							
Cl	2.3	0.0																																																																																																							
Mo	1.4	0.1																																																																																																							
Si	1.3	0.0																																																																																																							
V	0.4	0.0																																																																																																							

Une synthèse de l'ensemble des résultats est donnée dans le tableau 4.14. Pour chaque configuration du plan d'expériences les essais sont répétés trois fois et la trace laissée sur l'éprouvette est analysée en fonction des niveaux de la figure 4.24. Les cases colorées en vert correspondent à l'absence de grippage lors des trois répétitions. Les cases colorées en jaune signifient que le grippage est observé lors d'une seule des trois répétitions. Les cases en orange représentent les cas où le grippage est observé deux fois lors des trois essais. Enfin les configurations où les trois essais ont conduit à du grippage sont représentées en rouge. Pour les résultats jaune et orange, la distance de début de grippage est calculée en ignorant les cas sans grippage.

Les résultats des tests sont dans l'ensemble cohérents. L'ensemble des essais réalisés avec des pions du lot 1 ne présente pas de trace de grippage, que les tests soient opérés avec ou sans lubrifiant, sous une charge constante ou croissante. La quasi-totalité des essais menés avec les pions du lot 3 conduit à du grippage. Enfin, les résultats des essais avec les pions de rugosité Ra = 0,35 μm sont plus sensibles aux conditions de contact, notamment dès que la charge normale dépasse 150 N.

Tableau 4. 14: Apparition du grippage, synthèse des résultats

Charge (N)	Rugosité (μm)			Vitesse (mm/s)	Lubrification	Distance de début de grippage		
	0,20	0,35	0,60			0,20	0,35	0,60
100				5	<input type="checkbox"/>	-	-	(3,4)
300				5	<input type="checkbox"/>	-	1,9	1,9
500				5	<input type="checkbox"/>	-	1,7	1,3
600				5	<input type="checkbox"/>	-	1,5	1,4
5→600				5	<input type="checkbox"/>	-	18,6	17,66
5→600				5	<input checked="" type="checkbox"/> MoS2	-	40,8	31
5→600				5	<input checked="" type="checkbox"/> HM Pure	-	30	28
5→600				5	<input checked="" type="checkbox"/> HM Additif	-	19	23,66
100				5	<input checked="" type="checkbox"/> HM Pure	-	(2,1)	(3,6)
100				10	<input checked="" type="checkbox"/> HM Pure	-	(2,5)	(1,5)

Corrélation grippage - rugosité

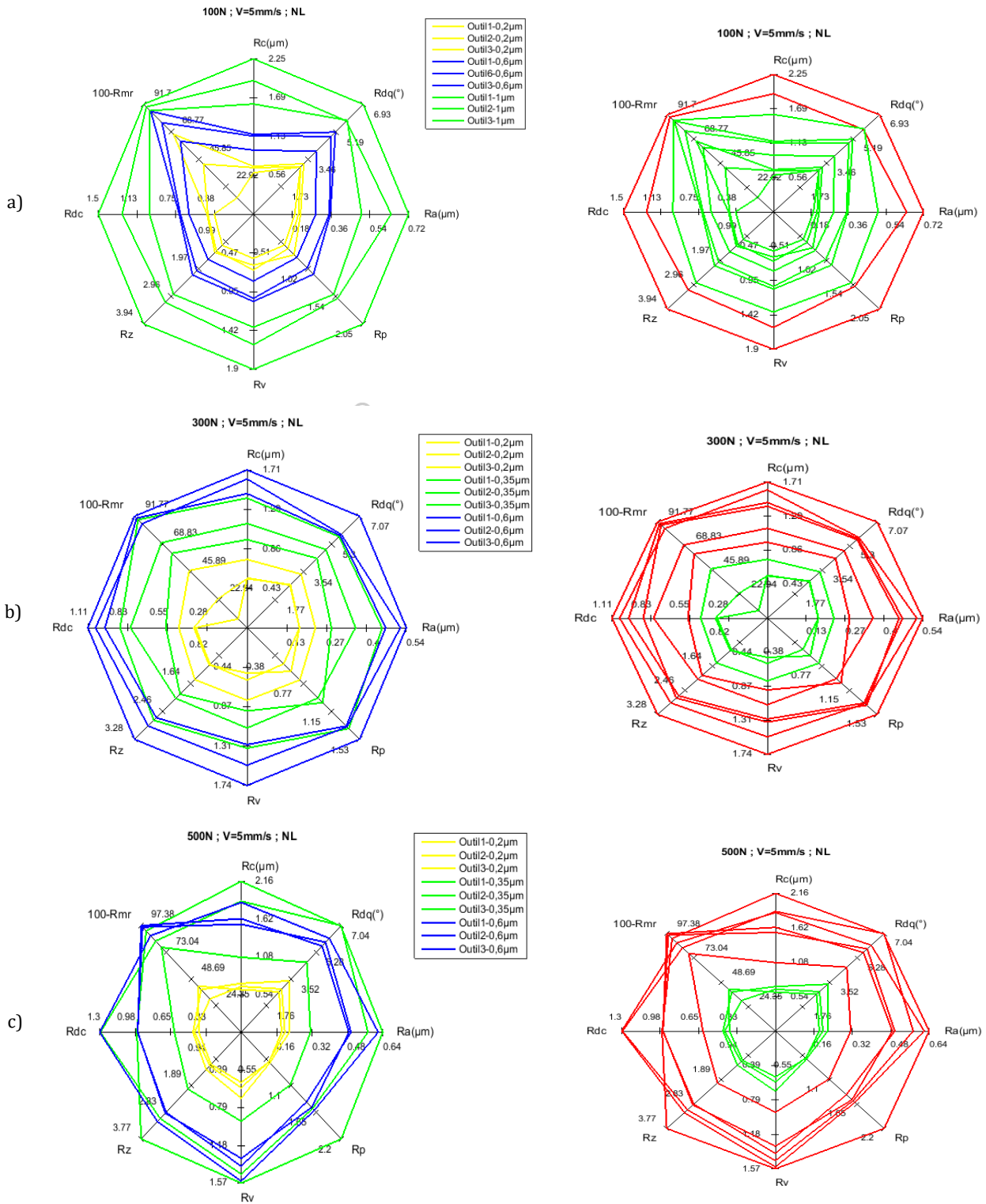
Le tableau de synthèse ci-dessus montre que bien que les essais soient plutôt répétitifs (cases rouge et verte), pour certaines configurations le grippage n'apparaît expérimentalement qu'une ou deux fois sur trois. Afin de mieux appréhender ce manque de répétabilité nous avons tracé pour chaque configuration un diagramme araignée avec les paramètres de rugosité des frotteurs. La figure 4.30 présente quelques-unes des configurations, notamment celles dont la répétabilité n'est pas de 100%. Les diagrammes de gauche montrent les relevés de rugosité en fonction des lots 1, 2 et 3 et les diagrammes de droite montrent les mêmes relevés avec l'information grippage (trait rouge) ou non grippage (trait vert). Les graphes 4.30(a) montrent que pour la configuration non lubrifiée avec une charge constante de 100 N, les deux essais qui mènent à du grippage sont ceux dont les pions possèdent les paramètres de rugosité les plus élevés, notamment au niveau des paramètres d'amplitude et du paramètre fonctionnel R_{dc} (plus R_{dc} est élevé, plus le profil est hétérogène).

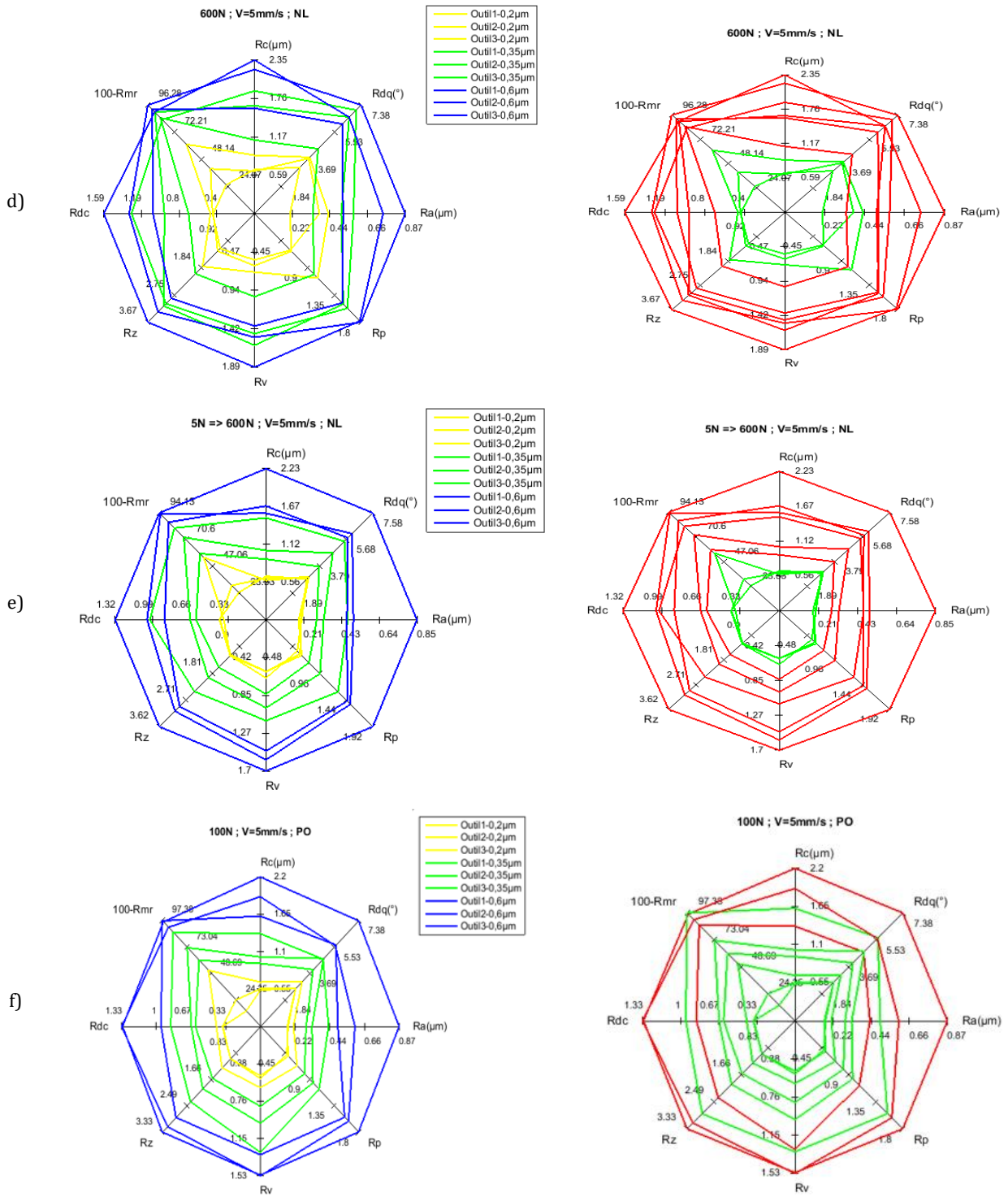
La configuration non lubrifiée à 600 N montre que le grippage peut apparaître avec des valeurs de R_a égales à 0,3 μm alors que dans les mêmes conditions, des frotteurs ayant des R_a égaux à 0,4 ne grippent pas. La rugosité arithmétique moyenne n'est donc pas un paramètre d'amplitude pertinent pour notre étude. Il est préférable de se baser sur la rugosité totale R_z . Cette remarque est confirmée avec l'observation des profils de rugosité pour les essais lubrifiés à 100 N et 10 mm/s où le grippage apparaît pour des pions ayant une rugosité totale R_z supérieure à 3,4 μm (Fig. 4.30(g)).

En procédant à la même analyse pour tous les essais, nous pouvons établir une zone de sécurité des paramètres (Tableau 4.15). Le risque de grippage est présent pour des outils avec des paramètres de rugosité supérieurs aux valeurs du tableau.

Tableau 4. 15: Paramètres de la zone de sécurité pour les configurations testées

Paramètres	R_a (μm)	R_{dq} ($^\circ$)	R_c (μm)	100 - R_{mr} (%)	R_z (μm)	R_v (μm)	R_p (μm)
Valeurs	-	3	0,6	39	1,23	0,6	0,6





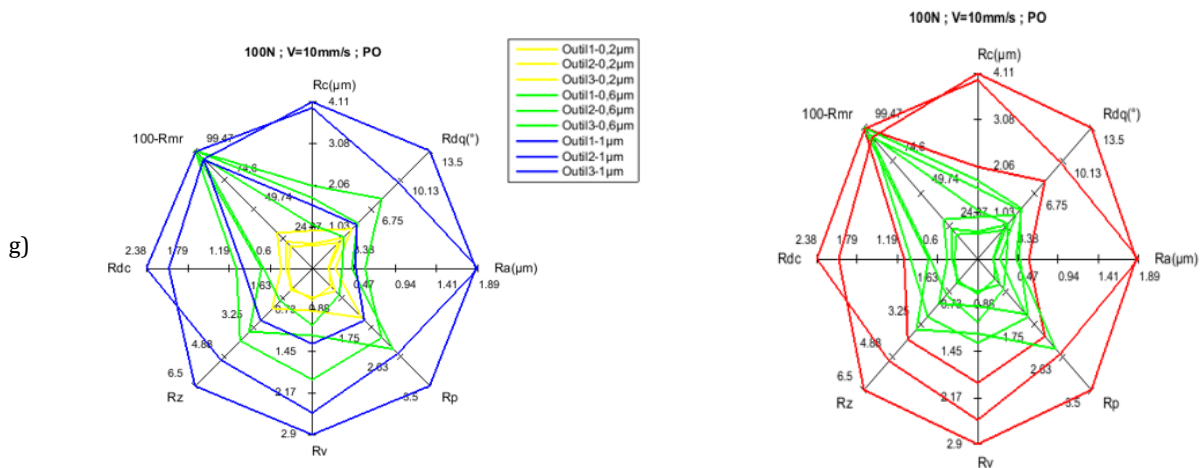


Figure 4- 30: Synthèse des mesures de rugosité pour l'ensemble des pions. A gauche : représentation en fonction des lots. A droite : représentation en fonction du grippage. (a) pions utilisés sans lubrifiant avec une charge de 100 N, (b) pions utilisés sans lubrifiant avec une charge de 300 N, (c) pions utilisés sans lubrifiant avec une charge de 500 N, (d) pions utilisés sans lubrifiant avec une charge de 600 N, (e) pions utilisés sans lubrifiant avec une charge de 5 à 600 N, (f) pions utilisés à 5 mm/s avec huile minérale pure, une charge de 100 N, (g) pions utilisés à 10 mm/s avec huile minérale pure, une charge de 100 N

4.4.4 Modèle numérique

Maillage initial et conditions aux limites

Expérimentalement, quand le grippage se produit il apparait lors des dix premiers millimètres de glissement pour les essais sous charge normale constante et lors des 50 premiers millimètres pour les essais sous charge normale croissante. En partant de ce constant et de façon à minimiser les temps de calcul, deux modèles sont construits : un modèle avec une éprouvette de 25 mm de long et une distance de glissement de 20 mm pour les essais sous charge constante et un modèle avec une éprouvette de 80 mm de long et une distance de glissement de 60 mm pour les essais sous charge croissante.

Les deux modèles prennent en compte la symétrie par rapport au plan (xy). Les nœuds de la surface inférieure sont bloqués. Les maillages de l'éprouvette sont respectivement constitués de 88000 et de 228800 éléments thermomécaniques à intégration réduite C3D8RT. La surface de contact entre l'éprouvette en contact avec le pion est modélisée finement par trois couches ayant une taille de mailles de 0,05 mm. Cette taille de maille est identique à celle utilisée pour l'identification des paramètres d'endommagement. La taille des éléments est augmentée dans l'épaisseur jusqu'à la face inférieure, zone non critique pour l'étude. La largeur de l'éprouvette est égale à 4,4 mm, soit 2 fois la largeur des traces de frottement observées expérimentalement.

Le pion est modélisé par 5128 éléments C3D8RT. La forme du pion prend en compte le défaut de planéité observé dans la partie expérimentale. Les conditions aux limites imposées au pion sont une descente dans la direction Z jusqu'à ce que l'effort normal désiré soit atteint, puis translation du pion à vitesse constante en maintenant l'effort pour les configurations à charge constante, ou en augmentant l'effort de 7,5 N/mm pour les essais à charge croissante. Dans cette configuration, l'effort final exercé par le pion est égal à 455 N (Fig. 4.31).

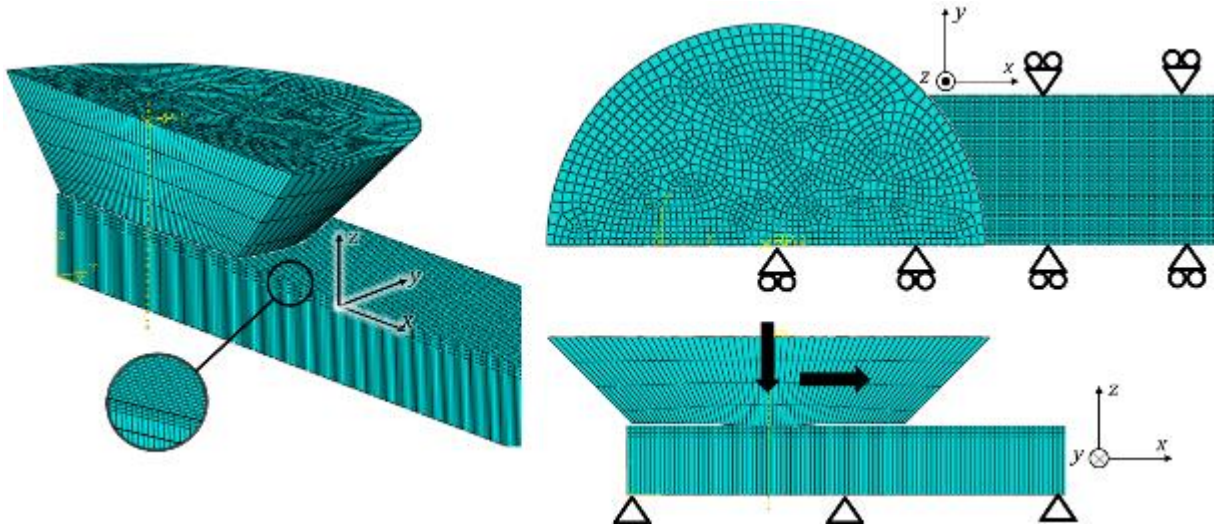


Figure 4- 31: Simulation numérique de l'essai pion-plan. Vue 3D, de dessus et de côté du maillage initial

Paramètres matériaux et d'interface

Les paramètres matériaux de l'alliage 6082-T6 ont été identifiés au chapitre 2 et sont rappelés dans le tableau 4.16.

Tableau 4. 16: Rhéologie de l'alliage d'aluminium 6082-T6

Loi d'écoulement	D_c	β	ϵ_{f0}	ϵ_D	q	p_L	γ
$\sigma_y = 300 \left(1 + \frac{\bar{\epsilon}_p}{0,00014} \right)^{0,063}$	0,34	2	0,55	0,063	1,5	800	1,2

Tout comme pour le modèle numérique de l'essai SRT, les paramètres nécessaires au modèle de lubrification sont la géométrie simplifiée des rugosités des pions et le coefficient d'adhésion m_0 et le coefficient de partage thermique R_w . Tout comme précédemment, les paramètres géométriques l et θ du modèle de lubrification sont identifiés à partir des mesures de rugosités effectuées sur les outils et le coefficient de partage R_w est calculé à partir des propriétés thermiques de l'acier et de l'aluminium. L'identification du coefficient d'adhésion est effectuée par méthode inverse sur une configuration ne présentant pas de grippage et ayant en conséquence un effort tangent stable. Nous avons choisi d'appliquer la procédure d'identification à l'essai sous charge constante de 100N, à la vitesse de 5 mm.s⁻¹, avec des pions de R_a égaux à 0,2 μm , avec la lubrification en huile minérale pure et sans lubrification. Des valeurs de m_0 respectivement égales à 0,8 et 0,95 ont été identifiées pour les configurations avec et sans lubrifiant (Fig. 4.32).

Les autres paramètres du modèle numérique sont donnés en tableau 4.17.

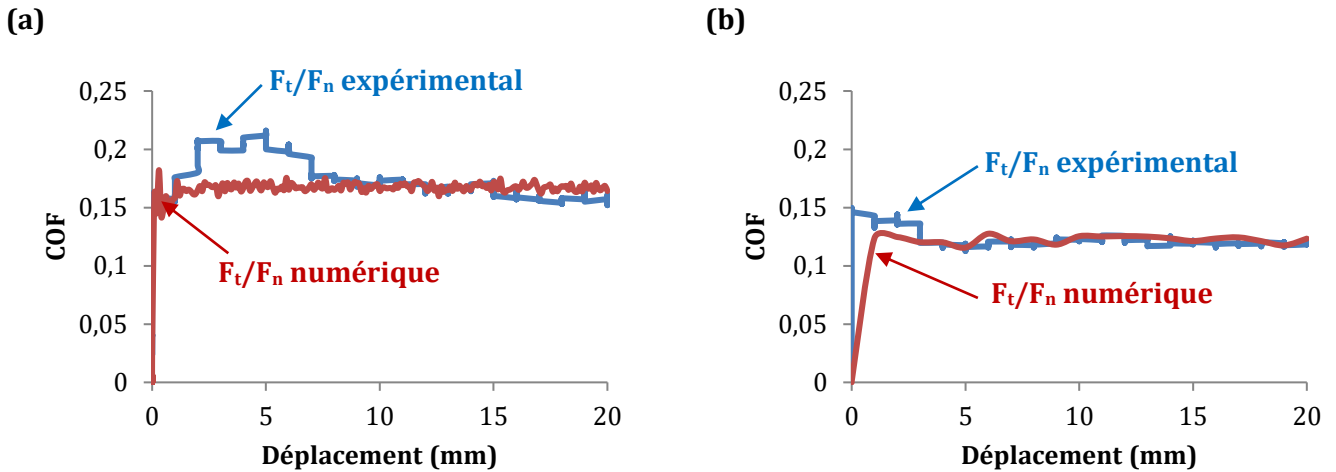


Figure 4- 32: Comparaison entre le rapport F_t/F_n expérimental et numérique pour le cas 100N à rugosité arithmétique moyenne de $0,2\mu\text{m}$ (a) essai non lubrifié, $m_0 = 0,95$, (b) essai lubrifié, $m_0 = 0,80$.

Tableau 4. 17: Paramètres utilisés durant les simulations avec et sans lubrification

paramètres	Définition	Valeurs	
Rugosité	R_{a1}	Rugosité arithmétique moyenne des pions (μm)	[0,2 / 0,35 / 0,6]
	R_{a2}	Rugosité arithmétique moyenne des éprouvettes (μm)	0,6
	Rdq	Angle du profil de rugosité des pions ($^\circ$)	[3 / 5 / 6,7]
Tribologie et rhéologie des matériaux	m_0	Coefficient d'adhésion (avec/sans lubrification)	[0,8 / 0,95]
	k	Contrainte d'écoulement en cisaillement pur initiale (MPa)	173
	E_1, ν_1	Module d'Young (MPa), coef. de Poisson des pions	210000 ; 0,33
	E_2, ν_2	Module d'Young (MPa), coef. de Poisson des éprouvettes	72000 ; 0,33
Rhéologie des lubrifiants	α	Coefficient du piezo-viscosité à 40°C (GPa^{-1})	15,7
	β	Coefficient de température-viscosité (K^{-1})	0,033
	η_0	Viscosité dynamique à 40°C ($\text{mPa} \cdot \text{s}$)	HM Pure : 66 HM Additif : 165
	G	Module de cisaillement du lubrifiant (MPa)	1
Thermique	K_l	Conductivité thermique de lubrifiant (W/mK)	0,12
	K_1, K_2	Conductivités thermiques des matériaux (W/mK)	50,2 ; 205
	σ_1, σ_2	Chaleurs spécifiques des matériaux ($\text{J K}^{-1}\text{kg}^{-1}$)	418 ; 921

4.4.5 Résultats numériques

Evolution du coefficient de frottement moyen

La figure 4.33 présente l'évolution du coefficient de frottement moyen pour différentes configurations d'essais avec les pions de rugosité $R_a = 0,2 \mu\text{m}$. La particularité des essais expérimentaux menés avec cette rugosité est de ne présenter aucun cas de grippage. Les simulations numériques conduisent à une prédiction correcte de l'effort tangentiel, avec une stabilisation de l'effort tangent après quelques millimètres de déplacement, même pour les cas à chargement croissant. Seule la configuration avec le lubrifiant solide sous-estime largement l'effort tangentiel en début d'essai, lorsque la charge normale est inférieure à 230 N. Ce résultat

peut s'expliquer par le fait que la lubrification solide est gérée par le modèle de Wilson et Sheu, avec le même coefficient d'adhésion que pour les simulations sans lubrifiant. Si ce modèle permet de représenter les régimes de lubrification mixte et limite, il ne permet pas de modéliser de façon fiable le régime à film solide épais qui semble dominer en début d'essais, lorsque la charge normale est faible. Pour les charges plus élevées, le régime de lubrification devient limite et le modèle numérique parvient à une prédiction fiable du coefficient de frottement moyen (Fig. 4.33(f)).

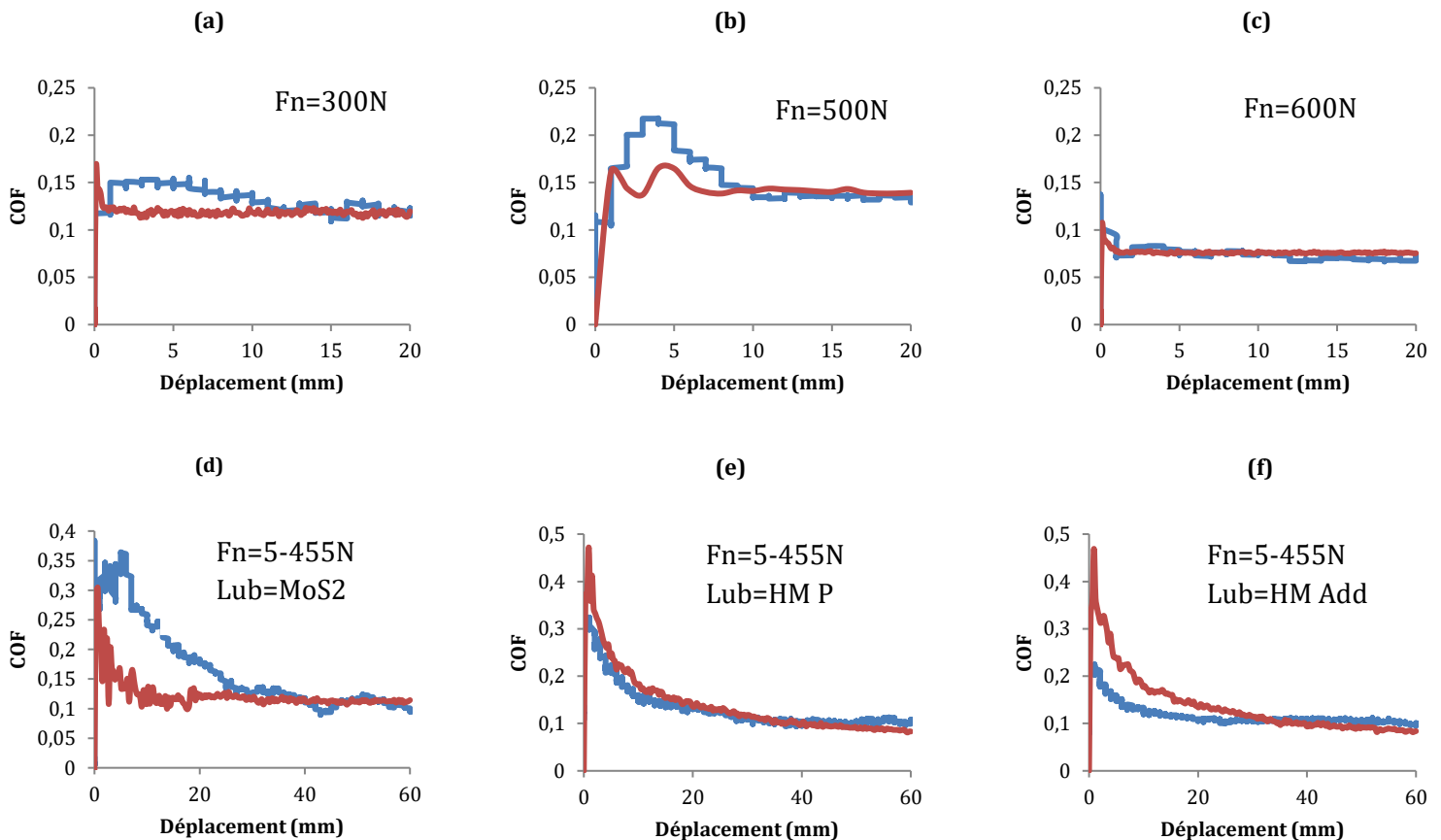


Figure 4- 33: Comparaison entre le rapport F_t/F_n expérimental (en bleu) et numérique (en rouge) pour le cas $R_a = 0,2\mu m$ (a-b-c) charge constante sans lubrifiant, (d-e-f) charge croissante, avec lubrifiant solide ou liquide

Les courbes F_t/F_n pour les simulations avec les rugosités moyennes de 0,35 et 0,6 présentent un comportement périodique avec une succession de *pic* et de *creux* autour d'une valeur moyenne stable (Fig. 4.34). Ce comportement est directement lié à la gestion des éléments finis endommagés qui sont supprimés du maillage dès que l'endommagement critique est atteint. Chaque creux le long de la courbe F_t/F_n correspond à la suppression d'un élément au niveau de la zone de contact. La corrélation entre les efforts expérimentaux et numériques n'a alors plus de sens puisque numériquement la matière est supprimée alors qu'expérimentalement elle est transférée sur le pion et contribue à l'augmentation de l'effort tangentiel. Par contre nous pouvons noter qu'au début du contact, le rapport coefficient de frottement moyen est égal à 0,2 proche de la valeur expérimentale.

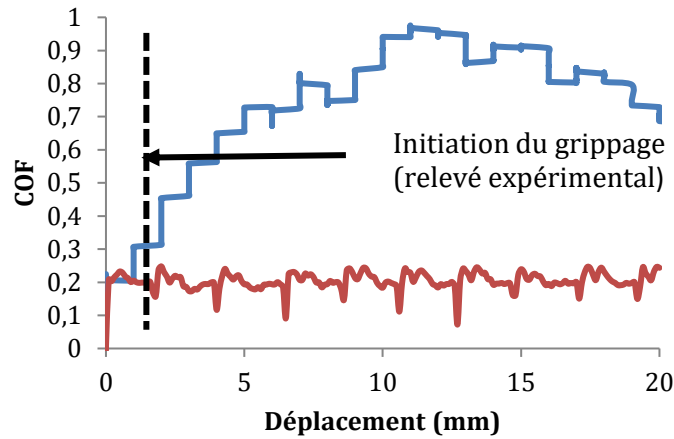


Figure 4- 34: Comparaison entre le rapport F_t/F_n expérimental (en bleu) et numérique (en rouge) pour le cas $R_a = 0,6\mu\text{m}$, $F_n = 500\text{ N}$, sans lubrification

Observation des défauts numériques

La figure 4.35 présente l'évolution de la variable d'endommagement au voisinage de la surface de contact pour les configurations non lubrifiées avec une charge constante de 600 N. Pour la simulation avec une rugosité faible, l'endommagement critique n'est jamais atteint. L'endommagement apparait alors de façon homogène, avec une valeur de la variable D voisine de 0,22 sur toute la partie stationnaire de la trace. Pour la rugosité intermédiaire, l'endommagement critique est rapidement atteint. La suppression des éléments endommagés conduit à une relaxation des contraintes qui entraine la formation de défaut périodique typique de l'endommagement. Pour la rugosité la plus élevée, l'endommagement s'étend à l'ensemble des éléments de l'extrême surface. La suppression des éléments n'est plus suffisante pour faire chuter l'endommagement qui apparait alors de façon continue le long de la trace. Cette typologie de défaut se retrouve au niveau expérimental même si les amplitudes et la périodicité du défaut ne sont pas identiques.

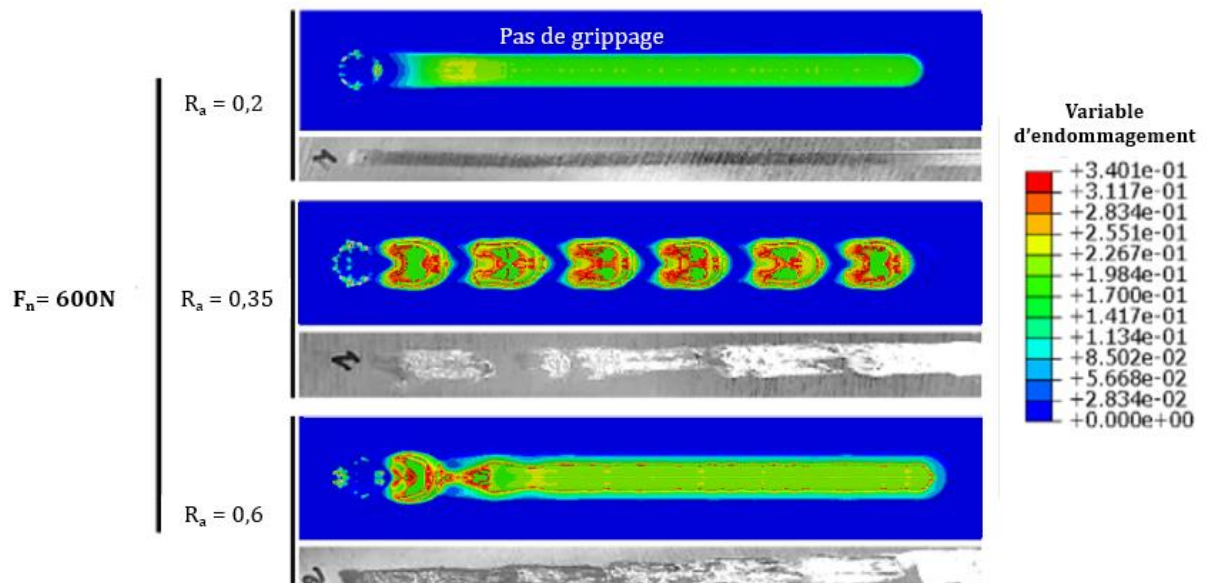


Figure 4- 35: Comparaison numérique/expérimentale du défaut, essais non lubrifiés, charge normale égale à 600 N.

La figure 4.36 présente la comparaison expérimental-numérique de la surface de l'éprouvette après essai pour la configuration charge croissante, lot 2, lubrifié avec l'huile additivée. Cette configuration est celle qui a conduit à la plus grande erreur de prédiction. Tout comme pour les simulations des essais SRT, nous retrouvons ici un défaut périodique, avec une succession de zones endommagées. Dans le cas présent, la charge croissante induit des défauts de plus en plus larges, mais également de plus en plus espacés. Le modèle numérique prédit l'apparition du défaut avec un retard

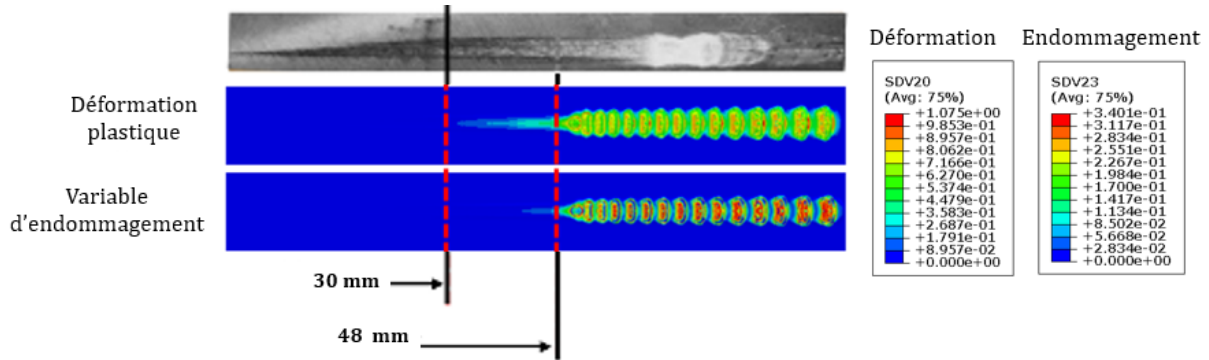


Figure 4- 36: Comparaison numérique expérimentale du défaut, essais lubrifié HM Add, charge croissante

Prédictions des distances avant grippage

Une synthèse des distances de grippage numérique et expérimental est présentée dans le tableau 4.18. Le modèle numérique est capable de prédire la présence ou l'absence de grippage pour les configurations testées, que ce soit en présence ou non de lubrifiant. La prédiction de la distance de glissement avant grippage est tout à fait satisfaisante pour les essais à charge normale constante (l'écart est compris entre 0,1 et 0,3 mm, soit une erreur relative entre 7 et 20%). L'erreur augmente pour les simulations à charge croissante où le modèle numérique se montre très optimiste et prédit toujours l'apparition du défaut après qu'il soit observé expérimentalement.

Tableau 4. 18: Synthèse des essais pion-plan

Charge (N)	Vitesse (mm/s)	Lubrification	Lot1; Ra=0,2µm		Lot2; Ra=0,35µm		Lot3; Ra=0,6µm	
			Grip. EXP (mm)	Grip. NUM (mm)	Grip. EXP (mm)	Grip. NUM (mm)	Grip. EXP (mm)	Grip. NUM (mm)
300	5	-	NG	NG	1,9	1,7	1,9	1,6
500	5	-	NG	NG	1,7	1,6	1,3	1,4
600	5	-	NG	NG	1,5	1,2	1,4	1,6
5 à 600	5	-	NG	NG	18,6	33,7	17,66	23,9
5 à 600	5	HM Pure	NG	NG	40,8	48,7	31,0	46,2
5 à 600	5	HM Additif	NG	NG	30,0	48,3	28,0	46,6
5 à 600	5	MoS2	NG	NG	19,0	33,9	23,7	28,8

4.3.7 Conclusion des essais pion-plan

Une campagne d'essais de frottement Pion-plan sur le banc d'essai UMT TRIBOLAB a été réalisée dans le but d'investiguer l'effet de la rugosité, la lubrification et la pression sur l'apparition du grippage. Les résultats montrent que :

- Les pions possédant une rugosité arithmétique moyenne égale à $0,2 \mu\text{m}$ et un angle de 3° n'ont pas généré de grippage pour l'ensemble des configurations d'essais testées.
- la rugosité arithmétique moyenne n'est pas un paramètre de rugosité pertinent pour l'étude du grippage. Il est préférable d'utiliser la rugosité totale R_z .
- A l'absence de grippage, le modèle numérique montre une bonne aptitude à prédire l'effort de frottement avec comme seuls données d'entrée le coefficient d'adhésion m_0 identifié sur une configuration de référence, les paramètres de rugosité propres à chaque essai et les données rhéologiques des lubrifiants liquide
- Le modèle numérique perd de sa fiabilité pour l'étude de conditions de contact impliquant le régime de lubrification à film solide épais, tel que cela a été rencontré pour la lubrification au bisulfure de molybdène sous faible charge normale.
- Comme cela a déjà été remarqué à l'issue de la campagne d'essais d'étirage plan SRT, le modèle tend à prédire le grippage de façon tardive. Ce défaut tend à s'estomper lorsque la charge normale augmente. Ce défaut est potentiellement lié au modèle de Wilson et Sheu de prédiction de la surface réelle de contact réduite. Une amélioration du modèle pourrait passer par le développement d'une méthode de calcul de A plus réaliste.

4.5 Conclusion

Deux campagnes d'essais ont été menées sur des éprouvettes en alliage d'aluminium 6082. Les essais ont été réalisés avec et sans lubrification, pour des conditions de chargement essentiellement stationnaires. Des simulations numériques de ces essais ont été réalisées. Ces simulations se font à l'échelle macroscopique des essais. Elles reposent sur l'utilisation du modèle d'endommagement de Xue pour prédire la rupture du matériau au voisinage des surfaces de contact et d'un modèle de lubrification basé sur les travaux de Wilson et d'Otéro pour prédire les contraintes de frottement en prenant explicitement en compte la rugosité des contacteurs et la nature des lubrifiants.

Dans la majorité des cas étudiés, le modèle numérique mise en place arrive à prédire le défaut de grippage. Les simulations mettent en évidence la forte sensibilité des modèles à la rugosité des surfaces en contact. La méthodologie proposée répond donc aux objectifs initiaux de l'étude. Toutefois les modèles numériques sont généralement optimistes quant à la distance à partir de laquelle le grippage va apparaître. La prise en compte d'une nouvelle méthode pour calculer la surface réelle de contact réduite pourrait améliorer la fiabilité de ces prédictions.

Chapitre 5

**Application sur un procédé industriel
: Essai du filage avant**

5.1 Objectifs - Procédure de validation

Après avoir appliqué notre démarche sur des essais de laboratoire dans le chapitre précédent, il est nécessaire de se rapprocher au plus près des conditions rencontrées lors des procédés de mise en forme. Pour cela, dans ce chapitre, nous appliquons la méthodologie numérique du chapitre 4 à l'étude d'un procédé de filage avant sur des lopins d'aluminium 6082-T6. L'objectif est de voir si le couplage loi d'endommagement/modèle de lubrification est capable de prédire le grippage dans une configuration où le contact est fermé et la pression hydrostatique importante. Nous nous positionnons volontairement dans des conditions d'utilisation proches de celles d'un bureau des méthodes industriel disposant de l'outil numérique mais pas nécessairement des moyens d'essais nécessaires à la détermination précise des paramètres du modèle. L'objectif est donc ici de vérifier que la stratégie numérique proposée est capable de prédire la force nécessaire à la mise en forme d'une pièce donnée afin de valider le choix d'une presse et de détecter les risques d'apparition du défaut de grippage, synonyme d'échec du procédé.

5.2 Dispositif expérimental et plan d'expériences

Les essais de filage sont réalisés sur une presse Strecon d'une capacité maximale de 150 kN. L'outillage utilisé dans ce chapitre est le même que celui utilisé par K. Le Mercier pour l'étude de la dégradation des outillages en mise en forme à froid [Leme17]. Cet outillage est constitué de trois outils : un poinçon, une filière-conteneur, un éjecteur (Fig. 5-1). Il permet la réalisation d'un filage avant avec un taux de réduction de 45% sur des lopins de diamètre initial maximal de 15 mm (Tableau 5.1).

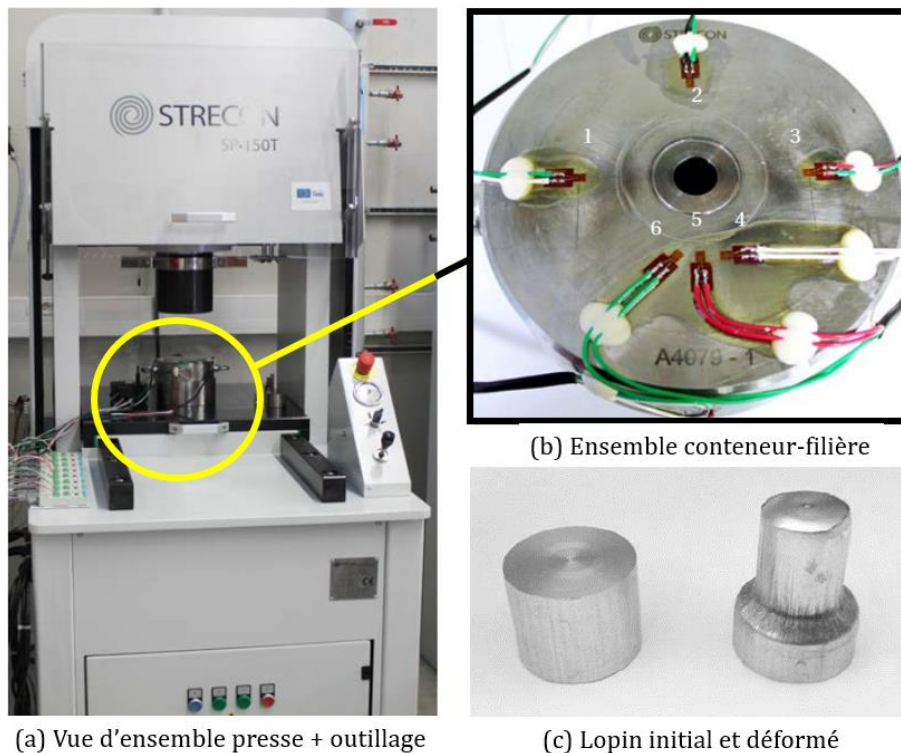


Figure 5- 1: Filage avant : dispositif expérimental

L'essai se déroule en deux étapes principales : le filage avant et l'éjection. Durant l'étape de filage avant, le lopin est introduit manuellement dans le conteneur par l'opérateur. Ce dernier abaisse la vitre de sécurité et actionne le vérin de la presse. Le vérin pousse le poinçon sur une distance de 10 mm. Une fois le filage terminé, le block filière-conteneur est retourné, et un éjecteur de diamètre 10 mm est utilisé pour repousser la pièce hors de la filière. Les différentes étapes sont schématisées en figure 5-2. Durant le procédé, la vitesse de filage et la vitesse d'éjection sont égales à 8 mm.s^{-1} . Un capteur force de 200 kN et un capteur de déplacement sont connectés à un oscilloscope digital Yokogawa permettant l'acquisition des courbes effort-déplacement durant la phase de filage (le capteur force devant être retiré lors de la phase d'éjection, celle-ci n'est pas enregistrée).

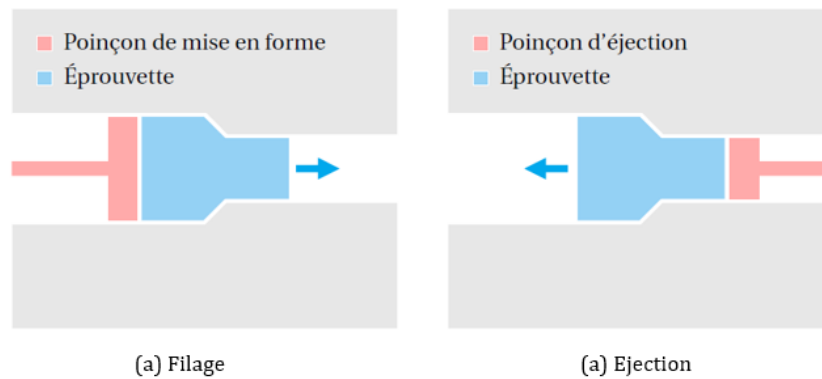


Figure 5- 2: Différents étapes de l'essai de filage avant [Leme17]

Tableau 5. 1: Spécifications générales du dispositif de filage avant

Paramètres	Valeur
Vitesse	8 mm/s
Distance de translation maximale	10 mm
Dimensions maximales des lopins (Diamètre - Hauteur)	Ø 15-12 mm
Effort maximal	150 kN

Le poinçon, la filière et l'éjecteur sont en acier Vanadis 4E (Tableau 5.2). Le même outillage est utilisé pour l'ensemble des essais de filage avant (Fig. 5-3). La forme de la filière ne permettant pas de mesure directe de sa rugosité, des répliques de la surface sont réalisées à l'aide de la résine Repliset T3 de Struers® [DLDD14]. La résine est injectée dans la filière. Une fois séchée, le moulage obtenu est retiré de l'outil et sert à la prise de mesure des rugosités. La précision donnée par la résine est de l'ordre de $0,1 \mu\text{m}$ [Leme17]. La rugosité dans la direction parallèle à l'axe de la filière est mesurée avec les mêmes protocoles de mesures que ceux évoqués dans les chapitres précédents. Les valeurs mesurées et utiles pour la simulation numérique sont une rugosité R_a égale à $0,35 \mu\text{m}$ et une valeur de l'angle moyen des aspérités R_{dq} égale à 5° .

Le matériau utilisé dans la campagne d'essais est reçu sous forme de barre cylindrique de diamètre 15mm. Les barres ont une rugosité arithmétique moyenne initiale égale à $4 \mu\text{m}$. Les éprouvettes sont découpées à la longueur de 12,5 mm et sont polies jusqu'à l'obtention d'une rugosité R_a égale à $0,20 \mu\text{m}$. Certaines éprouvettes ont été conservées avec leur rugosité initiale.

La rugosité de la filière ainsi que le taux de réduction de section sont figés pour l'ensemble de la campagne d'essais. Le plan d'expériences comprend deux paramètres : avec et sans

lubrification (huile minéral pure) et la rugosité de la pièce (Tableau 5-3). Chaque configuration est répétée trois fois. Après chaque essai, la filière est nettoyée afin d'éliminer les dépôts des essais précédents.

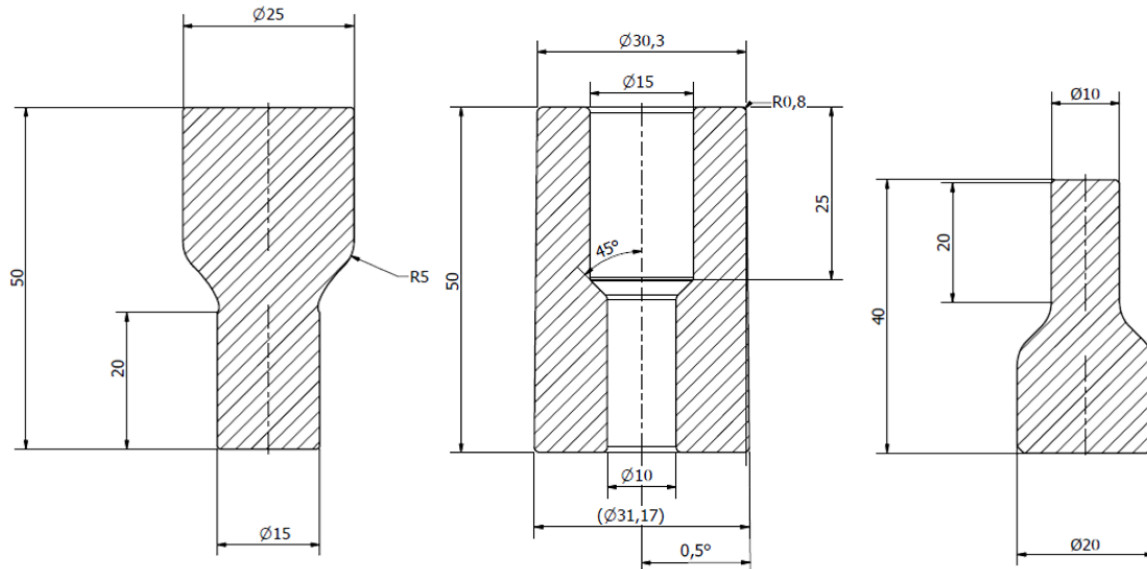


Figure 5- 3: Dimensions du poinçon, de la filière et de l'éjecteur.

Tableau 5. 2: Composition de l'acier Vanadis 4 E (%)

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	V	S	Fe
1,40	0,4	0,4	4,7	3,5	-	3,7	-	87,3

Tableau 5. 3: Plan d'expériences

configuration	taux de réduction	Ra filière	Ra pièce	Lubrification	Vitesse
1	45 %	0,35	0,2	<input type="checkbox"/>	8 mm.s ⁻¹
2	45 %	0,35	4	<input type="checkbox"/>	8 mm.s ⁻¹
3	45 %	0,35	0,2	<input checked="" type="checkbox"/> HM Pure	8 mm.s ⁻¹

5.3 Observations expérimentales

Les figures 5-4 et 5-5 présentent respectivement l'ensemble des courbes effort-déplacement enregistrées durant les essais et une comparaison des valeurs moyennes.

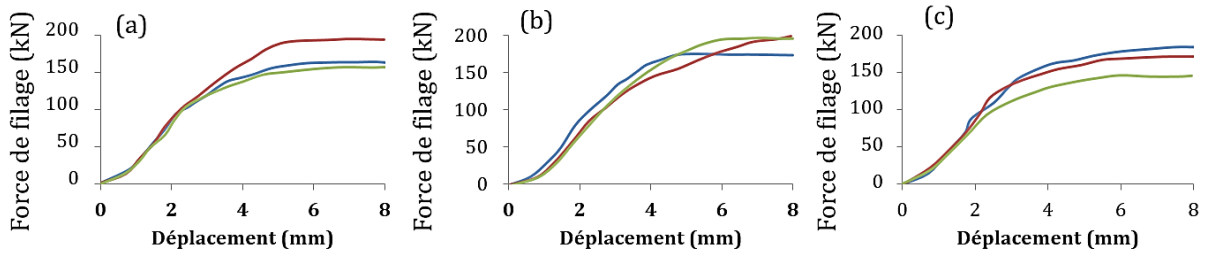


Figure 5- 4: Essais de filage avant. (a) configuration 1 : non lubrifié, $R_a = 0,2 \mu\text{m}$, (b) configuration 2 : non lubrifié, $R_a = 4 \mu\text{m}$, (c) configuration 3 : lubrifié, $R_a = 0,2 \mu\text{m}$

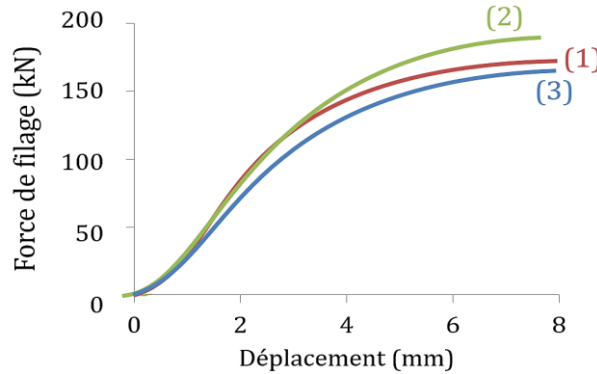


Figure 5- 5: Courbe moyenne de filage pour les configurations 1, 2 et 3

L'effort de filage augmentent rapidement lors de la phase d'introduction de l'éprouvette dans la filière. A partir de 4 mm de déplacement, le procédé entre dans sa phase stationnaire et la courbe tend à se stabiliser. Sans surprise, il apparaît que l'effort de filage est peu sensible aux conditions tribologiques. Ceci s'explique par le fait que l'énergie de déformation plastique est prépondérante dans ce type de procédé. Néanmoins, les influences de la rugosité de la pièce et de l'apport d'un lubrifiant sont notables même si la variation des efforts reste faible. L'apport du lubrifiant conduit à une baisse globale de la force de filage de 4%. L'augmentation de la rugosité de la pièce de 0,2 à 4 μm conduit quant à elle à une augmentation de l'effort maximal de 10%. Cette augmentation apparaît essentiellement vers la fin du filage après 2,5 mm de déplacement. Or la surface du lopin en contact avec le conteneur diminue au fur et à mesure du filage. Dans des conditions de contact non dégradées, la contrainte de frottement est constante. La diminution de la surface de contact induit alors une décroissance de la force exercée sur le conteneur et, en conséquence, de l'effort de filage total exercé sur le poinçon (Fig. 5-6). Dans notre cas, l'effort de filage ne décroît pas. Cela implique que les conditions de contact se dégradent au cours du filage et entraînent une augmentation de la contrainte tangentielle. Cette augmentation est d'autant plus forte que la rugosité de la pièce est élevée.

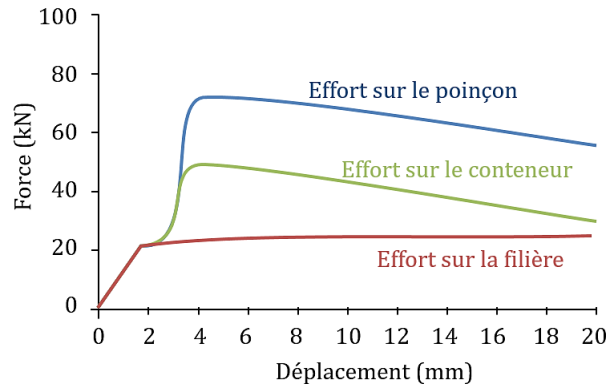


Figure 5- 6: Exemple de courbe d'effort en filage avant d'un lopin en alliage 6082 d'après de Moraes Costa *et al.*[MoSV20]

La figure 5-7 présente les éprouvettes à l'issue de la phase d'éjection. L'ensemble des essais présente des traces importantes de grippage. Ces traces apparaissent aussi bien sur la partie filée que sur la partie non filée en contact avec le conteneur. Pour les essais réalisés avec la rugosité de lopin faible (configurations 1 et 3) le défaut de surface apparait sous la forme de rayures orientées dans le sens de glissement. Le défaut est amoindri par l'utilisation du lubrifiant mais reste observable. Pour les lopins avec la rugosité arithmétique moyenne de $4 \mu\text{m}$ la surface apparait beaucoup plus dégradée, avec des rayures parallèles au sens de glissement mais également d'importantes traces de transfert de matière. L'orientation de ces amas de matière ainsi que le fait qu'ils se situent essentiellement sur la fin de la partie filée, tant à prouver que ces transferts sont constitués de matière arrachée au lopin lors de la phase de filage et revenue adhérer à la surface du lopin lors de l'éjection.

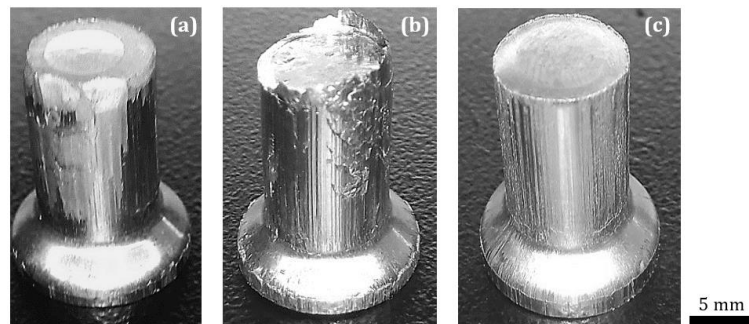


Figure 5- 7 : Eprouvettes après essais de filage et éjection: (a) configuration 1, $R_a = 0,2\mu\text{m}$ non Lubrifié (b) configuration 2, $R_a = 4\mu\text{m}$ non Lubrifié (c) configuration 3, $R_a = 0,2\mu\text{m}$ Lubrifié

5.4 Modèle numérique

5.4.1 Maillages et conditions initiales

Le procédé de filage étudié est un problème axisymétrique. Toutefois les routines permettant l'utilisation du modèle d'endommagement de Xue et du modèle de lubrification étant implémentées uniquement en 3D, le maillage utilisé pour l'étude du procédé sera à base d'éléments volumiques. La prise en compte des symétries dans les plans (xz) et (yz) conduit à la modélisation d'un quart du procédé. Le maillage du lopin est constitué de 68 200 éléments C3D8RT de 0,2 mm de côté. Ces éléments sont identiques à ceux utilisés pour l'identification des

paramètres de la loi d'endommagement dans le chapitre 2. La filière, le poinçon et l'éjecteur sont modélisés à l'aide d'éléments C3D8RT indéformables. Le modèle géométrique est représenté en figure 5-8. La simulation est réalisée en deux étapes : la phase de filage durant laquelle le poinçon descend de 10 mm dans la direction z et la phase d'éjection durant laquelle le poinçon est retiré et l'éjecteur monte de 15 mm. Durant les deux phases la filière est fixe.

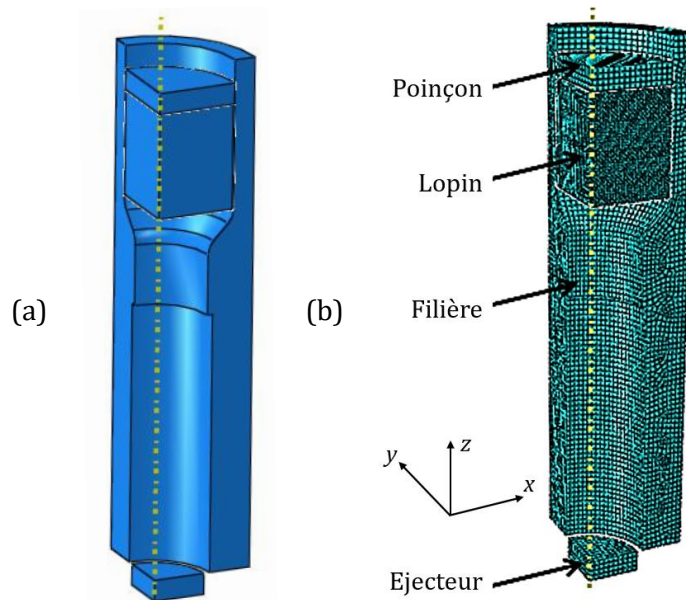


Figure 5- 8: (a) Modèle géométrique (b) Maillage initial

5.4.2 Données rhéologiques et tribologiques

La rhéologie des lopins a été identifiée dans le chapitre 2 (barre 6082-T6). Les paramètres de la loi d'érouissage et de la loi d'endommagement sont rappelés en tableau 5-4.

Tout comme pour les simulations du chapitre précédent, les données tribologiques nécessaires au modèle de lubrification sont la géométrie simplifiée des rugosités, le coefficient d'adhésion m_0 et les propriétés des lubrifiants. De façon à prendre en compte la rugosité de la pièce sur les conditions de contact, le profil de rugosité utilisé dans le modèle n'est plus basé uniquement sur la rugosité de l'outil mais sur la rugosité composite de la surface :

$$R_{a_{eq}} = \sqrt{R_{a_{Lopin}}^2 + R_{a_{Filière}}^2} \quad (5.1)$$

Contrairement au chapitre 4 où l'un des essais était utilisé pour identifier le coefficient d'adhésion, nous supposons ici que le coefficient d'adhésion ne dépend que du matériau et du lubrifiant. Ainsi nous utilisons les valeurs du coefficient d'adhésion m_0 identifiées lors des essais sur les plaques de 6082-T6 : $m_0 = 0,95$ pour les essais sans lubrifiant et $m_0 = 0,8$ pour les essais avec l'huile minérale pure. Bien que cette hypothèse puisse être sujet à discussion, notamment par le fait que les plaques et les barres d'aluminium n'ont pas exactement la même rhéologie, nous considérons que cette hypothèse répond à une utilisation dans un contexte industriel de la méthode numérique proposée. La synthèse des valeurs utilisées est présentée dans le tableau 5-5. Enfin, les propriétés de l'huile minérale pure sont les mêmes que celles du chapitre 4.

Tableau 5. 4: Paramètres rhéologiques des barres d'alliage 6082-T6

	Loi de Swift			Loi d'endommagement						
	C1	C2	C3	D_c	β	ϵ_{f0}	ϵ_D	q	p_L	γ
barre 6082-T6	370	0,001	0,03	0,90	1	2,00	0,100	1,5	800	1,7

Tableau 5. 5: Paramètres rhéologiques pour les simulations numériques

	R_a Filière	R_a Lopin	R_a eq	R_{dq}	m_0
configuration 1	0,35 μm	0,2 μm	0,4 μm	4°	0,95
configuration 2	0,35 μm	4,0 μm	4,01 μm	4°	0,95
configuration 3	0,35 μm	0,2 μm	0,4 μm	4°	0,80

5.4.3 Résultats

Efforts de filage

La comparaison entre les efforts de filage expérimentaux et numériques est présentée en figure 5-9. Dans les trois configurations la courbe d'effort numérique présente une montée rapide, suivi d'un palier entre 2 et 4 mm de déplacement puis une nouvelle augmentation et une stabilisation de l'effort en fin de filage. L'augmentation de l'effort entre 0 et 2 mm correspond au début de la phase de réduction de section du lopin et l'arrivée dans la zone de calibration de la filière. Le palier observé numériquement correspond au passage du lopin dans la zone calibrée de la filière. Cette transition est moins marquée sur les courbes expérimentales mais est bien présent (tangente en bleu) (Fig 5-9). La seconde augmentation de l'effort entre 4 et 6 mm de filage correspond à la phase de sortie du lopin de la zone de déformation. Cette partie est fortement affectée par les conditions tribologiques. L'accroissement de l'effort est de 17 kN.mm⁻¹ pour la configuration 3 (lubrifiée, faible rugosité), de 24 kN.mm⁻¹ pour la configuration 1 (non lubrifiée, faible rugosité) et 38 kN.mm⁻¹ pour la configuration 2 (non lubrifiée, forte rugosité). Enfin, la partie stationnaire de la courbe numérique est légèrement inférieure à la valeur expérimentale, quelle que soit la configuration. L'écart entre la force maximale numérique et la force maximale expérimentale peut s'expliquer par la suppression des éléments finis endommagés.

L'apport du lubrifiant conduit ici à une baisse globale de la force de filage de 6% contre 4% expérimentalement. L'augmentation de la rugosité de la pièce de 0,2 à 4 μm conduit quant à elle à une augmentation de l'effort maximal de 16% contre 10% expérimentalement. Sachant que le modèle numérique est développé pour prendre en compte la rugosité de l'outil principalement nous pouvons conclure que la réponse du modèle numérique est tout à fait satisfaisante dans cette utilisation « industrielle ».

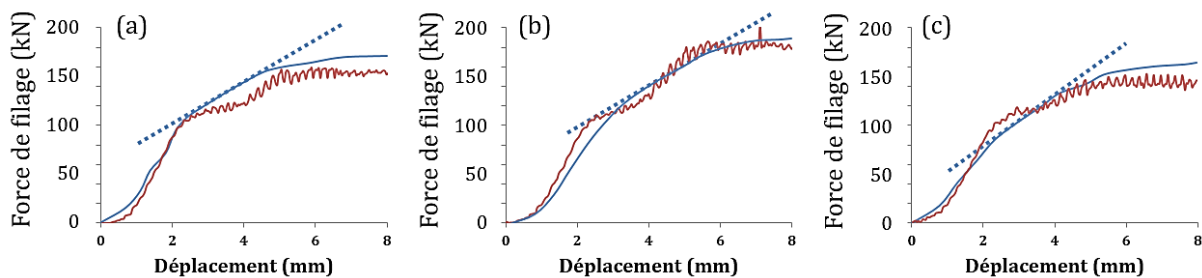


Figure 5- 9: Comparaison expérimental (bleu)-numérique(rouge). (a) configuration 1 : non lubrifié, $R_a = 0,2 \mu\text{m}$, (b) configuration 2 : non lubrifié, $R_a = 4 \mu\text{m}$, (c) configuration 3 : lubrifié, $R_a = 0,2 \mu\text{m}$

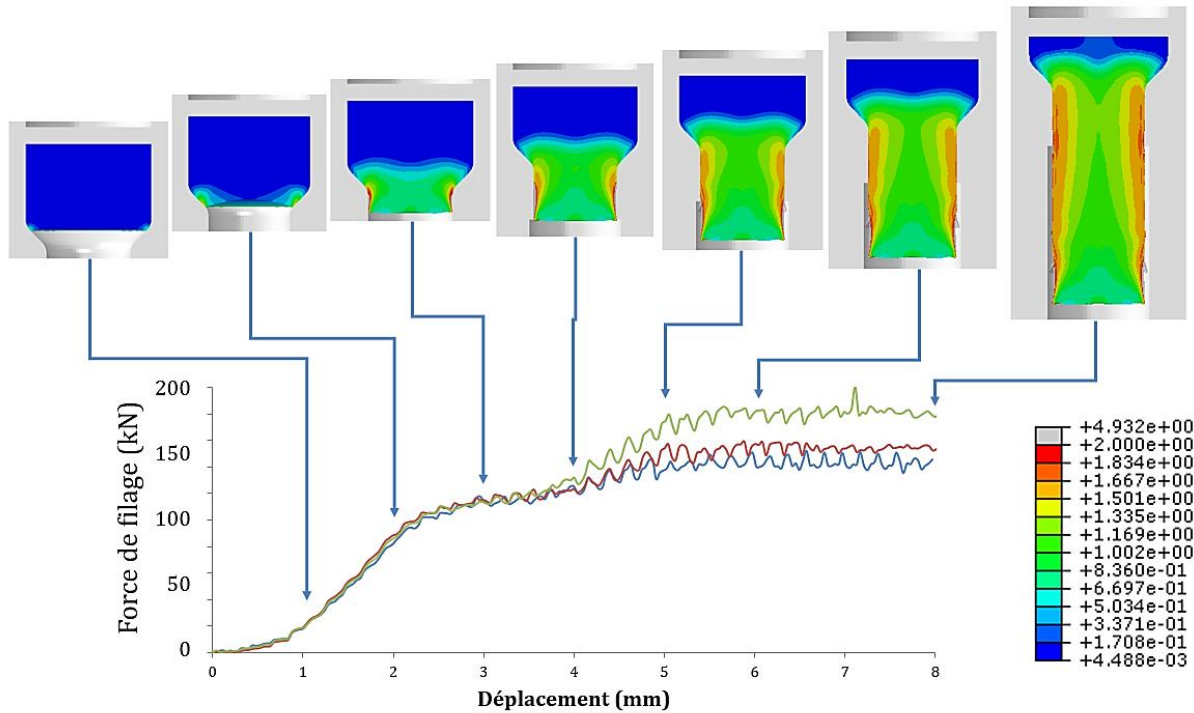


Figure 5- 10: Courbe moyenne de filage pour les configurations 1 (rouge), 2 (vert) et 3 (bleu). Evolution de l'effort d'étrirage en fonction de la position du lopin dans la filière et de la déformation plastique

Initiation du défaut numérique

Quelle que soit la configuration testée, l'endommagement apparaît dès le premier millimètre de déplacement du poinçon. Les premiers éléments à être endommagés sont situés dans le plan $x = y$. Le problème étant axisymétrique, cette localisation est un artéfact numérique lié à la géométrie du quart de modèle et à la forme des éléments C3D8RT. Néanmoins l'endommagement se propage rapidement suivant la circonférence du lopin avant que les premiers éléments n'atteignent l'endommagement critique et soient supprimés (Fig. 5.11). La localisation initiale de l'endommagement liée à la modélisation 3D n'a donc pas d'influence notable sur la forme du défaut qui apparaît bien de façon axisymétrique et concerne l'ensemble des éléments à la jonction de la surface latérale et de la surface inférieure du lopin.

A l'issue de la simulation, la localisation du défaut a évolué et se situe à une distance d de l'extrémité inférieure du lopin (Fig. 5-11(c)). Lors du filage avant, la face inférieure du lopin vient en contact avec la filière ce qui génère une nouvelle surface latérale (Fig. 5-12). Ce phénomène conduit à une augmentation significative de la surface de contact entre le lopin et la filière/conteneur. Cette augmentation de surface est à l'origine de l'accroissement de l'effort de filage pour les déplacements de 4 à 5 mm. Cette nouvelle surface est également accompagnée d'une augmentation de la déformation plastique en surface ce qui accroît les risques de grippage [LDDR98]. Ainsi deux zones dans l'emprise sont susceptibles de faire apparaître de l'endommagement critique : la zone en entrée et de sortie de la zone de calibration.

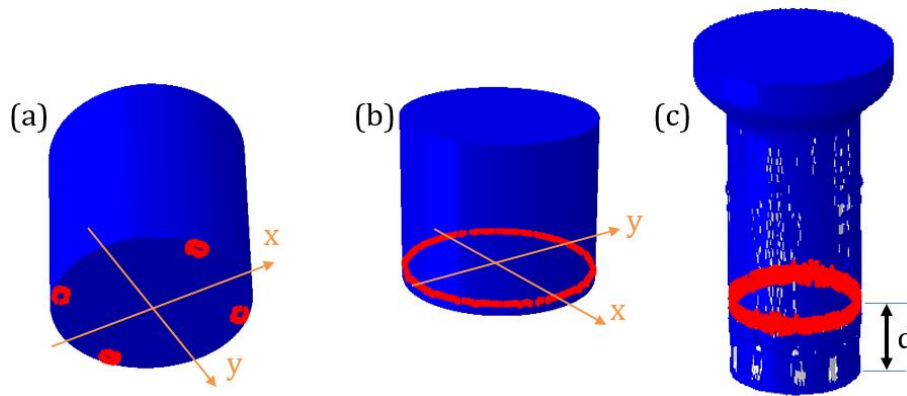


Figure 5- 11 : (a) Localisation des premiers éléments atteignant l'endommagement critique (b) Localisation des éléments endommagés après 0,5 mm de déplacement (c) Localisation des premiers éléments endommagés à l'issue de la simulation (configuration 1)

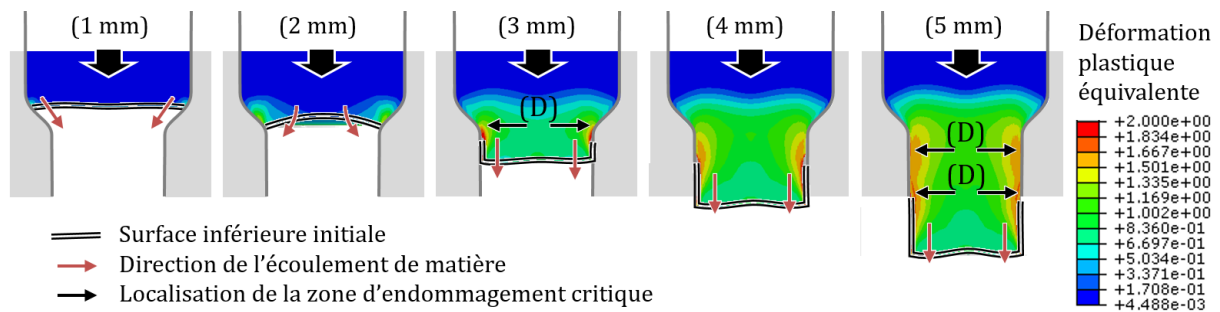


Figure 5- 12 : Evolution de la surface inférieure du lopin durant les 5 premiers mm de déplacements du poinçon (configuration 1).

L'évolution du paramètre de Lode dans la zone de contact est présentée en figure 5-13. Nous retrouvons naturellement une zone de compression avant l'entrée dans la zone de diminution de section (paramètre de Lode $\bar{\theta}$ proche de -1) et de la traction en sortie de la zone calibrée (paramètre de Lode proche de +1). Au voisinage de la surface de contact le paramètre de Lode est négatif, avec des valeurs comprises entre -0,3 et -0,8. La surface est donc sollicitée avec des composantes de compression et de cisaillement. Pour la configuration de référence, non lubrifiée avec une rugosité de $0,2 \mu\text{m}$, le paramètre $\bar{\theta}$ diminue en approchant de la zone de sortie, zone où la pression de contact est plus importante. Pour la configuration lubrifiée, la répartition du paramètre de Lode est plus homogène, avec une valeur évoluant peu entre -0,4 et -0,3. A l'inverse, la configuration 2 sans lubrifiant et avec forte rugosité conduit à une distribution hétérogène du paramètre, avec un maximum à -0,3 au centre de la zone de calibration et des minimums voisins de -0,7 en entrée et en sortie de cette zone. De façon paradoxale, le frottement en augmentant la valeur absolue du paramètre de Lode conduit à un accroissement de la valeur de la déformation plastique à la rupture ϵ_f et retarde ainsi l'apparition de la rupture des éléments endommagés.

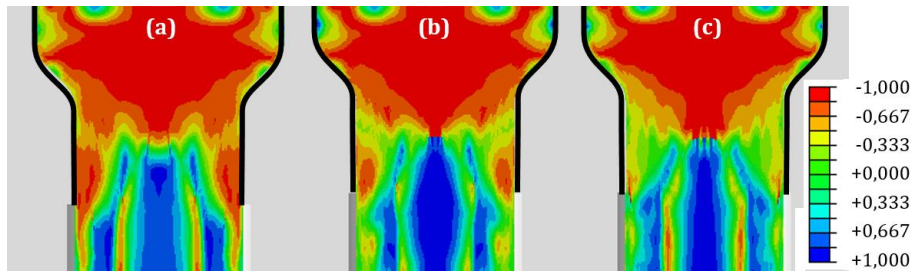


Figure 5- 13: Distribution du paramètre de Lode à la fin du filage. (a) configuration 1 : non lubrifié, Ra = 0,2 μm , (b) configuration 2 : non lubrifié, Ra = 4 μm , (c) configuration 3 : lubrifié, Ra = 0,2 μm

Endommagement final du lopin : influence de l'éjection

Une analyse de la variable d'endommagement dans l'ensemble du lopin ne montre aucun risque de rupture au sein de la pièce : seule la surface atteint localement l'endommagement critique (Fig. 5-14). Nous pouvons toutefois noter que l'augmentation de la sévérité du contact filière/lopin induit une augmentation de la pression hydrostatique à l'entrée de la zone de déformation, qui implique une baisse de la variable d'endommagement dans cette zone [Mari03]. Ainsi, plus le frottement est faible, plus la zone d'endommagement s'étend à l'intérieur de la zone de réduction de section (Fig. 5-14(c)).

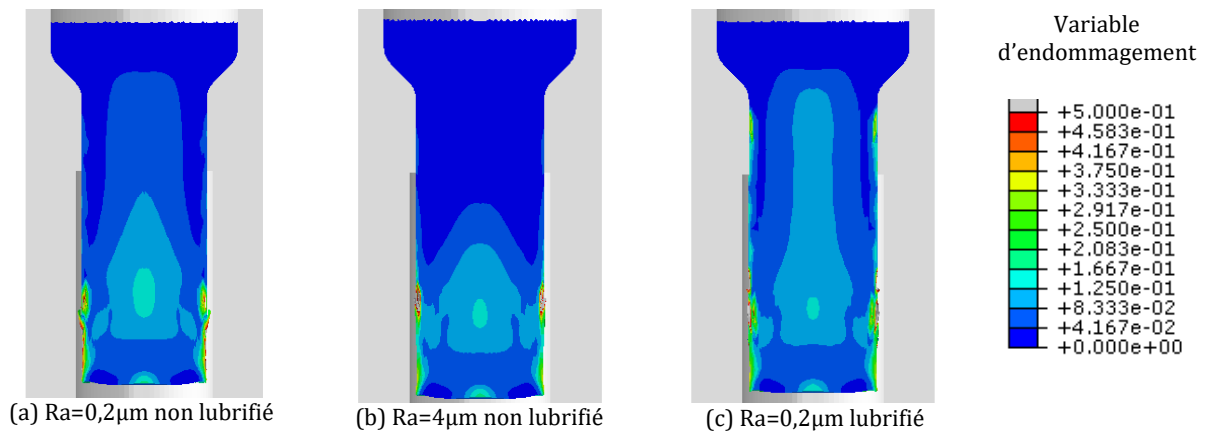


Figure 5- 14: Variable d'endommagement à la fin du filage

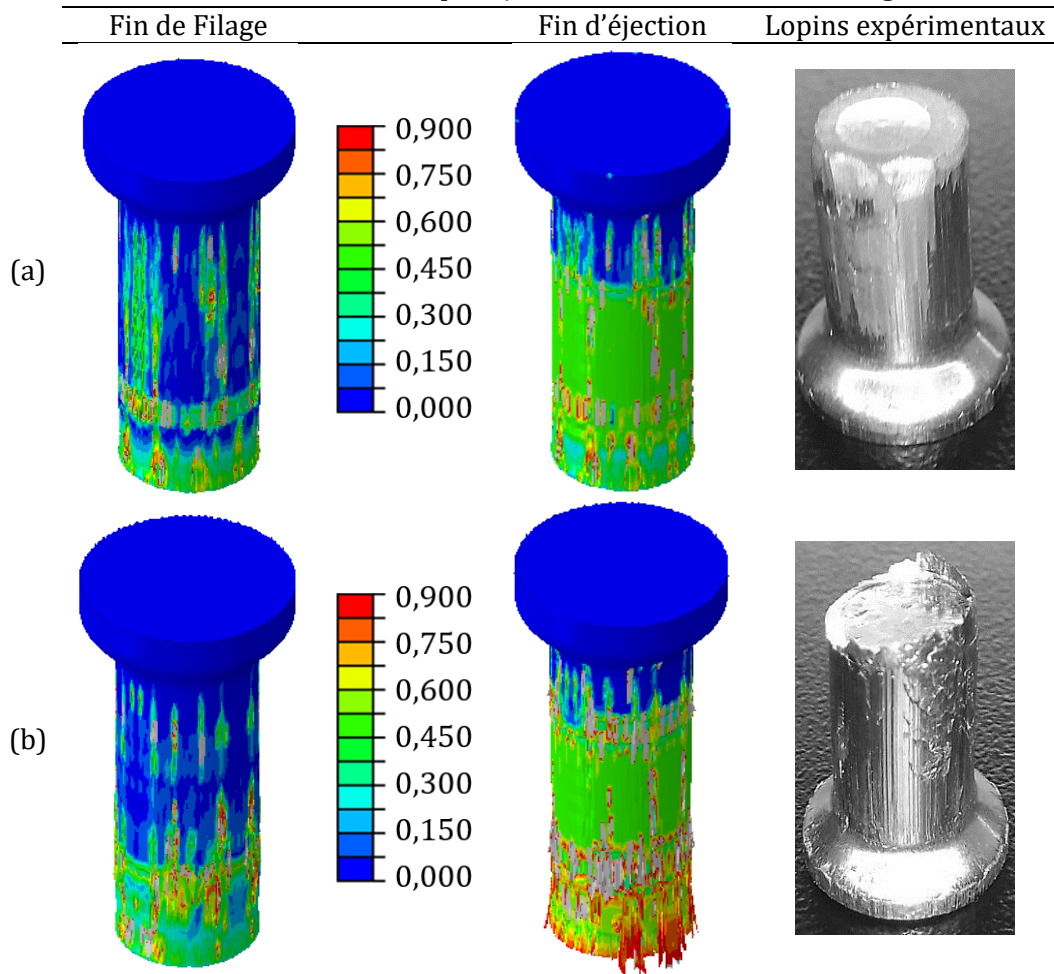
Si la phase d'éjection des procédés de filage est souvent jugée comme critique [Debr16, Leme17], rares sont les données que permettent de quantifier cette criticité. Le tableau 5.6 montre l'endommagement en surface du lopin à l'issue des opérations de filage et d'éjection. A la fin du filage, quelle que soit la configuration de contact, le grippage est présent à l'extrémité du lopin, dans la zone correspondant à la surface initialement libre venue en contact avec la filière, ainsi que sur la surface latérale sous forme de bandes orientées dans le sens de glissement. Ces bandes sont plus étendues pour les configurations 1 et 3 à faible rugosité. Le tableau 5-7 donne les distances de filage avant l'apparition du grippage. Les valeurs obtenues sont très proches. Toutefois les calculs prédisent logiquement que la lubrification retarde le grippage, l'augmentation de la rugosité l'accélère.

Lors de l'éjection, les défauts initiés lors du filage sont accentués et se généralisent à l'ensemble de la surface latérale des lopins. Bien que le modèle numérique ne soit pas capable de

modéliser les phénomènes de collage, de transferts de matière, ni l'évolution du frottement liée à l'usure adhésive de la phase de filage, la géométrie finale des lopins est correctement prédite, avec un endommagement plus important dans la configuration 2 (Fig. 5-15).

Seuls les défauts présents sur la surface latérale non filée des lopins ne sont pas prédits numériquement. Des essais et des simulations complémentaires devraient être menés pour identifier clairement la raison de cette incapacité du modèle à prédire l'apparition de ces rayures qui, de par leur forme observée expérimentalement, apparaissent très probablement lors de la phase d'éjection. Il est probable que cela soit lié à la précontrainte présente dans l'outillage et non prise en compte dans le modèle numérique actuel [Debr16].

Tableau 5. 6: Influence de l'étape d'éjection sur la variable d'endommagement D



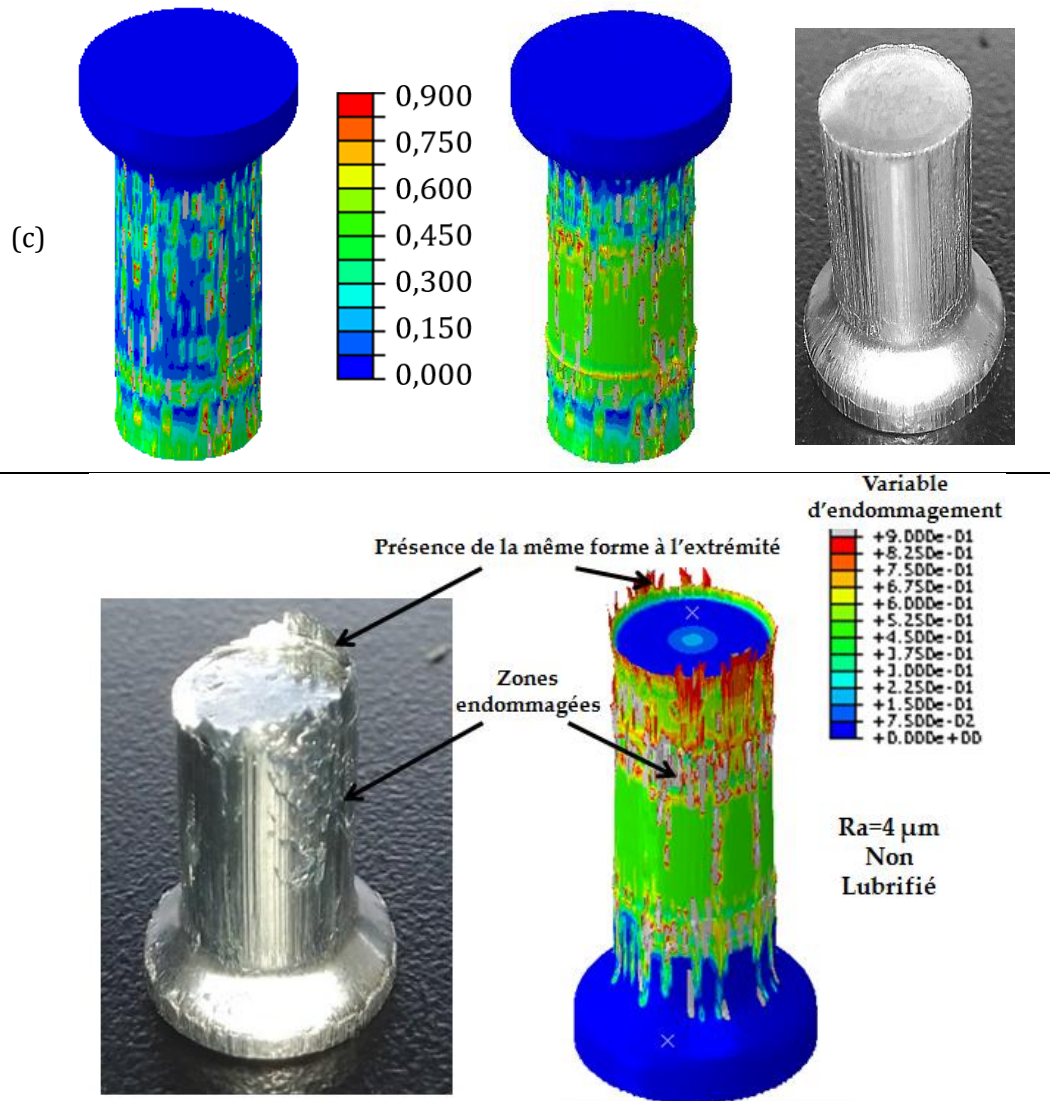


Figure 5- 15: Comparaison des déformées expérimentale et numérique, configuration 2

Tableau 5. 7: Distance de début de grippage lors du filage

Configuration	Distance de début de grippage (mm)	
1	Ra = 0,2µm non lubrifié	3,52
2	Ra = 4µm non lubrifié	3,36
3	Ra = 0,2µm lubrifié	3,68

Afin de pouvoir quantifier l'influence de la phase d'éjection sur le grippage total, nous avons relevé le nombre d'éléments ayant atteint l'endommagement critique lors des différentes simulations (Fig. 5-16). Il apparait clairement que c'est la phase d'éjection qui génère le plus grand nombre de suppression d'éléments. La configuration 2 est celle qui génère le plus grand écart entre les deux opérations de mise en forme avec 4,4 fois plus d'éléments endommagés lors de l'éjection que lors du filage. Ce nombre descend à 3,36 pour la configuration non lubrifiée avec une faible rugosité puis à 2,9 pour la configuration lubrifiée. Le nombre total d'éléments

supprimés varie de 2,4% du nombre total d'éléments initiaux (configuration 2) à 1% (configuration 3).

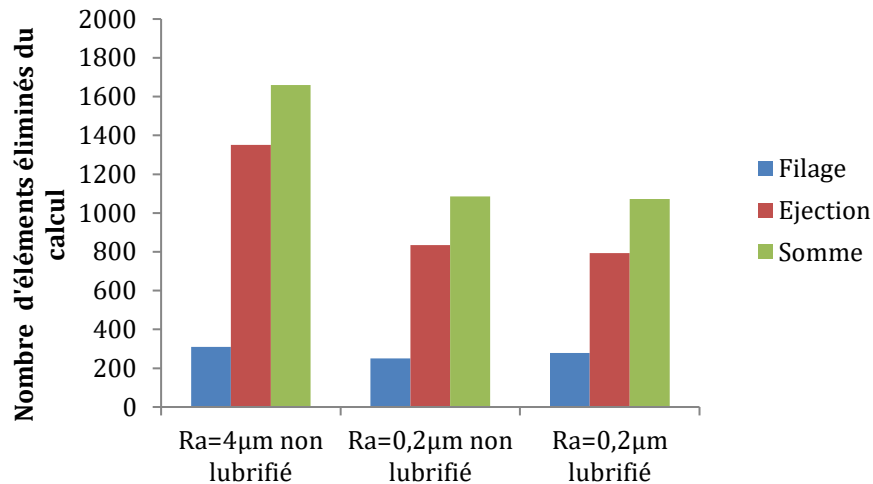


Figure 5- 16: Comparaison des différentes simulations par la technique de suppression d'éléments

5.5 Conclusion

Des essais sur un procédé semi-industriel de filage avant ont été réalisés afin de valider les développements numériques dans des conditions d'utilisation proches de l'industrie. Trois configurations de contact différentes ont été simulées : avec et sans lubrification, avec une rugosité faible et une rugosité forte. Les données rhéologiques et tribologiques sont issues d'essais de laboratoire non spécifiques au procédé étudié. Ainsi les coefficients de frottement sont issus des essais de type pion/plan réalisés dans le chapitre 4.

Le modèle numérique développé durant cette étude a permis la prédiction de l'endommagement des surfaces des lopins dans l'ensemble des cas étudiés. Les résultats prédits par ces coefficients montrent une bonne corrélation avec les essais. Des analyses de l'état des contraintes et les variables d'endommagement montrent que :

- La méthodologie numérique proposée permet de prédire le grippage dans l'ensemble des configurations testées.
- Les modèles numériques sont cohérents avec les résultats expérimentaux. Ils prédisent de façon satisfaisante les zones où le grippage se produit ainsi que la sévérité du grippage observé.
- L'opération d'éjection est clairement la phase de mise en forme qui génère le plus d'endommagement critique. Cette opération est 3 à 4 fois plus sévère que la phase de filage.
- L'utilisation de données tribologiques identifiées lors des essais pion/plan ne nuit pas à la fiabilité du modèle.
- Des simulations avec outils déformables et prise en compte de la précontrainte dans les outillages devraient permettre d'améliorer la robustesse du modèle numérique.

Conclusions

Les alliages d'aluminium sont largement utilisés pour l'allègement des structures grâce à leurs faibles densités, leurs bonnes caractéristiques mécaniques et leur bonne résistance à la corrosion [DuSo14]. Mais l'usage de ces alliages présentent certaines difficultés. La grande difficulté rencontrée avec les alliages d'aluminium est leur forte tendance au grippage lors des procédés de mise en forme à froid [Bay97, HeJa09]. La présente étude a pour objectif la prédiction numérique par la méthode des éléments finis du défaut de grippage en mise en forme à froid de l'aluminium. Les applications durant ces travaux ont été réalisées sur les alliages 6082-T4 et 6082-T6.

Durant le premier chapitre une analyse bibliographique des études numériques du grippage a été réalisée. D'après cette étude il est conclu que le grippage est un phénomène qui dépend fortement de l'état de surface des outils tel que la rugosité ainsi que les propriétés des matériaux en contact et de la présence de la lubrification. La difficulté de la modélisation se manifeste dans le choix d'une loi d'endommagement au niveau de la surface et le choix d'une loi de frottement capable de prendre en compte l'état de surface des outils utilisés ainsi que la prise en compte de la présence d'un lubrifiant. Les hypothèses de départ considèrent que le grippage est prédit numériquement lorsque la rupture se produit en proche surface de la pièce.

Le deuxième chapitre a été consacré au choix d'un modèle d'endommagement pour modéliser la dégradation de la surface. Les études montrent que la prise en compte du taux de triaxialité et du paramètre de Lode sont nécessaires lorsque la contrainte dominante est le cisaillement [CGMB14, Xue07]. La prise en compte de ces deux variables est parfois nécessaire aussi dans le critère de plasticité utilisé [BaWi08]. Dans la présente étude le critère de plasticité de von-Mises a été remplacé par le critère de Bai-Wierzbicki [BaWi08]. Ensuite, plusieurs types de modèles d'endommagement ont été comparés. Finalement, le modèle de Xue [Xue07] a été sélectionné pour le reste de l'étude. Ce modèle prend en compte à la fois la pression hydrostatique et le paramètre de Lode. De plus il possède moins de paramètres à identifier que les modèles micromécaniques tel que le modèle GTN. Une procédure d'identification simplifiée des paramètres de ce modèle a été présentée en se basant sur des essais de traction et de cisaillement pour trois différents types d'échantillons : des tôles en AA 6082-T4, des tôles en AA 6082-T6 et des barres cylindriques en AA 6082-T6. La première étape de l'identification consiste à identifier par la méthode inverse la loi d'écrouissage et les paramètres du critère de plasticité de Bai-Wierzbicki sans la prise en compte de l'endommagement. La loi d'écrouissage utilisée durant notre étude est une loi de type Swift. Une fois la loi d'écrouissage identifiée, les paramètres de la loi de Xue sont identifiés de façon directe pour les paramètres γ , q et p_l et par la méthode inverse pour le reste des paramètres.

Dans le troisième chapitre une étude bibliographique des différentes lois de frottement utilisées en mise en forme a été conduite. Ces lois peuvent être classées en trois catégories. Les lois de première génération telles que la loi de Coulomb et la loi de Tresca. Les lois de la deuxième génération qui prennent en compte explicitement la rugosité des surfaces et les lois de la troisième génération qui prennent en compte l'effet de la lubrification et la distinction entre les différents régimes de lubrification. Le modèle de Wilson [WiHH95] est parmi les modèles qui prennent en compte l'état de surface et la lubrification en régime PHD. En régime limite, lorsque le film de lubrifiant est rompu ce modèle se réduit au modèle du contact à sec développé par Wilson et Sheu [WiSh88]. Toutefois, le modèle de lubrification de Wilson [WiHH95] ne prend

pas en compte les effets thermiques et les effets de la variation de la viscosité à haute pression. Otero [EGCR17, OMSS09] présente dans ces travaux une procédure de mise à jour des propriétés du lubrifiant en tenant compte des effets thermiques et la variation de la viscosité à haute pression en régime EHD. Le modèle proposé dans la présente étude propose un couplage entre le modèle de lubrification de Wilson [WiHH95] et la procédure de mise à jour thermique proposée par Otero [EGCR17]. Le modèle a été ensuite implémenté sous ABAQUS à travers la routine utilisateur VFRICITION. Le calcul de l'épaisseur du film de lubrifiant dans les nœuds est basé sur les expressions proposées par [Bair07] et permet d'éviter à avoir à résoudre l'équation de Reynolds. Le régime de lubrification est sélectionné à partir de l'épaisseur du film. Finalement, le modèle proposé est un modèle qui vise les différents régimes de lubrification et qui prend en compte la rugosité et la présence de lubrifiant.

Le quatrième chapitre a été dédié à la validation des développements à travers des essais de frottement de laboratoires. La première campagne d'essais a été réalisée sur le banc d'essai SRT à l'Université Technique du Danemark. Les tôles en AA 6082-T4 ont été utilisées. Les essais ensuite ont été simulés numériquement à l'aide des développements proposés précédemment. Les paramètres des rugosités ont été déterminés de façon directe à l'aide des mesures des profils réalisées avec un profilomètre optique ALICONA. Ensuite, les coefficients d'adhésion ont été déterminés par méthode inverse en se basant sur un seul essai non lubrifié pour les configurations non lubrifiées, et un essai lubrifié pour les configurations lubrifiées. Les résultats montrent que le grippage est fortement lié à la rugosité des outils et qu'il est localisé dans les zones à hautes pressions du contact. Lors du dernier stade du grippage nous remarquons la formation d'un réseau périodique de bosses. Les analyses numériques d'initiation du grippage lors de la formation de la bosse montrent que les zones les plus endommagées, et donc le lieu où s'initie le grippage, ne sont pas les zones où la pression est la plus élevée. Cela est dû à l'augmentation de la déformation à la rupture à l'entrée de l'emprise. Le modèle numérique prédit la présence du grippage pour toutes les configurations expérimentales où le grippage était présent.

La deuxième campagne d'essai a été réalisée sur un banc d'essai UMT Tribolab. Le but de cette campagne était de mieux contrôler les valeurs des rugosités. Pour cela, des essais de frottement pion-plan ont été réalisés. Les tôles en AA 6082-T6 ont été utilisées. Les mesures avec le profilomètre 3D montrent que la surface des outils est convexe et présente un défaut de planéité. Cela affectera les surfaces de contact et par suite l'apparition du grippage. Le défaut a été pris en compte lors de la modélisation de la géométrie des outils. Pour l'identification du modèle numérique, le coefficient d'adhésion a été déterminé en se basant sur un seul essai pour chaque configuration de lubrification. Pour des rugosités de $0,2 \mu\text{m}$ le grippage n'était pas observé, même pour les charges les plus élevées. Pour les groupes de pions à rugosité $0,35 \mu\text{m}$ et $0,6 \mu\text{m}$, le grippage a été observé pour toutes les configurations sauf à 100N. Le modèle numérique réussit toujours à prédire la présence du grippage sauf pour le cas 100N.

Toutefois, pour les deux campagnes d'essais le grippage expérimental est toujours observé pour des distances inférieures aux distances numériques. Cela est dû à la nature du modèle. En effet, le modèle proposé est un modèle macroscopique, la détection du défaut commence au moment où la taille des mailles choisie permet l'observation du défaut. Si on vise à observer des défauts au niveau microscopique il faut refaire la procédure d'identification avec une taille de maille plus faible. Dans les cas où il n'y avait pas de grippage, le modèle montre une bonne aptitude à prédire l'effort de frottement.

Durant le cinquième chapitre, les développements numériques ont été appliqués sur un procédé semi-industriel de filage avant sur des cylindres en AA 6082-T6. Les coefficients d'adhésion déterminés à partir des essais pion-plan ont été utilisés. Le grippage a été observé expérimentalement pour l'ensemble des configurations testées. Le grippage numérique a été observé dès les premiers millimètres de mise en forme. Les coefficients d'adhésion identifiés à partir des essais pion-plan et utilisés lors des essais de filage avant permettent une bonne prédiction de la force de filage. Ce résultat souligne la robustesse du modèle de frottement implémenté au chapitre 3. L'endommagement prédit sur la surface des éprouvettes montre de bonnes cohérences avec les échantillons expérimentaux en terme de géométrie déformée et de localisation des défauts. Une analyse des différentes étapes du procédé a été faite en fonction du nombre d'éléments supprimés lors de la simulation numérique. Les résultats montrent que c'est durant l'étape de l'éjection que la surface de la pièce sera le plus dégradée. Cette observation a été évoquée également lors d'essais réalisés par Lemerrier [Leme17].

Perspectives

Un modèle numérique visant la prédiction numérique du grippage a été proposé durant la présente étude. Cela a été réalisé en couplant la procédure de mise à jour des propriétés de lubrifiant d'Otero au modèle de lubrification proposé par W.R.D. Wilson en prenant en compte l'effet de l'endommagement du matériau. L'application a été réalisée sur les alliages AA 6082-T4 et AA 6082-T6. Les perspectives de ces travaux peuvent être séparées en trois voies. Une voie liée au modèle d'endommagement du matériau, une voie qui traite la modélisation du frottement et enfin une voie relative à la modélisation de « *l'après grippage* ».

Pour la partie liée à l'endommagement du matériau, il sera intéressant de réaliser d'autres types d'essai pour une identification plus fiable de la loi d'endommagement de Xue. Toutefois, le modèle de Xue comme tout modèle phénoménologique couplé présente le problème de la dépendance au maillage. Pour pouvoir observer, un défaut lors des simulations numériques il faut choisir une taille de maille qui permette l'observation de ce défaut et cela dans le but d'éviter les retards de prédiction et par la suite amélioration de la précision du modèle. Pour cela, refaire la procédure d'identification avec une taille de maille plus fine améliore la précision mais augmente plus le temps du calcul. Une solution pourrait être alors de s'orienter vers une méthode non locale consistant à écrire que l'endommagement en un point matériel M dépend de l'historique du point M et des points N_i voisins de M . Cette approche introduit des fonctions de pondération $f(M, N_i)$ mais se dispense de la taille des mailles. Il devient alors possible d'utiliser des tailles de mailles différentes pour l'identification, la simulation du procédé, ou encore pour le remaillage des zones grandement déformées.

Pour le modèle de frottement implémenté, la surface réelle du contact pour le cas du contact non lubrifié est estimée en chaque incrément. Une amélioration de la procédure d'implémentation peut être proposée afin de calculer la surface réelle du contact de façon plus réaliste et cela en utilisant une routine qui permet la récupération de l'historique des variables entre les incréments. Le calcul de la surface réelle de contact est basé sur des développements 2D, avec des profils de rugosité triangulaire. Il serait intéressant de considérer des aspérités 3D, à titre d'exemple pyramidales ou sphériques. D'autres pistes peuvent également être investiguées, notamment les effets thermiques à l'interface. Il serait intéressant par exemple de regarder comment le modèle de lubrification peut gérer la transition solide/liquide lorsque la chaleur émise en niveau du contact est suffisante pour faire évaporer le lubrifiant [RJBM21].

L'objectif de nos travaux était de prédire l'apparition du grippage, et cet objectif est atteint. Mais que se passe-t-il une fois le grippage initié ? Dans la modélisation actuelle, les événements qui se produisent après la suppression des premiers éléments numériquement ne permettent pas de prédire les phénomènes mécaniques susceptibles d'apparaître après l'initiation du grippage. D'un point de vue expérimental, le matériau arraché à la surface de la pièce vient soit se coller à la surface de l'outil, soit former le troisième corps à l'interface de contact. Dans le modèle numérique actuel, cette matière arrachée disparaît. Une piste intéressante pourrait être de changer de méthode de calcul et de passer par la méthode des éléments discrets (DEM). Nous pourrions envisager une approche en trois étapes : MEF pour la prédiction de l'instant initial de grippage, passage à la DEM dans la zone à risque, calcul précis de l'arrachement et du transfert de matière, retour à la MEF avec un maillage corrigé, prenant en compte la nouvelle géométrie et

les nouvelles propriétés rhéologiques des matériaux en contact. Il s'agit ici d'un sujet d'étude très ambitieux avec de nombreux verrous scientifiques et techniques à lever (notamment le couplage MEF-DEM, la gestion des changements d'échelle, l'actualisation des données matériaux)

Bibliographie

- [AGDS13] ACHOURI, MOHAMED ; GERMAIN, GUENAEL ; DAL SANTO, PHILIPPE ; SAIDANE, DELPHINE: Experimental characterization and numerical modeling of micromechanical damage under different stress states. In: *Materials & Design* Bd. 50 (2013), S. 207–222
- [AGNM19] AZAM, ABDULLAH ; GHANBARZADEH, ALI ; NEVILLE, ANNE ; MORINA, ARDIAN ; WILSON, MARK C. T.: Modelling tribochemistry in the mixed lubrication regime. In: *Tribology International* Bd. 132 (2019), S. 265–274
- [AKIF11] ABBASI, M. ; KETABCHI, M. ; IZADKHAH, H. ; FATMEHSARIA, D. H. ; AGHBASH, A. N.: Identification of GTN model parameters by application of response surface methodology. In: *Procedia Engineering, 11th International Conference on the Mechanical Behavior of Materials (ICM11)*. Bd. 10 (2011), S. 415–420
- [Amon99] AMONTONS, G.: *De la résistance causée dans les Machines, tant par les frottements des parties qui les composent, que par roideur des cordes qu'on y employe et la manière de calculer l'un et l'autre.* . Mémoires de l'Académie royale des sciences. In: *Histoire de l'Académie Royale des Sciences* pp. 206– 222, 1699
- [AnBD98] ANDREASEN, J.L. ; BAY, N. ; DE CHIFFRE, L.: Quantification of galling in sheet metal forming by surface topography characterisation. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 38 (1998), Nr. 5–6, S. 503–510
- [ArCA03] AREIAS, P.M.A. ; CÉSAR DE SÁ, J.M.A. ; ANTÓNIO, C.A.CONCEIÇÃO: A gradient model for finite strain elastoplasticity coupled with damage. In: *Finite Elements in Analysis and Design* Bd. 39 (2003), Nr. 13, S. 1191–1235
- [Arch53] ARCHARD, J. F.: Contact and Rubbing of Flat Surfaces. In: *Journal of Applied Physics* Bd. 24 (1953), Nr. 8, S. 981–988
- [Astm17] ASTM, G98: ASTM G98-17, Standard Test Method for Galling Resistance of Materials, ASTM International, West Conshohocken, PA (2017)
- [Atki74] ATKINS, A.G.: Hydrodynamic lubrication in cold rolling. In: *International Journal of Mechanical Sciences* Bd. 16 (1974), Nr. 1, S. 1–19
- [AvHZ84] AVITZUR, B. ; HUANG, C.K. ; ZHU, Y.D.: A friction model based on the upper-bound approach to the ridge and sublayer deformations. In: *Wear* Bd. 95 (1984), Nr. 1, S. 59–77
- [Avit90] AVITZUR, BETZALEL: Boundary and hydrodynamic lubrication. In: *Wear* Bd. 139 (1990), Nr. 1, S. 49–76
- [Avit92] AVITZUR, BETZALEL: THE UPPER BOUND APPROACH TO THE FRICTION WAVE MODEL. *Journal of Materials Processing Technology* 34 (1992) 201-209 (1992)

- [AvNa86] AVITZUR, B. ; NAKAMURA, Y.: Analytical determination of friction resistance as a function of normal load and geometry of surface irregularities. In: *Wear* Bd. 107 (1986), Nr. 4, S. 367–383
- [BaCe14] BAY, NIELS ; CERON, ERMANN: Off-Line Testing of Tribo-Systems for Sheet Metal Forming Production. In: *Advanced Materials Research* Bd. 966–967 (2014), S. 3–20
- [BaFa07] BARSOUM, IMAD ; FALESKOG, JONAS: Rupture mechanisms in combined tension and shear—Experiments. In: *International Journal of Solids and Structures, Physics and Mechanics of Advanced Materials*. Bd. 44 (2007), Nr. 6, S. 1768–1786
- [Bair05] BAIR, S: Shear thinning correction for rolling/sliding elastohydrodynamic film thickness. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* Bd. 219 (2005), Nr. 1, S. 69–74
- [Bair07] BAIR, SCOTT: *High Pressure Rheology for Quantitative Elastohydrodynamics*. Elsevier., 2007
- [Bair93] BAIR, SCOTT: A Note on the Use of Roelands Equation to Describe Viscosity for EHD Hertzian Zone Calculations. In: *Journal of Tribology* Bd. 115 (1993), Nr. 2, S. 333–334
- [BaWa76] BAY, N. ; WANHEIM, T.: Real area of contact and friction stress at high pressure sliding contact. In: *Wear* Bd. 38 (1976), Nr. 2, S. 201–209
- [BaWa90] BAY, NIELS ; WANHEIM, TARRAS: Contact phenomena under bulk plastic deformation conditions. Proceed. Symp. on Lubrication Mechanisms in Metal Forming at 3rd Int. Conf. on Technol. of Plasticity, 1990, p. 1677-1691 (1990)
- [BaWi04a] BAO, YINGBIN ; WIERZBICKI, TOMASZ: A Comparative Study on Various Ductile Crack Formation Criteria. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* Bd. 126, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection (2004), Nr. 3, S. 314–324
- [BaWi04b] BAO, YINGBIN ; WIERZBICKI, TOMASZ: On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. In: *International Journal of Mechanical Sciences* Bd. 46 (2004), Nr. 1, S. 81–98
- [BaWi05] BAO, YINGBIN ; WIERZBICKI, TOMASZ: On the cut-off value of negative triaxiality for fracture. In: *Engineering Fracture Mechanics* Bd. 72 (2005), Nr. 7, S. 1049–1069
- [BaWi08] BAI, YUANLI ; WIERZBICKI, TOMASZ: A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. In: *International Journal of Plasticity* Bd. 24 (2008), Nr. 6, S. 1071–1096
- [BaWi10] BAI, Y. ; WIERZBICKI, T.: Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture. *International Journal of Fracture* (2010)
- [Bay87] BAY, N.: Friction stress and normal stress in bulk metal-forming processes. In: *Journal of Mechanical Working Technology* Bd. 14 (1987), Nr. 2, S. 203–223
- [Bay97] BAY, N.: Cold forming of aluminium—state of the art. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 71 (1997), Nr. 1, S. 76–90

- [BeBE99] BECH, J ; BAY, N ; ERIKSEN, M: Entrapment and escape of liquid lubricant in metal forming. In: *Wear* Bd. 232 (1999), Nr. 2, S. 134–139
- [BePO93] BENNANI, B. ; PICART, P. ; OUDIN, J.: A Finite Element Algorithm for Microvoid Nucleation, Growth and Coalescence. In: *International Journal of Damage Mechanics* Bd. 2 (1993), Nr. 2, S. 118–136
- [Bess13] BESSON, J: A Two Length Scale Non-Local Model to Describe Ductile Rupture at Low Stress Triaxiality. In: *The Third International Conference on Computational Modeling of Fracture and Failure of Materials and Structures* (2013)
- [BiAl12] BILLUR, E. ; ALTAN, T.: Challenges in forming advanced high strength steels (2012)
- [BLBD16] BATAILLE, C. ; LUC, E. ; BIGERELLE, M. ; DELTOMBE, R. ; DUBAR, M.: Rolls wear characterization in hot rolling process. In: *Tribology International* Bd. 100 (2016), S. 328–337
- [BIBu99] BLAU, PETER J ; BUDINSKI, KENNETH G: Development and use of ASTM standards for wear testing1The research of the first author was sponsored in part by the U.S. Department of Energy, Office of Transportation Technologies, High Temperature Materials Laboratory User Program, under contract DE-AC05-96OR 22464 with Lockheed Martin Energy Research.1. In: *Wear* Bd. 225–229 (1999), S. 1159–1170
- [BoLT40] BOWDEN, FRANK PHILIP ; LEBEN, L. ; TAYLOR, GEOFFREY INGRAM: The friction of lubricated metals. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences* Bd. 239, Royal Society (1940), Nr. 799, S. 1–27
- [BoTa42] BOWDEN, F. P. ; TABOR, D.: Mechanism of Metallic Friction. In: *Nature* Bd. 150, Nature Publishing Group (1942), Nr. 3798, S. 197–199
- [Bouc10] BOUCHARD, P. -O.: An enhanced Lemaitre model formulation for materials processing damage computation | SpringerLink. *International Journal of Material Forming* volume 4, pages299–315(2011) (2010)
- [Boug09] BOUGERON, LUDOVICK: *ETUDE ET MODELISATION DES MECANISMES D'ENDOMMAGEMENT EN FORGE A FROID*. L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES MINES DE PARIS, 2009
- [BrDR72] BROZZO, P ; DELUCA, B ; RENDINA, R: A new method for the prediction of formability in metal sheet, sheet metal forming and formability. In: *In Proceedings of the 7th Biennial Conference of the International Deep Drawing Research Group*. Amsterdam (1972)
- [BrMW04] BRUNET, M. ; MORESTIN, F. ; WALTER, H.: Damage Identification for Anisotropic Sheet-Metals Using a Non-Local Damage Model: In: *International Journal of Damage Mechanics*, SAGE Publications (2004)
- [BuBu15] BUDINSKI, KENNETH G. ; BUDINSKI, STEVEN T.: Interpretation of galling tests. In: *Wear, 20th International Conference on Wear of Materials*. Bd. 332–333 (2015), S. 1185–1192
- [Budi07] BUDINSKI, KENNETH G.: *MNL 56 guide to friction, wear and erosion testing*. West Conshohocken, PA : ASTM International, 2007 — ISBN 978-0-8031-4269-5

- [CaBa00] CAPAN, L ; BARAN, O: Calculation method of the press force in a round shaped closed-die forging based on similarities to indirect extrusion. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 102 (2000), Nr. 1, S. 230–233
- [CaBo16] CAO, TRONG ; BOUCHARD, P.O: Modélisation de l'endommagement ductile en mise en forme des métaux, *Techniques de l'ingénieur* (2016)
- [Cao13] CAO, T.S: *Modeling ductile damage for complex loading paths*. l'École nationale supérieure des mines de Paris, 2013
- [Cao14] CAO, T. -S.: Numerical simulation of 3D ductile cracks formation using recent improved Lode-dependent plasticity and damage models combined with remeshing. In: *International Journal of Solids and Structures* Bd. 51 (2014), Nr. 13, S. 2370–2381
- [Carr72a] CARREAU, PIERRE J.: Rheological Equations from Molecular Network Theories. In: *Transactions of the Society of Rheology* Bd. 16 (1972), Nr. 1, S. 99–127
- [Carr72b] CARREAU, PIERRE J.: Rheological Equations from Molecular Network Theories. In: *Transactions of the Society of Rheology* Bd. 16 (1972), Nr. 1, S. 99–127
- [CBBL17] CARRETTA, Y. ; BOMAN, R. ; BECH, J. ; LEGRAND, N. ; LAUGIER, M. ; PONTHOT, J.-P.: Numerical modelling of microscopic lubricant flow in sheet metal forming. Application to plane strip drawing: NUMERICAL MODELLING OF MPH LUBRICATION IN PLANE STRIP DRAWING. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* Bd. 112 (2017), Nr. 3, S. 203–237
- [CGMB13] CAO, T. -S. ; GAILLAC, A. ; MONTMITONNET, P. ; BOUCHARD, P. -O.: Identification methodology and comparison of phenomenological ductile damage models via hybrid numerical–experimental analysis of fracture experiments conducted on a zirconium alloy. In: *International Journal of Solids and Structures* Bd. 50 (2013), Nr. 24, S. 3984–3999
- [CGMB14] CAO, T. -S. ; GACHET, J. -M. ; MONTMITONNET, P. ; BOUCHARD, P. -O.: A Lode-dependent enhanced Lemaitre model for ductile fracture prediction at low stress triaxiality. In: *Engineering Fracture Mechanics* Bd. 124–125 (2014), S. 80–96
- [Chab82] CHABOCHE, J. L.: Le Concept de Contrainte Effective Appliqué à l'Élasticité et à la Viscoplasticité en Présence d'un Endommagement Anisotrope. In: BOEHLER, J.-P. (Hrsg.): *Mechanical Behavior of Anisotropic Solids / Comportment Mécanique des Solides Anisotropes*. Dordrecht : Springer Netherlands, 1982 — ISBN 978-94-009-6827-1, S. 737–760
- [ChNe80] CHU, C. C. ; NEEDLEMAN, A.: Void Nucleation Effects in Biaxially Stretched Sheets. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* Bd. 102, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection (1980), Nr. 3, S. 249–256
- [ChOx79] CHALLEN, J.M. ; OXLEY, P.L.B.: An explanation of the different regimes of friction and wear using asperity deformation models. In: *Wear* Bd. 53 (1979), Nr. 2, S. 229–243
- [CLOC03] CROIX, P. ; LAURO, F. ; OUDIN, J. ; CHRISTLEIN, J.: Improvement of damage prediction by anisotropy of microvoids. In: *Journal of Materials Processing Technology, Proceedings of the International Conference on the Advanced Materials Processing Technology, 2001*. Bd. 143–144 (2003), S. 202–208

- [CMVB14] CAO, T. -S. ; MAIRE, E. ; VERDU, C. ; BOBADILLA, C. ; LASNE, P. ; MONTMITONNET, P. ; BOUCHARD, P. -O.: Characterization of ductile damage for a high carbon steel using 3D X-ray micro-tomography and mechanical tests – Application to the identification of a shear modified GTN model. In: *Computational Materials Science* Bd. 84 (2014), S. 175–187
- [CoLa69] COCKROFT, M. G. ; LATHAM, D. J.: Ductility and the workability of metals. In: *Journal of the Institute of Metals* (1969)
- [Coul85] COULOMB, C. A: *La théorie des Machines Simples*. In: Mémoires de Mathématique et de Physique, Académie Royale des Sciences, 10 161–331, 1785
- [CSCE09] CARLI, M. ; SHARIF, K.J. ; CIULLI, E. ; EVANS, H.P. ; SNIDLE, R.W.: Thermal point contact EHL analysis of rolling/sliding contacts with experimental comparison showing anomalous film shapes. In: *Tribology International* Bd. 42 (2009), Nr. 4, S. 517–525
- [Davi01] DAVIS, JR: Aluminum and Aluminum Alloys. In: *Alloying: Understanding the Basics*, 2001
- [DBKM16] DEZECOT, SEBASTIEN ; BUFFIERE, JEAN-YVES ; KOSTER, ALAIN ; MAUREL, VINCENT ; SZMYTKA, FABIEN ; CHARKALUK, ERIC ; DAHDAH, NORA ; EL BARTALI, AHMED ; U. A.: In situ 3D characterization of high temperature fatigue damage mechanisms in a cast aluminum alloy using synchrotron X-ray tomography. In: *Scripta Materialia* Bd. 113 (2016), S. 254–258
- [Debr16] DEBRAS, COLIN: *Analyse multifactorielle de la dérive vers l'usure des outillages de frappe à froid (multifactorial analyses of tool wear onset in cold metal forming)*. Mécanique des matériaux. PhD Dissertation. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, 2016
- [DeKB14] DELTOMBE, R. ; KUBIAK, K. J. ; BIGERELLE, M.: How to select the most relevant 3D roughness parameters of a surface: Relevance of 3D roughness parameters. In: *Scanning* Bd. 36 (2014), Nr. 1, S. 150–160
- [DFHD17] DUBOIS, ANDRE ; FILALI, OUSSAMA ; HUBERT, CEDRIC ; DUBAR, MIRENTXU ; DUBAR, LAURENT ; TT, PHAM: Vers la caractérisation du collage des alliages d'aluminium en mise en forme à froid. In: *23ème Congrès Français de Mécanique* (2017)
- [DGLS06] DANIEL, DOMINIQUE ; GUIGLIONDA, GILLES ; LITALIEN, PIERRE ; SHAHANI, RAVI: Overview of Forming and Formability Issues for High Volume Aluminium Car Body Panels. In: *Materials Science Forum* Bd. 519–521 (2006), S. 795–802
- [DHCB12] DUBAR, L. ; HUBERT, C. ; CHRISTIANSEN, P. ; BAY, N. ; DUBOIS, A.: Analysis of fluid lubrication mechanisms in metal forming at mesoscopic scale. In: *CIRP Annals* Bd. 61 (2012), Nr. 1, S. 271–274
- [DLDD14] DUBOIS, ANDRÉ ; LUC, EMILIE ; DUBAR, MIRENTXU ; DUBAR, LAURENT ; THIBAUT, CÉLINE ; DAMASSE, JEAN-MICHEL: Initiation of Sticking during Hot Rolling of Stainless Steel Plate. In: *Procedia Engineering, 11th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2014, 19-24 October 2014, Nagoya Congress Center, Nagoya, Japan*. Bd. 81 (2014), S. 1958–1963

- [DMMB18] DEFAISSE, C. ; MAZIÈRE, M. ; MARCIN, L. ; BESSON, J.: Ductile fracture of an ultra-high strength steel under low to moderate stress triaxiality. In: *Engineering Fracture Mechanics* Bd. 194 (2018), S. 301–318
- [DPDL02] DOWNSON, D. ; PRIEST, M. ; DALMAZ, G. ; LUBRECHT, A.A.: *Boundary and Mixed Lubrication Science and Applications* D. Dowson, M. Priest, G. Dalmaz, A.A. Lubrecht. Proceedings of the 28th Leeds-Lyon Symposium on Tribology, 2002
- [DPHP19] DENG, LIANG ; PELCASTRE, LEONARDO ; HARDELL, JENS ; PRAKASH, BRAHAM ; OLDENBURG, MATS: Numerical investigation of galling in a press hardening experiment with AlSi-coated workpieces. In: *Engineering Failure Analysis* Bd. 99 (2019), S. 85–96
- [Dubo16] DUBOIS, ANDRÉ: Metal forming and Lubrication. Saleem Hashmi (editor-in-chief). Reference Module in Materials Science and Materials Engineering, 1 (2016) 1-10 (2016)
- [DuSo14] DURSUN, TOLGA ; SOUTIS, COSTAS: Recent developments in advanced aircraft aluminium alloys. In: *Materials & Design (1980-2015)* Bd. 56 (2014), S. 862–871
- [DXLW17] DONG, WENZHENG ; XU, LING ; LIN, QIQUAN ; WANG, ZHIGANG: Experimental and numerical investigation on galling behavior in sheet metal forming process. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* Bd. 88 (2017), Nr. 1, S. 1101–1109
- [EGCD16] ECHÁVARRI OTERO, JAVIER ; DE LA GUERRA OCHOA, EDUARDO ; CHACÓN TANARRO, ENRIQUE ; DÍAZ LANTADA, ANDRÉS ; MUNOZ-GUIJOSA, JUAN M.: Analytical model for predicting friction in line contacts: Analytical Model for Predicting Friction in Line Contacts. In: *Lubrication Science* Bd. 28 (2016), Nr. 4, S. 189–205
- [EGCR17] ECHÁVARRI OTERO, JAVIER ; DE LA GUERRA OCHOA, EDUARDO ; CHACÓN TANARRO, ENRIQUE ; DEL RÍO LÓPEZ, BENITO: Friction coefficient in mixed lubrication: A simplified analytical approach for highly loaded non-conformal contacts. In: *Advances in Mechanical Engineering* Bd. 9 (2017), Nr. 7, S. 168781401770626
- [EIAO17] EL SHENNAWY, MOHAMED ; ABDEL AZIZ, KHALID ; OMAR, A. A.: Metallurgical and Mechanical Properties of Heat Treatable Aluminum Alloy AA6082 Welds. In: *International Journal of Applied Engineering Research ISSN 0973-4562 Volume 12, Number 11 (2017) pp. 2832-2839* (2017)
- [ELCG11] ECHÁVARRI OTERO, J ; LAFONT MORGADO, P ; CHACÓN TANARRO, E ; DE LA GUERRA OCHOA, E ; DÍAZ LANTADA, A ; MUNOZ-GUIJOSA, J M ; MUÑOZ SANZ, J L: Analytical model for predicting the friction coefficient in point contacts with thermal elastohydrodynamic lubrication. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* Bd. 225 (2011), Nr. 4, S. 181–191
- [Fayo08] FAYOLLE, SEBASTIEN: *ETUDE DE LA MODELISATION DE LA POSE ET DE LA TENUE MECANIQUE DES ASSEMBLAGES PAR DEFORMATION PLASTIQUE*. 'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2008
- [FDDD18] FILALI, OUSSAMA ; DUBOIS, ANDRE ; DUBAR, LAURENT ; DUBAR, MIRENTXU: Towards the Numerical Prediction of Galling Onset in Cold Forming. In: *Key Engineering Materials* Bd. 767 (2018), S. 103–110

- [Feld01] FELDER, ERIC: *Surfaces, tribologie et formage des matériaux: mélanges offerts à François Delamare pour son 60e anniversaire*. Paris : Les Presses de l'École des Mines, 2001 — ISBN 978-2-911762-25-3
- [GoLD93] GOLOGANU, MIHAI ; LEBLOND, JEAN-BAPTISTE ; DEVAUX, JOSETTE: Approximate models for ductile metals containing non-spherical voids—Case of axisymmetric prolate ellipsoidal cavities. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* Bd. 41 (1993), Nr. 11, S. 1723–1754
- [GOLM17] GATEA, SHAKIR ; OU, HENGAN ; LU, BIN ; MCCARTNEY, GRAHAM: Modelling of ductile fracture in single point incremental forming using a modified GTN model. In: *Engineering Fracture Mechanics* Bd. 186 (2017), S. 59–79
- [GoRa08] GOHAR, R ; RAHNEJAT, H: *Fundamentals of Tribology* : IMPERIAL COLLEGE PRESS, 2008 — ISBN 978-1-84816-184-9
- [Gree67] GREENWOOD, J. A.: The Area of Contact Between Rough Surfaces and Flats. In: *Journal of Lubrication Technology* Bd. 89 (1967), Nr. 1, S. 81–87
- [GSRK09] GOEDE, MARTIN ; STEHLIN, MARC ; RAFFLENBEUL, LUKAS ; KOPP, GUNDOLF ; BEEH, ELMAR: Super Light Car—lightweight construction thanks to a multi-material design and function integration. In: *European Transport Research Review* Bd. 1, SpringerOpen (2009), Nr. 1, S. 5–10
- [Gurs76] GURSON, A. L.: *Porous rigid-plastic materials containing rigid inclusions: yield function, plastic potential, and void nucleation* (Nr. COO-3084-46; CONF-770601-3) : Brown Univ., Providence, RI (USA). Div. of Engineering, 1976
- [GuSi52] GUTMANN, F. ; SIMMONS, L. M.: The Temperature Dependence of the Viscosity of Liquids. In: *Journal of Applied Physics* Bd. 23 (1952), Nr. 9, S. 977–978
- [Haar96] HAAR, RUDI TER: *Friction in sheet metal forming, the influence of (local) contact conditions and deformation*, 1996 — ISBN 978-90-90-09296-6
- [HaHJ09] HANSON, MAGNUS ; HOGMARK, STURE ; JACOBSON, STAFFAN: Influence from Tool Roughness on the Risk of Work Material Adhesion and Transfer. In: *Materials and Manufacturing Processes* Bd. 24 (2009), Nr. 7–8, S. 913–917
- [Hamr91] HAMROCK, BERNARD J.: *Fundamentals of Fluid Film Lubrication*. The Ohio State University Columbus, Ohio : NASA Reference Publication 1255, 1991
- [HaRA19] HAMZA, BASHAR ABID ; RADHI, AHMED RIYADH ; AL-MADHLOM, QAIS: Effect of (B/D) ratio on ultimate load capacity for horizontally curved box steel beam under out of plane concentrated load. In: *Engineering Science and Technology, an International Journal* Bd. 22 (2019), Nr. 2, S. 533–537
- [Hawr16] HAWRYLUK, MAREK: Review of selected methods of increasing the life of forging tools in hot die forging processes. In: *Archives of Civil and Mechanical Engineering* Bd. 16 (2016), Nr. 4, S. 845–866
- [HDDD12] HUBERT, C. ; DUBAR, L. ; DUBAR, M. ; DUBOIS, A.: Finite Element simulation of the edge-trimming/cold rolling sequence: Analysis of edge cracking. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 212 (2012), Nr. 5, S. 1049–1060

- [HDDL15] HUBERT, CÉDRIC ; DUBOIS, ANDRÉ ; DUBAR, LAURENT ; LAUGIER, MAXIME ; LEGRAND, NICOLAS ; BOMAN, ROMAIN ; PONTHOT, JEAN PHILIPPE ; CARRETTA, YVES: Complementary Approaches for the Numerical Simulation of the Micro-Plasto-Hydrodynamic Lubrication Regime. In: *Key Engineering Materials* Bd. 651–653 (2015), S. 492–497
- [Hein12] HEINRICHS, J.: *On transfer of work material to tools*. PhD Thesis. Uppsala University, 2012
- [HeJa09] HEINRICHS, J. ; JACOBSON, S.: Laboratory test simulation of galling in cold forming of aluminium. In: *Wear* Bd. 267 (2009), Nr. 12, S. 2278–2286
- [HeJa10] HEINRICHS, J. ; JACOBSON, S.: Laboratory test simulation of aluminium cold forming – influence from PVD tool coatings on the tendency to galling. In: *Surface and Coatings Technology* Bd. 204 (2010), Nr. 21–22, S. 3606–3613
- [Hele04] HELENON, FABRICE: *Modélisation de l'interface lopin/outil lors des opérations de matricage*. l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2004
- [HeO]13] HEINRICHS, J. ; OLSSON, M. ; JACOBSON, S.: Influence of tool steel microstructure on initial material transfer in metal forming—In situ studies in the SEM. In: *Wear, Wear of Materials 2013*. Bd. 302 (2013), Nr. 1, S. 1249–1256
- [HHCP08] HANSON, MAGNUS ; HOGMARK, STURE ; CORONEL, ERNESTO ; PERSSON, DANIEL H.E.: On adhesion of work material in metal forming. In: *International Journal of Microstructure and Materials Properties* Bd. 3, Inderscience Publishers (2008), Nr. 2–3, S. 401–412
- [Hori06] HORI, YUKIO: *Hydrodynamic Lubrication* : Springer Japan, 2006 — ISBN 978-4-431-27898-6
- [Hube10] HUBERT, CEDRIC: *Stratégie de modélisation de la séquence cisailage-laminage en mise en forme à froid des aciers*. Thèse de doctorat de l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, École Doctorale Science Pour l'Ingénieur, Lille Nord-de-France, 2010
- [Humm08] HUMMEL, SCOTT R.: Development of a galling resistance test method with a uniform stress distribution. In: *Tribology International* Bd. 41 (2008), Nr. 3, S. 175–180
- [HuPa04] HUMMEL, SCOTT R ; PARTLOW, BENJAMIN: Comparison of threshold galling results from two testing methods. In: *Tribology International* Bd. 37 (2004), Nr. 4, S. 291–295
- [HuZh00] HU, YUAN-ZHONG ; ZHU, DONG: A Full Numerical Solution to the Mixed Lubrication in Point Contacts. In: *Journal of Tribology* Bd. 122 (2000), Nr. 1, S. 1–9
- [InDL18] INGLEBERT, G. ; DA SILVA BOTELHO, T. ; LEMAIRE, CARON: Théorie du contact de Hertz - Contacts ponctuels ou linéiques, Les Techniques de l'Ingénieur. Ref TRI200V1. (2018)
- [JeKa15] JERINA, J. ; KALIN, M.: Aluminium-alloy transfer to a CrN coating and a hot-work tool steel at room and elevated temperatures. In: *Wear, Papers from the NORDTRIB 2014 conference co-edited by Prof. Ion Marius Sivebæk and Lars Pleth Nielsen*. Bd. 340–341 (2015), S. 82–89

- [JiMa05] JIRÁSEK, M. ; MARFIA, S.: Non-local damage model based on displacement averaging: NON-LOCAL DAMAGE MODEL BASED ON DISPLACEMENT AVERAGING. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* Bd. 63 (2005), Nr. 1, S. 77–102
- [Jirá98] JIRÁSEK, MILAN: Nonlocal models for damage and fracture: Comparison of approaches. In: *International Journal of Solids and Structures* Bd. 35 (1998), Nr. 31–32, S. 4133–4145
- [JoCo85] JOHNSON, GORDON R. ; COOK, WILLIAM H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. In: *Engineering Fracture Mechanics* Bd. 21 (1985), Nr. 1, S. 31–48
- [Karl14] KARLSSON, P.: *The influence of tool steel microstructure on galling*. PhD dissertation. Department of Engineering and Physics, Karlstad University Studies, 2014
- [Kauf00] KAUFMAN, J. GILBET: Understanding Wrought and Cast Aluminum Alloys Designations. In: *Introduction to Aluminum Alloys and Tempers*, 2000
- [KKGB13] KARLSSON, PATRIK ; KRAKHMALOV, PAVEL ; GÅÅRD, ANDERS ; BERGSTRÖM, JENS: Influence of work material proof stress and tool steel microstructure on galling initiation and critical contact pressure. In: *Tribology International* Bd. 60 (2013), S. 104–110
- [KoDW92] KORZEKWA, D.A. ; DAWSON, P.R. ; WILSON, W.R.D.: Surface asperity deformation during sheet forming. In: *International Journal of Mechanical Sciences* Bd. 34 (1992), Nr. 7, S. 521–539
- [KSSA07] KIM, HYUNOK ; SUNG, JI HYUN ; SIVAKUMAR, RAJESH ; ALTAN, TAYLAN: Evaluation of stamping lubricants using the deep drawing test. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 47 (2007), Nr. 14, S. 2120–2132
- [KZMD16] KLÜNSNER, T. ; ZIELBAUER, F. ; MARSONER, S. ; DELLER, M. ; MORSTEIN, M. ; MITTERER, C.: Influence of surface topography on early stages on steel galling of coated WC-Co hard metals. In: *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* Bd. 57 (2016), S. 24–30
- [LaBS04] LARAQI, N. ; BAÏRI, A. ; SÉGUI, L.: Temperature and thermal resistance in frictional devices. In: *Applied Thermal Engineering* Bd. 24 (2004), Nr. 17–18, S. 2567–2581
- [LaSa92] LAKSHMIPATHY, R. ; SAGAR, R.: Effect of die surface topography on die-work interfacial friction in open die forging. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 32 (1992), Nr. 5, S. 685–693
- [LDDR97] LAZZAROTTO, L. ; DUBAR, L. ; DUBOIS, A. ; RAVASSARD, P. ; OUDIN, J.: Identification of Coulomb's friction coefficient in real contact conditions applied to a wire drawing process. In: *Wear* Bd. 211 (1997), Nr. 1, S. 54–63
- [LDDR98] LAZZAROTTO, L. ; DUBAR, L. ; DUBOIS, A. ; RAVASSARD, P. ; BRICOUT, J. P. ; OUDIN, J.: A selection methodology for lubricating oils in cold metal forming processes. In: *Wear* Bd. 215 (1998), Nr. 1, S. 1–9
- [Leeu09] VAN LEEUWEN, H.: The determination of the pressure—viscosity coefficient of a lubricant through an accurate film thickness formula and accurate film thickness

- measurements. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* Bd. 223 (2009), Nr. 8, S. 1143–1163
- [Lema85] LEMAITRE, JEAN: A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* Bd. 107, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection (1985), Nr. 1, S. 83–89
- [Lema96] LEMAÎTRE, J.: *A course on damage mechanics*. 2nd rev. and enl. ed. Berlin ; New York : Springer, 1996 — ISBN 978-3-540-60980-3
- [Leme17] LE MERCIER, KEVIN: *Stratégie numérique et expérimentale pour la maîtrise des dégradations des outillages en mise en forme à froid*. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambresis, 2017
- [LSAM13] LIAN, J ; SHARAF, M ; ARCHIE, F ; MÜNSTERMANN, S: A hybrid approach for modelling of plasticity and failure behaviour of advanced high-strength steel sheets. In: *International Journal of Damage Mechanics* Bd. 22 (2013), Nr. 2, S. 188–218
- [MaBB11] MANG, THEO ; BOBZIN, KIRSTEN ; BARTELS, THORSTEN: *Industrial tribology: tribosystems, friction, wear and surface engineering, lubrication*. Weinheim : Wiley-VCH, 2011 — ISBN 978-3-527-32057-8
- [MaKh15] MASJEDI, M. ; KHONSARI, M.M.: On the effect of surface roughness in point-contact EHL: Formulas for film thickness and asperity load. In: *Tribology International* Bd. 82 (2015), S. 228–244
- [Mari03] MARIAGE, J. F.: *Simulation numérique de l'endommagement ductile en formage de pièces massives*. Bd. Thèse de doctorat. Université de Technologie de Troyes, 2003
- [Mass10] MASSE, T.: *Study and optimization of high carbon steel flat wires*. PhD Thesis, l'École nationale supérieure des mines de Paris, 2010
- [Mccl68] MCCLINTOCK, F. A.: A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes. In: *Journal of Applied Mechanics* Bd. 35 (1968), Nr. 2, S. 363–371
- [McKB66] MCCLINTOCK, FRANK A. ; KAPLAN, SAUL M. ; BERG, CHARLES A.: Ductile fracture by hole growth in shear bands. In: *International Journal of Fracture Mechanics* Bd. 2 (1966), Nr. 4, S. 614–627
- [MeBi11] MERKLIN, M. ; BIASUTTI, M.: Forward and reverse simple shear test experiments for material modeling in forming simulations. In: *In: Hirt, G., Tekkaya, A.E. (Eds.), International Conference on Technology of Plasticity, Aachen. pp. 702–707. (2011)*
- [Mere11] MERESSE, DAMIEN: *Approche thermomécanique de la tribologie à grande vitesse - Application au freinage*. Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et de Hainaut Cambrésis, 2011
- [MoCB17] MOGHADAM, M. ; CHRISTIANSEN, P. ; BAY, N.: Detection of the Onset of Galling in Strip Reduction Testing Using Acoustic Emission. In: *Procedia Engineering* Bd. 183 (2017), S. 59–64
- [MOLS09] MORGADO, P LAFONT ; OTERO, J ECHÁVARRI ; LEJARRAGA, J B SÁNCHEZ-PEÑUELA ; SANZ, J L MUÑOZ ; LANTADA, A DÍAZ ; MUNOZ-GUIJOSA, J M ; YUSTOS, H LORENZO ; WIÑA, P LEAL ; U. A.: Models for predicting friction coefficient and parameters with influence in

- elastohydrodynamic lubrication. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* Bd. 223 (2009), Nr. 7, S. 949–958
- [Mont00] MONTMITONNET, PIERRE: Modélisation du contact lubrifié—exemple de la mise en forme des métaux. In: *Mécanique & Industries* Bd. 1 (2000), Nr. 6, S. 621–637
- [MoSV20] DE MORAES COSTA, ANDRE LUIZ ; DA SILVA, UILIAN SOUZA ; VALBERG, HENRY SIGVART: On the Friction Conditions in FEM Simulations of Cold Extrusion. In: *Procedia Manufacturing, 23rd International Conference on Material Forming*. Bd. 47 (2020), S. 231–236
- [Mukh12] MUKHOPADHYAY, PRANTIK: Alloy Designation, Processing, and Use of AA6XXX Series Aluminium Alloys. In: *ISRN Metallurgy* Bd. 2012 (2012), S. 1–15
- [MVMD20] MOGHADAM, M. ; VILLA, M. ; MOREAU, P. ; DUBOIS, A. ; DUBAR, L. ; NIELSEN, C.V. ; BAY, N.: Analysis of lubricant performance in punching and blanking. In: *Tribology International* Bd. 141 (2020), S. 105949
- [MWHD12] MERESSE, DAMIEN ; WATREMEZ, MICHEL ; HARMAND, SOUAD ; DUBAR, LAURENT: Determination of Heat Repartition Parameters on High Speed Pin-on-Disc Tribometer by Inverse Heat Conduction Method. In: *Key Engineering Materials* Bd. 504–506 (2012), S. 1061–1066
- [MZBW00] MILLER, W.S ; ZHUANG, L ; BOTTEMA, J ; WITTEBROOD, A.J ; DE SMET, P ; HASZLER, A ; VIEREGGE, A: Recent development in aluminium alloys for the automotive industry. In: *Materials Science and Engineering: A* Bd. 280 (2000), Nr. 1, S. 37–49
- [NaHu08] NAHSHON, K. ; HUTCHINSON, J. W.: Modification of the Gurson Model for shear failure. In: *European Journal of Mechanics - A/Solids* Bd. 27 (2008), Nr. 1, S. 1–17
- [NiTv09] NIELSEN, KIM LAU ; TVERGAARD, VIGGO: Effect of a shear modified Gurson model on damage development in a FSW tensile specimen. In: *International Journal of Solids and Structures* Bd. 46 (2009), Nr. 3, S. 587–601
- [NiTv10] NIELSEN, KIM LAU ; TVERGAARD, VIGGO: Ductile shear failure or plug failure of spot welds modelled by modified Gurson model. In: *Engineering Fracture Mechanics* Bd. 77 (2010), Nr. 7, S. 1031–1047
- [OIBA04] OLSSON, D.D. ; BAY, N. ; ANDREASEN, J.L: Prediction of limits of lubrication in strip reduction testing, *CIRP Annals*, Vol. 53 231-234 (2004)
- [OlSp98] OLVER, A. V. ; SPIKES, H. A.: Prediction of traction in elastohydrodynamic lubrication. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* Bd. 212 (1998), Nr. 5, S. 321–332
- [OMSS09] OTERO, J. ECHÁVARRI ; MORGADO, P. LAFONT ; SÁNCHEZ-PEÑUELA, J.B. ; SANZ, J.L. MUÑOZ ; MUNOZ-GUIJOSA, J.M. ; LANTADA, A. DÍAZ ; YUSTOS, H. LORENZO: Elastohydrodynamic Models for Predicting Friction in Point Contacts Lubricated with Polyalphaolefins. In: CECCARELLI, M. (Hrsg.): *Proceedings of EUCOMES 08*. Dordrecht: Springer Netherlands, 2009 — ISBN 978-1-4020-8915-2, S. 219–227
- [Ono20] ONO, KYOSUKE: Modified Reynolds equations for thin film lubrication analysis with high viscosity surface layers on both solid surfaces and analysis of micro-tapered bearing. In: *Tribology International* Bd. 151 (2020), S. 106515

- [Orow43] OROWAN, E.: The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* Bd. 150 (1943), Nr. 1, S. 140–167
- [PaCh78] PATIR, NADIR ; CHENG, H. S.: An Average Flow Model for Determining Effects of Three-Dimensional Roughness on Partial Hydrodynamic Lubrication. In: *Journal of Lubrication Technology* Bd. 100 (1978), Nr. 1, S. 12–17
- [PBBG02] PEERLINGS, R.H.J. ; DE BORST, R. ; BREKELMANS, W.A.M. ; GEERS, M.G.D.: Localisation issues in local and nonlocal continuum approaches to fracture. In: *European Journal of Mechanics - A/Solids* Bd. 21 (2002), Nr. 2, S. 175–189
- [Pham15] PHAM, TAT THANG: *Endommagement en surface des alliages d'aluminium en mise en forme à froid*. Université de Valenciennes, 2015
- [PiGG98] PICART, P. ; GHOUATI, O. ; GELIN, J. C.: Optimization of metal forming process parameters with damage minimization. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 80–81 (1998), S. 597–601
- [PKKJ17] PODGORNIK, B. ; KAFEXHIU, F. ; KOSEC, T. ; JERINA, J. ; KALIN, M.: Friction and anti-galling properties of hexagonal boron nitride (h-BN) in aluminium forming. In: *Wear* Bd. 388–389 (2017), S. 2–8
- [PPDD18] PRUNCU, CATALIN I. ; PHAM, T. T. ; DUBOIS, A. ; DUBAR, M. ; DUBAR, L.: Morphology of Surface Integrity as Effect of Cold Forging of Aluminum Alloy. In: *Tribology Transactions* Bd. 61 (2018), Nr. 4, S. 632–639
- [PPVC13] PUJANTE, J. ; PELCASTRE, L. ; VILASECA, M. ; CASELLAS, D. ; PRAKASH, B.: Investigations into wear and galling mechanism of aluminium alloy-tool steel tribopair at different temperatures. In: *Wear* Bd. 308 (2013), Nr. 1–2, S. 193–198
- [RACC13] RECH, J. ; ARRAZOLA, P.J. ; CLAUDIN, C. ; COURBON, C. ; PUSAVEC, F. ; KOPAC, J.: Characterisation of friction and heat partition coefficients at the tool-work material interface in cutting. In: *CIRP Annals* Bd. 62 (2013), Nr. 1, S. 79–82
- [RiTr69] RICE, J. R. ; TRACEY, D. M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields*. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* Bd. 17 (1969), Nr. 3, S. 201–217
- [R]JBM21] RIGAS, N. ; JUNKER, F. ; BERENDT, E. ; MERKLIN, M.: Tribological Behavior Of High-Strength Aluminum Alloys In Combination With Dry Lubricants At High Forming Temperatures, ICTMP2021 – 9th International Conference On Tribology In Manufacturing Processes & Joining By Plastic Deformation, Chicago, USA (2021)
- [Roel66] ROELANDS, C.J.A.: *Correlational aspects of the viscosity-temperature-pressure relationship of lubricating oils*. Faculty of Civil Engineering and Geosciences, 1966
- [Sche94] SCHEDIN, ERIK: Galling mechanisms in sheet forming operations. In: *Wear* Bd. 179 (1994), Nr. 1–2, S. 123–128
- [ScSh84] SCHEY, JOHN A. ; SHAW, M. C.: Tribology in Metalworking: Friction, Lubrication and Wear. In: *Journal of Tribology* Bd. 106, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection (1984), Nr. 1, S. 174–174

- [SiBa14] SIEFERT, J.A. ; BABU, S.S.: Experimental observations of wear in specimens tested to ASTM G98. In: *Wear* Bd. 320 (2014), S. 111–119
- [SLMS08] SUN, JIANLIN ; LU, WANG ; MA, YANLI ; SHI, QINGBING ; ZHANG, AIHUA ; LI, JIAN: Surface quality of cold rolling aluminum strips under lubrication condition. In: *Journal of University of Science and Technology Beijing, Mineral, Metallurgy, Material* Bd. 15 (2008), Nr. 3, S. 335–338
- [SnEv06] SNIDLE, R. W. ; EVANS, H. P. (Hrsg.): *IUTAM Symposium on Elastohydrodynamics and Micro-elastohydrodynamics: Proceedings of the IUTAM Symposium held in Cardiff, UK, 1-3 September 2004, Solid Mechanics and Its Applications*: Springer Netherlands, 2006 — ISBN 978-1-4020-4532-5
- [SNHI13] SAGISAKA, YOSHIHIRO ; NAKAMURA, TAMOTSU ; HAYAKAWA, KUNIO ; ISHIBASHI, ITARU: Evaluation of environmentally friendly lubricant for aluminum cold forging using friction test based on spline extrusion. In: *Journal of Manufacturing Processes* Bd. 15 (2013), Nr. 1, S. 96–101
- [Souz02] SOUZA, NETO: A fast, one-equation integration algorithm for the Lemaitre ductile damage model. Department of Civil Engineering; University of Wales Swansea; Singleton Park; Swansea SA2 8PP; U.K. (2002)
- [SYWY13] SOEJIMA, TOMOKI ; YANG, MING XU ; WANG, ZHI GANG ; YOSHIKAWA, YASUHARU: Tribological Peculiarity of Galling Position in Square Cup Drawing. In: *Key Engineering Materials* Bd. 535–536 (2013), S. 334–337
- [SzWa04] SZERI, A.Z. ; WANG, S.H.: An elasto-plasto-hydrodynamic model of strip rolling with oil/water emulsion lubricant. In: *Tribology International* Bd. 37 (2004), Nr. 2, S. 169–176
- [Tayl07] TAYLOR, DAVID: *The Theory of Critical Distances*. Bd. chapter 7: Brittle fracture in metallic materials (2007) pp 119-141 : Elsevier, 2007 — ISBN 978-0-08-044478-9
- [TBMB15] T.S., CAO ; BOBADILLA, C. ; MONTMITONNET, P. ; BOUCHARD, P. -O.: A comparative study of three ductile damage approaches for fracture prediction in cold forming processes. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 216 (2015), S. 385–404
- [TSAC06] TEIXEIRA, PEDRO ; SANTOS, A. D. ; ANDRADE PIRES, F. M. ; CÉSAR DE SÁ, J. M. A.: Finite element prediction of ductile fracture in sheet metal forming processes. In: *Journal of Materials Processing Technology, Proceedings of the 11th International Conference on Metal Forming 2006*. Bd. 177 (2006), Nr. 1, S. 278–281
- [TvNe84] TVEEGARD ; NEEDLEMAN: *Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar - ScienceDirect*. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/000161608490213X>. - abgerufen am 2020-04-08
- [TWKG17] TRÖBER, PHILIPP ; WEISS, HANNES ALOIS ; KOPP, THOMAS ; GOLLE, ROLAND ; VOLK, WOLFRAM: On the correlation between thermoelectricity and adhesive tool wear during blanking of aluminum sheets. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 118–119 (2017), S. 91–97

- [ÜNCM17] ÜSTÜNYAGIZ, ESMERAY ; NIELSEN, CHRIS V. ; CHRISTIANSEN, PETER ; MARTINS, PAULO A.F. ; BAY, NIELS: Continuous Strip Reduction Test Simulating Tribological Conditions in Ironing. In: *Procedia Engineering* Bd. 207 (2017), S. 2286–2291
- [ViBB01] VIDAL-SALLÉ, E. ; BAILLET, L. ; BOYER, J.C.: Friction law for hydrostatic mixed lubrication regime. In: *Journal of Materials Processing Technology* Bd. 118 (2001), Nr. 1–3, S. 101–108
- [VMCT16] VAZ, M. ; MUÑOZ-ROJAS, P.A. ; CARDOSO, E.L. ; TOMIYAMA, M.: Considerations on parameter identification and material response for Gurson-type and Lemaitre-type constitutive models. In: *International Journal of Mechanical Sciences* Bd. 106 (2016), S. 254–265
- [WaBP74] WANHEIM, T. ; BAY, N. ; PETERSEN, A. S.: A theoretically determined model for friction in metal working processes. In: *Wear* Bd. 28 (1974), Nr. 2, S. 251–258
- [WaYY14] WANG, ZHIGANG ; YANG, MINGXU ; YOSHIKAWA, YASUHARU: A Prediction Method of Galling Position in Square Cup Drawing. In: *Procedia Engineering* Bd. 81 (2014), S. 1830–1835
- [WBLB05] WIERZBICKI, TOMASZ ; BAO, YINGBIN ; LEE, YOUNG-WOONG ; BAI, YUANLI: Calibration and evaluation of seven fracture models. In: *International Journal of Mechanical Sciences, A Special Issue in Honour of Professor Stephen R. Reid's 60th Birthday*. Bd. 47 (2005), Nr. 4, S. 719–743
- [WeMa17] WEN, HUAJIE ; MAHMOUD, HUSSAM: Simulation of block shear fracture in bolted connections. In: *Journal of Constructional Steel Research* Bd. 134 (2017), S. 1–16
- [WHO]16] WESTLUND, V. ; HEINRICHS, J. ; OLSSON, M. ; JACOBSON, S.: Investigation of material transfer in sliding friction-topography or surface chemistry? In: *Tribology International, 42nd Leeds-Lyon Symposium on Tribology- Surfaces and Interfaces: Mysteries at Different Scales*. Bd. 100 (2016), S. 213–223
- [WiHa77] WILSON, W. R. D. ; HALLIDAY, K.: An inlet zone analysis for the lubrication of a drawing process by a rigid-plastic solid. In: *Wear* Bd. 42 (1977), Nr. 1, S. 135–148
- [WiHH95] WILSON, W. R. D. ; HSU, T.-C. ; HUANG, X.-B.: A Realistic Friction Model for Computer Simulation of Sheet Metal Forming Processes. In: *Journal of Engineering for Industry* Bd. 117, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection (1995), Nr. 2, S. 202–209
- [WiLe01] WILSON, WILLIAM R. D. ; LEE, WEIMING: Mechanics of Surface Roughening in Metal Forming Processes. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* Bd. 123 (2001), Nr. 2, S. 279–283
- [Wils78] WILSON, W. R. D.: Friction and Lubrication in Sheet Metal Forming. In: KOISTINEN, D. P. ; WANG, N.-M. (Hrsg.): *Mechanics of Sheet Metal Forming: Material Behavior and Deformation Analysis*. Boston, MA : Springer US, 1978 — ISBN 978-1-4613-2880-3, S. 157–177
- [Wils91] WILSON, WILLIAM R. D.: Friction Models for Metal Forming in the Boundary Lubrication Regime. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* Bd. 113, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection (1991), Nr. 1, S. 60–68

- [WiMa98] WILSON, W. R. D. ; MARSAULT, N.: Partial Hydrodynamic Lubrication With Large Fractional Contact Areas. In: *Journal of Tribology* Bd. 120 (1998), Nr. 1, S. 16–20
- [Wink63] WINKS, MARK L.: Calculation of elastic-plastic flow. UNIVERSITY OF CALIFORNIA, Lawrence Radiation Laboratory (1963)
- [WiSh88] WILSON, W. R. D. ; SHEU, S.: Real area of contact and boundary friction in metal forming. In: *International Journal of Mechanical Sciences* Bd. 30 (1988), Nr. 7, S. 475–489
- [WiSS93] WILSON, W.R.D. ; SAKAGUCHI, Y. ; SCHMID, S.R.: A dynamic concentration model for lubrication with oil-in-water emulsions. In: *Wear* Bd. 161 (1993), Nr. 1–2, S. 207–212
- [Xue07] XUE, LIANG: *Ductile Fracture Modeling - Theory, Experimental Investigation and Numerical Verification*. MASSACHUSETTS INSTITUTE OF TECHNOLOGY, 2007
- [Xue08] XUE, LIANG: Constitutive modeling of void shearing effect in ductile fracture of porous materials. In: *Engineering Fracture Mechanics, Local Approach to Fracture (1986–2006): Selected papers from the 9th European Mechanics of Materials Conference*. Bd. 75 (2008), Nr. 11, S. 3343–3366
- [Y08] Y, BAI: *Effect of loading history on necking and fracture*. Bd. PhD thesis. Massachusetts Institute of Technology (MIT), 2008
- [YaSH09] YANG, FENGPING ; SUN, QIN ; HU, WEI: Yield criterions of metal plasticity in different stress states. In: *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)* Bd. 22 (2009), Nr. 2, S. 123–130
- [YZSG14] YIN, QING ; ZILLMANN, BENJAMIN ; SUTTNER, SEBASTIAN ; GERSTEIN, GREGORY ; BIASUTTI, MANFREDI ; TEKKAYA, A. ERMAN ; WAGNER, MARTIN F. -X. ; MERKLEIN, MARION ; U. A.: An experimental and numerical investigation of different shear test configurations for sheet metal characterization. In: *International Journal of Solids and Structures* Bd. 51 (2014), Nr. 5, S. 1066–1074
- [ZhHu01] ZHU, DONG ; HU, YUAN-ZHONG: A Computer Program Package for the Prediction of EHL and Mixed Lubrication Characteristics, Friction, Subsurface Stresses and Flash Temperatures Based on Measured 3-D Surface Roughness. In: *Tribology Transactions* Bd. 44 (2001), Nr. 3, S. 383–390
- [ZhLi19] ZHAO, JINFU ; LIU, ZHANQIANG: Modelling for prediction of time-varying heat partition coefficient at coated tool-chip interface in continuous turning and interrupted milling. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Bd. 147 (2019), S. 103467
- [ZhT000] ZHANG, Z. L ; THAULOW, C ; ØDEGÅRD, J: A complete Gurson model approach for ductile fracture. In: *Engineering Fracture Mechanics* Bd. 67 (2000), Nr. 2, S. 155–168

Publications et communications réalisées dans le cadre de cette thèse

Conférence nationale

A. Dubois, **O. Filali**, M. Dubar, C. Hubert, L. Dubar, T.T. Pham. Vers la caractérisation du collage des alliages d'aluminium en mise en forme à froid, Congrès français de mécanique, 28 août-1er septembre 2017, Lille.

Conférence internationale

O. Filali, A. Dubois, L. Dubar, M. Dubar, Towards the Numerical Prediction of Galling Onset in Cold Forming, 8th International Conference on Tribology in Manufacturing Processes, 24-27th June 2018, Helsingor, Denmark. Publié dans International Key Engineering Materials, vol. 767 (2018) 103-110

Article

O. Filali, A. Dubois, M. Moghadam, C. V. Nielsen, N. Bay, L. Dubar. Forecasting the galling of aluminium alloys in cold strip drawing, soumis à International Journal of Machine Tools & Manufacturing, décembre 2020 (IF 6.04)

Annexes



Annexe 1 : Implémentation des modèles d'endommagement de Xue et LEL

1. L'algorithme de retour radial

L'un des algorithmes les plus utilisés pour l'intégration des équations de plasticité isotrope de von Mises est l'algorithme de retour radial proposé par [Wink63].

Le principe de l'algorithme est d'appliquer une prédiction élastique ensuite de tester si l'état des contraintes est situé encore dans la surface de charge de von Mises, autrement dit si la contrainte de von Mises ne dépasse pas la contrainte d'écoulement alors la prédiction devient final et on passe à l'incrément suivant. Dans le cas contraire, une correction plastique doit être appliquée pour se projeter sur la surface de charge. La figure A1-1 présente une illustration de la méthode σ_i représente le tenseur des contraintes à l'incrément i et Φ représente la surface de charge et H_i les différentes variables du matériau.

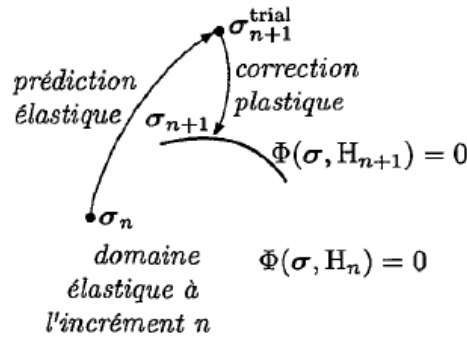


Figure A1- 1: Interprétation géométrique de l'algorithme de retour radiale [Hube10]

Le tenseur des déformations peut être décomposé en une partie élastique $\underline{\epsilon}^e$ et une partie plastique $\underline{\epsilon}^p$ selon l'équation suivante :

$$\underline{\epsilon} = \underline{\epsilon}^e + \underline{\epsilon}^p \quad (\text{A1.1})$$

La prédiction au début est considérée totalement élastique :

$$\underline{\epsilon}^{e\text{trial}} = \underline{\epsilon}^e + \Delta \underline{\epsilon}^e \quad (\text{A1.2})$$

L'état de contrainte est prédit par :

$$\underline{s}^{\text{trial}} = \begin{cases} s_{ii}^{\text{trial}} = 2G \left(\epsilon_{ii}^{e\text{trial}} - \frac{1}{3} \text{tr}(\underline{\epsilon}^{e\text{trial}}) \right) \\ s_{ij}^{\text{trial}} = 2G \epsilon_{ij}^{e\text{trial}} \quad \text{avec } i \neq j \end{cases} \quad (\text{A1.3})$$

$$\sigma_m^{\text{trial}} = K \text{tr}(\underline{\epsilon}^{e\text{trial}}) \quad (\text{A1.4})$$

La surface de charge de **von-Mises** est définie par :

$$\varphi = \sqrt{3J_2} - \sigma_y \quad (\text{A1.5})$$

Si $\varphi < 0$ la contrainte d'écoulement n'est pas dépassée et pas de correction plastique à appliquer. Si $\varphi > 0$ on est situé dans le domaine plastique. Dans ce cas une correction plastique est appliquée.

La première étape de la correction plastique est le calcul du vecteur de retour défini par [Hube10, Souz02] :

$$\mathbf{N} = \frac{\partial \varphi}{\partial \underline{\boldsymbol{\sigma}}} = \mathbf{N}_d + N_v \mathbf{I} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\underline{\mathbf{s}}^{\text{trial}}}{\|\underline{\mathbf{s}}^{\text{trial}}\|} + \frac{1}{3} \vartheta \mathbf{I} \quad (\text{A1.6})$$

Avec :

\mathbf{N}_d : La partie déviateur du vecteur de retour

N_v : La composante volumique du vecteur de retour

\mathbf{I} : Le tenseur d'identité

ϑ : est égale à $\frac{3(1-2\nu)}{2(1+\nu)}$

$\underline{\mathbf{s}}^{\text{trial}}$: Le tenseur déviateur

$\|\underline{\mathbf{s}}^{\text{trial}}\| = \sqrt{\underline{\mathbf{s}}^{\text{trial}} : \underline{\mathbf{s}}^{\text{trial}}}$

Ensuite il faut calculer la variation de la déformation plastique équivalente générée définie par les deux équations suivantes :

$$\Delta \bar{\epsilon}^p = \frac{\varphi}{3G + H} \quad (\text{A1.7})$$

$$H = \frac{\partial \sigma_y}{\partial \bar{\epsilon}^p} \quad (\text{A1.8})$$

Finalement, on applique la correction plastique sur l'état des contraintes selon les équations suivantes :

$$\underline{\mathbf{s}} = \underline{\mathbf{s}}^{\text{trial}} - 2G \Delta \bar{\epsilon}^p \mathbf{N}_d \quad (\text{A1.9})$$

$$\underline{\boldsymbol{\sigma}}_m = (\sigma_m^{\text{trial}} - K \vartheta \Delta \bar{\epsilon}^p) \mathbf{I} \quad (\text{A1.10})$$

Avec G et K respectivement les modules du cisaillement et de compressibilité du matériau. La mise à jour du tenseur de déformation se fait à l'aide des équations suivantes :

$$\underline{\boldsymbol{\epsilon}}_d^e = \underline{\boldsymbol{\epsilon}}_d^{\text{trial}} - \Delta \bar{\epsilon}^p \mathbf{N}_d \quad (\text{A1.11})$$

$$\epsilon_v^e = \epsilon_v^{\text{trial}} - \vartheta \Delta \bar{\epsilon}^p \quad (\text{A1.12})$$

$$\Delta \underline{\boldsymbol{\epsilon}}^p = \Delta \bar{\epsilon}^p \mathbf{N} \quad (\text{A1.13})$$

Cet algorithme a été utilisé dans plusieurs travaux comme mentionné [Hube10, LSAM13, Souz02, Xue07] . Dans ce travail on va l'utiliser pour l'implémentation des modèles d'endommagement à travers une routine utilisateur VUMAT sur le logiciel de calcul éléments fins ABAQUS/explicit.

2. Procédure d'intégration

L'interface VUMAT permet la récupération de l'incrément de déformation imposé, cet incrément va être considéré comme la prédiction élastique $\Delta \underline{\epsilon}^e$. L'implémentation est faite à travers un schéma explicite où la variable l'endommagement D_i à l'incrément i est utilisée pour la détermination de la valeur de la variable d'endommagement à l'incrément $i+1$. Pour le modèle LEL la procédure peut être retrouvée dans [Boug09] et pour le modèle Xue dans [Xue07]. Pour l'intégration du critère de plasticité de Bai-Wierzbicki un couplage faible est utilisé, les fonctions de la correction hydrostatique et de l'angle du Lode sont considérées comme constantes dans l'incrément [Cao13].

1-Initialisation au début de l'incrément $i+1$:

A partir d'un incrément i déjà calculé on initialise l'incrément $i+1$ selon les équations suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \underline{\epsilon}^{e\text{trial}}_{i+1} = \underline{\epsilon}^e_i + \Delta \underline{\epsilon}^e_{i+1} \\ \underline{\epsilon}^p_i \\ \bar{\epsilon}^p_i \\ w_i(D_i) \end{array} \right.$$

2-Calcul des contraintes de prédiction élastique :

Les contraintes sont calculées à partir des équations A1.2 et A1.3 :

$$\underline{\mathbf{s}}_{i+1}^{\text{trial}} = \left\{ \begin{array}{l} s_{kk}^{\text{trial}}_{i+1} = 2G \left(\epsilon_{kk}^{e\text{trial}}_{i+1} - \frac{1}{3} \text{tr} \left(\underline{\epsilon}^{e\text{trial}}_{i+1} \right) \right) \\ s_{kj}^{\text{trial}}_{i+1} = 2G \epsilon_{kj}^{e\text{trial}}_{i+1} \quad \text{avec } k \neq j \end{array} \right.$$

$$\sigma_m^{\text{trial}}_{i+1} = K \text{tr} \left(\underline{\epsilon}^{e\text{trial}}_{i+1} \right)$$

3-Calcul des invariants J_2 et J_3 :

$$\left\{ \begin{array}{l} J_{2i+1} = \frac{1}{2} \text{tr} \left(\underline{\mathbf{s}}_{i+1}^{\text{trial}2} \right) \\ J_{3i+1} = \frac{1}{3} \text{tr} \left(\underline{\mathbf{s}}_{i+1}^{\text{trial}3} \right) \end{array} \right.$$

4-Calcul de la contrainte de von Mises σ_{eq} , la triaxialité η et le paramètre du Lode $\bar{\theta}$:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{eq_{i+1}} = \sqrt{3J_{2i+1}} \\ \eta_{i+1} = \frac{\sigma_m^{trial}_{i+1}}{\sigma_{eq_{i+1}}} \\ \bar{\theta}_{i+1} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos\left(\frac{27}{2} \frac{J_{3i+1}}{(\sqrt{3}J_{2i+1})^3}\right) \end{array} \right.$$

5-Calcul de la contrainte d'écoulement selon la loi de Swift: $\sigma_y = C_1 \left(1 + \frac{\bar{\epsilon}^p}{C_2}\right)^{C_3}$

$$\sigma_{y_{i+1}} = C_1 \left(1 + \frac{\bar{\epsilon}^p_i}{C_2}\right)^{C_3}$$

6- Tester la plasticité du matériau

Correction de Bai-Wierzbicki ($k_{bw} \neq k$)

$$c_{\theta}^{ax} = \begin{cases} c_{\theta}^t & \text{si } \bar{\theta}_{i+1} \geq 0 \\ c_{\theta}^c & \text{si } \bar{\theta}_{i+1} < 0 \end{cases}$$

$$g_{n+1} = \left[1 - c_{\eta}(\eta_{i+1} - \eta_0)\right] \left[c_{\theta}^s + (c_{\theta}^{ax} - c_{\theta}^s) \left(\bar{\theta}_{i+1}^2 - \frac{\bar{\theta}_{i+1}^{2k_{bw}}}{2k_{bw}} \right) \right]$$

Si $\left(\varphi_{i+1} = \sigma_{eq_{i+1}} - g_{n+1}\sigma_{y_{i+1}} < 0\right)$ alors

Cas Elastique :

$$\left\{ \begin{array}{l} \underline{\epsilon}_{i+1}^e = \underline{\epsilon}_i^e + \Delta \underline{\epsilon}_{i+1}^e \\ \underline{\epsilon}_{i+1}^p = \underline{\epsilon}_i^p \\ \bar{\epsilon}_{i+1}^p = \bar{\epsilon}_i^p \\ w_{i+1}(D_{i+1}) = w_i(D_i) \\ \underline{s}_{i+1} = w_{i+1}(D_{i+1}) \underline{s}_{i+1}^{trial} \\ \sigma_{m_{i+1}} = w_{i+1}(D_{i+1}) \sigma_m^{trial}_{i+1} \end{array} \right.$$

Sinon

Cas plastique :

Calcul de la déformation plastique équivalente :

$$H_{i+1} = g_{n+1} \left(\frac{\partial \sigma_y}{\partial \bar{\epsilon}^p} \right)_{i+1} = g_{n+1} \frac{C_1 C_3}{C_2} \left(1 + \frac{\bar{\epsilon}^p_i}{C_2} \right)^{(C_3-1)}$$

$$\Delta \bar{\epsilon}^p_{i+1} = \frac{\varphi_{i+1}}{3G + H_{i+1}}$$

$$\bar{\epsilon}^p_{i+1} = \bar{\epsilon}^p_i + \Delta \bar{\epsilon}^p_{i+1}$$

Si $(\bar{\epsilon}^p_{i+1} < \epsilon_D)$ alors

Correction plastique sans évolution de la variable d'endommagement

$$\left\{ \begin{array}{l} \underline{\epsilon}^e_{i+1} = \underline{\epsilon}^e_i - \Delta \bar{\epsilon}^p_{i+1} N_{i+1} \\ \underline{\epsilon}^p_{i+1} = \underline{\epsilon}^p_i + \Delta \bar{\epsilon}^p_{i+1} N_{i+1} \\ \bar{\epsilon}^p_{i+1} = \bar{\epsilon}^p_i + \Delta \bar{\epsilon}^p_{i+1} \\ w_{i+1}(D_{i+1}) = w_i(D_i) \\ \underline{s}_{i+1} = w_{i+1}(D_{i+1}) \underline{s}_{i+1}^{\text{trial}} - 2G \Delta \bar{\epsilon}^p_{i+1} N_{d_{i+1}} \\ \sigma_{m_{i+1}} = w_{i+1}(D_{i+1}) (\sigma_m^{\text{trial}} - K \vartheta \Delta \bar{\epsilon}^p_{i+1}) \end{array} \right.$$

Sinon

Correction plastique avec la prise en compte de l'évolution de l'endommagement

Modèle de XUE	Modèle LEL
Si $(p_L < -\sigma_{m_{i+1}})$ alors $\Delta D = 0$ $D_{i+1} = D_i$	Si $(\eta_{i+1} < \eta_2)$ alors $\bar{h}_{i+1} = h$
Sinon si $(p_{cutoff} > -\sigma_{m_{i+1}})$ alors $D_{i+1} = D_C$	Sinon si $(\eta_{i+1} > \eta_1)$ alors $\bar{h}_{i+1} = 1$
Sinon $\theta_{L_{i+1}} = -\frac{\pi}{6} \bar{\theta}_{i+1}$ $p_{i+1} = -\sigma_{m_{i+1}}$ $\epsilon_{f_{i+1}} = \epsilon_{f0} \mu_{p_{i+1}}(p_{i+1}) \mu_{\theta}(\theta_{L_{i+1}})$ $w_{i+1}(D_i) = (1 - D_i^\beta)$	Sinon $\bar{h}_{i+1} = \frac{(1-h)\eta + h\eta_1 - \eta_2}{(\eta_1 - \eta_2)}$
	Fin Si Si $(\eta_{i+1} < \eta_{lim})$ alors $\Delta D = 0$ $D_{i+1} = D_i$
	Sinon $w_{i+1}(D_i) = 1 - \bar{h}_{i+1} D_i$
	Si $(\eta_{i+1} < 0)$ alors $Y_{i+1} = \frac{\sigma_{eq_{i+1}}^2}{2E[(1-hD_i)]^2} \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu)(\eta_{i+1})^2 \right]$
	Sinon

$\Delta D = m \left(\frac{\bar{\epsilon}_{i+1}^p}{\epsilon_{f_{i+1}}} \right)^{m-1} \left(\frac{\Delta \bar{\epsilon}_{i+1}^p}{w_{i+1}(D_i) \epsilon_{f_{i+1}}} \right)$ $D_{i+1} = D_i + \Delta D$ $w_{i+1}(D_{i+1}) = (1 - D_{i+1})^\beta$ <p>Fin Si</p>	$Y_{i+1} = \frac{\sigma_{eq_{i+1}}^2}{2E[(1 - D_i)]^2} \left[\frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu)(\eta_{i+1})^2 \right]$ <p>Fin Si</p> $\Delta D = \Delta \bar{\epsilon}_{i+1}^p \left(\frac{Y_{i+1}}{S} \right)^s \frac{1}{(\alpha_1 + \alpha_2 \bar{\theta}_{i+1}^2) w_{i+1}(D_i)}$ $D_{i+1} = D_i + \Delta D$ $w_{i+1}(D_{i+1}) = (1 - D_{i+1})$ <p>Fin Si</p>
---	---

Correction plastique avec évolution de la variable d'endommagement

$$\left\{ \begin{array}{l} \underline{\epsilon}_{i+1}^e = \underline{\epsilon}_i^e - \Delta \bar{\epsilon}_{i+1}^p N_{i+1} \\ \underline{\epsilon}_{i+1}^p = \underline{\epsilon}_i^p + \Delta \bar{\epsilon}_{i+1}^p N_{i+1} \\ \bar{\epsilon}_{i+1}^p = \bar{\epsilon}_i^p + \Delta \bar{\epsilon}_{i+1}^p \\ w_{i+1}(D_{i+1}) \\ \underline{s}_{i+1} = w_{i+1}(D_{i+1}) \underline{s}_{i+1}^{\text{trial}} - 2G \Delta \bar{\epsilon}_{i+1}^p N_{d_{i+1}} \\ \sigma_{m_{i+1}} = w_{i+1}(D_{i+1}) (\sigma_m^{\text{trial}} - K \vartheta \Delta \bar{\epsilon}_{i+1}^p) \end{array} \right.$$

Fin Si

Fin Si

Passage à l'incrément i+2

Annexe 2 : Validation de l'implémentation des modèles d'endommagement

1. Procédure de validation

Afin de valider l'implémentation proposée, on va reproduire des simulations à partir de la bibliographie selon la procédure suivante :

- 1- La validation du critère de plasticité de Bai-Wierzbicki sans la prise en compte de l'endommagement, cela peut se faire en prenant ϵ_D très élevée.
- 2- La validation de l'implémentation du modèle LEL en couplage avec le critère de Bai-Wierzbicki
- 3- La validation de l'implémentation du modèle Xue en couplage avec le critère de Bai-Wierzbicki

2. Validation de l'implémentation du critère de plasticité de Bai-Wierzbicki :

Afin de faire varier les valeurs du taux de triaxialité et du paramètre de Lode, Bai et Wierzbicki proposent dans [BaWi08] plusieurs formes d'éprouvettes. On va valider l'implémentation pour des éprouvettes à $\bar{\theta} = 1$ et $\bar{\theta} = 0$. Les formes des éprouvettes sont indiquées sur la figure A2-1.

Pour $\bar{\theta} = 1$, un essai de traction avec une éprouvette ronde entaillée a été simulé. Le diamètre de l'éprouvette au niveau de l'entaille est de 8mm, le diamètre extérieur est 15 mm et le rayon d'entaille est de 4mm.

Pour $\bar{\theta} = 0$, un essai de traction avec une éprouvette plate entaillée a été simulé. L'épaisseur de l'éprouvette est de 5mm, le rayon de l'entaille est de 1.59mm et l'épaisseur au niveau de l'entaille est de 2.1mm.

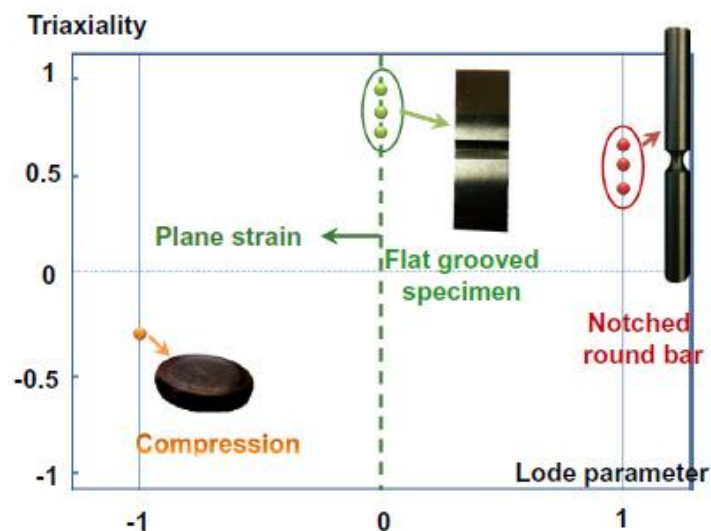


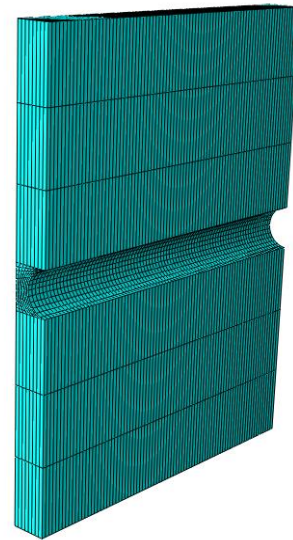
Figure A2- 1: Différentes éprouvettes à différents paramètres du Lode[Cao14]

Les dimensions des éprouvettes sont issues des travaux de Bai-Wierzbicki (Voir Tableau A2.1) . Seul le paramètre k a été pris égal à 3 puisque l'implémentation est réalisée avec la

fonction modifiée par Cao. Le maillage choisi est du type C3D8R à 0.3 mm de taille. Les géométries maillées sont présentées sur la figure A2-2.



(a) ¼ de l'éprouvette **ronde entaillée**



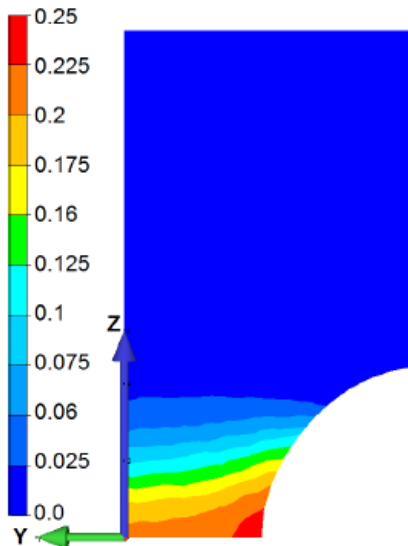
(b) ½ de l'éprouvette **plate entaillée**

Figure A2- 2: Géométrie des éprouvettes des simulations

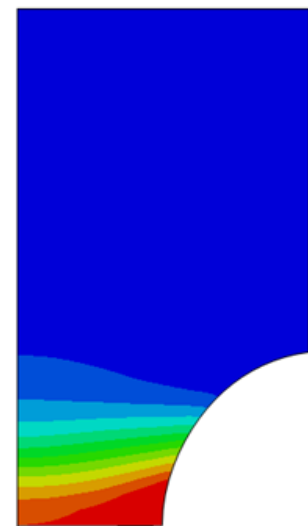
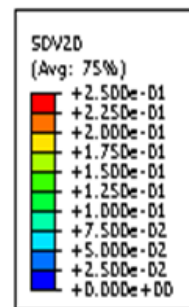
Tableau A2. 1 : Paramètres de la simulation des essais de Bai-Wierzbicki[BaWi08]

Matériau	E(MPa)	ν	Loi d'érouissage	η_0	c_η	c_θ^s	c_θ^t	c_θ^c	k
AL2024-T351	72000	0.33	$\sigma_y = 908(0.0058 + \bar{\epsilon}_p)^{0.1742}$	$\frac{1}{3}$	0.09	0.855	1	0.9	3

Essai de traction : Eprouvette ronde entaillée $\bar{\theta} = 1$:



(a) Déformation plastique équivalente pour un déplacement 0.94 mm- Modèle Forge [Cao13]



(b) Déformation plastique équivalente à 94 mm avec la présente implémentation- Modèle ABAQUS

Figure A2- 3: Résultats numériques de la simulation de l'essai de traction de l'éprouvette ronde entaillée

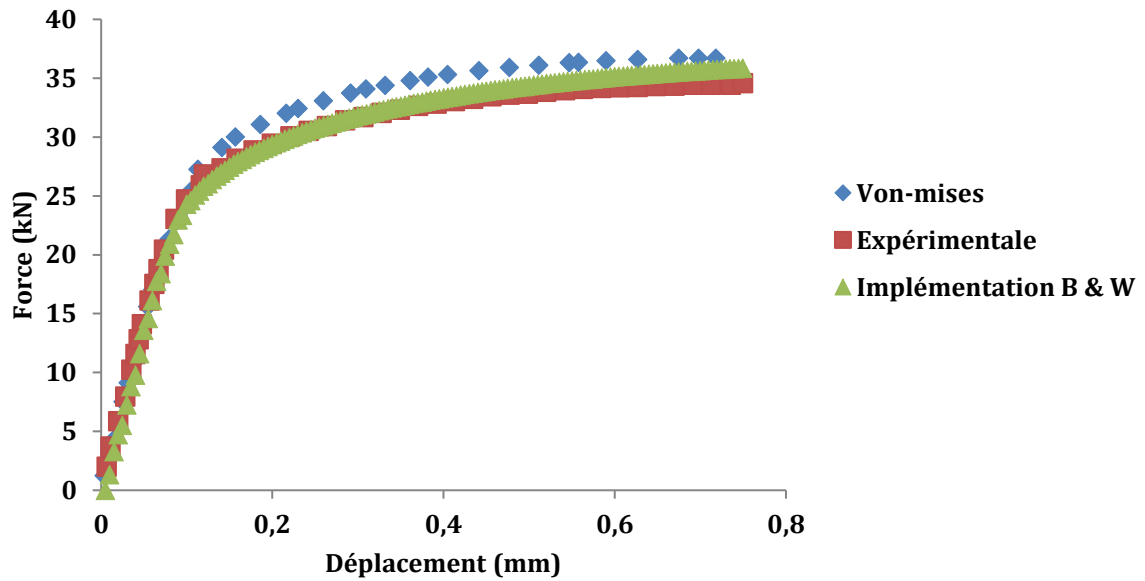


Figure A2- 4: Essai de traction pour l'éprouvette ronde entaillée

Essai de traction : Eprouvette plate entaillée $\bar{\theta} = 0$:

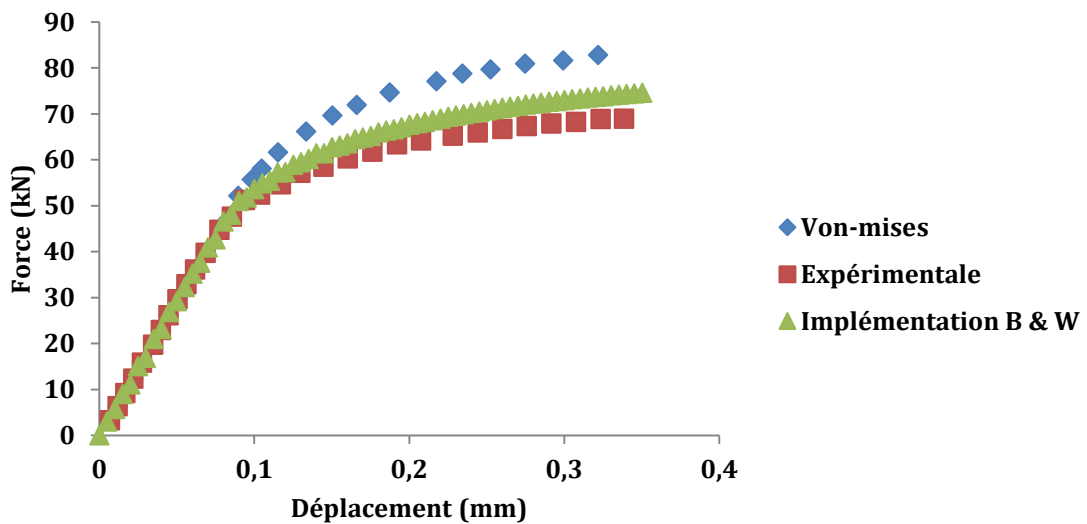


Figure A2- 5: Essai de traction pour l'éprouvette plate entaillée

Les résultats des simulations montrent que la procédure d'implémentation arrive à reproduire le comportement du matériau des essais réalisés (Figures A2-4 et A2-5). On peut remarquer également une légère surestimation de l'effort. Cela est conforme avec les observations de [Cao13]. Les résultats et les essais de Bai et Wierzbicki sont présentés sur la Figure A2-6.

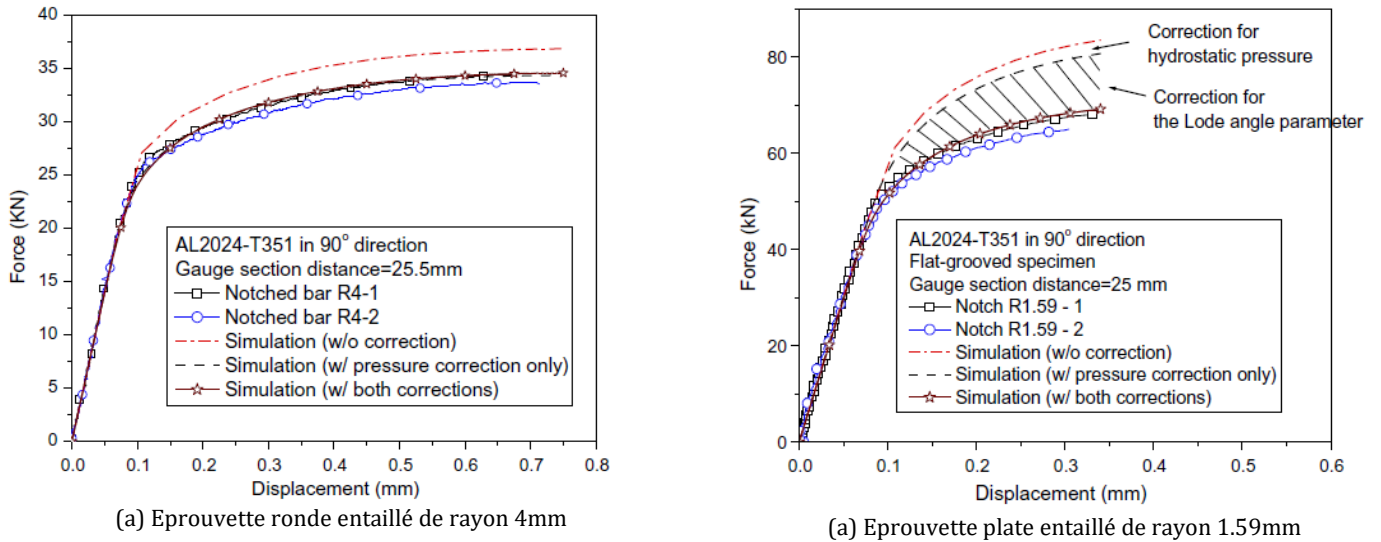


Figure A2- 6: Essais et simulations de validation de Bai et Wierzbicki[BaWi08]

3. Validation de l'implémentation du modèle LEL :

Les travaux menés sur le modèle LEL ont été réalisés sur le logiciel de simulation de procédés de mise en forme Forge. Or nos travaux sont réalisés sur le logiciel ABAQUS. La validation de l'implémentation est réalisée par la simulation d'un essai de cisaillement réalisé sur des échantillons de type « Butterfly ». Ce type d'échantillons a été conçu par [BaWi08](Voir figure A2-7).

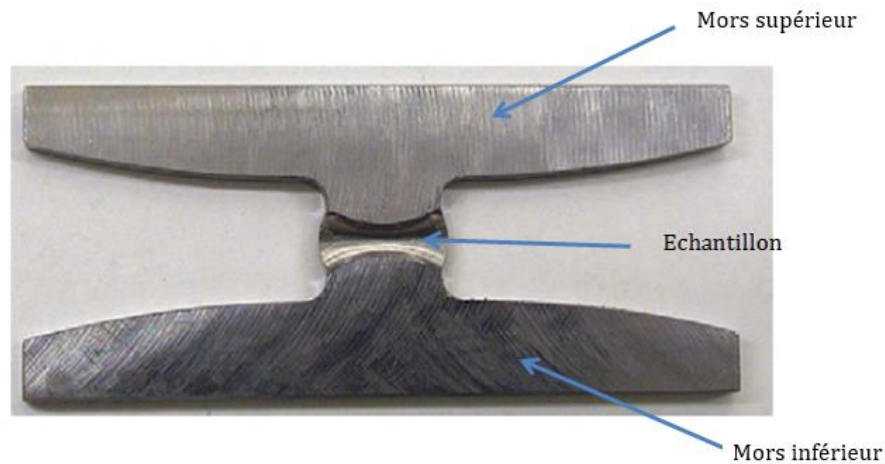


Figure A2- 7: Échantillon de type Butterfly [BaWi08]

L'échantillon simulé est en acier HEL dont la composition chimique ainsi que les paramètres utilisés peuvent être retrouvée dans [CGMB14](Voir tableau A2.2) .

Tableau A2. 2: Paramètres du modèle LEL utilisés pour la simulation [CGMB14]

S (MPa)	s	η_1	η_2	ϵ_D	α_1	α_2	η_{lim}	D_c	h
3	4	0.1	$-\frac{1}{3}$	0.15	0.35	0.65	$-\frac{1}{3}$	0.15	0.2

Le critère de plasticité de Bai-Wierzbicki avec seulement la correction de l'angle de Lode, a été utilisé [CGMB14](Voir tableau A2.3).

Tableau A2. 3: Paramètres de la loi d'érouissage et du critère de plasticité utilisés pour la simulation [CGMB14]

Matériau	E(MPa)	ν	Loi d'érouissage	c_{θ}^s	c_{θ}^t	c_{θ}^c	k
Acier HEL	210000	0.33	$\sigma_y = 875(0.05 + \bar{\epsilon}_p)^{0.23}$	0.92	1	1	30

L'éprouvette est maillée avec des éléments du type C3D8R de 0.1 mm de taille comme le présente la figure A2-8.

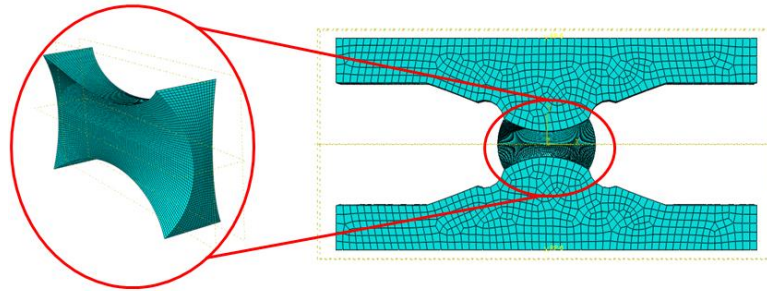


Figure A2- 8: La géométrie maillée de l'ensemble

Durant la simulation une fixation du mors inférieure est imposée, ensuite un déplacement du mors supérieur est imposé jusqu'à l'apparition de la rupture. Les résultats de la simulation avec la présente implémentation sont présentés sur la figure A2-9.

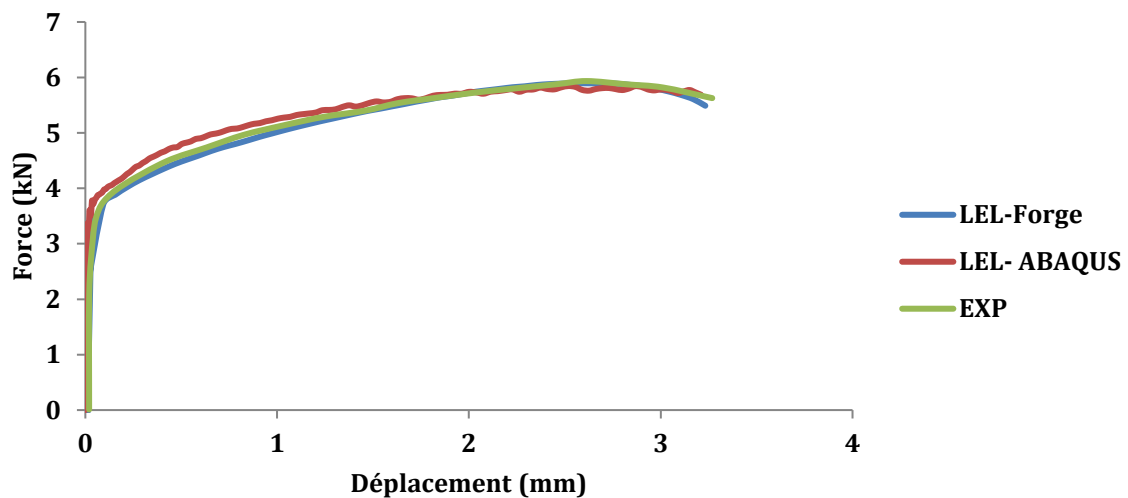


Figure A2- 9: Résultat de la comparaison avec le modèle LEL implémenté sur ABAQUS

4. Validation de l'implémentation du modèle de Xue :

Pour la validation du modèle de XUE un essai de compression réalisé dans [Xue07] a été simulé. L'échantillon est un cylindre en AL2024-T351 de diamètre 8mm et de hauteur 11.25 mm. Les paramètres utilisés sont présentés au tableau A2.4. Un coefficient de frottement de $\mu=0.02$ entre le spécimen et les plateaux a été utilisé. La géométrie utilisée durant la simulation est représentée sur la figure A2- 10. La taille des mailles est égale à 0.15mm de type C3D8R. Les

résultats de la simulation sont présentés sur la figure A2-11. La rupture diagonale est bien prédit conformément à [Cao14, Xue07].

Tableau A2. 4: Paramètres de la simulation de l'essai de compression de Xue

Loi d'écroissage	E(GPa)	ν	ϵ_{f0}	p_L (MPa)	q	k	m	β	γ	D_c
$\sigma_y = 302(1 + \frac{\bar{\epsilon}_p}{0.00387})^{0.173}$	72	0.33	0.8	800	1.5	1	2	2	0.4	0.9

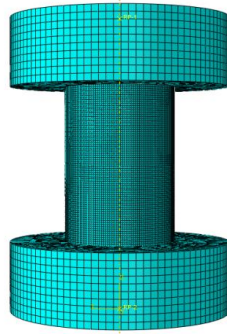


Figure A2- 10: Géométrie utilisée pour la simulation de l'essai de compression

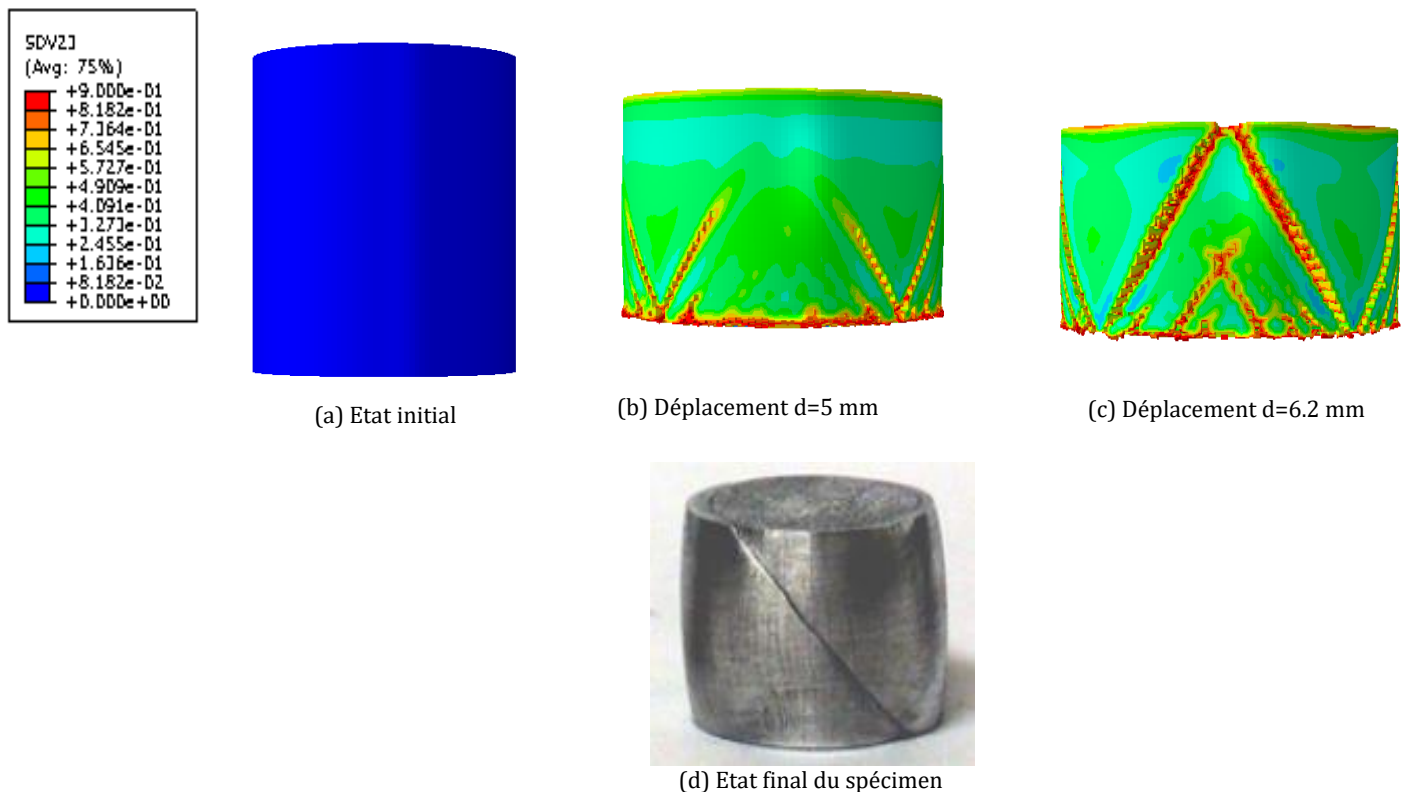


Figure A2- 11 : Résultat de l'implémentation du modèle de Xue (Variable d'endommagement $D_c=0,9$)

Cao dans [Cao14] a utilisé le modèle de Xue en couplage avec le critère de Bai-Wierzbicki. Une simulation d'un essai de traction d'une éprouvette plate entaillée de rayon d'entaille $R=7\text{mm}$ (Figure A2-12) est réalisée afin de valider le couplage entre le modèle de Xue et le critère de Bai-Wierzbicki. Le choix de cette géométrie comme mentionné précédemment a pour but de garantir une marge proche de zéro pour le paramètre de Lode. Le matériau utilisé est un acier à haute teneur en Carbone dont les propriétés peuvent être retrouvées dans [Cao13].

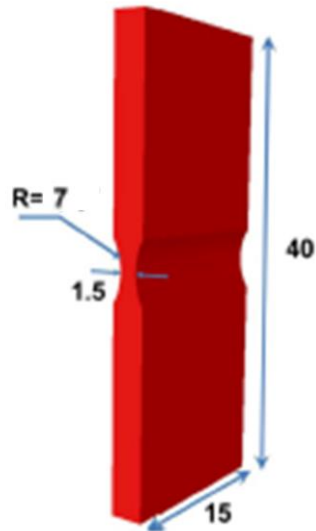


Figure A2- 12: Géométrie utilisée pour la validation du couplage entre le modèle de Xue et le critère de Bai-Wierzbicki[Cao14]

Les paramètres de la loi d'endommagement sont présentés au tableau A2.5. La loi d'écrouissage utilisée est de type Voce modifié par Cao [Cao14]. Le critère de plasticité de Bai-Wierzbicki avec la dépendance au paramètre de Lode seulement est utilisé. La loi d'écrouissage ainsi que les paramètres du critère de plasticité sont présentés au tableau A2.6. La taille de mailles utilisée est 0.15mm de type C3D8R. $\frac{1}{4}$ d'éprouvette a été modélisé. La géométrie maillée est présentée sur la figure A2-13.

Tableau A2. 5: Paramètres de Xue utilisés pour la simulation de validation

E(GPa)	ν	ϵ_{f0}	p_L (MPa)	q	k	m	β	γ	ϵ_D	D_c
210	0.33	0.6	1735	0.236	1	2	2	1.1	0.054	0.6

Tableau A2. 6: La loi d'écrouissage et les paramètres du critère de plasticité utilisés pour la validation du couplage

Loi d'écrouissage	c_θ^s	c_θ^t	c_θ^c	K
$\sigma_y = 601.15 + (562.05 + 100\bar{\epsilon}_p)(1 - e^{-37\bar{\epsilon}_p})$	0.87	1	0.95	30



Figure A2- 13: Géométrie maillée utilisée dans la simulation

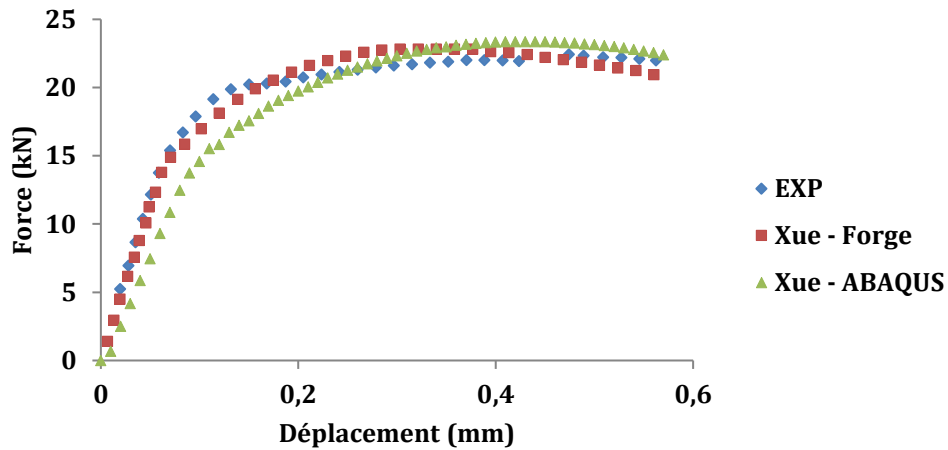


Figure A2- 14: Comparaison entre l'implémentation ABAQUS et les résultats Forge dans[Cao14]

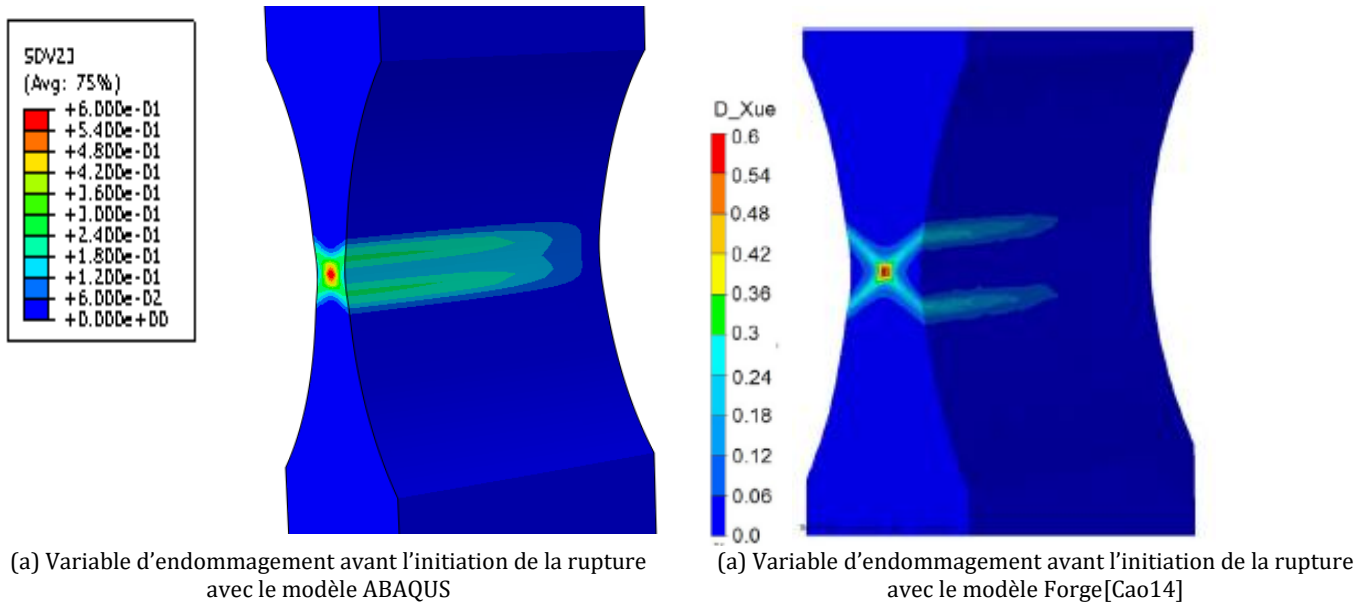


Figure A2- 15: Comparaison entre les résultats numériques ABAQUS-Forge

La figure A2-14 montre une bonne corrélation entre le modèle Forge, le modèle Abaqus et les résultats expérimentaux. La comparaison de la localisation de la rupture et les variables d'endommagement sur la figure A2-15 montrent également que le modèle de Xue couplé avec Bai-Wierzbicki implémenté sur Abaqus arrive à reproduire les résultats du modèle de [Cao14]. Les différences remarquées entre les deux simulations sont dues aux différents types de maillage utilisés.

Résumé

La thèse propose une nouvelle approche pour prédire le défaut de grippage rencontré lors de la mise en forme des alliages d'aluminium à froid. De nombreuses études expérimentales montrent que ce défaut de grippage est fortement lié aux conditions de contact et de frottement, et est notamment fonction de la rugosité des outils de fabrication. Les modèles permettant de prédire l'apparition de ce défaut sont rares et reposent généralement sur des observables indirects, tel que les champs de pression ou de température, sans prendre explicitement en compte l'influence des facteurs de premier ordre que sont la lubrification et l'état de surface des matériaux en contact.

La méthodologie proposée de nos travaux repose sur l'hypothèse que le défaut apparaît lorsque la matière de la pièce au voisinage de sa surface de contact atteint un niveau d'endommagement critique. Toutefois, dans une étude précédente, il a été montré que les modèles d'endommagement reposant exclusivement sur la pression hydrostatique, tels que les modèles GTN ou de Lemaitre, n'étaient capable de prédire l'endommagement qu'à condition de modéliser la rugosité des surfaces. Cela conduit à des simulations numériques multi-échelles très coûteuses en temps de calcul et incompatibles avec la modélisation de procédés industriels réels. Pour contourner cette difficulté, la présente étude propose d'utiliser des modèles d'endommagement prenant en compte les effets de cisaillement générés par le contact frottant. L'influence de la rugosité repose alors sur un choix pertinent de la loi de frottement.

Dans un premier temps, un chapitre bibliographique traite des modèles d'endommagement. Une attention particulière est portée aux modèles utilisant le paramètre de Lode afin de prendre en compte l'effet des contraintes de cisaillement sur l'évolution des variables d'endommagement. Dans un second temps une revue bibliographique des modèles de frottement et de lubrification est présentée. L'étude met notamment en avant les modèles reposant sur une approche mésoscopique de la lubrification, avec la modélisation de l'écrasement des rugosités lors du contact frottant. A l'issue de ces chapitres, le modèle d'endommagement développé de L. Xue et un modèle de lubrification prenant explicitement en compte la valeur des rugosités des surfaces sont utilisés pour prédire le grippage dans différentes configurations de contact. Dans un premier temps cette méthodologie numérique est appliquée à l'étude du procédé d'étirage plan de plaques en alliage d'aluminium 6082-T4. Puis la méthodologie est appliquée à un contact pion/plan sur des plaques en alliage 6082-T6. Enfin un procédé de filage avant de lopins cylindriques est étudiés avec les mêmes outils numériques. Ces différentes configurations sont testées avec ou sans lubrifiant et avec des outils ayant différentes valeurs de rugosités. Les résultats montrent que la procédure proposée permet dans la majorité des cas testés de prédire l'apparition du défaut, que ce soit dans des configurations avec ou sans lubrifiant. Les prédictions sont néanmoins optimistes, les distances de glissement avant l'apparition du grippage numérique étant généralement supérieure aux distances mesurées expérimentalement. Les résultats sont toutefois prometteurs et un certain nombre de perspectives sont présentées afin d'améliorer la précision de la méthodologie proposée.

Mots clés : Grippage, aluminium 6082, endommagement, rugosité, lubrification, mise en forme à froid, frottement

Abstract

The thesis proposes a new approach to predict the galling defect encountered during cold forming of aluminum alloys. Numerous experimental studies show that this defect is strongly linked to the conditions of contact and friction and is a function of the roughness of the manufacturing tools. Models to predict the appearance of this defect are rare and are generally based on indirect observables, such as pressure or temperature fields, without explicitly taking into account the influence of first-order factors such as lubrication and 'surface condition of the materials in contact.

The proposed methodology of our work assumes that the defect appears when the material of the part near its contact surface reaches a critical level of damage. However, in a previous study, it was shown that damage models based exclusively on hydrostatic pressure, such as GTN or Lemaitre models, were only able to predict damage if they model roughness. surfaces. This leads to multi-scale numerical simulations which are very costly in terms of computation time and incompatible with the modeling of real industrial processes. To get around this difficulty, the present study proposes to use damage models considering the shear effects generated by the friction contact. The influence of roughness is then based on a relevant choice of the friction law.

First, a bibliographical chapter deals with damage models. Particular attention is paid to models using the Lode parameter to consider the effect of shear stresses on the evolution of damage variables. Secondly, a bibliographical review of friction and lubrication models is presented. The study notably highlights models based on a mesoscopic approach to lubrication, with the modeling of the crushing of roughness during rubbing contact. At the end of these chapters, the damage model developed by L. Xue and a lubrication model explicitly considering the value of surface roughness is used to predict seizure in different contact configurations. Initially, this numerical methodology is applied to the study of the flat drawing process of 6082-T4 aluminum alloy plates. Then the methodology is applied to a pion / plane contact on 6082-T6 alloy plates. Finally, a process for spinning before cylindrical slips is studied with the same digital tools. These different configurations are tested with or without lubricant and with tools having different roughness values. The results show that the proposed procedure allows in most of the cases tested to predict the appearance of the defect, whether in configurations with or without lubricant. The predictions are nevertheless optimistic, the slip distances before the onset of digital seizure being generally greater than the distances measured experimentally. The results are however promising, and several perspectives are presented to improve the precision of the proposed methodology.

Keywords: Galling, aluminum 6082, damage, roughness, lubrication, cold forming, friction