



SPIM

Thèse de Doctorat



UFC

école doctorale sciences pour l'ingénieur et microtechniques
UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ

Contribution à la compréhension
de la relation entre
les paramètres de découpe
et l'usure des outils

■ THOMAS JEANNIN

SPIM

Thèse de Doctorat

UFC

école doctorale sciences pour l'ingénieur et microtechniques
UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ

Thèse présentée par

Thomas JEANNIN

pour obtenir le

GRADE DE DOCTEUR

DE L'UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ

spécialité : Sciences pour l'Ingénieur

CONTRIBUTION À LA COMPRÉHENSION DE LA RELATION ENTRE LES PARAMÈTRES DE DÉCOUPE ET L'USURE DES OUTILS

Soutenue le 8 Novembre 2016 devant le jury composé de :

Président du jury

Mohammed NOUARI

LARIOPAC, INSIC (St-dié-des-Vosges), France

Rapporteurs

Philippe DAL SANTO

LAMPA, ENSAM (Angers), France

Hédi HAMDI

LTDS, ENISE (St-Etienne), France

Directeurs

Guy MONTEIL

FEMTO-ST, ENSMM (Besançon), France

Luc CARPENTIER

FEMTO-ST, UFC (Besançon), France

Jérôme CHAMBERT

FEMTO-ST, UFC (Besançon), France

REMERCIEMENTS

Il me sera très difficile de remercier tout le monde car c'est grâce à l'aide de nombreuses personnes que j'ai pu mener cette thèse à son terme. Je commence donc par remercier tout ceux qui ne seront pas remerciés dans ce texte.

Je tiens ensuite à remercier mon directeur de thèse Guy Monteil pour m'avoir accueilli dans son groupe de recherche, ainsi que mes encadrants, Jérôme Chambert et Luc Carpentier pour leurs conseils, leur soutien ainsi que pour la correction de ce mémoire. Je remercie particulièrement Luc d'avoir été à mon écoute et de m'avoir appris un tas de choses.

J'adresse aussi ma reconnaissance à M. Noauri Mohammed qui a eu la gentillesse d'accepter de présider le jury de thèse. Merci également à Messieurs, Dal-Santo Philippe et Hamdi Hédi pour avoir accepté de rapporter et faire partie du jury de mes travaux de thèse.

Je souhaite aussi remercier les industriels qui se sont impliqués dans ce projet et particulièrement Messieurs Lecuppe T., Perrod G. et Mairrot N. qui m'ont montré ce qu'était le métier du découpage. Et je remercie également messieurs Galli A., Eme F., et Thuillier JY. pour les essais réalisés avec eux chez R.Bourgeois.

Durant ces années de thèse, j'ai pu compter sur l'aide d'Edouard Falconnet pour la partie simulation numérique et celle de Cédric Vuillemin pour réaliser les centaines d'essais sur le tribomètre. Merci aussi à Yves.G, Vincent P., Xavier G., Gael C. pour les essais conduits avec vous.

Un grand merci aux locataires du côté ENSMM, Xavier R., Mohamed A., Vahan M., Mélanie B., Benjamin W., Anne D., Hasnaa M. , Fred P. et Christine M., ainsi qu'à toutes les personnes que j'ai croisé de près ou de loin.

Un merci spécial à Jean-Marc C. qui m'a été d'un grand soutien aussi bien technique que moral durant nos longs débuts de matinées seuls dans les bureaux.

Je tiens à remercier ceux qui m'ont permis de faire mes premiers pas d'enseignant, et tout particulièrement Pierre-henry C. et Joseph G. pour m'avoir fait profiter de leur expérience et de leur patiente.

Et puis je remercie, Isabelle N., Christine F., Delphine T. et Christelle T., les personnes que l'on pourrait appeler "de l'ombre", mais qui m'ont permis de voir la lumière en gérant toutes les tâches administratives.

Ensuite, une thèse ce n'est pas que du travail, c'est aussi de bons moments passés à s'aérer l'esprit. Alors je congratulate ceux qui m'ont accompagnés lors des sorties VTT du mercredi soir, Julien L. le motard à la bicyclette au pédalier craquant, Kevin B. l'homme aux milles et une chutes, Fabrice R. et son jean de sport, Kevin J. attaché à la vie à la mort à ces pédales automatiques, David C. le vététiste discret mais toujours là, et aussi tous ceux qui se sont joints à ce groupe avec plus ou moins d'assiduité. Un grand merci aux copains du BUC Alpin qui m'ont accompagné en montagne et appris à rester humble devant dame nature. Et mention spéciale pour Claude V. et son apprentissage à lui de la montagne, mais aussi pour ses anecdotes parfois longues mais toujours intéressantes. Je souhaite remercier les professeurs de l'Usport qui m'ont supporté durant de longues heures, en particulier Claude P., Stéphane F., Nico D. et Bruno G., un grand merci pour votre bonne humeur.

Et puis il y a aussi la famille qui m'a supporté tout au long de ces trois années, je pense en premier à mes parents et ma sœur qui ont été présents et fiers de moi. Puis je remercie ma mamie chez qui j'ai passé tous mes lundi midi, à écouter les anecdotes de la semaine autour d'un thé/dessert. Merci à mes cousins et cousines pour les bons moments passés ensemble et plus particulièrement au "Max" et son lieu de villégiature annécien et aux sorties ski de rando passées ensemble. Et je terminerai par un gigantesque Merci à Pauline, pour sa présence de tous les instants et pour tous les kilomètres effectués sur le tandem (branche, cailloux, bosse...) et sur les skis qui ont permis de surmonter bien des difficultés.

TABLE DES MATIÈRES

Introduction	11
1 Éléments contextuels et bibliographiques	13
1.1 Le découpage	14
1.1.1 Description du procédé	14
1.1.2 Les différents paramètres de découpe	17
1.2 Usure du poinçon	22
1.2.1 Généralités	22
1.2.2 L'évolution de l'effort de découpage	23
1.2.2.1 Le cycle de découpage	23
1.2.2.2 Usure et effort de découpe	24
1.2.3 Aspects tribologiques de la découpe	25
1.2.3.1 Mécanismes d'usure dans les systèmes tribologiques	25
1.2.3.2 Modes d'usure présents en découpage	26
1.2.3.3 Facteurs d'influence sur l'usure des poinçons	27
1.2.4 Prédiction de l'usure en découpage	28
1.3 Méthodes de mesure de l'usure des poinçons	31
1.3.1 Imagerie confocale 3D (ex-situ)	31
1.3.1.1 Appareillage de mesure	31
1.3.1.2 Méthode de mesure	32
1.3.2 Banc de mesure optique (ex-situ)	34
1.3.2.1 L'appareil de mesure	34
1.3.2.2 Méthode de mesure réalisée	35
1.3.3 Réplication (in-situ)	36
1.3.3.1 Prise d'empreinte de l'extrémité du poinçon	36
1.3.3.2 Réplication	37
1.3.3.3 Mesure du volume perdu par usure	38
1.3.4 Activation superficielle (in-situ)	39
1.3.4.1 Activation du poinçon	39
1.3.4.2 Mesure de l'activité	42
1.3.4.3 Calibration de la mesure	43
1.3.4.4 Quantification de l'usure du poinçon	44
1.4 Conclusions	45

2	Caractérisation mécanique et tribologique des tôles en laboratoire	47
2.1	Description du tribomètre à rouleau	48
2.1.1	Pré-étude	48
2.1.2	Conception du tribomètre à rouleau	51
2.1.2.1	Le tambour	52
2.1.2.2	Le chariot de frottement	53
2.1.2.3	Le bâti	53
2.1.2.4	Les porte-échantillons	53
2.1.2.5	L'interface utilisateur et les fichiers de mesures	54
2.1.3	Mesures réalisées	55
2.1.4	Mise au point	56
2.2	Caractérisation des tôles utilisées pour les essais	58
2.2.1	Composition chimique	59
2.2.2	Détermination de la dureté des tôles testées	59
2.2.3	Caractérisation mécanique par essais de traction	61
2.3	Résultats de mesures sur le tribomètre	63
2.3.1	Essais avec surface neuve en continu	64
2.3.2	Essais de frottement dans la même trace	66
2.3.2.1	Influence de la distance de glissement	67
2.3.2.2	Influence de la charge appliquée	70
2.3.2.3	Influence de la vitesse de glissement	72
2.3.2.4	Influence de l'état de surface du frotteur	75
2.3.2.5	Influence du matériau du frotteur	76
2.3.2.6	Comparatif des résultats entre le tribomètre à rouleau et un tribomètre pion/disque	79
2.4	Conclusions	80
3	Essais d'usure et mesures sur presse	83
3.1	Instrumentation de l'outil de presse	84
3.1.1	Description	84
3.1.2	Mise au point	86
3.1.2.1	Centrage du poinçon dans l'outil	86
3.1.2.2	Étalonnage des capteurs	86
3.1.3	Problèmes rencontrés	89
3.1.3.1	Décalage des signaux	89
3.1.3.2	Lissage de la mesure d'effort	92
3.2	Influence des conditions de coupe sur l'usure du poinçon	95
3.2.1	Essai d'usure n°1 avec les méthodes de mesures d'activation superficielle et de réplication	95
3.2.2	Essai d'usure n°2 avec la méthode de mesure par réplication	99
3.2.3	Coefficient d'usure énergétique	102
3.3	Analyse paramétrique de l'opération de découpe	103
3.3.1	Influence des conditions de découpage sur l'effort de découpe	103
3.3.1.1	Influence de la nuance découpée	103

3.3.1.2	Influence de la vitesse de découpe	106
3.3.1.3	Influence de la lubrification	109
3.3.1.4	Influence de l'usure du poinçon	110
3.3.2	Influence des conditions de découpage sur l'aspect du bord dé- coupé	113
3.3.2.1	Généralités	113
3.3.2.2	Influence de la matière découpée	114
3.3.2.3	Impact de la vitesse de découpe	115
3.3.2.4	Influence de la lubrification	117
3.3.2.5	Influence de l'usure du poinçon	118
3.4	Conclusions	121
4	Analyse, optimisation et calage des essais de laboratoire	125
4.1	Modélisation et simulation numérique du procédé de découpage . . .	126
4.1.1	Définition du modèle numérique	127
4.1.2	Recalage du modèle numérique avec l'expérimentation	128
4.1.3	Comparaison des efforts axiaux mesurés expérimentalement et numériquement	130
4.1.4	Évaluation de l'effort radial et de l'énergie de frottement . . .	131
4.2	Confrontations entre les résultats tribologiques, les essais sur presse et la simulation numérique	134
4.2.1	Comparaison du coefficient d'usure énergétique	134
4.2.2	Évaluation de l'énergie dissipée dans le frottement sur le tri- bomètre, lors de la découpe, et en simulation numérique . . .	134
4.2.3	Prédiction de l'usure du poinçon à l'aide de la simulation nu- mérique et du tribomètre à rouleau.	136
4.2.3.1	Calcul de l'épaisseur de matière perdue	136
4.2.3.2	Résultats numériques	138
4.3	Analyse vibratoire de l'outil de découpe	139
4.3.1	Vibrations des outils de découpage	139
4.3.2	Montage expérimental pour l'analyse vibratoire	140
4.3.3	Mesures d'effort et de déformations lors de la découpe à haute fréquence d'acquisition	141
4.3.4	Influence des paramètres de découpe sur le régime vibratoire du poinçon	141
4.3.5	Discussions	143
4.4	Analyse modale de l'outil de découpe	143
4.4.1	Le montage expérimental	144
4.4.2	Résultats de mesure sur le vibromètre et calcul du déplacement du poinçon	145
4.4.3	Discussions	146
4.5	Modélisation numérique de l'assemblage du poinçon et du capteur de force	147
4.5.1	Le modèle numérique	147

TABLE DES MATIÈRES

4.5.2	Premiers résultats de la modélisation numérique de l'outil . . .	148
4.6	Développement d'essais de fatigue sur les matériaux de poinçon . . .	150
4.6.1	Essais de reproduction des mécanismes de chocs : tribomètre à percussions	150
4.6.2	Essais de reproduction des mécanismes de fatigue de surface : banc de fatigue SNR	152
4.6.2.1	Description du banc d'essai SNR FB2	152
4.6.2.2	Les résultats des essais	153
4.7	Conclusions	155
	Conclusions générales et perspectives	157
	Bibliographie	168
	Listes des figures	176
	Listes des tables	178

INTRODUCTION

Le découpage permet de réaliser des pièces en grande série et à très bas coût. Ce procédé de mise en forme "net shape" est particulièrement bien adapté à la fabrication de pièces métalliques complexes dans des matériaux très variés (acier, inox, alliages de titane, cuivre, etc.). Il est utilisé dans bon nombre de secteurs industriels tels l'aéronautique, l'automobile, l'électronique, les télécommunications, le secteur médical, l'horlogerie, l'armement, etc.

La compétitivité des industries de ce secteur est directement liée à leur capacité d'innovation mais aussi à leur productivité. En découpage, une fois l'outil mis au point, le paramètre qui influe sur la productivité est principalement la maintenance de l'outillage. En effet, l'usure des outillages est inévitable et est fonction du nombre de pièces produites mais aussi des paramètres de découpe. Cette usure entraîne une diminution de la qualité des pièces découpées jusqu'à l'arrêt de la production pour changer ou réaffuter les poinçons. De nos jours, la cadence des presses étant élevée, un arrêt pour changer ou affuter l'outillage engendre un nombre de pièces non produites important et donc un manque à gagner notable.

Dans le monde du découpage, la conception et la fabrication de produits reposent principalement sur le savoir-faire du personnel et sur l'utilisation de modèles empiriques. Une meilleure compréhension et analyse des phénomènes mis en jeu lors de l'opération de découpage permettrait de positionner l'industrie du découpage française au meilleur niveau mondial.

L'amélioration de la compétitivité de ce secteur industriel passe par une augmentation de la productivité des opérations de découpe et de la qualité des pièces produites. Cette dernière se mesure par l'aspect du bord découpé, la précision de la géométrie de découpe et le niveau de bavure, tous liés à la géométrie du poinçon. La productivité est également liée à cette géométrie au travers des réaffutages des outils. En conséquence ce travail s'est attaché à approfondir les connaissances sur la relation entre les conditions de découpe et l'usure des outillages. Pour cela, comme il est très difficile d'extraire une presse de la production pour effectuer des essais, un tribomètre a été développé afin de simuler l'usure des outils en laboratoire. Les résultats expérimentaux obtenus au cours de ce travail permettent d'optimiser un code de calcul simulant l'évolution de la géométrie des outils en fonction du nombre de coups de presse.

Les différentes contributions de ces travaux favorisent un choix adapté des conditions de découpe avec pour finalité une optimisation de la qualité de découpe et la prédiction des opérations de maintenance.

Cette étude s'inscrit dans le cadre d'un projet FUI incluant :

- ◇ 5 industries nationales et internationales :
 - DELPHI, spécialisée dans la découpe de matériaux pour connecteurs ;
 - SOPREC INTERPLEX, spécialisée dans la découpe de tôle acier pour pièces automobiles ;
 - R. BOURGEOIS, spécialisée dans le découpage de tôles électriques ;
 - SCODER, spécialisée dans la découpe de tôles acier ;
 - EVAMET, spécialisée dans la conception et fabrication d'outils en carbure de tungstène.
- ◇ 3 institutions académiques :
 - CNRS/CEMHTI Orléans : Conditions Extrêmes et Matériaux Haute Température et Irradiation (UPR 3079) ;
 - LICB : Laboratoire Interdisciplinaire Carnot de Bourgogne (UMR 5209 : CNRS-Université de Bourgogne) ;
 - FEMTO-ST : Département de Mécanique Appliquée (UMR 6174 UFC - CNRS - ENSMM - UTBM).
- ◇ 1 centre technique :
 - CTDEC : Centre Technique du Décolletage.

Ce manuscrit est structuré en quatre chapitres. Le premier chapitre présente le procédé de découpage et plus particulièrement le découpage progressif. Une synthèse des données de la littérature portant sur l'aspect tribologique de l'opération de découpe et l'usure des poinçons est présentée, puis une description des moyens de mesure de cette usure est conduite. Le deuxième chapitre est consacré au développement d'un tribomètre spécifique permettant de recréer les conditions de frottement présentes lors de l'opération de découpage. L'objectif est de corréler les usures mesurées sur presse et en laboratoire, une approche énergétique de l'usure est proposée. Le troisième chapitre présente les expérimentations conduites sur presse à l'aide d'un outil spécialement instrumenté. Une analyse paramétrique est conduite afin de définir les conditions de coupe optimales. Une banque de données conséquente est construite pour établir une comparaison avec les essais sur tribomètre. Enfin, le quatrième chapitre traite de la compréhension des différences relevées entre les mesures réalisées sur presse et celles en laboratoire. Une analyse vibratoire de l'outil de découpe est effectuée pour comprendre les mécanismes de déplacement relatif poinçon-tôle. Des simulations numériques de l'essai de découpage éclaircissent les phénomènes mis en jeu et visent à estimer l'usure du poinçon.

ÉLÉMENTS CONTEXTUELS ET BIBLIOGRAPHIQUES

Sommaire

1.1	Le découpage	14
1.1.1	Description du procédé	14
1.1.2	Les différents paramètres de découpe	17
1.2	Usure du poinçon	22
1.2.1	Généralités	22
1.2.2	L'évolution de l'effort de découpage	23
1.2.3	Aspects tribologiques de la découpe	25
1.2.4	Prédiction de l'usure en découpage	28
1.3	Méthodes de mesure de l'usure des poinçons	31
1.3.1	Imagerie confocale 3D (ex-situ)	31
1.3.2	Banc de mesure optique (ex-situ)	34
1.3.3	Réplication (in-situ)	36
1.3.4	Activation superficielle (in-situ)	39
1.4	Conclusions	45

PRÉAMBULE

Ce premier chapitre présente les éléments contextuels et bibliographiques nécessaires à la compréhension de l'orientation de ces travaux de thèse qui relient l'usure des outils aux paramètres de découpe. Dans ce chapitre, après avoir rappelé les principes généraux du découpage mécanique de tôles, une description des différents paramètres de découpe modifiables est abordée. Par la suite, la problématique de l'usure des poinçons est traitée au travers des différents mécanismes générant cette perte de matière, puis les différentes méthodes de mesures sont présentées.

1.1 LE DÉCOUPAGE

Dans cette partie, le procédé de découpage est présenté dans sa globalité. Cette description permet de mieux appréhender les différents paramètres de découpe qu'il est possible de faire varier afin de parvenir à la qualité de découpe souhaitée.

1.1.1 DESCRIPTION DU PROCÉDÉ

Le découpage mécanique, qui est appelé plus simplement tout au long de ce manuscrit "découpage", consiste à détacher mécaniquement un contour donné dans un produit plat. Cette opération se fait sur une presse par l'intermédiaire d'un outil possédant deux parties actives qui sont le **poinçon** et la **matrice**. Durant la découpe, la tôle (ou bande) de matière à découper est maintenue contre la matrice par un serre flan, nommé également dévêtisseur car il permet l'extraction du poinçon de la tôle découpée lors de la remontée de celui-ci (Figure 1.1). Suivant les applications, c'est la tôle ajourée ou la partie enlevée de la tôle qui constitue le produit final. Dans les deux cas, la partie restante non utilisée pour l'application est appelée copeau ou chute.

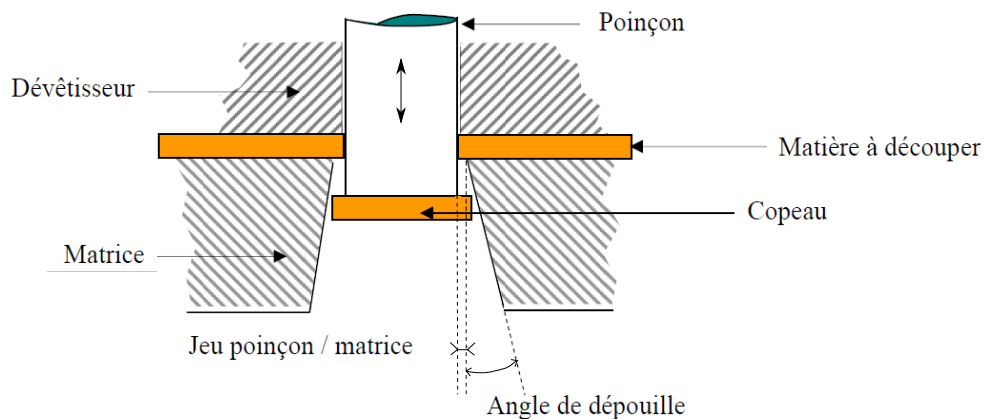


FIGURE 1.1 – Schéma de principe du découpage mécanique [Greban 06].

Les outils étudiés dans cette thèse sont appelés outils progressifs. L'opération de découpage progressif est un procédé de mise en forme qui permet l'obtention de pièces d'un profil donné en grandes ou petites séries. Les pièces finales sont obtenues en détachant successivement d'une bande de matière plusieurs contours (Figure 1.2).

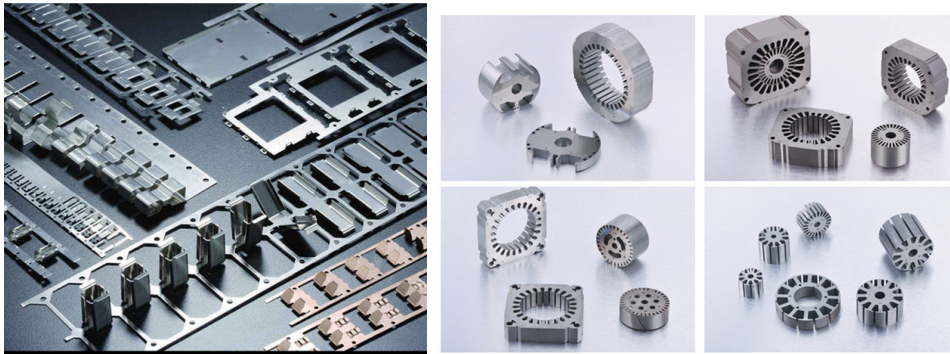


FIGURE 1.2 – Exemples de produits réalisés par découpage progressif.

Afin de réaliser ce type de découpage, différents éléments sont utilisés :

- une presse (Figure 1.3) qui fournit l'énergie mécanique nécessaire au découpage. Elle est généralement composée d'une table fixe à laquelle est rattachée la partie fixe de l'outil (généralement la matrice), et d'un coulisseau qui est animé d'un mouvement vertical alternatif sur lequel est fixée la partie mobile de l'outil (le poinçon) ;

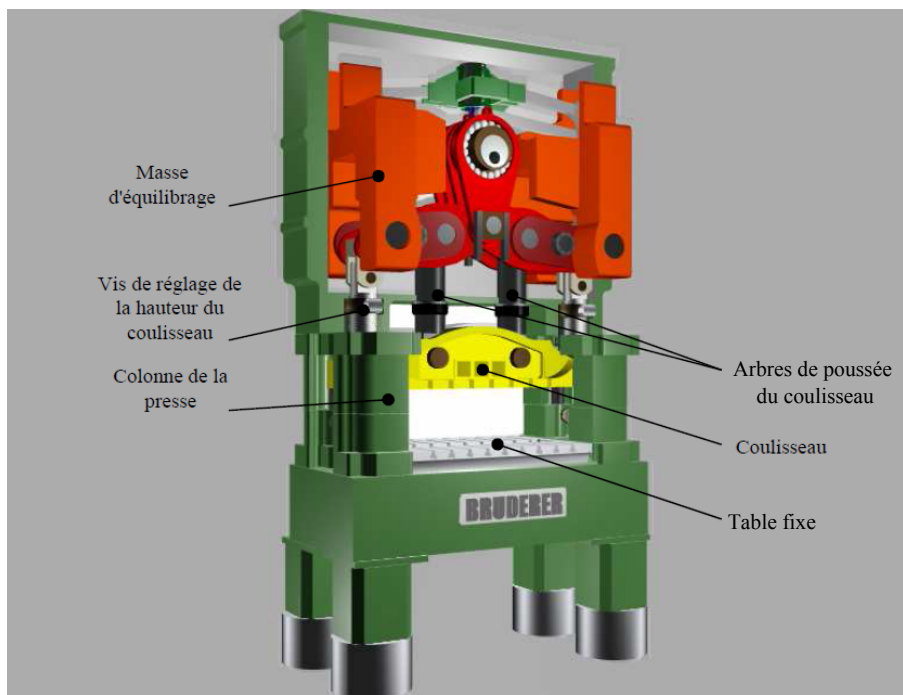


FIGURE 1.3 – Représentation d'une presse de découpage (Marque BRUDERER., BSTA 60 tonnes, presse utilisée pour l'étude (<http://www.bruderer.com/>)).

- un outil de découpage dont les parties coupantes sont les poinçons (placés dans

la partie mobile) et les matrices (partie fixe) qui vont exercer un effort sur la bande (Figure 1.4). A chaque fermeture de l'outil, la bande est plaquée par le dévêtisseur sur les matrices et les poinçons viennent découper la tôle ;

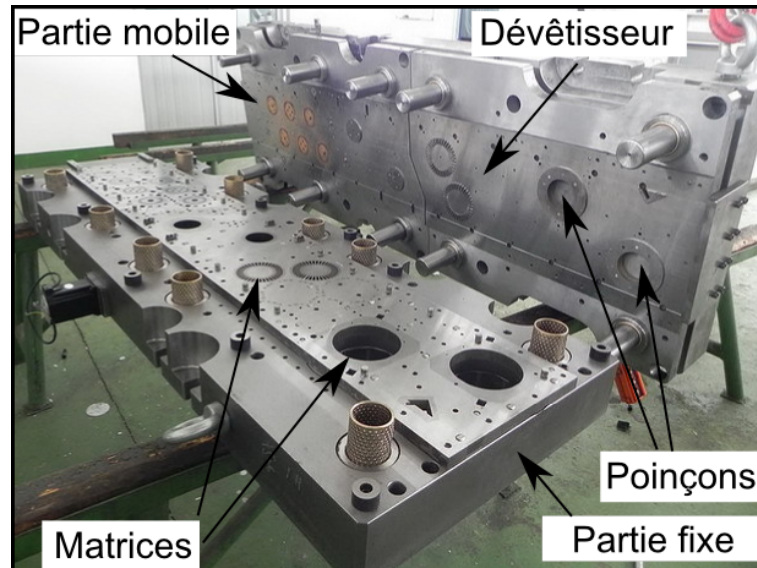


FIGURE 1.4 – Outil progressif constitué de la partie fixe avec les matrices et de la partie mobile avec les poinçons (R.Bourgeois).

- un système d'amenage mécanique couplé au mouvement du coulisseau de la presse. Il permet l'avance de la bande à découper d'une valeur fixe appelée "pas" ;
- un système d'alimentation permet de distribuer la bande à découper (généralement stockée en bobine) dans le système d'amenage. Il est constitué d'un dérouleur de bande et d'un redresseur qui va supprimer les défauts (courbure, tuilage, torsion) de la tôle en sortie de bobine (Figures 1.5 a et b) ;
- un système de récupération constitué d'un enrouleur/récupérateur de bande (Figure 1.5 c) ré-enroule la bande découpée en sortie de presse.

L'ensemble des éléments décrits ci-dessus constitue la ligne de découpage (Figure 1.5).

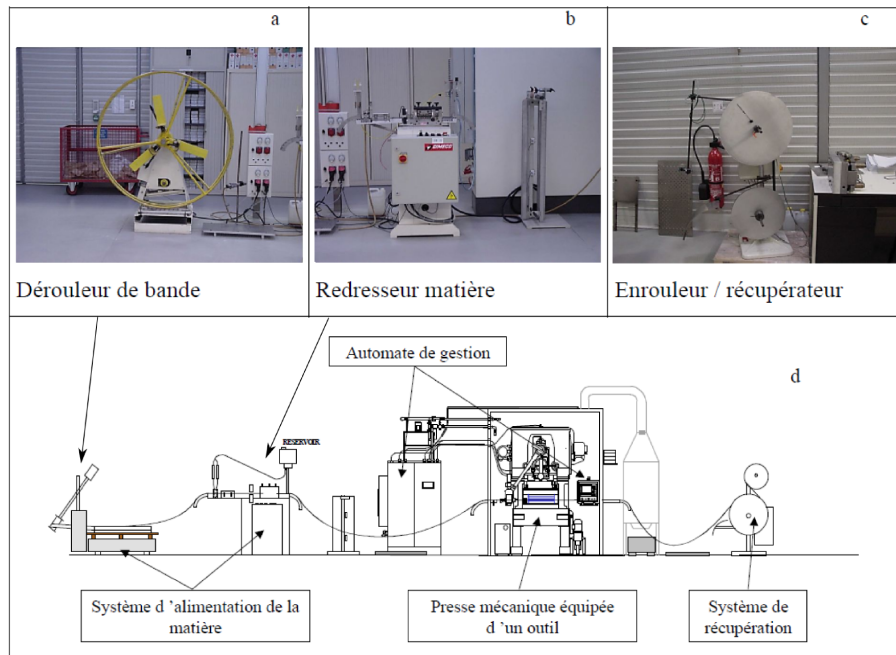


FIGURE 1.5 – Représentation d’une ligne de découpe généralement utilisée pour le découpage progressif [Meunier 05].

1.1.2 LES DIFFÉRENTS PARAMÈTRES DE DÉCOUPE

Afin de parvenir à la découpe de la pièce finale, il est possible de modifier différents paramètres lors de l’opération de découpe. Ces paramètres vont conditionner la qualité de la pièce découpée, l’effort de découpe, mais aussi la vitesse d’usure de l’outil. Les paramètres géométriques (Figure 1.6) sont les plus faciles à changer.

Le **jeu poinçon/matrice** ($J_{p/m}$) est défini comme étant la différence entre la dimension du poinçon et celle de la matrice. Ce jeu est généralement exprimé en pourcentage de l’épaisseur de la tôle découpée. Hambli et al. [Hambli 04] définissent le jeu radial relatif entre le poinçon et la matrice par la relation :

$$J_{p/m} = \frac{D_m - D_p}{2e} \quad (1.1)$$

avec D_m et D_p les diamètres de la matrice et du poinçon.

Il sera montré plus tard (sections 3.3.1.4, 3.3.2.5) que le jeu poinçon/matrice influence fortement sur l’effort de découpe, sur la qualité géométrique du bord découpé, mais aussi sur l’usure de l’outil.

Les **rayons des arêtes** tranchantes du poinçon (R_p), et de la matrice (R_m) jouent un rôle très important dans l’opération de découpe. Lorsque l’outil est neuf, les angles de coupe sont vifs, donc les rayons sont quasiment nuls. La découpe de pièces engendre une usure des parties tranchantes et de ce fait une augmentation des

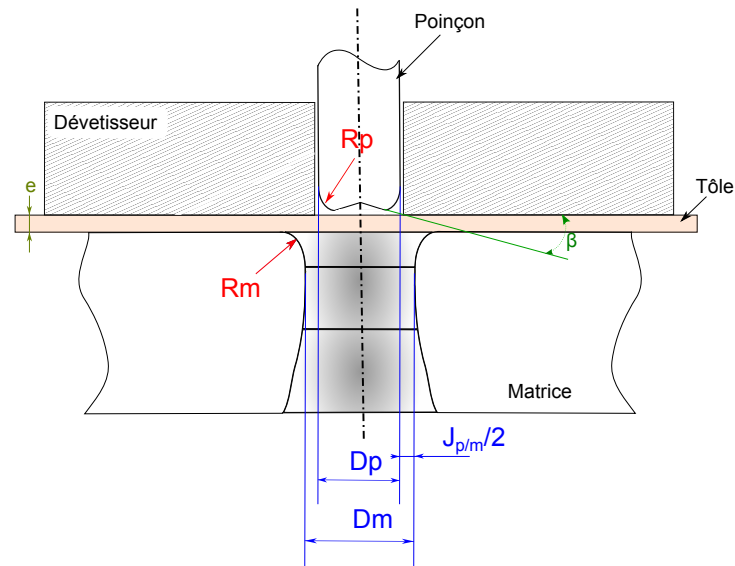


FIGURE 1.6 – Représentation des différents paramètres géométriques du découpage [Hambli 04].

rayons des arêtes de coupe. Les conditions de découpe sont alors fortement modifiées. De nombreux travaux traitent de l'impact de la géométrie des arêtes de coupe sur la qualité de la découpe, ils seront décrits plus en détail dans les sections 3.3.1.4, et 3.3.2.5.

Dans certains cas le poinçon possède un **angle de dépouille** (β) sur sa face inférieure. Généralement la flèche de la pente est égale à l'épaisseur de la tôle découpée. La matrice possède elle aussi une dépouille après la zone utile (de diamètre constant). Cette dépouille permet de limiter l'empilage des copeaux qui fait augmenter l'effort à appliquer pour les expulser.

D'autres paramètres autres que géométriques peuvent être modifiés pour améliorer la qualité de la pièce finale : la **vitesse de découpe** (cadence de presse), la lubrification, le **matériau du poinçon** ainsi que son **mode d'usinage**, ou le **matériau de la tôle** découpée.

On constate qu'outre la géométrie de découpe il est également possible d'ajuster les conditions de coupe. Des paramètres comme la vitesse de découpe, les conditions de lubrification, le mode d'obtention et la matière des poinçons voire même la matière de la tôle constituent des variables pour le procédé. Dans les parties qui suivent, tous ces paramètres sont rassemblés en trois catégories :

- le **matériau découpé** : cette catégorie regroupe les caractéristiques modifiables de la bande qui est découpée, soient les propriétés mécaniques et la micro-structure ;
- les **paramètres procédé** : cette catégorie regroupe les paramètres relatifs à

l'outillage et à la presse : le jeu poinçon/matrice, la forme, la matière et l'usinage du poinçon, la vitesse de découpage, et la température sont rassemblés dans cet item ;

- **la lubrification** : cette catégorie regroupe tout ce qui touche à la lubrification du procédé. Ainsi les propriétés du lubrifiant, la quantité de lubrifiant mais aussi son mode de dépôt sont modifiables. Le mode de dépôt du lubrifiant peut se faire de plusieurs manières, à savoir, par l'intermédiaire de rouleaux, par pulvérisation ou par trempage.

Un certain nombre de paramètres qu'ils soient relatifs à l'outillage, à la presse, ou à la matière découpée, peuvent donc être ajustés afin d'optimiser la découpe des pièces. La modification de ces conditions de découpe va avoir un impact sur les trois critères de qualité :

- **la géométrie de la pièce finale** qui est régie par un cahier des charges fixant des tolérances dimensionnelles et géométriques à ne pas dépasser ;
- **l'usure du poinçon** qui va influencer directement sur la qualité de la pièce ;
- **l'effort de découpe** qui conditionne le dimensionnement de la presse à utiliser.

De nombreux travaux expérimentaux traitent de l'influence des paramètres de découpe sur ces trois critères et sont récapitulés dans le tableau 1.1. Ces travaux serviront de point d'appui tout au long des différentes parties de ce manuscrit. Toutefois il apparaît qu'un certain nombre de cellules de ce tableau restent vierges. En particulier la cinétique d'usure du poinçon est un des critères les moins étudiés. Pourtant dans le milieu industriel, c'est elle qui doit être réduite au maximum car elle conditionne fortement la qualité finale de la pièce découpée [Hambli 96, Choy 96, Shim 04, Hatanaka 03], et implique régulièrement un changement ou le ré-affutage du poinçon, ce qui réduit la productivité de la chaîne de production. Les travaux de thèse conduits et décrits au travers de ce manuscrit ont pour but d'établir une relation entre la cinétique d'usure et les conditions de coupe. La section suivante traite du problème de l'usure des poinçons, des différentes techniques permettant de la mesurer et de la prédire.

TABLE 1.1 – Récapitulatif des différentes études expérimentales réalisées sur l’influence des le bord découpé). Le symbole ... indique qu’aucune étude n’a été répertoriée sur le sujet

Paramètres	Impact sur :	
	Effort de découpe	Références
Matière découpée		
Propriétés mécaniques	Une augmentation de la dureté augmente l’effort de découpe et accélère la fissuration.	[Maillard 91], [Hambli 96], [Balendra 70],[Greban 06]
	<i>Cuivre, Acier</i>	[Wong 75]
Micro-structure	Une augmentation de la taille des grains (pour une épaisseur équivalente) diminue l’effort de découpe.	[Kals 00],[Greban 06], [Goijaerts 00], [Xu 12]
	Une augmentation du nombre de précipités va augmenter l’effort de découpe.	
	<i>Cuivre, Acier, Aluminium</i>	
Paramètres outillage		
Jeu poinçon/matrice	Une augmentation du jeu diminue l’effort maximum et l’effort après fissuration.	[Hambli 96],[Chang 51], [Meunier 05],[Tekiner 06], [Greban 06],[Achouri 12]
	<i>Aluminium, Acier, Cuivre, Laiton, Fonte</i>	
Géométrie d’outil	Une augmentation de l’angle en bout de poinçon réduit l’effort maximum.	[Maillard 91],[Hambli 96], [Tilsley 58],[Shim 04]
	Un rayon d’arête de coupe plus important modifie la forme de la courbe effort/déplacement. La fissuration est retardée.	
	<i>Cuivre, Aluminium, Acier</i>	
Vitesse	L’impact de la vitesse dépend du matériau découpé.	[Stegeman 99],[Meunier 05]
	<i>Acier, Cuivre</i>	
Matériau d’outil	...	
Usinage de l’outil	...	
Température	Une augmentation de la température permet de réduire l’effort maximum de découpe.	[Johnson 67],[Demmel 15]
	<i>Aluminium, Acier, Cuivre, Laiton, Fonte</i>	
Lubrification		
Quantité	...	
Propriétés	Certaines huiles permettent de réduire l’effort de dévêtissage.	[Bay 08],[Olsson 02], [Olsson 03]
	<i>Inox</i>	
Mode de dépôt	...	

paramètres de découpe sur trois critères du procédé (l'effort de découpe, l'usure du poinçon, concerné.

Impact sur :			
Usure du poinçon	Références	Bord découpé	Références
Matière découpée			
Pas forcément de relation entre l'usure et les propriétés mécaniques. - <i>Cuivre</i>	[Makich 11]	Plus le matériau est ductile, plus la zone cisailée et la bavure sont importantes. - <i>Cuivre, Acier</i>	[Maillard 91],[Greban 06], [Tekiner 06],[Gréban 07]
Une diminution de la taille des grains augmente l'abrasivité des tôles. Une augmentation du nombre de précipités renforce l'abrasivité de la tôle. <i>Cuivre, Acier, Aluminium</i>	[Makich 11]	Plus les précipités sont nombreux, plus la bavure est petite, et la hauteur cisailée grande. Le rapport taille de grain/épaisseur est important sur la génération de la bavure. <i>Cuivre</i>	[Kals 00],[Gréban 07], [Greban 06]
Paramètres outillage			
La réduction du jeu augmente la pression de contact entre tôle et poinçon et donc la vitesse d'usure. <i>Cuivre, Acier</i>	[Tekiner 06],[Greban 06]	Un jeu faible réduit la bavure et augmente la partie cisailée. La hauteur arrachée augmente avec l'augmentation du jeu. <i>Aluminium, Cuivre, Laiton, Acier, Zinc</i>	[Hambli 96],[Goijaerts 00], [Jana 89],[Achouri 14]
...		- L'augmentation du rayon de l'arete de coupe fait augmenter la bavure ainsi que les hauteurs cisailées et bombées. La hauteur arrachée diminue quant à elle. - <i>Cuivre, Aluminium, Acier</i>	[Hambli 96],[Choy 96], [Shim 04],[Hatanaka 03]
...		L'influence de la vitesse de coupe dépend fortement du matériau découpé. <i>Aluminium, Acier, Cuivre, Laiton</i>	[Balendra 70],[Goijaerts 00], [Meunier 05],[Johnson 67]
...		...	
...		...	
...		...	
...		-	
Lubrification			
Élimine plus facilement les particules abrasives <i>Cuivre</i>	[Makich 11]	...	
Certaines huiles ont un pouvoir de réduction de l'usure plus important que d'autres. <i>Cuivre</i>	[Makich 11]	...	
...		...	

1.2 USURE DU POINÇON

L'usure des poinçons est inévitable du fait d'un contact glissant permanent entre le poinçon et la tôle. Les différents mécanismes potentiels conduisant à l'usure des poinçons sont décrits dans cette section. Puis nous verrons que la prédiction de l'usure peut permettre d'améliorer la productivité. Peu d'études traitent de l'influence des paramètres de découpe sur la vitesse d'usure des poinçons et encore moins de références bibliographiques sont disponibles pour décrire les moyens de prédire cette usure.

1.2.1 GÉNÉRALITÉS

Sous l'effet des pressions et du frottement entre les surfaces en contact (poinçon, tôle, matrice), les arêtes tranchantes du poinçon et de la matrice s'usent (Figures 1.7a et 1.7c), et leurs rayons augmentent. Plusieurs types d'usures peuvent être observées sur les poinçons : l'usure par abrasion, par adhésion ou par écaillage voire même la rupture par fatigue [Maillard 09].

Le poinçon est soumis au cours de son cycle de vie à différents régimes d'usure (Figure 1.7b) :

- rodage : usure rapide puis réduction de la vitesse d'usure au cours du temps,
- phase normale : stabilisation de la vitesse d'usure qui reste faible,
- usure sévère : vitesse d'usure croissante, voire rupture du poinçon dans certains cas.

Lors de l'opération de découpe, le flanc, ainsi que l'arête de coupe du poinçon sont affectés. Dans un premier temps, jusqu'à la fissuration de la tôle, c'est principalement l'arête de coupe qui s'use de par le contact avec la tôle. Puis, une fois la tôle fissurée et lors de la remontée du poinçon, un phénomène de retour élastique apparaît dans la tôle, ce qui entraîne du frottement et l'usure de la surface latérale du poinçon [Maillard 09]. De ce fait, l'usure du poinçon modifie les conditions de découpe par modification de la géométrie du poinçon. La qualité des pièces découpées en est potentiellement altérée. Greban [Greban 06] et Husson [Husson 05] montrent que l'usure des parties actives des poinçons conduit à une augmentation de la bavure et de la partie cisailée de la pièce découpée. Une fois la qualité de la pièce trop dégradée, le poinçon doit être démonté pour être réaffuté.

La modification de certains paramètres de découpe influe directement sur les vitesses et les types d'usure présents sur les poinçons. Ce sont des paramètres les plus simples à modifier qui sont ajustés en premier lieu pour trouver la solution adéquate à la découpe désirée. Ainsi ce sont souvent le lubrifiant ou le matériau du poinçon qui sont modifiés [Felder 92]. Toutefois la modification des autres paramètres précédemment cités (1.1.2) peuvent aussi amener une contribution significative à la réduction de l'usure. De ce fait une meilleure connaissance des conditions de frottements présentes lors du découpage semble requise.

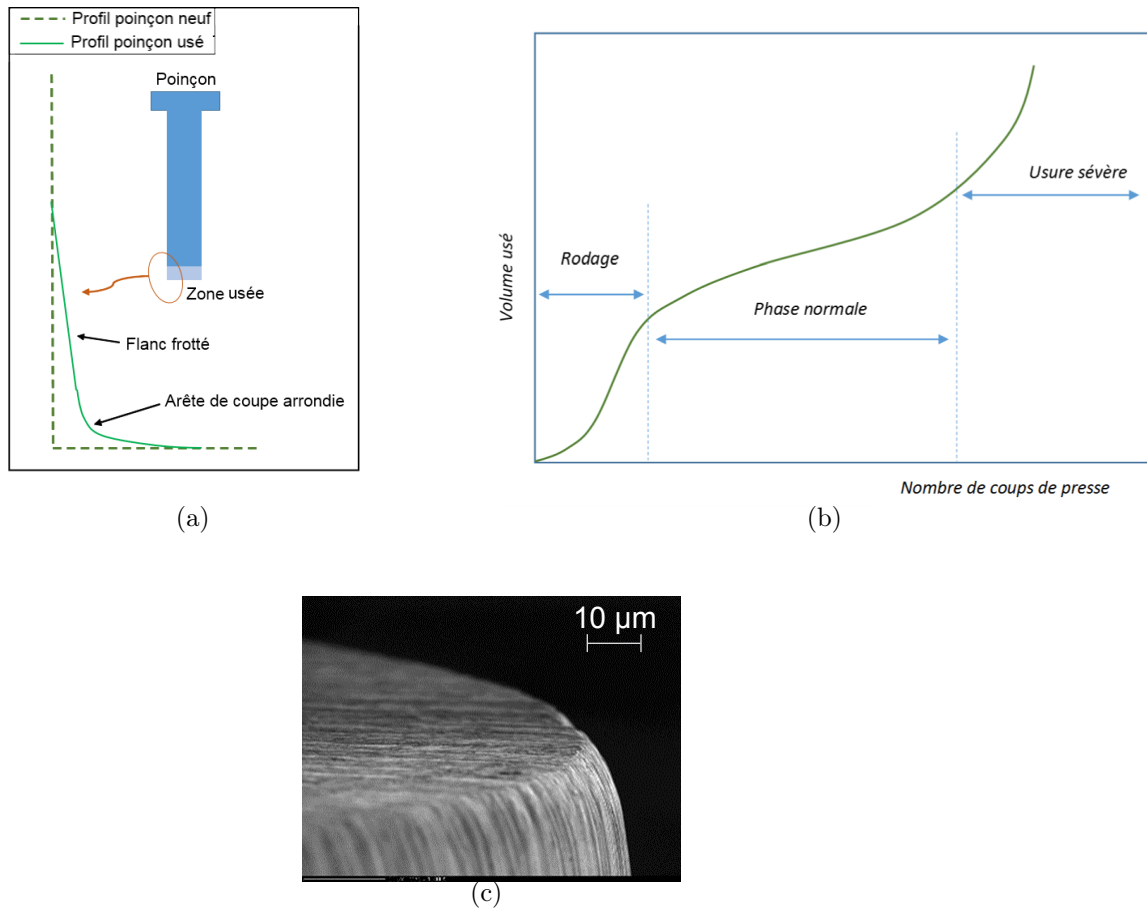


FIGURE 1.7 – (a) Représentation de l’usure de l’arête de coupe et du flanc d’un poinçon, (b) cycle de vie d’un poinçon, (c) image MEB d’une arête de coupe ayant subi une usure par abrasion [Makich 11].

1.2.2 L’ÉVOLUTION DE L’EFFORT DE DÉCOUPAGE

La mesure de l’effort de découpage permet d’interpréter différents phénomènes invisibles lors de la découpe. Généralement l’effort de découpe est mesuré en même temps que le déplacement de l’outil (Figure 1.8). Ainsi plus tard nous verrons qu’il est possible de suivre l’usure de l’outil par l’intermédiaire de cette courbe effort/déplacement.

1.2.2.1 LE CYCLE DE DÉCOUPAGE

Il est possible de décrire les différentes étapes de l’opération de découpage par l’intermédiaire de la courbe effort/déplacement (Figure 1.8). Maillard [Maillard 91] décompose le procédé de découpage en 5 phases :

1. Montée en charge linéaire (comportement élastique du matériau) : le poinçon vient indenter la tôle mais le régime de déformation reste linéaire.

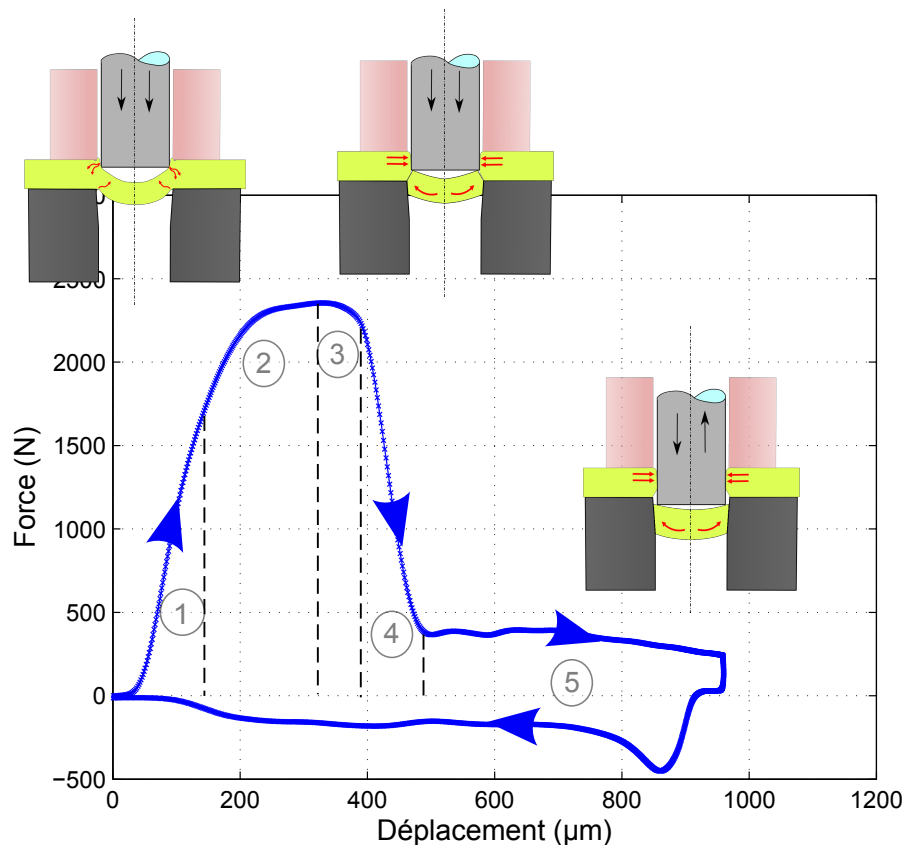


FIGURE 1.8 – Courbe effort/déplacement du poinçon lors de l’opération de découpage, avec représentation des différentes étapes de découpe. Cas d’un inox 316L à 100 cp/min.

2. Comportement élasto-plastique du matériau : la limite élastique de la tôle est dépassée. Un écrouissage de la tôle se produit de manière plus ou moins prononcé selon les matériaux découpés.
3. Plastification, cisaillement et endommagement du matériau : l’effort commence à diminuer. L’endommagement au sein de la tôle augmente et ses propriétés mécaniques en sont diminuées.
4. Phase de rupture, propagation brutale d’une fissure : l’endommagement atteint son seuil critique, la fissure se propage.
5. Phase d’expulsion de la pièce découpée : Le poinçon continue sa descente afin d’expulser le copeau puis remonte. Il y a frottement entre la tôle et le poinçon car le retour élastique de la tôle vient la plaquer sur les faces du poinçon.

1.2.2.2 USURE ET EFFORT DE DÉCOUPE

Maillard et Hambli [Maillard 91, Hambli 96] montrent que l’usure du poinçon provoque un changement de la forme de la courbe effort/déplacement (Figure 1.9). L’effort maximum de découpe peut augmenter de 15% et la pénétration à rupture est retardée avec l’augmentation du rayon de coupe. Il est donc possible de suivre

indirectement l'usure du poinçon à l'aide de la courbe d'effort/déplacement. De plus d'après Maillard [Maillard 09], l'effort de dévêtissage est celui qui est le plus impacté par l'augmentation de l'usure du poinçon. Cet effort représente environ 2% de l'effort maximum de découpage pour un outil neuf, mais peut atteindre 15% pour un outil usé. Or, dans le milieu industriel, ce suivi est rarement possible car la plupart des outillages utilisés ne sont pas instrumentés. C'est principalement la presse qui fournit l'effort exercé par l'outillage, mais celui-ci étant composé de nombreux postes (découpe, emboutissage, pliage), l'évolution de l'usure d'un poinçon n'est pas visible.

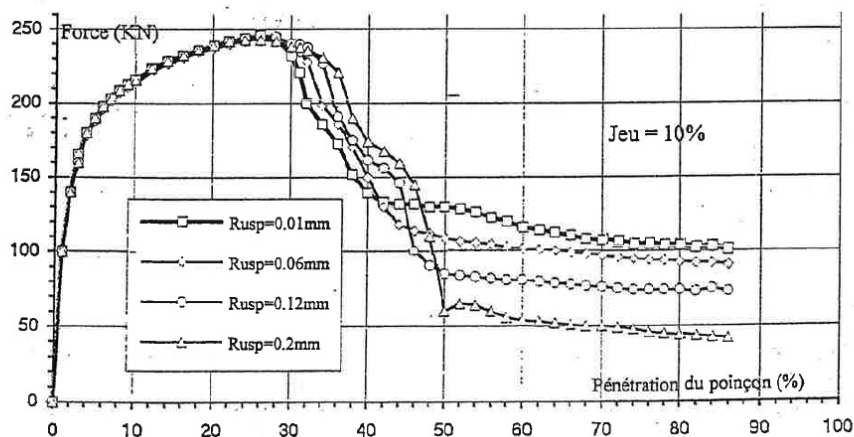


FIGURE 1.9 – Evolution de la courbe effort/déplacement pour différentes usures de poinçons [Hambli 96].

1.2.3 ASPECTS TRIBOLOGIQUES DE LA DÉCOUPE

La tribologie est la science qui étudie l'ensemble des phénomènes qui ont lieu lorsque des corps en contact sont mis en mouvement relatif. Cette science regroupe trois aspects distincts : le frottement, qui tend à s'opposer au mouvement d'une surface en contact avec une autre, l'usure correspondant à la dégradation des surfaces qui se traduit par une perte de matière, et la lubrification qui regroupe l'ensemble des techniques permettant de réduire le frottement et l'usure entre deux éléments en contact et en mouvement l'un par rapport à l'autre. La tribologie fait intervenir des notions de mécanique, de physicochimie et de science des matériaux. L'opération de découpage peut s'apparenter à un système tribologique car elle regroupe des surfaces en mouvements (poinçon/tôle), de l'usure (poinçon et matrice) et une lubrification présente entre les surfaces en contact.

1.2.3.1 MÉCANISMES D'USURE DANS LES SYSTÈMES TRIBOLOGIQUES

Dans les systèmes tribologiques de nombreuses formes d'usure sont visibles. Il est possible d'en répertorier quatre catégories distinctes qui semblent être les plus courantes [Cartier 01] :

- l’usure par adhésion : des particules sont transférées (du fait de leurs affinités chimiques) d’un corps sur l’autre. Si les matériaux sont de natures différentes, le transfert s’effectue préférentiellement du corps le plus tendre, ou le moins tenace, sur le corps le plus dur,
- l’usure par abrasion : elle provient de la pénétration et du déplacement de matière lié à un corps étranger (troisième corps) ou une aspérité, plus dur que les surfaces en mouvements, qui peut être, soit une particule abrasive, soit un débris d’usure d’origine adhésive,
- l’usure par fatigue : l’application sur les surfaces de contact de charges élevées cycliques est responsable d’un endommagement par fatigue mécanique superficielle, se traduisant par l’apparition de fissures en surface ou très proches de celle-ci, qui se propagent dans le volume et donnent naissance au phénomène connu sous le nom d’écaillage,
- l’usure par corrosion : elle n’est pas directement liée au frottement mais elle interagit avec. Dans un premier temps, les surfaces réagissent avec les ambiances agressives qui attaquent les surfaces. Puis le frottement vient arracher la couche d’oxyde qui s’était formée en surface.

Ces mécanismes d’usure peuvent aussi se combiner en fonction des conditions tribologiques.

1.2.3.2 MODES D’USURE PRÉSENTS EN DÉCOUPAGE

L’usure des outils de découpage est principalement abrasive et adhésive au départ. Selon Hambli [Hambli 01], l’usure est dans un premier temps adhésive, puis avec le glissement des surfaces, cette adhésion génère des particules qui usent les poinçons de manière abrasive par augmentation de leur dureté par écrouissage.

De leur côté, Klaasen et al. [Klaasen 04, Klaasen 06], qui étudient l’usure de poinçons en carbure de tungstène (avec liants cobalt ou fer-nickel), montrent que lors de la découpe d’acier, pour une application électrique, l’usure des poinçons est plutôt de type adhésive, puis dans un second temps l’usure par fatigue apparaît. L’usure adhésive s’initie dans la matrice qui lie les grains de carbure et dépend donc de la quantité de liant présente dans le matériau. Plus la part de liant est importante et plus l’usure est rapide. La Figure 1.10 représente le résultat de mesure de performance de découpage N/Δ exprimée en nombre de perçages N réalisés pour user une certaine épaisseur Δ du poinçon. Ces mesures sont réalisées pour plusieurs types de matériaux de poinçon ayant des tailles de grains allant de 1.9 à 2.7 μm . Deux pourcentages de liant cobalt sont représentés (20% et 15%). On voit que la performance est meilleure pour des grains de faibles tailles et aussi pour un pourcentage de liant plus faible.

Meunier [Meunier 05] et Makich [Makich 11], quant à eux, montrent que l’usure par abrasion est provoquée par la présence de particules d’oxyde ou de carbure dans la tôle découpée et représente la plus grosse part de l’usure des poinçons qu’ils ont étudiés. On constate donc que plusieurs types d’usure affectent les poinçons lors de

l'opération de découpage et sont fonction des conditions de découpe. De plus ils sont susceptibles d'évoluer au cours du temps.

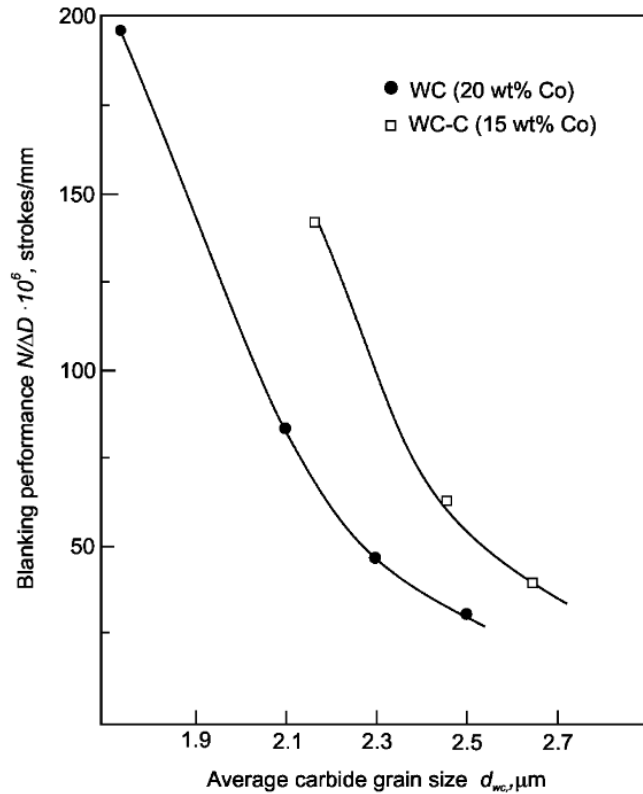


FIGURE 1.10 – (a) Performance de découpage de carbure de tungstène avec 20% (●) et 15% (■) de liant cobalt [Klaasen 04].

1.2.3.3 FACTEURS D'INFLUENCE SUR L'USURE DES POINÇONS

La réduction du **jeu poinçon/matrice** a tendance à augmenter l'effort de découpe. En effet la tôle a alors plus de difficulté à s'écouler entre le poinçon et la matrice. Les pressions de contact vont augmenter et de ce fait l'usure du poinçon va être accentuée selon Greban et Tekiner [Greban 06, Tekiner 06].

Makich [Makich 11] traite de l'importance des **propriétés de la matière découpée** vis à vis de la vitesse d'usure du poinçon. Il montre qu'il n'existe pas forcément de relation entre la vitesse d'usure du poinçon et les propriétés mécaniques du matériau découpé. Greban [Greban 06] et Makich [Makich 11] montrent que la taille des grains quant à elle joue un rôle dans la cinétique d'usure. Des grains de faible taille augmentent l'abrasivité des tôles, tout comme la présence de précipités dans la matière. Ce renforcement du caractère abrasif des tôles conduit à une usure plus rapide des outillages.

La **quantité de lubrifiant** a une influence sur la vitesse d'usure du poinçon

[Makich 11]. Une quantité plus importante de lubrifiant semble réduire l’abrasivité des tôles (Figure 1.11). Le volume d’usure est relevé toutes les 20 000 pièces produites. Pour chaque configuration de quantité d’huile utilisée, il est possible de relever une tendance d’évolution de l’usure (linéaire). De même, selon la nature du lubrifiant, jusqu’à 35% de pièces en plus peuvent être produites entre deux affutages. Toutefois l’origine de cette réduction de l’usure n’est pas complètement expliquée. Elle peut en effet être attribuée aux additifs anti-usure, à la réduction du frottement par la viscosité ou encore par l’évacuation des débris abrasifs.

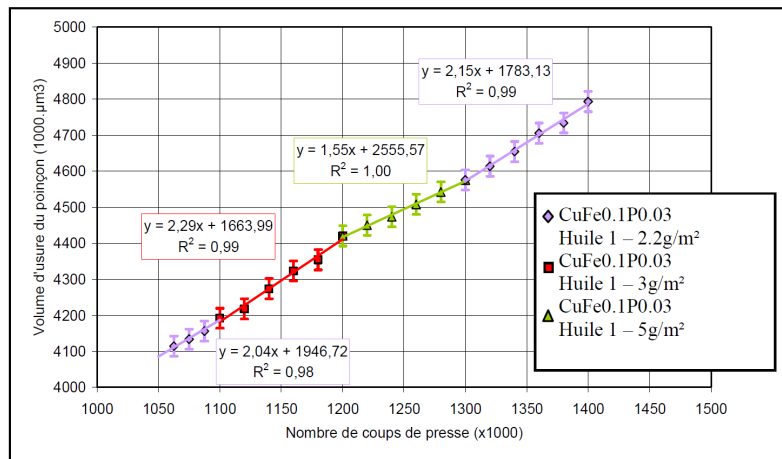


FIGURE 1.11 – Influence sur l’usure du poinçon de la quantité d’huile sur la tôle d’après [Makich 11].

1.2.4 PRÉDICTION DE L’USURE EN DÉCOUPAGE

Les arrêts de production pour affuter les poinçons sont soit programmés par avance, soit décidés lors du contrôle des pièces découpées qui ne répondent plus aux contraintes exigées. En milieu industriel, la prédiction de la durée de vie du poinçon se fait de manière empirique mais quelques travaux traitent tout de même de ce sujet en s’appuyant sur la simulation numérique de l’opération de découpage. Hambli [Hambli 01], Ko et al. [Ko 02, Ko 00] et plus récemment Falconnet et al. [Falconnet 12] prédisent l’usure du poinçon dans un code d’éléments finis. L’usure du poinçon est générée numériquement selon l’équation 1.2 établie par Archard [Archard 53]. Le volume usé V est fonction du coefficient d’usure du matériau d’outil k , de la dureté de la tôle découpée H et de la distance de frottement s (nombre de perçages).

$$V = k \times \frac{F_N}{3H} \times s, \quad (1.2)$$

Hambli [Hambli 01] utilise des valeurs de k issues de la littérature, où la vitesse, la pression et la lubrification utilisées pour déterminer ce coefficient ne correspondent pas exactement aux conditions de frottements présentes lors de la découpe.

Ko et al [Ko 02] quant à eux déterminent leurs propres valeurs de coefficient d'usure à l'aide d'un simple essai tribologique pion/disque. Les matériaux étudiés lors de cet essai sont les mêmes que ceux des poinçons utilisés lors de la découpe. Les conditions de vitesse et de pression sont fixées arbitrairement. Ils remarquent que pour le matériau étudié (acier revêtu TiN) le coefficient d'usure dépend de la distance parcourue (Figure 1.12). En effet le revêtement s'use et donc le coefficient d'usure évolue en fonction de la hauteur de revêtement restante. Une fois tout le revêtement disparu, le coefficient d'usure reste stable et au même niveau que celui mesuré pour l'acier non revêtu. Ces auteurs ainsi que Ersoy et al. [Ersoy-Nürnberg 08] introduisent une nouvelle approche permettant de tenir compte de cette évolution du coefficient d'usure variable. Cette variation est en effet intégrée à la simulation et permet de corriger l'erreur commise en considérant un coefficient constant.

De leur côté Falconnet et al. [Falconnet 12] ont développé un tribomètre directement inséré dans la ligne de découpe permettant de déterminer le coefficient d'usure qu'ils intègrent dans la simulation. La cinématique de ce tribomètre s'approche des conditions de frottement présentes sur presse.

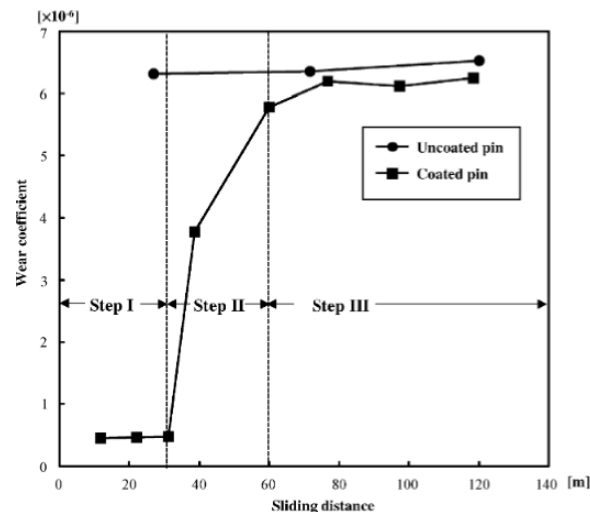


FIGURE 1.12 – Coefficient d'usure en fonction de la distance de frottement pour un acier revêtu Ti-N (■) et non revêtu (●) [Ko 02].

Ces contributions montrent qu'il est possible de simuler la perte de matière engendrée par le frottement entre les parties actives du poinçon et la tôle découpée mais ne donnent pas d'information sur l'évolution de la qualité du bord découpé. Touache [Touache 06] étudie, de façon numérique, l'influence des rayons des arêtes coupantes du poinçon et de la matrice sur la qualité de découpe. Ce paramètre est important dans le milieu industriel car il est un des indicateurs de l'état d'usure des outils et peut faire l'objet d'une spécification dans le cahier des charges d'une pièce. Touache constate qu'une valeur faible des rayons R_p et R_m conduit à une augmentation de la déformation équivalente maximale de la tôle, de la température maximale, et de la vitesse de déformation maximale. L'effort maximum augmente avec l'augmentation

des rayons de coupe et la fissuration est retardée, ce qui influe sur les hauteurs caractéristiques du bord découpé. Dans un même temps, Husson [Husson 05] montre que l'on peut prédire numériquement l'aspect du bord découpé en fonction de l'usure du poinçon et de la matrice (en modifiant les rayons de ces parties coupantes). Enfin il montre que l'usure augmente le niveau de bavure (Figure 1.13).

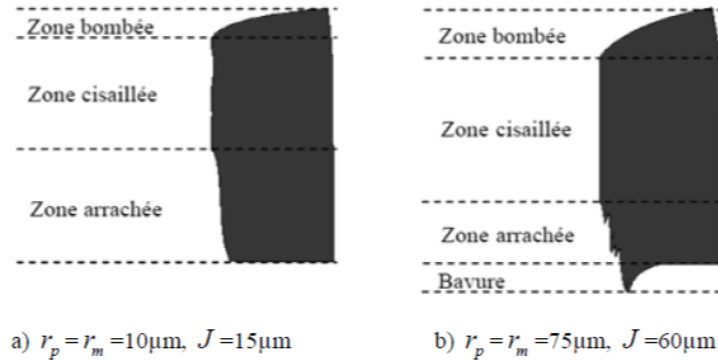


FIGURE 1.13 – Influence du rayon d'arête de coupe (poinçon et matrice) et du jeu poinçon/matrice sur l'aspect du bord découpé [Husson 05].

On constate qu'il est donc possible de prédire numériquement l'évolution de l'usure sur le poinçon en fonction du nombre de coups de presse en premier lieu, puis par la suite de remonter à la qualité de la découpe en fonction de cette usure. Toutefois aucun auteur ne traite de l'effet du changement des conditions de découpe sur l'usure.

1.3 MÉTHODES DE MESURE DE L'USURE DES POINÇONS

Comme décrit précédemment, l'usure des poinçons tend à dégrader la qualité des pièces découpées. Dans l'industrie, la mesure de l'usure se fait au travers du suivi de la découpe. Généralement les dimensions des perçages ainsi que la hauteur de bavure sont mesurées en continu après l'opération de découpage. A partir d'un certain seuil il est décidé de réaffûter l'outillage. Parfois même, avant le lancement de la production, il est décidé arbitrairement que l'affûtage se fera après un certain nombre de pièces produites. Ces techniques ne tiennent donc pas compte de mesures directement réalisées sur le poinçon. En effet il est très difficile de procéder à des mesures sur les poinçons lorsque ceux-ci sont montés dans l'outil sur la presse (méthode de mesure "in-situ"). Il est possible de démonter les poinçons pour les mesurer en dehors de l'outil (méthode "ex-situ"), mais une fois le poinçon démonté il est difficile, voir impossible de le replacer exactement au même endroit afin de garder le même centrage. Or Meunier [Meunier 05] montre que le centrage du poinçon modifie les conditions de découpe. C'est dans cette optique que, des méthodes de mesures "in-situ" ont été développées dans le cadre de travaux réalisés sur l'usure des outillages. Il en existe deux principales : la réplique et l'activation superficielle. Elles ont été utilisées pour réaliser cette étude et sont décrites par la suite.

Dans un premier temps, nous présenterons les mesures de type "ex-situ", afin de mesurer l'usure en début et en fin de campagne, puis dans un second temps, les deux méthodes de mesure sur presse ("in-situ") seront décrites. Les poinçons utilisés au travers de ce manuscrit sont des cylindres de révolution pour des raisons de facilité d'usinage, de montage et de symétrie.

1.3.1 IMAGERIE CONFOCALE 3D (EX-SITU)

1.3.1.1 APPAREILLAGE DE MESURE

Les mesures de volume usé et de rayon d'arête de coupe sont réalisées à l'aide d'un microscope à imagerie confocale 3D de type InfiniteFocus® (Figure 1.14 a). C'est une mesure sans contact. L'échantillon est placé sur les tables de déplacement et illuminé par un éclairage modulé. Cette lumière est transmise par un système optique et focalisée sur l'échantillon, une lumière coaxiale est ainsi créée. La lumière est réfléchiée par l'échantillon et projetée sur un capteur numérique à l'intérieur de l'optique de précision. La distance entre l'objectif et l'échantillon est progressivement changée afin que la variation de contraste point par point puisse être calculée. Il est donc possible de remonter à la distance entre le point mesuré et l'objectif en cherchant la meilleure distance de focalisation. Ainsi, après traitement logiciel, une cartographie de l'échantillon mesuré peut être réalisée. La résolution verticale et latérale est fonction de l'objectif sélectionné (entre $\times 5$ et $\times 100$). Il est possible d'atteindre une précision de mesure latérale de 440 nm et verticale de 10 nm.

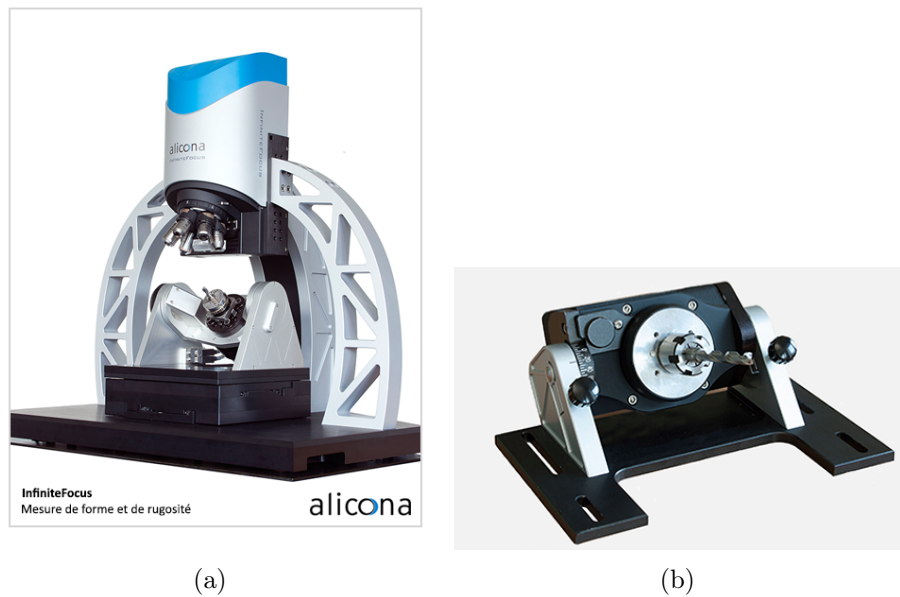


FIGURE 1.14 – (a) Microscope Alicona avec son module de positionnement d'objets cylindriques, (b) module seul (<http://www.alicon.com/fr/>).

1.3.1.2 MÉTHODE DE MESURE

Afin de mesurer l'usure, les rayons d'arêtes, et le diamètre du poinçon, un module supplémentaire peut être placé sous le microscope. Ce module permet de placer des objets cylindriques et de piloter leur rotation (suivant leur axe de révolution) avec précision sous l'objectif (Figure 1.14 b). Il est possible de reconstruire en trois dimensions des objets cylindriques.

L'extrémité active du poinçon est mesurée totalement pour évaluer son diamètre, une moyenne est faite sur 150 profils prélevés dans 4 zones à 90° sur la circonférence afin de déterminer les valeurs de rayon d'arête et faire des relevés de profils d'usure (Figure 1.15 a). Les valeurs de rayon d'arête sont mesurées à l'aide du logiciel interne au microscope (Figure 1.15 b). Les profils sont enregistrés puis traités à l'aide du logiciel Matlab® pour effectuer un redressement et un recalage permettant de comparer les différents profils. Tous les profils mesurés sont donc traités de la même manière pour avoir des mesures comparatives. Les zones non usées du poinçon servent de référence (Figure 1.16), le dessous du poinçon permet un recalage en hauteur et le flanc sur sa partie supérieure qui n'a pas frotté la tôle (hauteur de tôle + pénétration maximale) sert à recalibrer les abscisses. L'angle entre le flanc et l'horizontale est calculé puis un redressement est effectué. Les profils usés et neufs peuvent être comparés entre eux, afin d'obtenir une aire usée. Cette aire est intégrée sur la circonférence du poinçon (cylindrique) pour remonter à un volume usé.

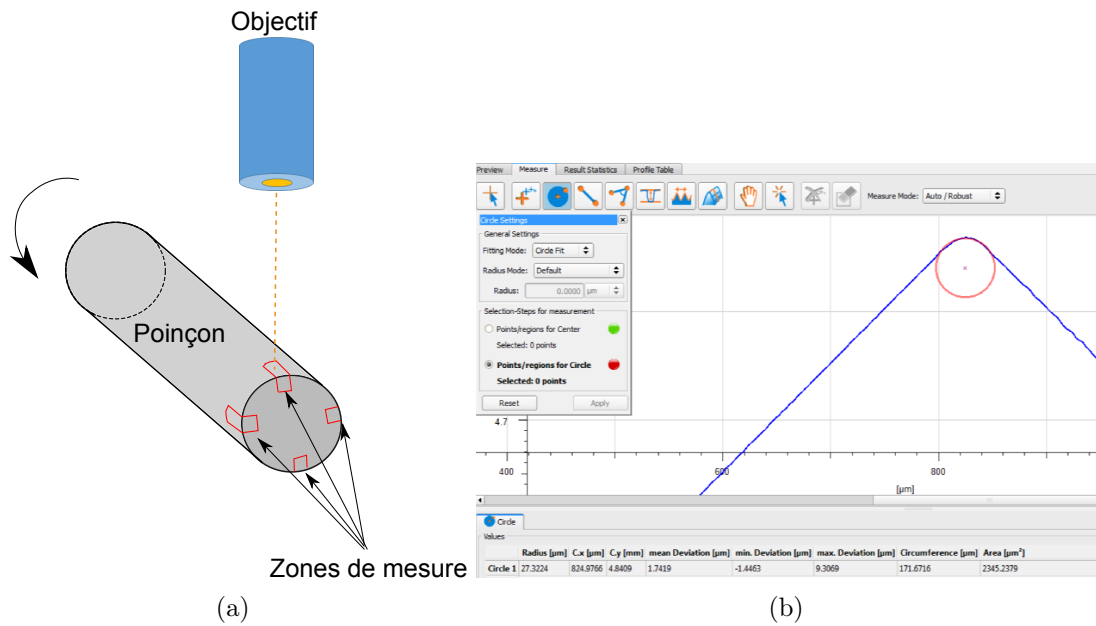


FIGURE 1.15 – (a) Zones de mesure sur la circonférence du poinçon, (b) mesure du rayon de l'arête de coupe avec le logiciel *infinitefocus*®.

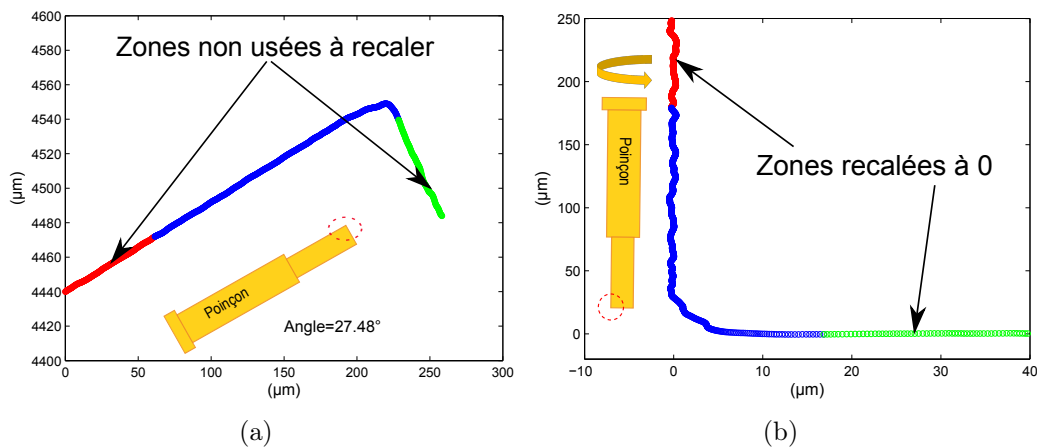


FIGURE 1.16 – (a) Moyenne des 150 profils relevés et non redressés, (b) profils redressés à l'aide de *Matlab*®.

1.3.2 BANC DE MESURE OPTIQUE (EX-SITU)

1.3.2.1 L'APPAREIL DE MESURE

Un banc de mesure optique a été mis au point afin de valider un principe de mesure pouvant peut-être être implanté directement dans un outillage. La technique de mesure est sans contact et est basée sur l'utilisation d'un crayon de mesure optique chromatique de type Stil CHR150. Un objectif chromatique L projette un point de lumière monochromatique sur l'échantillon (Figure 1.17). Sa surface diffuse le pinceau de lumière incidente. La lumière retrodiffusée traverse l'objectif chromatique L dans le sens inverse et arrive sur un trou P qui filtre toutes les longueurs d'onde sauf une seule, λ_M . La lumière collectée est analysée par un spectrographe S. La position de l'échantillon est en relation directe avec la longueur d'onde détectée λ_M . Ce capteur permet d'obtenir des résolutions de mesure de l'ordre de 8 nm sur un spot qui mesure $1.9 \mu\text{m}$ de diamètre, ce qui convient parfaitement pour mesurer l'usure des poinçons. En déplaçant le capteur (à l'aide d'un moteur micrométrique) le long de l'axe du poinçon il est possible d'obtenir un profil du flanc de celui-ci. Le banc de mesure possède aussi un moteur permettant la rotation du poinçon afin de réaliser des profils sur toute la circonférence du poinçon (Figure 1.18). L'étape la plus difficile à mettre en œuvre est le système permettant le centrage du poinçon par rapport à l'axe de rotation du moteur pour ne pas sortir de la plage de mesure du capteur ($300 \mu\text{m}$). Le poinçon est posé sur un support réalisé par rectification cylindrique, puis centré à l'aide d'une bague qui coulisse pour envelopper le poinçon puis redescend pour réaliser la mesure.

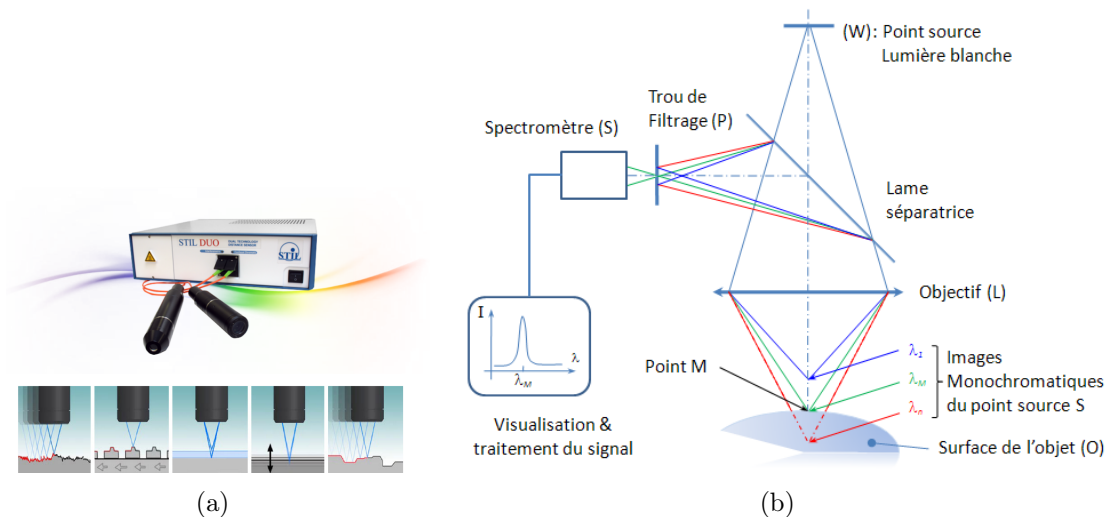


FIGURE 1.17 – (a) Crayon Stil de type CHR150, (b) principe de fonctionnement du crayon chromatique (<http://www.stilsa.com>).

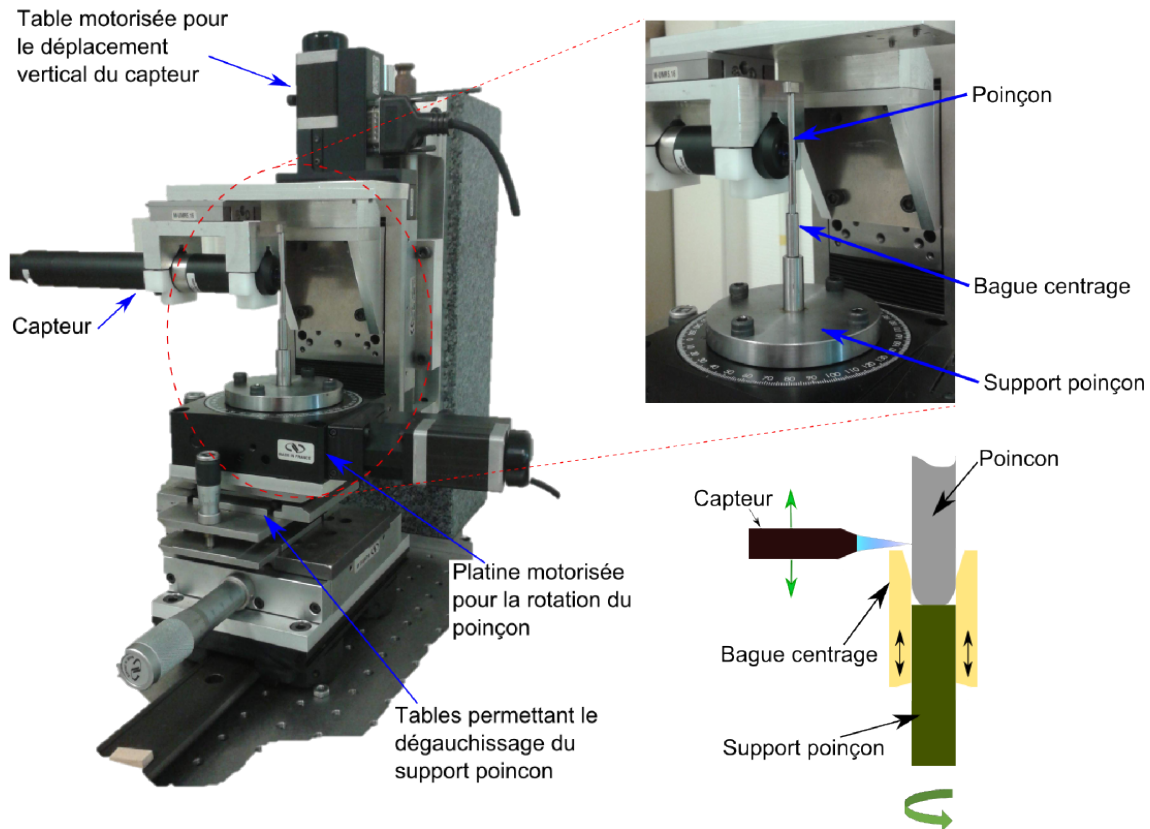


FIGURE 1.18 – Banc de mesure de l'usure des poinçons.

1.3.2.2 MÉTHODE DE MESURE RÉALISÉE

Le pilotage du banc est réalisé avec Labview®. Un cycle de mesure de poinçon se déroule de la manière suivante; le capteur descend le long du poinçon en relevant, en fonction de sa position verticale, la distance entre le poinçon et lui-même, le capteur remonte et le moteur tourne le poinçon d'un angle défini, puis le capteur recommence alors une acquisition. Par la suite les résultats sont traités sous Matlab® à l'aide d'un programme alignant les profils, puis reconstruisant l'image en 3 dimensions du poinçon (Figure 1.19a). Les profils sont alignés sur l'axe horizontal en faisant la moyenne des points mesurés sur la zone non frottée du poinçon. La mesure de volume perdu se fait par intégration comme dans la section 1.3.1.2.

Cependant, le capteur ne peut pas mesurer des surfaces ayant un angle d'incidence inférieur à 47.5° par rapport à son axe. La figure 1.19b indique la valeur de l'angle d'incidence de la tangente à la surface mesurée sur un profil relevé à l'aide du microscope décrit précédemment. On peut voir que les 5 derniers microns de l'arête de coupe du poinçon ne peuvent pas être mesurés car l'angle que fait la surface mesurée avec l'axe du crayon est trop faible.

Le banc de mesure optique montre donc qu'il est possible de réaliser des mesures de poinçons usés avec une résolution assez fine pour en déduire les dimensions ou le volume usé. Toutefois les 5 derniers microns de l'arête ne peuvent pas être observés.

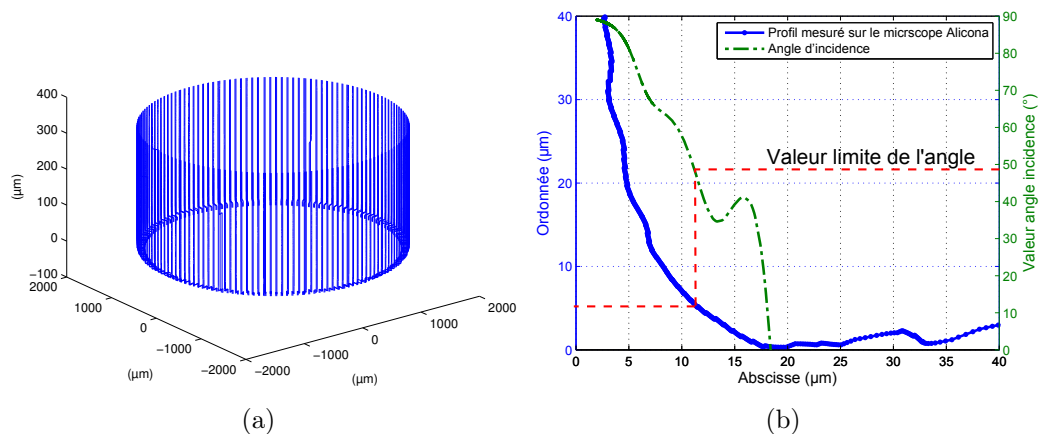


FIGURE 1.19 – (a) Reconstruction 3D du poinçon mesuré sur le banc de mesure optique, (b) profil de poinçon mesuré avec la valeur de l'angle d'incidence à ne pas dépasser pour pouvoir réaliser la mesure.

A l'heure actuelle, certains crayons optiques (Stil modèle ENDO 0.1) mesurent 6 mm de diamètre. Il semble donc possible d'intégrer ce type de capteur directement dans un outil pour réaliser des mesures "in situ". Il faudrait dans ce cas descendre l'outil à faible vitesse afin que le poinçon défile devant le capteur pour réaliser l'acquisition en temps réel.

1.3.3 RÉPLICATION (IN-SITU)

La mesure d'usure par réplification consiste à réaliser un moulage du poinçon dans l'outil, et par la suite, de mesurer une réplique moulée avec les moyens de mesure décrits dans les sections précédentes (1.3.1, 1.3.2). Cette technique de mesure a déjà fait ses preuves lors d'autres études sur l'usure des poinçons [Makich 11].

1.3.3.1 PRISE D'EMPREINTE DE L'EXTRÉMITÉ DU POINÇON

Afin de réaliser un moulage du poinçon à l'intérieur de l'outil, il faut le faire ressortir du dévêtisseur à l'aide d'une cale perforée. D'autres cales de 3 mm sont insérées entre les butées de retenue du dévêtisseur et le dévêtisseur lui-même. Le poinçon ressort donc de 3 mm du dévêtisseur. Un nettoyage du poinçon est effectué afin de supprimer tous les résidus d'huile qui dégraderaient la réplique. Dans un premier temps le poinçon est nettoyé à l'air comprimé, puis à l'acétone et puis rincé à l'éthanol. Ensuite le bloc supérieur de l'outil est désolidarisé du coulisseau de la presse pour le mettre en position haute. Un chariot avec un réservoir de silicone (Figure 1.20) est inséré sous le dévêtisseur, puis on descend le bloc supérieur de l'outil. Le poinçon descend donc dans le silicone jusqu'à la butée basse de l'outil. Cette position basse est maintenue cinq minutes pour que le silicone sèche. On relève ensuite le bloc supérieur pour le fixer de nouveau au coulisseau. Le chariot est enlevé et les cales sont démontées. L'outil est de nouveau opérationnel sans avoir modifié la

position du poinçon.

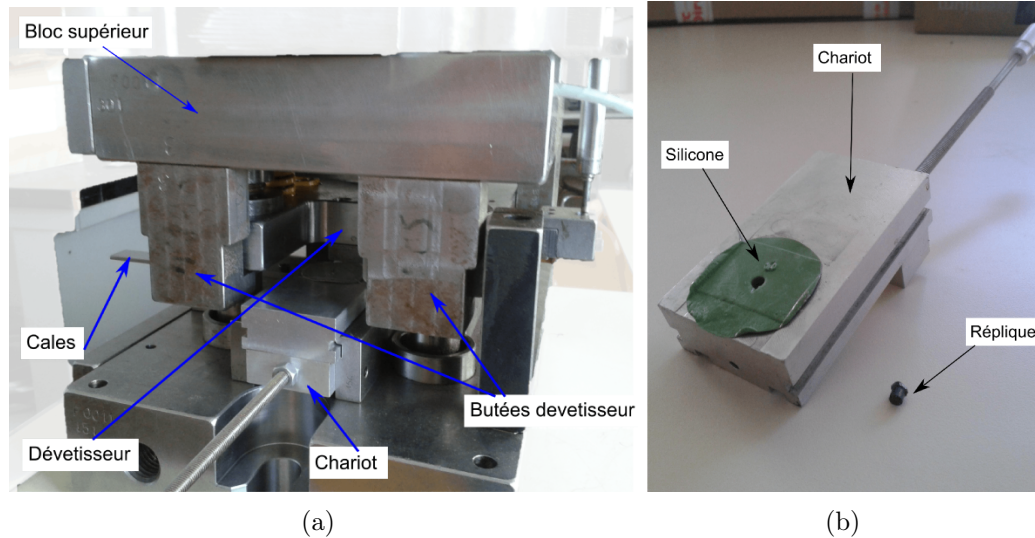


FIGURE 1.20 – (a) Outil avec chariot pour réaliser les empreintes, (b) chariot, silicone et une réplique de poinçon.

Le silicone utilisé pour l’empreinte est fabriqué par Coltène Whaledent (Suisse) et a comme dénomination Président plus jet Light Body. C’est un élastomère polymérisant par réaction d’addition composé d’une base et d’un catalyseur. Ce silicone possède une stabilité dimensionnelle invariante dans le temps, une bonne élasticité et une grande résistance à l’arrachement. Un moule de la partie coupante du poinçon est ainsi obtenu.

1.3.3.2 RÉPLICATION

Les répliques du poinçon sont réalisées en coulant dans le moule en silicone une résine Polyuréthane bi-composants : Rencast FC 52/53 BD Isocyanate et Rencast FC 52 BD Polyol fabriquée par RenShape (Allemagne). Un colorant noir est ajouté afin d’éviter les artéfacts occasionnés par la réflexion de la réplique lors des mesures optiques. Le temps de séchage est d’environ 20 minutes. Des mesures de reproductibilité de la méthode ont été conduites afin de voir si la technique est maîtrisée. La Figure 1.21a, qui représente un bord de poinçon indenté (afin de repérer deux zones identiques), montre que les détails sont fidèlement reproduits. Des mesures de profils sur trois répliques faites avec le même poinçon indiquent que la méthode de réplification est fiable et reproductible (Figure 1.21b) pour mesurer des volumes usés. L’écart maximum entre les répliques et le poinçon réel n’excède pas deux micromètres.

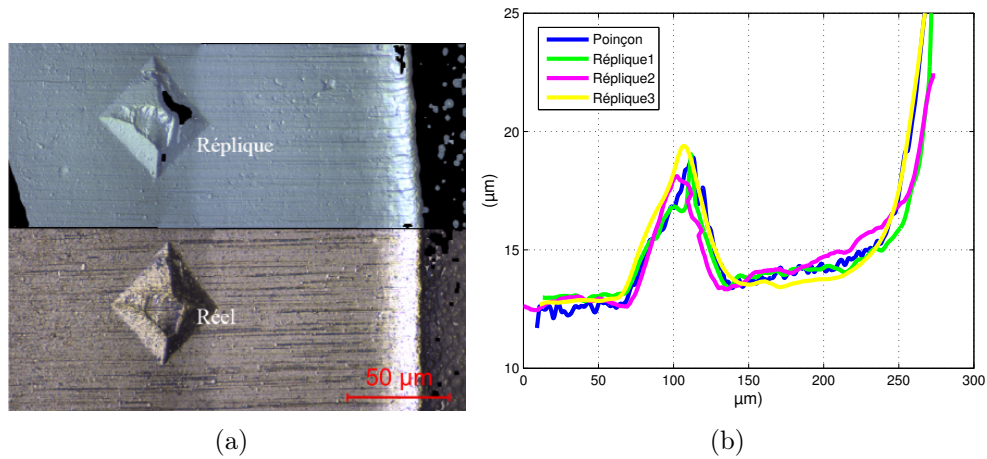


FIGURE 1.21 – (a) Image d’un poinçon réel indenté et de sa réplique, (b) répétabilité de la méthode de réplification par acquisition de profils sur différentes répliques.

1.3.3.3 MESURE DU VOLUME PERDU PAR USURE

Cette technique de réplification permet donc d’obtenir une information sur la forme de l’usure et sur la quantité de matière perdue. Les poinçons étudiés dans ce mémoire sont de forme cylindrique à base circulaire. Le volume perdu est estimé en mesurant 4 zones réparties sur la circonférence (1.3.1.2). Un profil moyen est calculé à l’aide des 150 profils relevés par zone et redressés selon la méthode décrite précédemment (1.3.1.2). L’estimation du volume perdu est faite en intégrant la surface perdue sur le diamètre total du poinçon. Cette méthode est bien évidemment valable si l’usure est considérée comme répartie à peu près uniformément sur toute la circonférence du poinçon. Des séries de 5 mesures de volume perdu sur 3 répliques différentes ont permis de déterminer la répétabilité de la méthode de mesure, mais aussi de la méthode de réplification (tableau 1.2). L’écart type maximum induit par la mesure est de $0,152 \times 10^6 \mu\text{m}^3$. L’écart type induit par la réplification est proche de l’écart type de mesure ($0,16 \times 10^6 \mu\text{m}^3$).

TABLE 1.2 – Mesures de volume perdu pour 3 répliques différentes et 5 mesures de volume par échantillon.

	Volume perdu moyen ($\times 10^6 \mu\text{m}^3$)				
	Poinçon réel	Réplique 1	Réplique 2	Réplique 3	
Mesure 1	20,38	19,75	20,32	20,23	
Mesure 2	20,28	19,76	20,02	20,28	
Mesure 3	20,15	20,05	20,21	20,19	
Mesure 4	20,11	20,07	20,25	20,26	
Mesure 5	20,27	19,93	20,30	20,24	
Moyenne	20,24	19,92	20,22	20,25	Ecart type réplification
Ecart type	0,1103	0,1516	0,1200	0,0321	

1.3.4 ACTIVATION SUPERFICIELLE (IN-SITU)

La mesure par activation superficielle permet de remonter à une quantité de matière perdue, par la mesure d'une perte d'activité nucléaire. C'est donc une mesure simplement quantitative, mais qui peut être plus précise et rapide que la méthode de réplique. Elle se décompose en deux étapes. Premièrement, la surface frottante (dont on veut mesurer l'usure) est activée à l'aide d'un faisceau de particules conduisant à la formation d'isotopes radioactifs. Par la suite l'usure va engendrer une perte de matière et donc une baisse d'activité. La mesure de la perte d'activité permet de remonter à la quantité de matière perdue par l'usure.

Cette technique a été développée et décrite par Conlon [Conlon 74] en 1974. Ce principe de mesure permet de suivre en continu l'usure de mécanismes difficiles d'accès ou possédant des usures très faibles. Elle a fait ses preuves dans des secteurs tels que l'automobile ou l'aéronautique ([Conlon 79, Evans 80, Kosako 91, Chowdhury 12]) ou dans des cas directs d'application tribologique comme le fretting [De Baets 98, Donghui 08].

Dans le secteur du découpage elle fut utilisée pour la première fois par Greban [Greban 06] qui a montré le potentiel de cette technique pour cette application mais n'a pas pu l'appliquer de manière systématique par la suite. Puis, par la suite Makich [Makich 11] là encore a tenté de mettre en place cette mesure mais de nombreux problèmes n'ont pas permis d'obtenir de résultats. Dans un premier temps des problèmes électriques ont freiné la mesure puis c'est un problème de sonde qui a empêché la réalisation des mesures.

1.3.4.1 ACTIVATION DU POINÇON

Afin d'appliquer ce type de mesure à l'usure d'un poinçon, il faut donc activer celui-ci. L'objectif est de radio-marquer la zone d'usure du poinçon par un traceur (radioactif) détectable avec une sonde au tellure de cadmium (CdTe), disponible au début de cette étude, afin de corréliser la perte d'activité avec le volume d'usure du poinçon. Pour obtenir une précision de mesure élevée, il faut que le rapport entre la perte d'activité et l'activité totale soit le plus faible possible. L'activation est donc réalisée sur une profondeur faible et seulement sur la zone susceptible de s'user à savoir : le flanc à l'extrémité du poinçon (Figure 1.22b). Pour réaliser le radiomarquage, un masque isolant en cuivre (Figure 1.22a) laisse la seule zone d'intérêt en bout de poinçon apparente qui est ainsi bombardée à l'aide de particules dans l'accélérateur. Le matériau du poinçon va donc réagir avec le faisceau émis pour former des isotopes radioactifs.

Les poinçons à étudier sont en carbure de tungstène (WC) avec un liant cobalt (Co). Différents isotopes peuvent être produits en fonction des conditions d'irradiation (tableau 1.3). Il faut donc en choisir un qui sera visible par la sonde CdTe utilisée (entre 0 et 250 KeV) et répertorié par l'Autorité de Sureté Nucléaire (ASN)

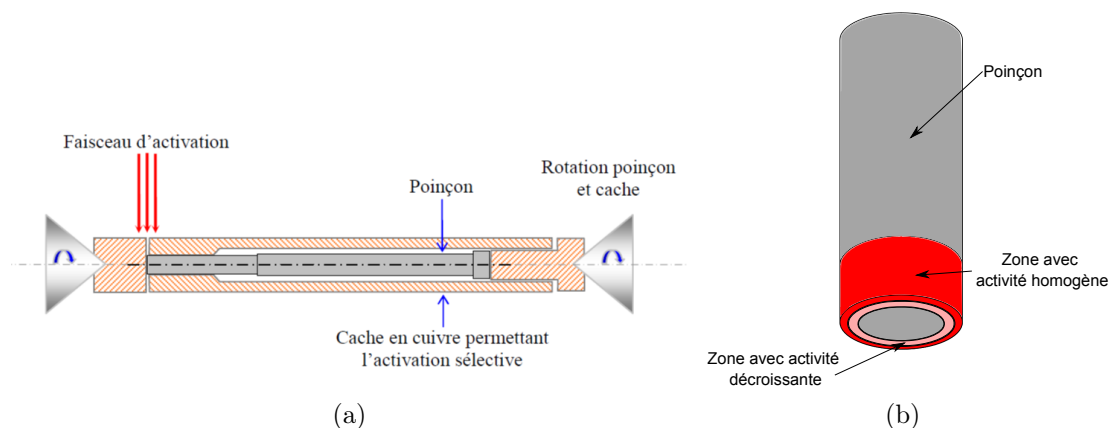


FIGURE 1.22 – (a) Montage avec masque pour activer le poinçon dans l'accélérateur de particules ([Makich 11]), (b) visualisation de la zone active du poinçon avec la partie homogène et la zone de décroissance d'activité.

pour pouvoir en faire un usage en milieu industriel. De plus il faut que sa période de demie-vie soit assez élevée pour pouvoir réaliser un essai sur une durée d'environ un mois. Le radioélément $^{184}_{75}\text{Re}$ (Rhénium) est celui répondant le mieux aux exigences demandées. A savoir une période de demie-vie permettant une utilisation sur une durée correcte, une toxicité faible, et des rayons gammas dont le spectre d'émission est inclus dans la fenêtre du capteur. Ce radio-nucléide est généré à l'aide d'un faisceau de deutons. Ce radionucléide est l'un des deux qui avaient été utilisés par Makich ($^{183}_{75}\text{Re}, ^{184}_{75}\text{Re}$ [Makich 11]).

TABLE 1.3 – Réactions d'activation sur le carbure de tungstène.

Elément activé	Réaction d'activation	Radionucléide formé	Période d'activité	Toxicité
Carbone	$\text{He}_3, 2\alpha$	^7_4Be	53,6 jours	faible
Cobalt	neutronique	$^{60}_{27}\text{Co}$	2,2 ans	forte
Tungstène	protonique et neutronique	$^{182}_{75}\text{Re}$	64 heures	faible
Tungstène	protonique et neutronique	$^{183}_{75}\text{Re}$	70 jours	faible
Tungstène	protonique et neutronique	$^{184}_{75}\text{Re}$	38 jours	faible
Tungstène	neutronique	$^{185}_{74}\text{W}$	74 jours	faible
Tungstène	neutronique	$^{187}_{74}\text{W}$	24 heures	faible
Tungstène	α	$^{185}_{76}\text{Os}$	94 jours	faible

Toutefois, un problème réglementaire est venu perturber le programme d'essais. La génération du radioélément $^{184}_{75}\text{Re}$ engendre également celle du $^{183}_{75}\text{Re}$. Or, dans

le code de la santé publique, cet élément ne possède pas de seuil d'exemption, il a certainement été oublié. Jusqu'en 2014, pour utiliser ce type d'élément (non répertorié) dans une entreprise classée en tant qu'Installation Classée pour la Protection de l'Environnement (ICPE) il suffisait d'avoir un seuil maximum de 10^3 Bq. Mais depuis cette date, un nouveau décret interdit formellement l'utilisation d'éléments non-répertoriés. Le radioélément ${}^{184}_{75}Re$ ne pourra donc plus être utilisé pour les essais. Le CEMTHI a cherché un autre élément permettant d'avoir une sensibilité identique mais pouvant être manipulé sans problème en milieu industriel. Le seul élément répondant de nouveau à ces critères est l' ${}^{185}_{76}Os$ (Osmium). Le problème est qu'il faut utiliser une sonde de type NaI car sa raie d'émission se situe aux alentours de 645 KeV. Des essais sont en cours pour valider la méthode avec ce nouveau radio-traceur.

Comme il a été impossible d'utiliser des poinçons en carbure de tungstène, un poinçon en acier traité (Vanadis 6 trempé à 64 HRC) a été irradié par le CEMTHI et utilisé lors d'une campagne d'essais. L'élément Cobalt 57 (${}^{57}_{27}Co$) servira de radio-traceur, n'étant pas soumis à des règles contraignantes pour son utilisation. Il est produit à l'aide d'un faisceau 8 MeV-Deutons interagissant avec le Fer suivant la réaction suivante (1.3).



Les photons produits par le radioélément ${}^{57}_{27}Co$ permettent de mesurer un spectre avec deux raies (122 KeV et 136 KeV) dans la plage de mesure de la sonde CdTe. La Figure 1.23 montre le spectre mesuré par la sonde CdTe. La région d'intérêt qui servira à faire la mesure d'activité sera comprise entre 70 et 145 KeV. Les mesures qui sont présentées par la suite ont été réalisées à l'aide de l'analyse de ce domaine spectral.

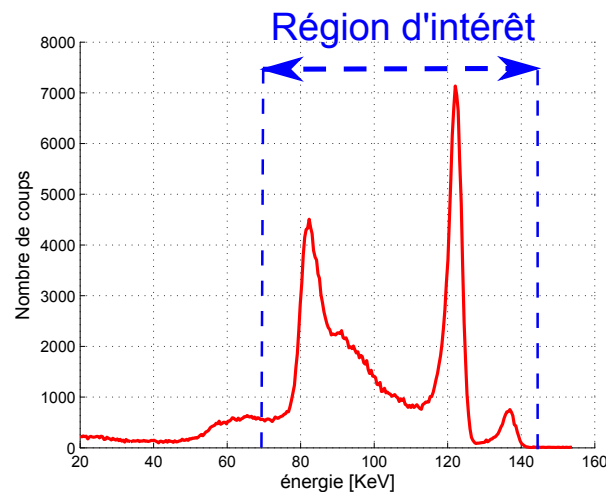


FIGURE 1.23 – Spectre de mesure obtenu avec la sonde CdTe et région d'intérêt considérée pour évaluer l'activité présente.

1.3.4.2 MESURE DE L'ACTIVITÉ

Une fois le poinçon irradié, il faut attendre une semaine afin que certains éléments produits en plus du $^{57}_{27}\text{Co}$ mais de faible durée de demie vie décroissent et ne perturbent pas la mesure. Le poinçon peut donc être monté dans l'outil. Pour remonter à l'activité perdue après un certain nombre de coups de presse, et afin de ne pas démonter le poinçon de l'outil, la sonde CdTe est glissée sous le poinçon par l'intermédiaire d'un porte sonde (Figure 1.24a et b). Elle va comptabiliser le nombre de photons reçus sur son cristal, et l'énergie de chacun d'eux. Ce nombre est appelé nombre de coups. Le nombre de coups émis par minute est fonction de l'activité présente sur le poinçon.

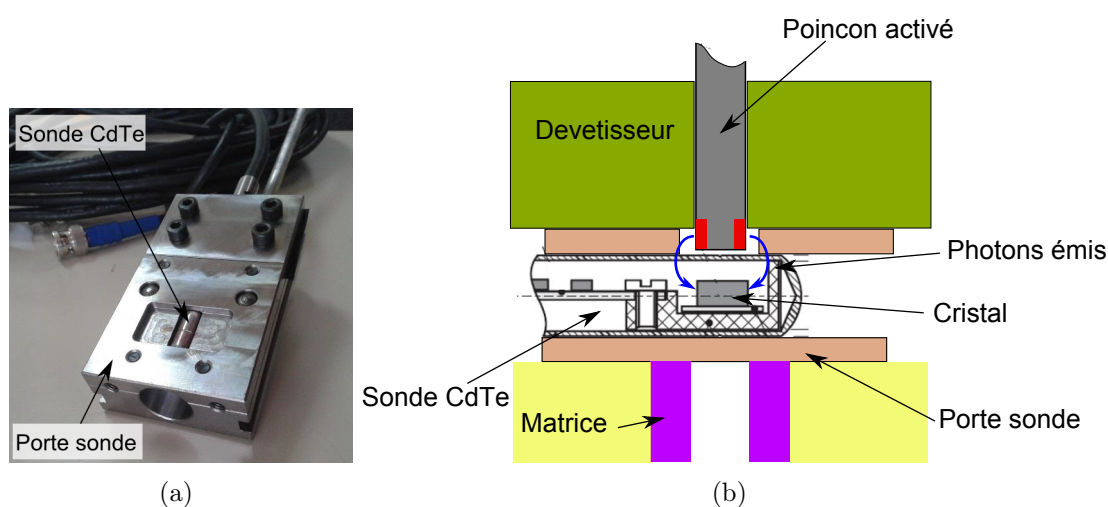


FIGURE 1.24 – (a) Porte sonde CdTe à glisser dans l'outil, (b) schéma d'implantation de la sonde pour mesurer l'usure du poinçon.

Afin d'avoir une mesure correcte, il faut que le poinçon soit au plus près de la sonde et que sa position ne varie pas pendant la mesure. Lors des campagnes de mesures réalisées par Greban [Greban 06] et Makich [Makich 11] ce problème était présent car la conception de la sonde faisait que la dilatation thermique, engendrée par l'échauffement de la presse, changeait le cristal de position dans la sonde. La nouvelle sonde utilisée possède une conception plus robuste et ne devrait pas être sujette à ce problème.

Une fois la sonde placée sous le poinçon, un comptage est lancé. Le spectre de mesure obtenu permet de déterminer le taux de comptage (cp/min) en intégrant le signal sur la région d'intérêt et en le divisant par la durée de la mesure. Le temps de comptage se doit d'être déterminé avec soin. Plus celui-ci est grand plus la précision de la mesure est importante. Il faut donc trouver le bon compromis pour ne pas perdre trop de temps à faire la mesure, mais avoir une sensibilité suffisante. Des essais préalables ont permis de déterminer ce temps de mesure qui est de 1000 se-

condes. La sensibilité de la mesure dépend aussi du rapport entre la perte d'activité et l'activité initiale. Plus ce rapport est faible et meilleure est la sensibilité de la mesure. Il faut donc connaître précisément la zone d'usure du poinçon pour mettre l'activité seulement dans celle-ci.

Des mesures d'activité seront ensuite réalisées après un certain nombre de coups de presse à des intervalles réguliers, afin d'obtenir la cinétique d'usure du poinçon. Si le poinçon s'use on va donc enregistrer une baisse d'activité au cours du temps en sus de la décroissance naturelle du radioélément. Afin de convertir cette perte d'activité en volume de matière perdu une courbe de calibration doit être préalablement réalisée.

1.3.4.3 CALIBRATION DE LA MESURE

L'établissement de courbes de calibration va permettre de corréler la perte d'activité au volume de matière perdu sur le poinçon. Ces courbes de calibrations ont été réalisées par le CEMTHI. Un empilement de feuilles minces d'aciers ($\simeq 5\mu\text{m}$) est irradié dans les mêmes conditions que le poinçon. Ensuite les feuilles sont placées devant la sonde puis l'activité est mesurée en enlevant feuille après feuille (Figure 1.25a). Le rapport entre l'activité mesurée avec un certain nombre de feuilles et l'activité initiale (avec toutes les feuilles) donne une activité rémanente qui va décroître avec le nombre de feuilles enlevées. La Figure 1.25b présente cette courbe de calibration qui trace l'activité rémanente en fonction de la profondeur usée (hauteur des feuilles enlevées). La courbe de calibration est interpolée à l'aide d'un polynôme de degré 12 pour correspondre au mieux aux points mesurés.

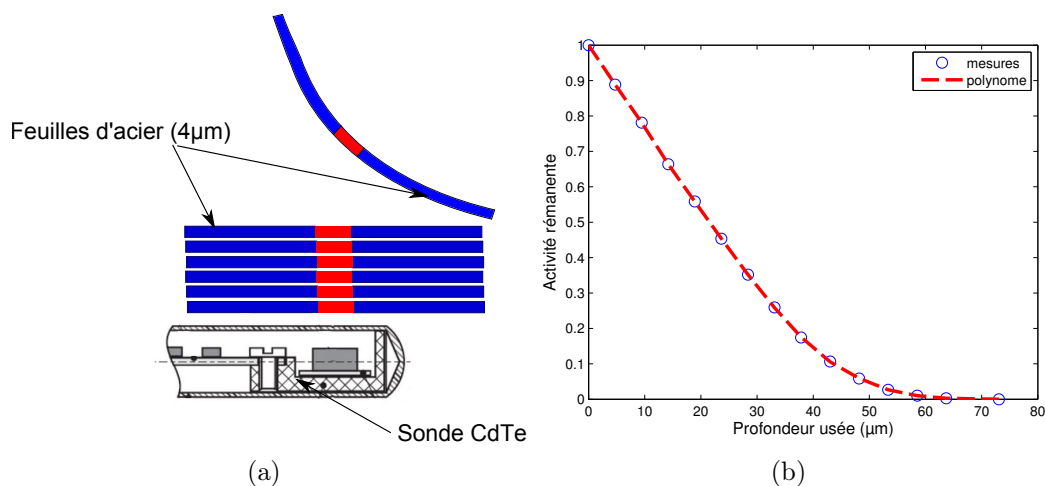


FIGURE 1.25 – (a) Dispositif permettant d'établir la courbe de calibration, (b) courbe de calibration établie par le CEMTHI.

1.3.4.4 QUANTIFICATION DE L'USURE DU POINÇON

Au début de l'essai, la quantité d'activité initiale du poinçon est mesurée. A chaque mesure effectuée, après usure, il est possible de calculer l'activité rémanente. Cette activité rémanente permet de rechercher la valeur solution du polynôme précédent. La profondeur de matière perdue est ainsi estimée. Une simplification est alors faite : on estime que la perte de matière est uniformément répartie sur la périphérie du poinçon. Cette profondeur multipliée par la hauteur irradiée est intégrée sur toute la circonférence du poinçon afin de remonter au volume perdu. Une correction est apportée à ce calcul. En effet, la radio-activité décroît de manière exponentielle avec le temps (décroissance naturelle). Afin de corriger cette perte d'activité, un étalon du même matériau que le poinçon, irradié dans les mêmes conditions, est mesuré lorsque l'on ne mesure pas le poinçon. Cette mesure permet de quantifier la décroissance naturelle d'activité. Cette décroissance est insérée dans le calcul de l'activité du poinçon.

1.4 CONCLUSIONS

Nous avons montré que l'usure des poinçons est inévitable et sa maîtrise n'est pas encore acquise. Selon le tableau 1.1 peu d'études ont été conduites pour évaluer l'impact des conditions de découpage sur la vitesse d'usure des poinçons. Cette lacune est certainement causée par la durée et le coût des essais qu'il faut réaliser pour obtenir ces données.

Il est tout de même possible de simuler numériquement la perte de matière sur le poinçon lors de découpages successifs, mais il faut renseigner au minimum dans cette simulation, un coefficient d'usure du matériau du poinçon. C'est la mesure de ce coefficient qui pose question. En effet les méthodes de mesure de celui-ci varient beaucoup selon les travaux identifiés dans les données de la littérature. Certains auteurs utilisent des tests tribologiques simples (pion/disque) mais ils ne représentent pas correctement les conditions rencontrées durant la découpe, comme le fait que la tôle vue par le poinçon est renouvelée à chaque frappe. Un tribomètre spécial (de type "ouvert") a été développé par Makich [Makich 11] pour s'approcher au plus près de ces conditions. Ce tribomètre présente l'avantage d'utiliser directement les mêmes tôles que sur presse. L'auteur montre qu'il est possible de définir l'abrasivité des tôles avec ce tribomètre. Mais seule l'influence de la nuance de tôle a été évaluée. Pour résumer, on constate qu'il reste à améliorer la compréhension des relations entre l'usure des outils et les paramètres de découpe, et que cela passe par la possibilité de mesurer, sur le procédé lui même, certaines grandeurs et également de disposer d'un outil de laboratoire permettant d'obtenir des données difficilement accessibles sur presse.

Plusieurs techniques de mesures "in situ" sont à priori disponibles pour la mesure de l'usure sans démonter le poinçon de l'outil et ainsi, ne pas perturber les conditions géométriques d'opération de celui-ci.

Toutefois si l'on souhaite modéliser le procédé ou simplement tester des hypothèses il faut disposer d'un moyen simple et rapide pour mesurer un coefficient d'usure des matériaux d'outils représentatif des conditions de découpe sur presse.

De ce fait un tribomètre de laboratoire permettant de recréer un contact de type "ouvert" a été conçu et mis au point et est présenté dans le chapitre suivant. Comme il sera décrit par la suite, une approche énergétique de la comparaison des résultats de l'opération de découpage et des essais tribologiques ayant été retenue, ce moyen de laboratoire doit pouvoir également permettre de mesurer un coefficient de frottement.

CARACTÉRISATION MÉCANIQUE ET TRIBOLOGIQUE DES TÔLES EN LABORATOIRE

Sommaire

2.1	Description du tribomètre à rouleau	48
2.1.1	Pré-étude	48
2.1.2	Conception du tribomètre à rouleau	51
2.1.3	Mesures réalisées	55
2.1.4	Mise au point	56
2.2	Caractérisation des tôles utilisées pour les essais	58
2.2.1	Composition chimique	59
2.2.2	Détermination de la dureté des tôles testées	59
2.2.3	Caractérisation mécanique par essais de traction	61
2.3	Résultats de mesures sur le tribomètre	63
2.3.1	Essais avec surface neuve en continu	64
2.3.2	Essais de frottement dans la même trace	66
2.4	Conclusions	80

PRÉAMBULE

La connaissance des mécanismes et de la cinétique d'usure des poinçons en fonction des conditions de coupe permettrait d'optimiser les configurations de découpe pour augmenter la durée de vie des poinçons. La réalisation d'essais grandeur nature sur presse est inconcevable pour tester toutes les configurations possibles. Les temps d'essais seraient trop importants et les coûts trop élevés. Dans cette optique, un tribomètre avec une cinématique permettant de s'approcher au plus près des conditions tribologiques présentes en découpage a été mis au point. Ce chapitre est, dans un premier temps consacré à la description du tribomètre à rouleau développé pour cette

application, puis les nuances de tôles étudiées pour la découpe sont testées mécaniquement, et pour finir ces tôles sont caractérisées sur le tribomètre à rouleau sans l'objectif d'établir une corrélation avec des essais sur presse. Les essais de frottement sur le tribomètre à rouleau ont été réalisés avec l'aide de Cédric Vuillemin, ingénieur de recherche au Département Mécanique Appliquée.

2.1 DESCRIPTION DU TRIBOMÈTRE À ROULEAU

2.1.1 PRÉ-ÉTUDE

Certains auteurs [Ko 00, Hambli 01, Ko 02] ont montré qu'il était possible de prédire l'usure en déterminant un coefficient d'usure du poinçon à l'aide d'essais de frottement et en intégrant cette valeur dans des calculs de simulation du découpage (section 1.2.4). Les essais de frottement mis en oeuvre dans ces travaux ne sont toutefois, à priori, pas représentatifs des conditions tribologiques présentes lors de la découpe. En effet, pour définir un coefficient d'usure, les essais sont réalisés sur des tribomètres pion/disque pour la raison principale qu'ils permettent d'accéder à des distances de frottement importantes. Ce type de tribomètre est dit à contact "fermé" car le pion frotte toujours sur la même surface déjà préalablement dégradée. Hors, lors de la découpe, le poinçon vient à chaque fois découper une tôle neuve. De ce fait, il ne frotte jamais sur la même surface sauf une fois, lors de sa remontée. Greban [Greban 06], qui a utilisé ce type de tribomètre, confirme le fait que l'utilisation d'un contact fermé n'est pas représentative des conditions tribologiques présentes sur presse.

Il semble qu'il soit plus judicieux d'utiliser un tribo-système de type ouvert pour lequel la piste de frottement est renouvelée en continu. Certains auteurs ont mis au point différents types de tribomètres à contact ouvert. Olsson et al. [Olsson 89] présentent un tribomètre dans lequel le pion vient frotter sur une surface plane usinée en continu par un outil de tournage (Figure 2.1a). Ce type de tribomètre présente l'avantage de frotter sur une surface fraîchement générée donc non oxydée, par contre les pressions de contact sont faibles.

Hedenqvist et al. [Hedenqvist 91] ont quant à eux développé un tribomètre sur lequel un pion cylindrique vient frotter avec un mouvement hélicoïdale une surface régénérée en discontinu, car un outil vient usiner cette surface à la fin de chaque hélice (Figure 2.1b). Toutefois les pressions de contact ne peuvent pas dépasser 15 MPa ce qui reste faible vis-à-vis des pressions présentes en usinage.

Plus récemment Zemzemi et al. [Zemzemi 07] ont repris le principe du tribomètre développé par Olsson et al., mais cette fois il est possible d'atteindre des pressions plus élevées jusqu'à 3 GPa (Figure 2.1c). Dans ce cas le contact est axial. Un outil coupant vient usiner le tube juste avant le passage du pion. Les auteurs montrent

que la pression de contact a une faible influence sur le coefficient de frottement à l'inverse de la vitesse de glissement. L'usure n'est pas étudiée. L'inconvénient est la fabrication des échantillons sous forme de tubes, qui est longue et coûteuse.

Pour pallier à la difficulté d'obtention de tubes pour leur tribomètre, Zemzemi et al. [Zemzemi 09] ont repris le principe du tribomètre de Hedenqvist et al., mais dans celui-ci, le cylindre de frottement est remplacé par une bille, ce qui permet d'atteindre des pressions de contact importantes (Figure 2.1d). Le contact est cette fois-ci radial.

Ces tribomètres ont plutôt été développés pour recréer les conditions de frottement lors du tournage de pièces. Leur inconvénient est l'impossibilité de tester directement des tôles puisque des barreaux ou des tubes sont utilisés.

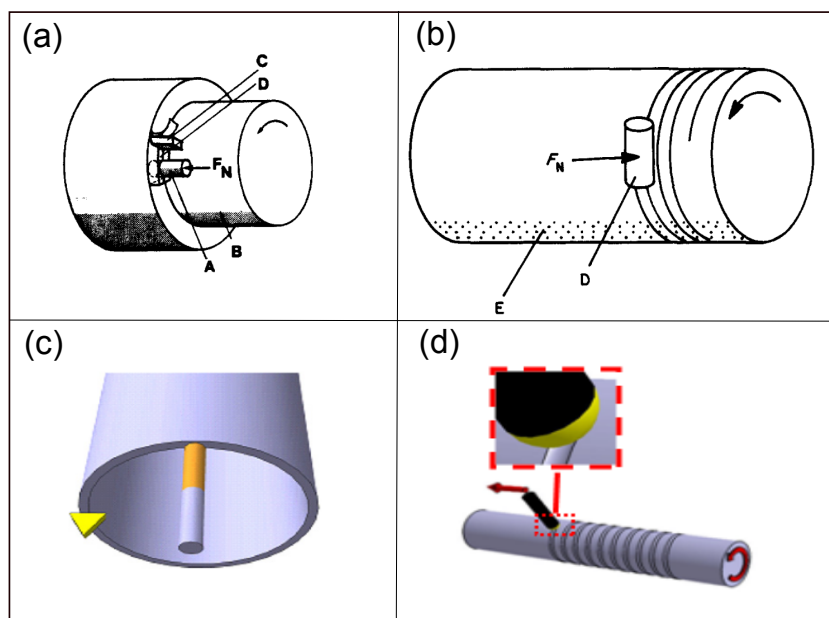


FIGURE 2.1 – Différents tribomètres de type "ouvert", (a) tribomètre axial d'Olsson et al [Olsson 89], (b) tribomètre radial d'Hedenqvist et al. [Hedenqvist 91], (c) tribomètre axial de Zemzemi et al. [Zemzemi 07], (d) tribomètre radial de Zemzemi et al. [Zemzemi 09].

En parallèle, Klaasen et al [Klaasen 04, Klaasen 06] ont, quant à eux, testé différents matériaux de poinçons sur deux types de tribomètres permettant de générer des usures abrasives et adhésives. L'usure abrasive est réalisée en projetant un jet de particules abrasives (sable de différentes granulométries) sur la surface d'un échantillon du matériau à étudier. Le coefficient d'usure est déterminé comme étant le volume de matière perdue sur l'échantillon divisé par la quantité d'abrasif projetée ($\text{mm}^3 \cdot \text{kg}^{-1}$). L'usure adhésive est provoquée par un essai s'approchant du tournage. Une plaquette du matériau à étudier vient usiner (par dressage) un barreau d'acier doux (Figure 2.2a). Le coefficient de résistance à l'adhésion L/h est évalué comme étant la distance de frottement parcourue (L) pour user l'arête (h) de l'outil de 1 mm. Les vitesses de coupe sont définies arbitrairement. Les auteurs montrent que la ré-

sistance à l'usure des outils, évaluée sur presse, est plutôt représentée par les essais d'usure adhésive qu'abrasive (Figure 2.2b).

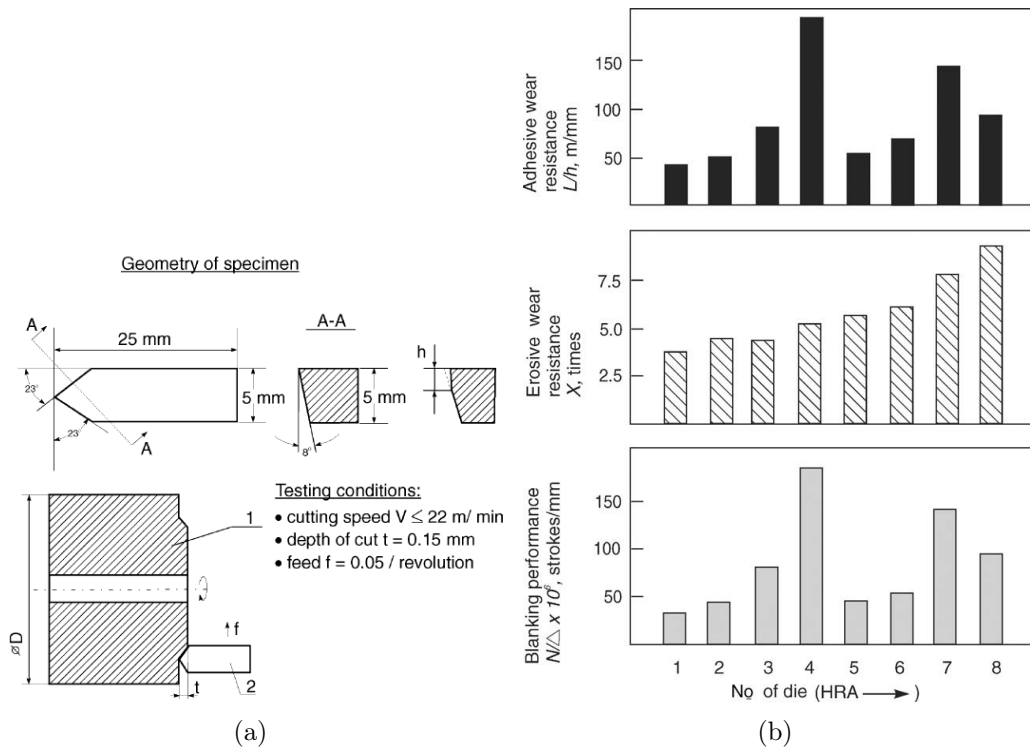


FIGURE 2.2 – (a) Tribomètre utilisé pour réaliser les essais d'usure par adhésion, (b) comparaison de résultats de résistance à l'abrasion, à l'adhésion en fonction de la performance de découpage [Klaasen 04].

Dernièrement, Makich et al. [Makich 11, Falconnet 12] ont testé la tenue à l'usure d'un carbure de tungstène vis-à-vis de tôles avec différentes nuances d'alliages cuivreux. Pour réaliser leurs mesures, les auteurs utilisent un tribomètre spécialement dédié au découpage. Il représente au mieux les conditions tribologiques présentes lors du découpage. C'est un tribomètre à contact "ouvert". Ce tribomètre est placé directement sur la ligne de presse avant le poste de redressage de la tôle (Figure 2.3). La cadence de la presse génère la vitesse de défilement de la bande. La tôle testée est donc la même que celle qui est découpée. Ce tribomètre est composé d'une bille, du même matériau que les poinçons testés, sur laquelle une charge morte est appliquée, et d'un rouleau permettant de supporter la tôle (Figure 2.3). La charge morte est fixée à 7 N et la lubrification n'est pas présente sur le tribomètre alors qu'elle l'est, sur la presse.

L'abrasivité de différentes tôles est évaluée sur la presse et sur le tribomètre. Sur la presse, ils mesurent le volume perdu sur le poinçon après un certain nombre de coups, qu'ils divisent par le nombre de trous réalisés pour obtenir un taux d'usure en $\mu\text{m}^3/\text{coup}$. Sur le tribomètre, ils utilisent la formule d'Archard [Archard 53] (éq

2.1) pour déterminer le taux d'abrasivité des tôles en mm^2/N .

$$k = \frac{V_{\text{usure bille}}}{F_N \times S} \quad (2.1)$$

avec k le taux d'usure de la bille, F_N la charge normale appliquée, S la distance de glissement, et $V_{\text{usure bille}}$ le volume perdu par usure sur la bille du tribomètre.

Les auteurs montrent dans un premier temps que le classement de l'abrasivité des tôles obtenu avec le tribomètre représente bien celui mesuré sur la presse dans des configurations qui s'en rapprochent. Puis dans un second temps, ils injectent dans un code de calcul par éléments finis, le taux d'usure mesuré sur le tribomètre, et montrent qu'il est possible de générer, par simulation numérique, un profil d'usure sur le poinçon se rapprochant de l'expérimentation.

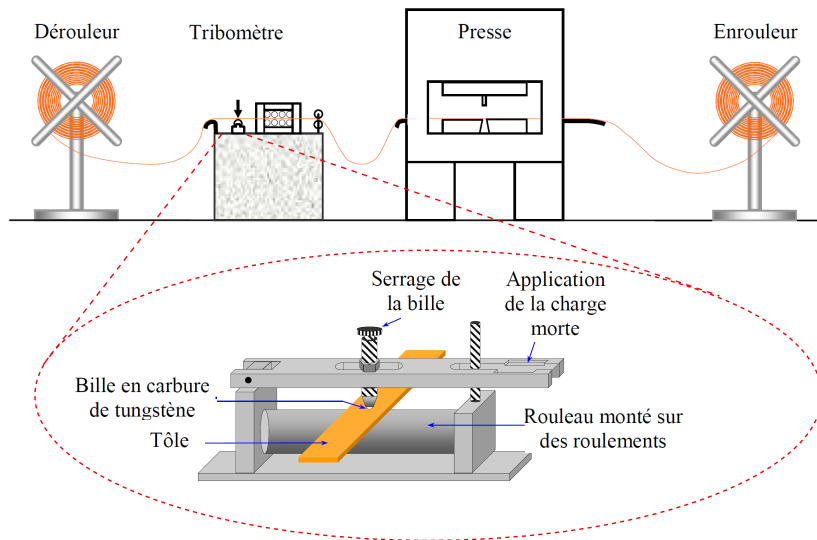


FIGURE 2.3 – Implantation du tribomètre dans la ligne de découpe et visualisation du tribomètre [Makich 11].

Ce tribomètre était directement implanté sur la ligne de presse et nécessitait donc la mobilisation d'un grand nombre d'équipements en particulier la presse elle-même. De plus, il n'était pas instrumenté (notamment pour mesurer la force tangentielle), et la vitesse de déroulement des tôles ne pouvait être modifiée qu'en changeant la cadence de frappe, ce qui modifiait les conditions de coupe. Un tribomètre de laboratoire a donc été développé afin de reproduire au mieux les conditions tribologiques présentes lors de la découpe, il est présenté ci-après.

2.1.2 CONCEPTION DU TRIBOMÈTRE À ROULEAU

Le tribomètre conçu par J.M Côte, Luc Caprentier et Guy Monteil, pour l'application au découpage (Figure 2.4), en collaboration avec SOCRATE-INDUSTRIE est de type ouvert. Sa particularité est qu'il permet de tester des tôles d'épaisseur allant de 0.1 à 1 mm, et ce, sur de grandes distances de glissement (5 000 mètres pour une

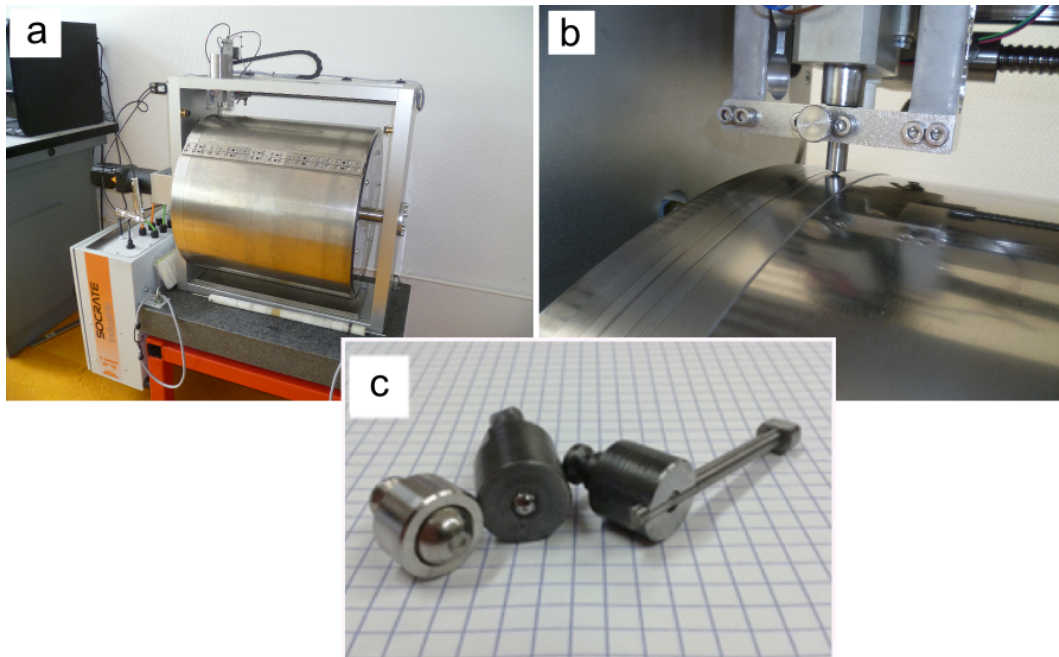


FIGURE 2.4 – (a) Vue globale du tribomètre, (b) vue du frotteur et de la tôle enroulée, (c) différents types de supports de frotteurs utilisables avec des billes (à gauche) ou des poinçons (à droite).

surface neuve). Le tribomètre est composé de différentes parties fonctionnelles qui sont décrites ci-après.

2.1.2.1 LE TAMBOUR

Les tôles à tester sont enroulées autour du tambour. C'est lui qui donne à la tôle sa vitesse de défilement devant le frotteur. Il est réalisé en acier inoxydable afin de lui conférer une bonne résistance mécanique, et de résister aux différentes attaques chimiques qui pourraient survenir suite aux nettoyages des tôles. C'est un feuillard de 3 mm d'épaisseur cintré puis soudé sur sept flancs répartis sur sa largeur. Une fois soudé, il est rectifié cylindriquement afin de lui conférer un défaut de forme minimum. Un équilibrage dynamique permet de réduire au maximum le balourd du tambour. Un servo-moteur brushless relié par un accouplement souple au tambour lui transfère un mouvement de rotation en supprimant les vibrations générées par le moteur. Le tambour possède aussi des brides permettant de fixer la tôle sur celui-ci (Figure 2.5). Tout d'abord, la tôle est fixée d'un côté par une bride en acier trempé. Un rouleau en polyuréthane permet de plaquer la tôle contre le tambour pendant que celui-ci tourne pour enrouler la tôle. Une fois le tour terminé, la tôle est bridée de l'autre côté par un autre jeu de brides.

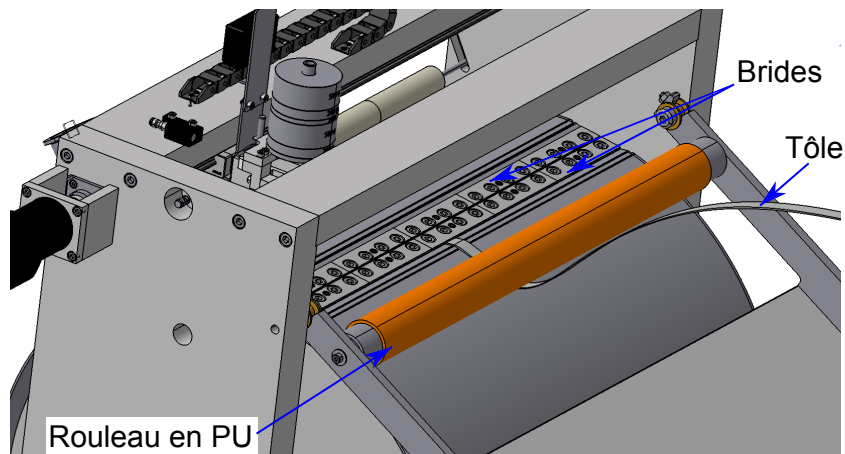


FIGURE 2.5 – Système de bridage des tôles autour du rouleau.

2.1.2.2 LE CHARIOT DE FROTTEMENT

Le chariot est composé de plusieurs parties (Figure 2.6) :

- la tête de frottement qui comporte toutes les pièces permettant, d'une part la mesure de la force tangentielle, et d'autre part le maintien des échantillons et des masses. Sa translation verticale est réalisée par l'intermédiaire d'un vérin électrique, afin de la relever à chaque tour pour passer au-dessus des brides. Elle est donc mobile selon l'axe vertical pour permettre d'épouser au mieux les éventuels défauts de forme des tôles. Un interrupteur détecte le contact de l'échantillon avec la tôle. Deux capteurs de force à appui central, reliés par des lames souples au porte-échantillons, mesurent la force tangentielle. L'utilisation de lames souples permettra par la suite de modifier la rigidité de l'assemblage en cas de problèmes vibratoires,
- la partie distribuant la lubrification qui est composée d'un réservoir muni d'un goutte-à-goutte permettant la distribution du lubrifiant dans la trace de frottement et la répartition de cette dernière par l'intermédiaire de rouleaux,
- un système vis-écrou qui permet la translation suivant l'axe du tambour après chaque tour.

2.1.2.3 LE BÂTI

Le bâti est fixé sur un marbre reposant sur un châssis par l'intermédiaire de plots en élastomère, afin de s'affranchir des vibrations du sol mais aussi de dissiper les vibrations propres du tribomètre. Le bâti est réalisé en barres d'aluminium de section (40x50 mm). C'est lui qui supporte le tambour ainsi que le chariot de frottement.

2.1.2.4 LES PORTE-ÉCHANTILLONS

Plusieurs types d'échantillons de frottement peuvent être fixés à la tête de frottement (Figures 2.4b et 2.4c). Il est possible de monter différents diamètres de billes

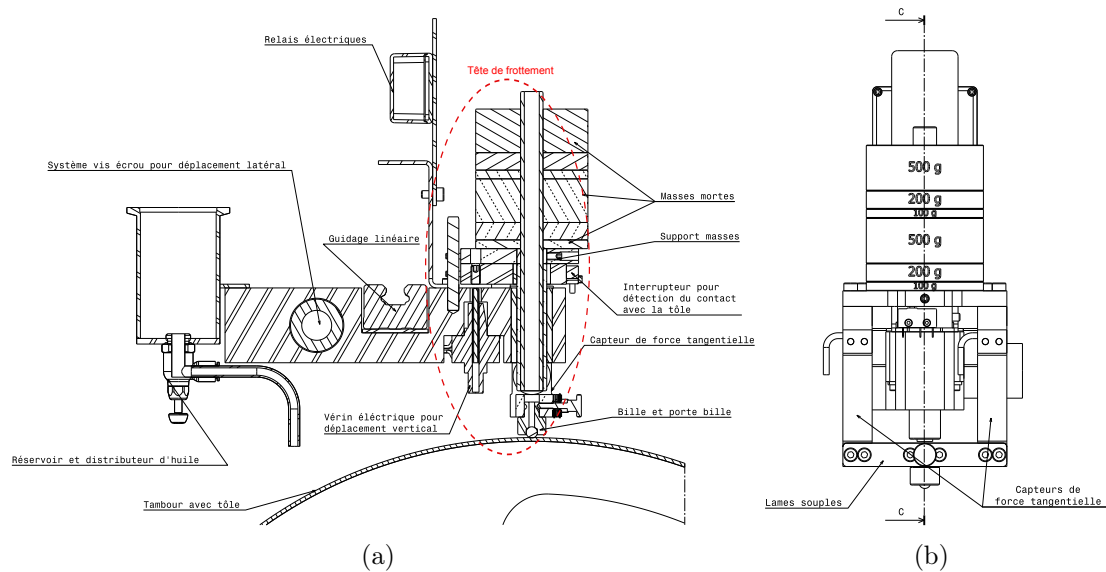


FIGURE 2.6 – Vues de face (b), et en coupe C-C (a) du chariot de frottement.

compris entre 3 et 10 mm. Les poinçons utilisés avec l’outillage développé par le laboratoire, peuvent aussi être montés. Le contact est de type cylindre/cylindre à 90° . Les porte-échantillons sont guidés dans la tête de frottement à l’aide d’un ajustement cylindrique et bridés avec une vis pointeau.

2.1.2.5 L’INTERFACE UTILISATEUR ET LES FICHIERS DE MESURES

Le pilotage du tribomètre et l’enregistrement des valeurs de force tangentielle se font avec Labview®. Il est ainsi possible de piloter la vitesse de glissement en jouant sur la fréquence de rotation du servo-moteur. Le nombre de traces ainsi que leur emplacement à chaque tour sont programmés en début d’essai. L’amplitude de l’élévation du frotteur est aussi réglée en début d’essai. La valeur de la force tangentielle est calculée par addition de la valeur des deux capteurs placés de part et d’autre du frotteur. La fréquence d’acquisition des capteurs de force tangentielle peut atteindre 5 kHz. Une moyenne des valeurs est calculée puis enregistrée dans le fichier d’essai. A chaque tour, un fichier (transitoire) contenant le temps, la position du tambour et la moyenne de la force tangentielle, est enregistré. À la fin de l’essai un fichier résumé traite tous les fichiers transitoires enregistrés. Le tableau 2.1 récapitule les principales caractéristiques du tribomètre.

TABLE 2.1 – Caractéristiques techniques du tribomètre à rouleau.

Longueur développée par tour	1.35 m
Vitesse de frottement maximale	200 mm/s
Gamme de charges	7 N-20 N
Distance de glissement maximale (avec un pas de $130 \mu\text{m}$)	5000 m

2.1.3 MESURES RÉALISÉES

Les valeurs de l'effort tangentiel ainsi que de la distance parcourue sont relevées en continu tout au long de l'essai. Il est donc possible d'obtenir l'évolution du coefficient de frottement (μ) en fonction de la distance parcourue. Ce coefficient de frottement est défini comme suit :

$$\mu = \frac{F_T}{F_N}, \quad (2.2)$$

avec F_T la force tangentielle mesurée et F_n la force normale appliquée.

L'usure des échantillons est relevée à la fin de l'essai à l'aide d'un microscope confocal (section 1.3.1). Une image optique mesurée par le microscope Alicona (Figure 2.7a) ainsi qu'une topographie issue du logiciel TOPOLc (Figure 2.7b) de la zone usée sont réalisées. Pour remonter au volume usé, le logiciel conçu en interne (TOPOLc) est utilisé. Les profils sont redressés par l'intermédiaire d'un polynôme de degré 2 (surface sphérique ou cylindrique) calculé sur les zones non-usées (Figure 2.7c). Par la suite, le volume perdu est calculé comme étant le volume sous le plan moyen non frotté. Une succession de mesures faites sur la même bille estime la précision de mesure à $3.6 \times 10^4 \mu\text{m}^3$.

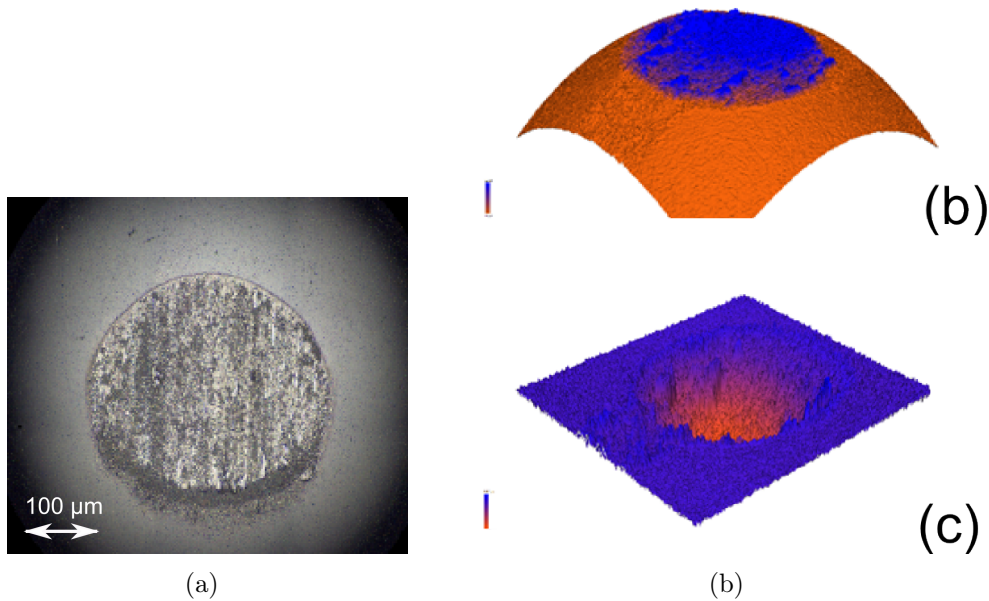


FIGURE 2.7 – (a) Image optique d'une bille usée par le frottement, (b) image topographique de la bille, (c) image redressée de la bille usée.

2.1.4 MISE AU POINT

La reproductibilité des premiers essais était très faible. Le fait de changer le porte-billes même en gardant des conditions de frottement identiques, modifiait considérablement les volumes usés sur le frotteur. Des essais vibratoires ont donc été conduits car les vibrations semblaient différentes d'un essai à l'autre et selon les vitesses de frottement.

Un vibromètre laser (OMETRON VH300+) est placé face au porte-échantillons (Figure 2.8a) afin de mesurer les vitesses de vibrations dans l'axe de frottement (longitudinal). Par la suite, il est placé à 90° pour mesurer les vibrations latérales (Figure 2.8b), puis sur le dessus du porte-échantillons afin de relever les oscillations verticales du porte-échantillons.

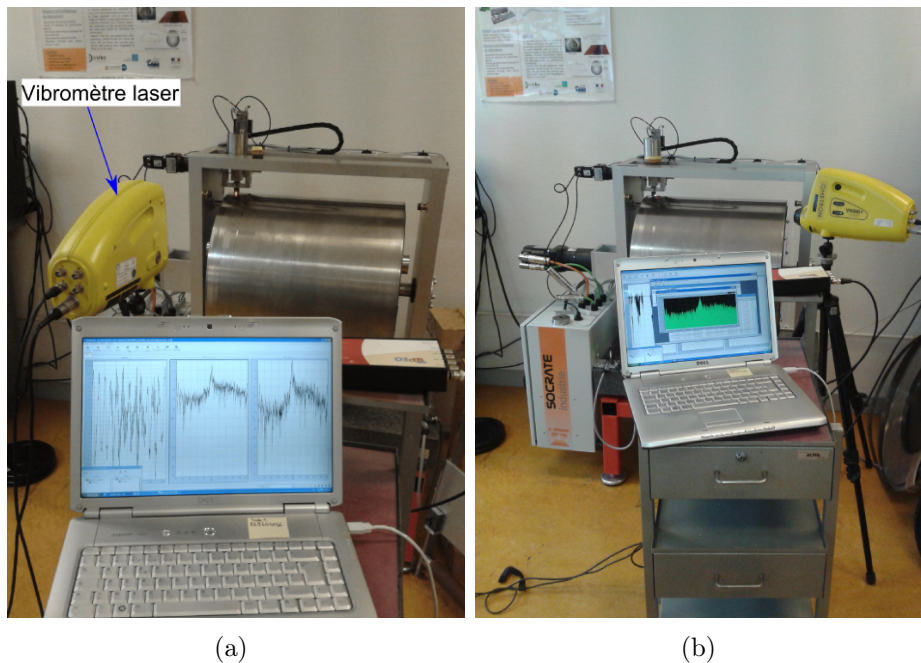


FIGURE 2.8 – Vibromètre laser monté pour mesurer les vibrations (a) longitudinales, et (b) latérales.

L'acquisition du signal est réalisée avec un boîtier 01db couplé au logiciel dbFa suite. Il est possible de faire une transformée de Fourier du signal mesuré afin d'obtenir le spectre des vitesses de vibrations (Figure 2.9a) du porte-échantillons en fonction des conditions de frottement. Une fréquence propre ressort lors de chaque essai. Elle varie légèrement avec l'augmentation de la vitesse de frottement mais reste autour de 100 Hz. L'amplitude des vibrations longitudinales, quant à elle, est fortement influencée par l'augmentation de la vitesse de frottement (Figure 2.9b). Les vibrations dans les deux autres directions ne varient pas en fonction de la vitesse et restent assez faibles vis-à-vis des oscillations longitudinales. En effet, la raideur dans le sens longitudinal de frottement est plus faible car elle est composée de lames souples pour

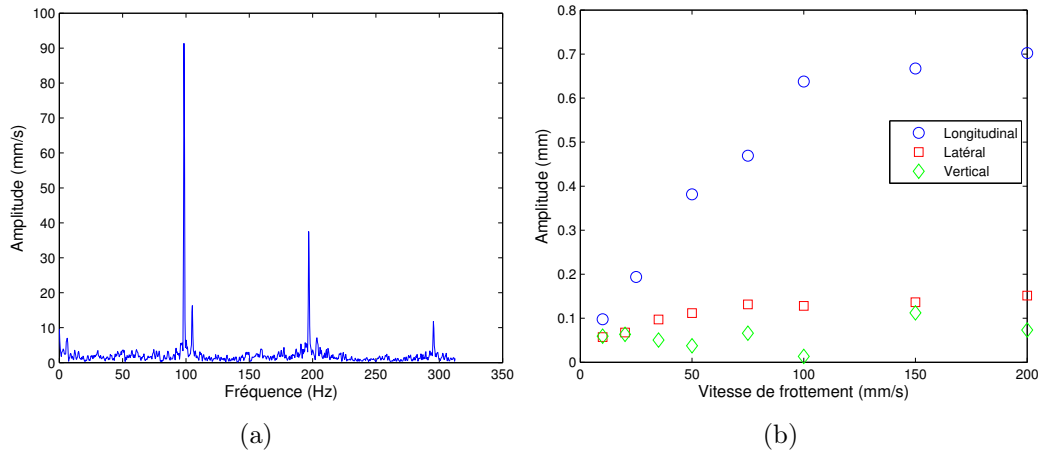


FIGURE 2.9 – (a) Exemple de spectre des amplitudes de vibrations du porte-échantillons mesuré avec le vibromètre laser, (b) amplitude de vibrations du porte-échantillons en fonction de la vitesse de frottement dans différentes directions.

assurer la liaison entre les deux capteurs de force qui possèdent également une faible raideur. Des mousses ont été glissées dans les capteurs de force pour en modifier la raideur, et les lames souples ont été rigidifiées. L'amplitude des vibrations n'a pas évolué.

Pour réduire les vibrations, des mousses ont été placées sous les masselottes (Figure 2.10a). Un empilement de trois raideurs de mousses différentes permet de réduire sensiblement l'amplitude des vibrations dans toutes les directions du porte-échantillons (Figure 2.10b). La modification de la compliance du système a permis de rendre les essais reproductibles.

Par la suite, différentes nuances de tôles seront testées sur le tribomètre à rouleau. Ces tôles ont été caractérisées afin d'observer les différents comportements tribologiques en fonction des nuances. La section suivante décrit les caractéristiques de ces tôles.

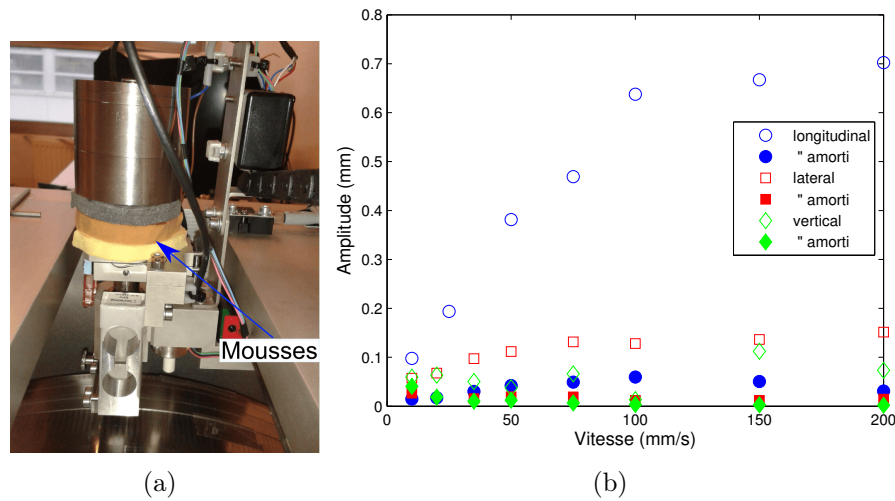


FIGURE 2.10 – (a) Ajout de mousses sous les masselottes du porte-échantillon, (b) amplitudes des vibrations dans les trois directions en fonction de la vitesse de frottement avec et sans amortissement.

2.2 CARACTÉRISATION DES TÔLES UTILISÉES POUR LES ESSAIS

Pour comparer les essais de découpage avec les essais tribologiques, deux nuances d'acier inoxydable de nature austénitique sont utilisées : X10CrNi18-8 et X2CrNiMo1814-3. Ces aciers possèdent une structure cubique à faces centrées à température ambiante. Cette structure est amagnétique et est conservée à température ambiante grâce à des éléments d'alliage appropriés dont le plus connu est le nickel. Les aciers austénitiques contiennent suffisamment de chrome pour offrir une résistance à la corrosion, et du nickel pour assurer la structure austénitique à la température ambiante. La composition de base des aciers austénitiques est de 18% de chrome et de 8% de Nickel (acier inoxydable 18.8). Ils sont très résistants à la corrosion et sont aussi très ductiles (allongement à rupture $A\% \approx 45\%$). Les aciers austénitiques comme les aciers ferritiques ne peuvent être durcis par trempe. A l'inverse, il est possible d'augmenter leurs propriétés mécaniques par écrouissage.

Le tableau 2.2 regroupe les différentes tôles qui ont été testées avec leur état d'écrouissage.

TABLE 2.2 – Différentes tôles testées avec leurs épaisseurs et leurs caractéristiques d'écrouissage.

Nuance	Épaisseur (mm)	Écrouissage
X10CrNi18-8	0.4	C1200
X10CrNi18-8	1	C1000
X2CrNiMo1712-2	0.4	C1000

2.2.1 COMPOSITION CHIMIQUE

L'inox X2CrNiMo1814-3 est un acier inoxydable austénitique à faible teneur en carbone. Il contient du molybdène, ce qui le rend hautement résistant à la corrosion (notamment au chlore et à l'eau de mer). L'inox X10CrNi18-8 est lui aussi un acier inoxydable austénitique, mais sa structure est assez instable et sa résistance à la corrosion est plus faible que celle du X2CrNiMo1814-3. La composition chimique en masse de ces deux aciers inoxydables est donnée dans le tableau 2.3. Ces valeurs sont celles mesurées par le fabricant lors de la coulée et n'ont pas été vérifiées.

TABLE 2.3 – Composition chimique des aciers inoxydables testés (pourcentages massiques).

Élément	% C	% Si	% Mn	% P	% S	% Cr	% Ni	% Mo
X10CrNi18-8	0.118	0.73	1.98	0.04	0.028	16.2	7.6	-
X2CrNiMo1814-3	0.028	0.75	1.97	0.04	0.027	17.8	13.1	2.55

2.2.2 DÉTERMINATION DE LA DURETÉ DES TÔLES TESTÉES

La dureté d'un métal définit la résistance qu'oppose celui-ci à la pénétration d'un corps plus dur. Le découpage s'approche d'un essai de dureté jusqu'à la fissuration de la tôle. Afin de comparer la dureté des deux tôles testées, des essais de microdureté sont réalisés. Dans l'objectif de voir si l'écrouissage des tôles peut provoquer une certaine anisotropie, le choix s'est porté sur l'utilisation d'un indenteur Knoop qui est taillé suivant une pyramide à base losange, dont les diagonales possèdent un rapport de 7 (Figure 2.11). Il est donc possible d'observer, de manière reproductible, des variations de dureté suivant l'orientation de la grande diagonale de l'indenteur ([Felder 05]). Deux orientations d'indenteur différentes ont été testées (Figure 2.11 b) : une dans la direction de laminage (configuration longitudinale) et l'autre à 90 ° de la première (configuration transversale).

Les microduretés Knoop sont mesurées dans le plan des tôles sous une charge de 500 g avec un appareil Shimadzu (modèle HMV-M). Une série de 5 mesures est réalisée dans chaque direction. Les résultats de ces mesures sont regroupés dans le tableau 2.4. Une légère anisotropie est visible sur les deux tôles. La dureté dans le sens longitudinal est légèrement supérieure à la dureté transversale. Toutefois cette variation de dureté est proche de l'écart type des mesures.

TABLE 2.4 – Microduretés Knoop (HK) avec conversion en HV pour les nuances découpées.

Nuances	Transversale			Longitudinale		
	Dureté (HK)	Écart type (HK)	Dureté (HV)	Dureté (HK)	Écart type (HK)	Dureté (HV)
X10CrNi18-8 (0.4mm)	406	7.3	394	422	12.6	408
X10CrNi18-8 (1mm)	359	4.2	354	370	4.1	363
X2CrNiMo1814-3	201	3.4	185	216	2.7	200

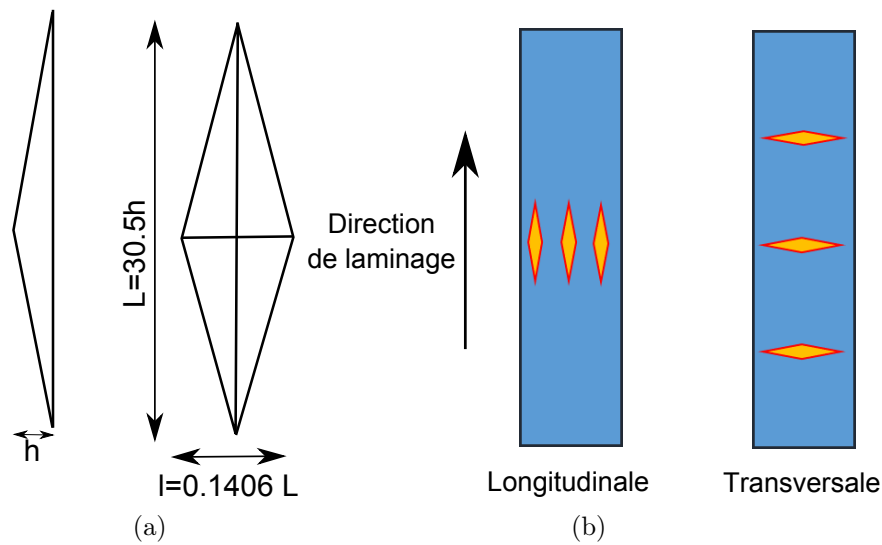


FIGURE 2.11 – (a) Forme d’un indenteur Knoop, (b) orientation de la mesure de dureté en fonction du sens de laminage.

Des micro-duretés dans l’épaisseur de la tôle sont réalisées afin de visualiser l’homogénéité des tôles dans l’épaisseur. En effet, Mkaddem et al. [Mkaddem 06] montrent que les divers procédés d’obtention des bandes induisent des modifications structurales dans l’épaisseur, qui peuvent être reliées à des changements de duretés. Afin de visualiser si ce type de comportement est présent pour les tôles utilisées, la tôle est enrobée puis tronçonnée dans l’épaisseur. Après polissage, elle est mesurée par un essai de nano-indentation (Figure 2.12). On peut voir que pour la tôle X10CrNi18-8 écrouie C1200, la dureté n’est pas homogène dans l’épaisseur. Les surfaces sont plus dures que le centre. Pour la tôle X2CrNiMo1814-3 l’homogénéité est meilleure.

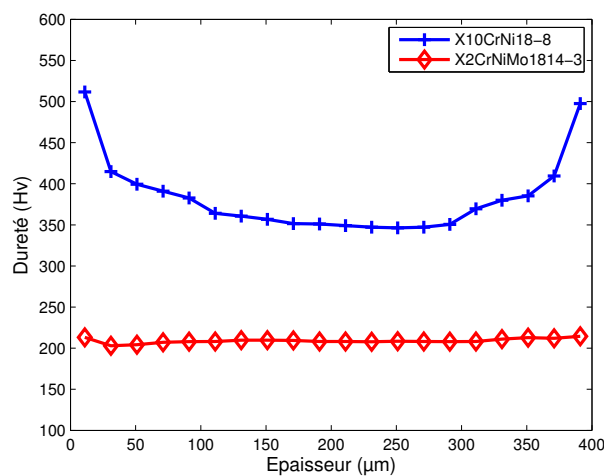


FIGURE 2.12 – Évolution de la dureté (Hv) dans l’épaisseur des tôles X10CrNi18-8, et X2CrNiMo1814-3.

2.2.3 CARACTÉRISATION MÉCANIQUE PAR ESSAIS DE TRACTION

Afin de déterminer les principales propriétés mécaniques des tôles, tel que le module de Young, la limite élastique, le coefficient d'érouissage ainsi que la limite à rupture, des essais de traction ont été conduits. Ces essais ont été réalisés sur une machine de traction *MTS* (modèle Criterion M45) équipée de mors auto-serrants et d'une cellule de force de 10 kN. L'éprouvette est découpée par électro-érosion à fil et possède une géométrie qui répond à la norme [NF EN 10002-1]. La mesure de l'allongement entre repères sur l'éprouvette est dans un premier temps réalisée avec un extensomètre à contact de base 10 mm pour déterminer précisément le module d'élasticité de l'éprouvette. En parallèle, un extensomètre laser permet de connaître l'allongement de l'éprouvette avec une précision plus faible que l'extensomètre à contact mais avec une plage de mesure plus étendue (Figure 2.13). L'essai est arrêté après 5% de déformation afin de décoller l'extensomètre à contact qui ne supporte pas un allongement supérieur. Sur les courbes, cet arrêt se visualise par un léger déchargement. Puis une fois l'extensomètre décollé, l'essai est relancé.

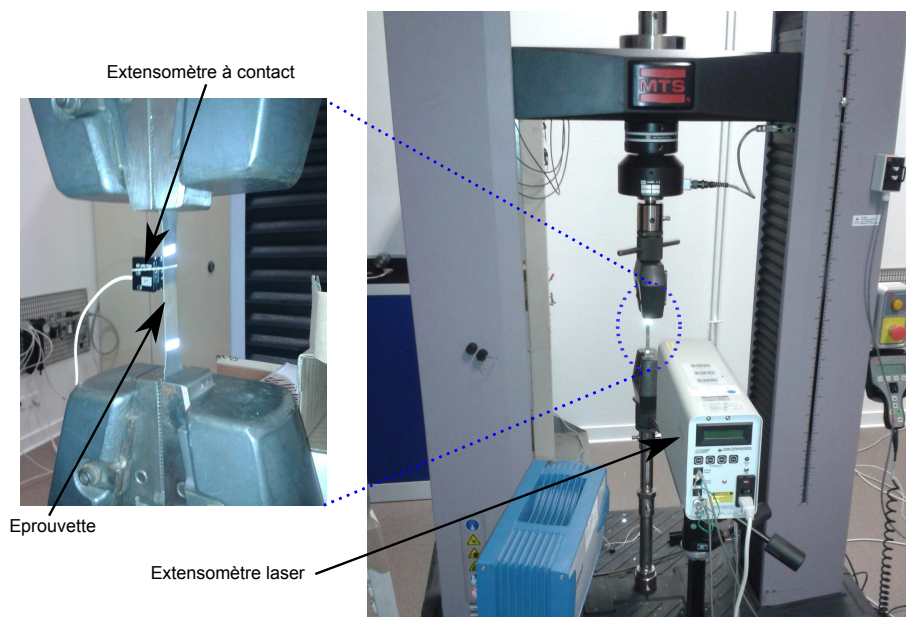


FIGURE 2.13 – Montage de l'éprouvette de traction pour réaliser les essais avec les deux types d'extensomètres.

Deux vitesses de déformation ont été testées afin de déterminer l'impact de ce paramètre sur les propriétés mécaniques (Figure 2.14). Pour répondre à la norme, une première vitesse de déplacement de la traverse de 0.06 mm/s, soit une vitesse de déformation de 10^{-3}s^{-1} a été appliquée sur cinq éprouvettes. Puis, pour trois éprouvettes supplémentaires, une vitesse de déplacement de 2 mm/s (3.10^{-2}s^{-1}) a été imposée.

Le domaine des déformations dans le domaine plastique étant important, le choix de travailler en contraintes (σ) et déformations rationnelles (Δ) s'est imposé :

$$\sigma = \left(\frac{F}{S_0} \right) \times \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0} \right) ; \quad \varepsilon = \ln \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0} \right) \quad (2.3)$$

avec F la force mesurée, S_0 la section initiale de l'éprouvette, ΔL l'allongement de l'éprouvette, et L_0 sa longueur initiale.

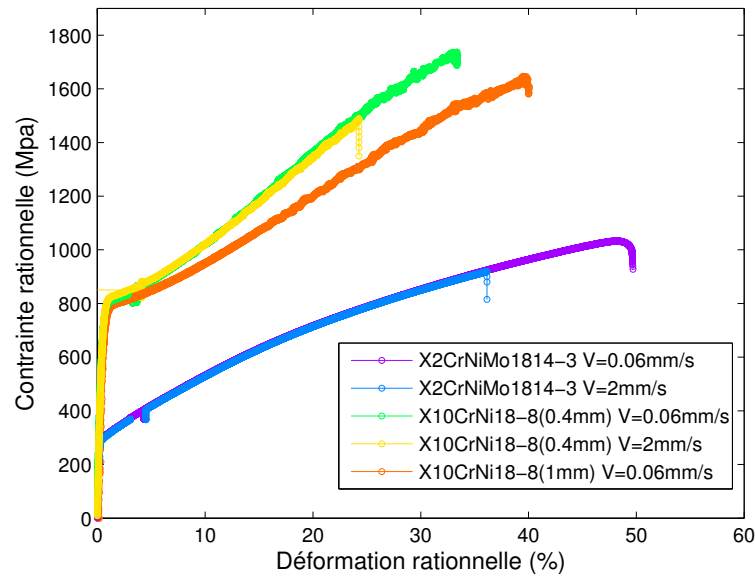


FIGURE 2.14 – Diagrammes rationnels de traction pour deux nuances d'acier et deux vitesses de chargement. La nuance X10CrNi18-8(0.4mm) est écrouie C1200 et la nuance X10CrNi18-8(0.4mm) est écrouie C1000.

Des coefficients d'écrouissage sont définis pour les tôles étudiées. Pour les déterminer, la partie non-linéaire de la courbe rationnelle (dans le domaine des grandes déformations) est mise sous forme mathématique simplifiée par la loi empirique d'Hollomon [Hollomon 45] comme suit (2.4) :

$$\sigma = k \varepsilon^n \quad (2.4)$$

où k est appelé module d'écrouissage ou "consistance" (MPa), et n est le coefficient d'écrouissage. n caractérise la propension de l'acier à se durcir au cours de la déformation dans le domaine plastique (plus n est élevé, plus l'acier se consolide rapidement) et à subir une déformation en expansion. Quant à la valeur k , elle représente la consistance du matériau ; pour simplifier, plus la valeur de " k " est élevée, plus le matériau est dur ou "raide". Pour les deux nuances étudiées, les paramètres d'écrouissage ne dépendent pas de la vitesse de déformation dans la gamme d'étude.

Le tableau 2.5 rassemble les caractéristiques mécaniques moyennes (des 5 essais à 0.06 mm/s) déterminées expérimentalement pour l'ensemble des tôles étudiées. La

vitesse de l'essai a une influence sur la contrainte à rupture qui est plus faible à haute vitesse, et la rupture qui apparaît plus tôt dans cette configuration. La nuance X10CrNi18-8 possède des caractéristiques mécaniques plus élevées que la nuance X2CrNiMo1814-3. L'effet de l'érouissage est visible entre les nuances érouies C1200 et C1000 (Figure 2.14). Ainsi, conformément aux attentes, l'augmentation du taux d'érouissage réduit l'allongement à rupture mais augmente la résistance mécanique.

TABLE 2.5 – Propriétés mécaniques déterminées par les essais de traction à 0.06 mm/s.

Nuance	Module de Young (GPa)	Limite élastique à 0.2% (MPa)	Résistance à la traction (MPa)	A (%)	n	k (MPa)
X10CrNi18-8 (0.4 mm)	198 ±11	793 ±15	1705 ±21	36	0.529	3356
X10CrNi18-8 (1 mm)	200 ±13	733 ±30	1646 ±51	39.4	0.521	2918
X2CrNiMo1814-3 (0.4 mm)	201 ±16	278 ±21	1033 ±8	65	0.467	1601

Les tôles utilisées pour réaliser les essais possèdent des propriétés différentes. Celles-ci vont être testées sur le tribomètre à rouleau afin d'observer leur comportement vis-à-vis de l'usure du frotteur. La section suivante donne les résultats des mesures faites avec ces tôles sur le tribomètre à rouleau.

2.3 RÉSULTATS DE MESURES SUR LE TRIBOMÈTRE

Les tôles utilisées lors des essais sur presse à découper font 15 mm de largeur. Ce sont ces mêmes tôles qui sont étudiées sur le tribomètre à rouleau. Les résultats présentés par la suite sont tirés des mesures faites avec ces tôles. L'influence de la lubrification, de la vitesse, de la charge et de la nature des tôles ou des frotteurs sont étudiées dans cette partie.

Dans le but de comparer les différents résultats mesurés sur le tribomètre mais aussi sur presse à découper il a été choisi d'adopter une approche énergétique de l'usure. En effet, les travaux de Mohrbacher et al. [Mohrbacher 95] mettent en évidence l'existence d'une corrélation entre le volume de matière perdu et l'énergie cumulée dissipée pendant l'essai de frottement. De plus, Fouvry et al. [Fouvry 03], qui travaillent sur le fretting, utilisent cette approche énergétique qui permet de relier le volume d'usure à l'énergie dissipée dans le système. Ce type d'approche semble être le meilleur moyen de comparer deux tribo-systèmes.

Différentes études tribologiques multi-laboratoires [Czichos 89, Gee 93] ont montré que, malgré l'utilisation de conditions tribologiques identiques dans différents laboratoires, les volumes usés ou les coefficients de frottement mesurés sont très variables d'un laboratoire à l'autre. Ces écarts sont engendrés par les différentes raideurs des tribomètres utilisés. Par contre, il est ressorti que le point commun de ces essais était l'évolution linéaire du volume usé en fonction de l'énergie dissipée. Ainsi le coefficient

d'usure énergétique α_u paraît donc être une valeur fiable de comparaison et peut être défini comme suit :

$$\alpha_u = \frac{V}{E_d}, \quad (2.5)$$

avec V le volume de matière usé, et E_d la quantité d'énergie dissipée.

L'énergie dissipée peut être définie comme étant la force tangentielle F_T , induite par le frottement, intégrée sur la longueur de glissement (L) :

$$E_d = \frac{1}{L} \int_0^L F_T(l) dl, \quad (2.6)$$

Nous nous intéresserons par la suite seulement au coefficient d'usure énergétique du frotteur, car c'est lui qui représente le poinçon.

2.3.1 ESSAIS AVEC SURFACE NEUVE EN CONTINU

Afin de frotter sur une surface neuve, il faut que le pas entre deux tours de tambour soit supérieur à la largeur de l'aire de contact entre la bille et la tôle. La bille est une sphère et la tôle peut être considérée comme étant un cylindre de rayon cent fois plus important que celui de la bille. Pour faciliter le calcul, on assimile le contact comme étant un contact sphère/plan. Selon la théorie du contact élastique de Hertz [Johnson 85], la zone de contact entre la bille (1) et la tôle (2) est un disque de rayon a , défini par la relation :

$$a = \sqrt[3]{\frac{3FR}{4} \left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right)} \quad (2.7)$$

où F est l'effort normal appliqué et R le rayon de la bille (1). Les solides respectifs, bille (1) et tôle (2), sont caractérisés par les modules de Young respectifs, E_1 et E_2 , et par les coefficients de Poisson respectifs, ν_1 et ν_2 .

Dans notre cas, avec une bille en carbure de tungstène, une tôle en acier inoxydable et une charge de 13.8 N, la largeur de contact vaut $2a$, soit 0.106 mm. Afin d'être sûr de ne pas faire se chevaucher deux mêmes traces, un facteur deux est appliqué. Ceci conduit à réaliser sur une tôle de 15 mm de largeur 67 traces, soit une trace tous les 0.22 mm.

Toujours selon la théorie de Hertz, la pression maximale située au centre de la zone circulaire de contact s'écrit :

$$P_{\max} = \frac{3F}{2\pi a^2} \quad (2.8)$$

La force normale est fixée à 13.8 N car elle permet de générer initialement une pression maximale de contact (équation 2.8) de 2.34 GPa. Cette pression correspond aux valeurs tirées de la simulation numérique de l'opération de découpe. La valeur moyenne lors du frottement tôle/poinçon est d'environ 2 GPa.

Il est difficile de placer plusieurs bandes à la suite sur le tribomètre. Un maximum de 15 bandes peuvent être placées à la fois. La longueur totale de glissement dans la configuration testée est de 1347 m. Les tôles sont d'abord dégraissées avec de l'acétone, puis un nettoyage final à l'éthanol est opéré. La vitesse de glissement est fixée à 200 mm/s soit une valeur proche des conditions rencontrées sur presse. Les conditions de frottement de l'essai sont réunies dans le tableau 2.6.

TABLE 2.6 – Conditions d'essai sur surface neuve

Longueur de glissement	1347 m
Charge normale	13.8 N
Vitesse de glissement	200 mm/s
Bille frotteur	WC (96% W et 4% Co) 5 mm de diamètre
Tôle	X10CrNi18-8 0.5 mm d'épaisseur

Le coefficient de frottement mesuré fluctue beaucoup au cours de l'essai avec une valeur moyenne de 0.2544 et un écart type de 0.045 (Figure 2.15). Les changements de valeurs sont présents la plupart du temps lors du changement de bande de tôle. Malgré un nettoyage des tôles, il semble que certains résidus soient encore présents sur les surfaces et modifient le comportement tribologique. L'usure de la bille à la fin de ces essais n'est pas quantifiable (Figure 2.16b et 2.16c). Elle est inférieure à la tolérance de mesure du processus. Des rayures sur le côté sont visibles (Figure 2.16a) mais elles proviennent de frottements sur le bord de la tôle et d'une remontée un peu tardive du frotteur au niveau des brides du tambour.

Il est impossible de calculer un coefficient d'usure énergétique pour ce type d'essai, seule l'énergie dissipée sur tout l'essai peut être calculée et vaut 4728 J.

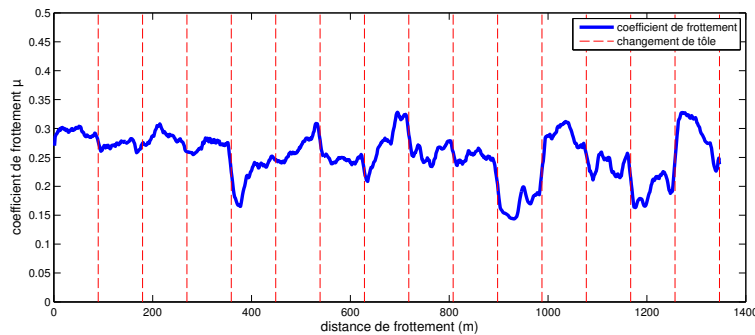


FIGURE 2.15 – Évolution du coefficient de frottement lors de l'essai sur surface neuve.

D'autres essais ont été conduits avec une tôle en alliage de cuivre (CuFe) identique à celle utilisée par Makich et al [Makich 11, Falconnet 12]. Les auteurs avaient relevé sur leur tribomètre, des volumes usés de $3.2 \times 10^5 \mu\text{m}^3$ pour une distance de

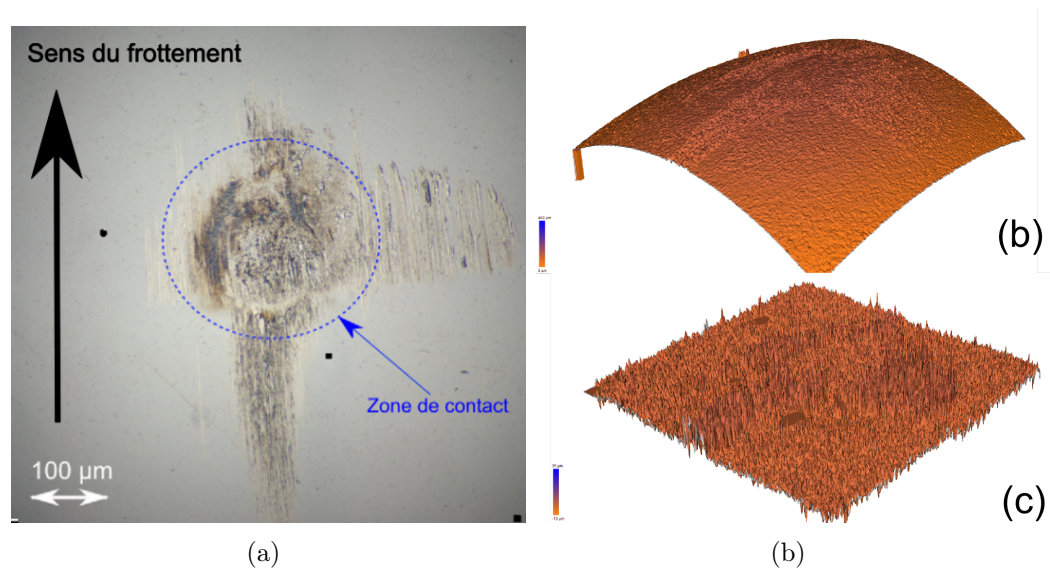


FIGURE 2.16 – (a) Image optique de la bille frottée après l’essai d’usure sur surface neuve, (b) image topographique de la bille usée, (c) image topographique redressée de la même bille.

frottement de 1500 m. Dans notre cas il est impossible de mesurer une usure pour une distance de frottement identique à celle des auteurs précédents. Les mesures ne correspondent donc pas à celles mesurées sur le tribomètre développé par Makich et al [Makich 11, Falconnet 12] malgré des conditions de frottement similaires. Cette constatation reste pour l’heure sans explications.

A l’heure actuelle, les taux d’usure étant trop faibles pour être mesurés, il est impossible d’obtenir des résultats dans la configuration de frottement sur une surface constamment renouvelée.

L’obtention de feuillard de largeur plus importante pourrait permettre de réaliser des distances plus élevées avec une plus grande facilité de mise en place de l’essai.

Le nettoyage des tôles pose aussi problème. Il faudrait nettoyer les bandes au préalable dans des bains permettant de supprimer les résidus d’huiles présents lors du re-fendage des tôles.

Par la suite des essais avec passages dans la même trace pour rendre plus sévères les conditions de frottement sont conduits et décrits dans la partie suivante.

2.3.2 ESSAIS DE FROTTEMENT DANS LA MÊME TRACE

Les essais avec frottement dans la même trace se font sans décalage de la bille à chaque tour. L’échantillon est simplement relevé puis descendu à la fin de chaque tour pour passer les brides. Le cycle de frottement est fermé, et la distance parcourue à chaque tour est d’environ 1,34 mètres. La charge appliquée ne varie pas et le frotteur est toujours une bille en carbure de tungstène. Trois nuances de tôles sont

testées et les longueurs de frottement varient de 50 à 2600 mètres.

L'objectif de cet essai est de voir si l'on peut, premièrement, mesurer un volume usé sur le frotteur pour ensuite calculer son coefficient d'usure énergétique, et finalement, voir son évolution en fonction de différentes configurations tribologiques. Les conditions de frottement de l'essai sont réunies dans le tableau 2.7 :

TABLE 2.7 – Conditions d'essai de frottement dans la même trace

Longueur de glissement	50-2600 m
Charge normale	7-13.8 N
Vitesse de glissement	50-200 mm/s
Bille frotteur	WC (96% W et 4% Co) 5 mm diam
Tôles	- X10CrNi18-8 - X2CrNiMo1814-3 - CuFe

A la fin de ces essais, il est possible de mesurer correctement des volumes d'usure sur les billes, significatifs puisque ceux-ci sont supérieurs à la précision de mesure ($3.6 \times 10^4 \mu\text{m}^3$). Les différentes conditions de frottement peuvent donc être comparées.

2.3.2.1 INFLUENCE DE LA DISTANCE DE GLISSEMENT

Le volume d'usure de la bille est mesuré à 13 intervalles de distance différents tout au long de l'essai (Figure 2.17). Le porte-échantillons est démonté pour mesurer le volume de matière perdu après chaque intervalle, puis il est remonté dans la même position pour continuer l'essai. L'énergie dissipée cumulée est calculée à l'aide de l'équation 2.6. Une moyenne de trois échantillons est réalisée à chaque point. Ainsi, chaque configuration d'essai représente un ensemble de 39 mesures. A l'inverse de la littérature, l'évolution du volume usé en fonction de l'énergie dissipée n'est pas linéaire, mais il est possible de diviser la courbe en deux droites de pentes différentes : une en début, et une en fin d'essai (Figure 2.18). La valeur des pentes correspond au coefficient d'usure énergétique de la bille. Par la suite, nous déterminerons une valeur $\alpha_{u,init}$ correspondant au coefficient d'usure énergétique en début d'essai et $\alpha_{u,fin}$ pour la fin de l'essai. Un programme Matlab® permet, par incrément de point de mesure, de déterminer à partir de quelle valeur d'énergie dissipée, le coefficient de corrélation de la pente initiale est inférieur à 0.9 (valeur déterminée après plusieurs essais).

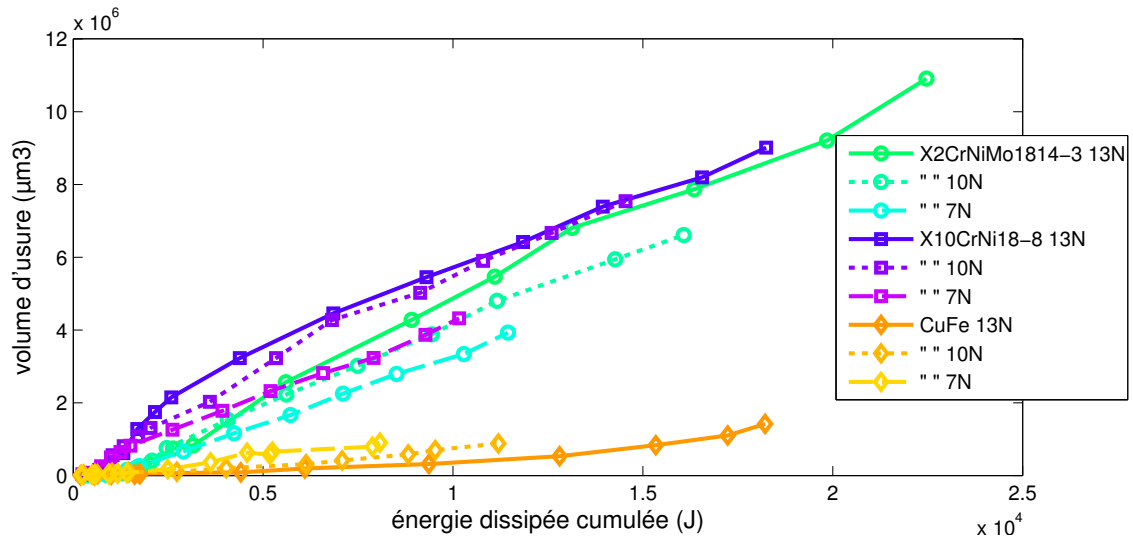


FIGURE 2.17 – Évolution du volume d'usure (μm^3) de la bille en fonction de l'énergie dissipée cumulée (J) pour les trois tôles testées sous trois charges différentes.

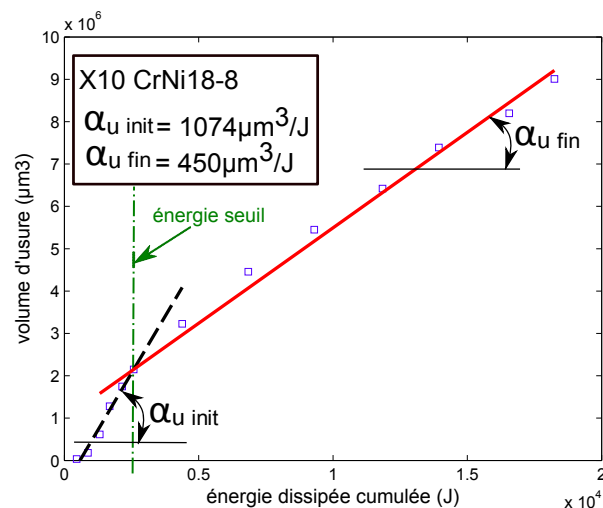


FIGURE 2.18 – Identification des coefficients d'usure énergétique $\alpha_{u\text{init}}$ et $\alpha_{u\text{fin}}$ dans le cas du frottement entre la bille en carbure de tungstène et la tôle X10CrNi18-8 pour une charge de 13 N.

Dans le cas de l'inox X10CrNi18-8, la première partie du frottement montre un coefficient d'usure énergétique plus important que sur la fin de l'essai (Figure 2.19). Le coefficient approche la valeur de $1000 \mu\text{m}^3/\text{J}$ en début d'essai, puis il redescend à une valeur de $500 \mu\text{m}^3/\text{J}$ sur la seconde partie de l'essai. Cette valeur maximale de coefficient d'usure énergétique en début d'essai peut être induite par l'écrouissage de la tôle qui modifie les propriétés de dureté en surface. En effet, la dureté mesurée en surface est plus élevée que celle à cœur (Figure 2.12). Après un certain nombre de passages de la bille, la tôle est usée et la bille frotte sur une peau moins dure que

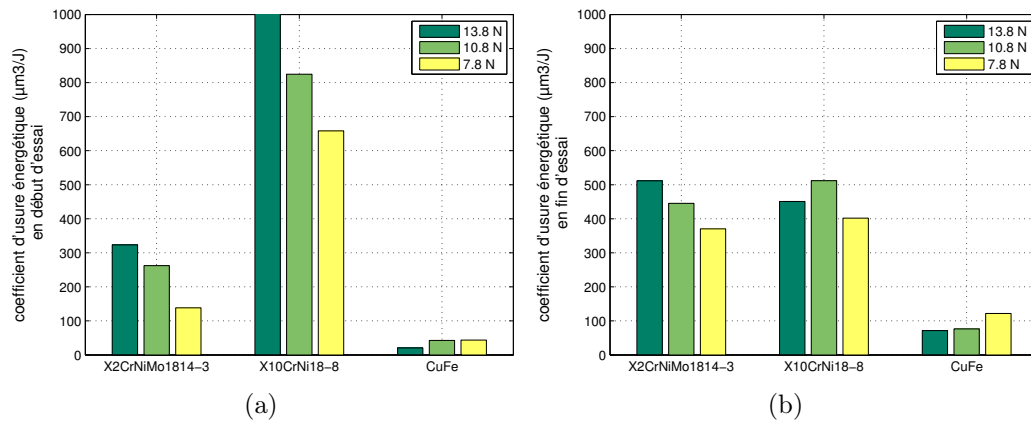


FIGURE 2.19 – Valeur du coefficient d’usure énergétique pour les différentes tôles testées sous 3 charges (a) en début d’essai, (b) en fin d’essai.

celle de surface.

Pour l’inox X2CrNiMo1814-3 et le cuivre CuFe, le comportement est inverse à celui décrit précédemment. Ces deux types de tôles possèdent une dureté répartie de façon homogène sur toute la hauteur de la tôle, et plus faible que la précédente, mais aussi un taux d’érouissage plus bas.

La distance parcourue semble être un paramètre important quant à l’évolution du coefficient d’usure énergétique. Ce changement de valeur de coefficient d’usure montre que deux modes d’usure se succèdent, mais il est difficile de remarquer des modifications en observant au microscope les faciès d’usure de la bille.

Il est peut-être plus pertinent de raisonner en terme d’énergie seuil (Figure 2.18) permettant de changer de mode d’usure, plutôt que de distance. La valeur de cette énergie seuil correspond à l’intersection entre les deux droites représentant le volume d’usure fonction de l’énergie cumulée permettant de calculer le coefficient d’usure énergétique. Le résultat est représenté sur la figure 2.20. Les valeurs sont variables en fonction des nuances de tôle frottées. Plus la charge appliquée est importante, et plus l’énergie à fournir pour changer de mode d’usure est conséquente.

Ko et al [Ko 02] remarquent eux aussi que le coefficient d’usure qu’ils mesurent est fonction de la distance parcourue. Mais leur pion est revêtu (Ti-N), donc l’épaisseur de revêtement est de plus en plus fine avec l’usure, ce qui modifie le comportement tribologique et donc le taux d’usure. Dans notre étude, aucun revêtement n’est présent et seule la tôle X10CrNi18-8 possède des propriétés différentes en fonction de l’épaisseur. La profondeur de la trace dans la tôle a été mesurée afin de voir s’il était possible de définir une profondeur seuil. Les variations sont trop faibles pour obtenir des résultats de mesure corrects.

Ainsi la distance de glissement influe sur le coefficient d’usure. Il prend deux

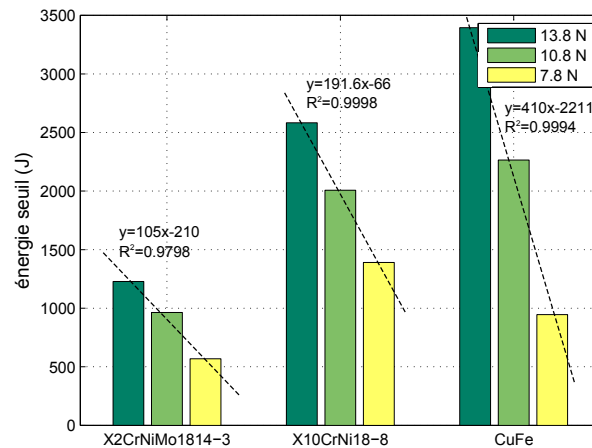


FIGURE 2.20 – Valeur de l'énergie seuil permettant de passer d'un mode d'usure de début d'essai à l'autre pour les différentes configurations testées, et coefficient directeur de l'énergie (y) fonction de la charge (x).

valeurs (une en début et une en fin d'essai) qui dépendent fortement des tôles testées.

2.3.2.2 INFLUENCE DE LA CHARGE APPLIQUÉE

Trois charges différentes ont été appliquées afin d'observer le comportement tribologique des billes en fonction de la pression de contact. L'évolution de l'énergie seuil en fonction de la charge appliquée est linéaire (Figure 2.20). La figure 2.19a, montre une tendance à la diminution du coefficient d'usure énergétique initial avec une diminution de la charge pour les deux aciers inoxydables. Pour le cuivre, la tendance est inverse mais avec des coefficients qui sont faibles. Une fois le changement de coefficient énergétique d'usure initial passé, les variations entre les différentes charges sont moins importantes car les écarts de pressions de contact présents en début d'essai sont moins considérables une fois le changement de coefficient énergétique d'usure passé (Figure 2.21). La pression réelle de contact est calculée à l'aide de la mesure topographique de la bille qui permet de remonter à sa surface de contact avec la tôle.

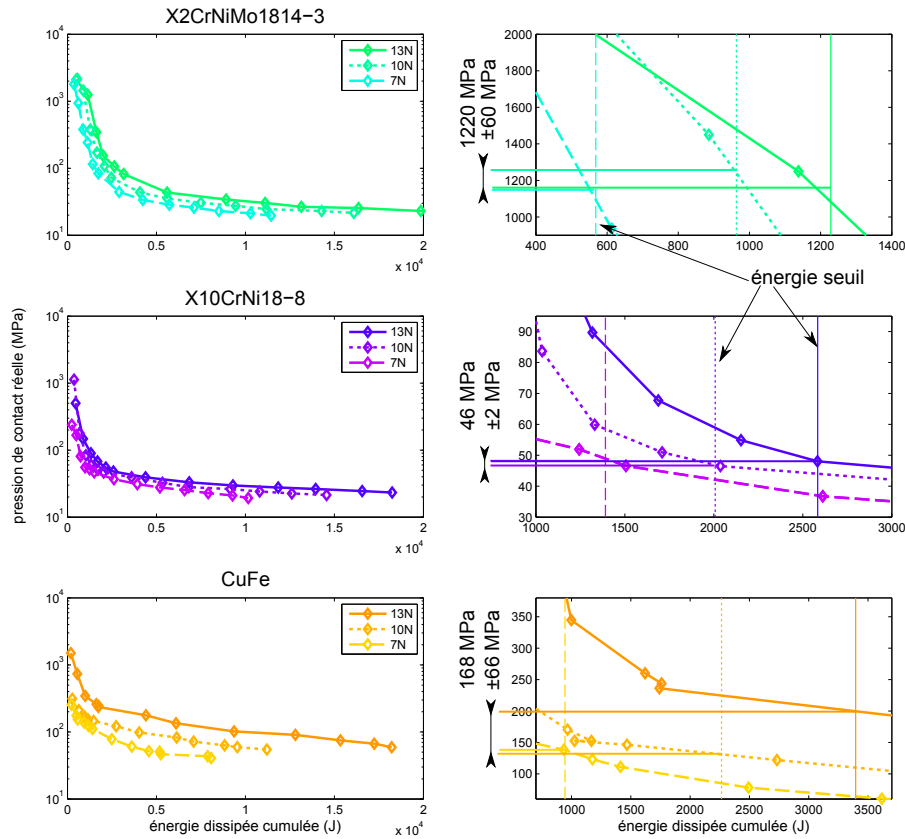


FIGURE 2.21 – Valeur de la pression réelle de contact en fonction de l'énergie dissipée pour les différentes configurations testées et calcul de la pression de contact seuil correspondant au changement de coefficient d'usure énergétique. Les figures de droites sont des agrandissements de la partie correspondant au changement de régime d'usure.

Il est possible d'observer une pression seuil à laquelle le changement de coefficient énergétique d'usure s'effectue (Figure 2.21). Ce changement intervient pour une pression de contact de 1220 MPa pour l'inox X2CrNiMo1814-3, alors que pour les deux autres tôles, elle est de 168 MPa pour le cuivre et de 46 MPa pour la tôle X10CrNi18-8. Cette pression de contact seuil ne semble pas être fonction de la dureté des tôles puisque le cuivre se trouve entre les deux aciers inoxydables alors qu'il a une dureté plus faible. Le coefficient de frottement n'est pas impacté par la charge appliquée (Figure 2.22); en revanche, on peut observer une légère variation de ce coefficient avec la distance parcourue et donc, la pression de contact.

Ainsi le coefficient d'usure énergétique est influencé par la charge appliquée sur la bille. Mais lors des essais, du fait de l'usure de la bille, la pression de contact diminue et biaise peut-être les mesures. Il serait donc intéressant d'asservir le chargement de la bille pour maintenir une pression constante et de voir si le coefficient d'usure énergétique varie toujours. Cet asservissement pourrait être réalisé en mesurant l'enfoncement du frotteur (lié à son usure) en continu à l'aide d'un capteur

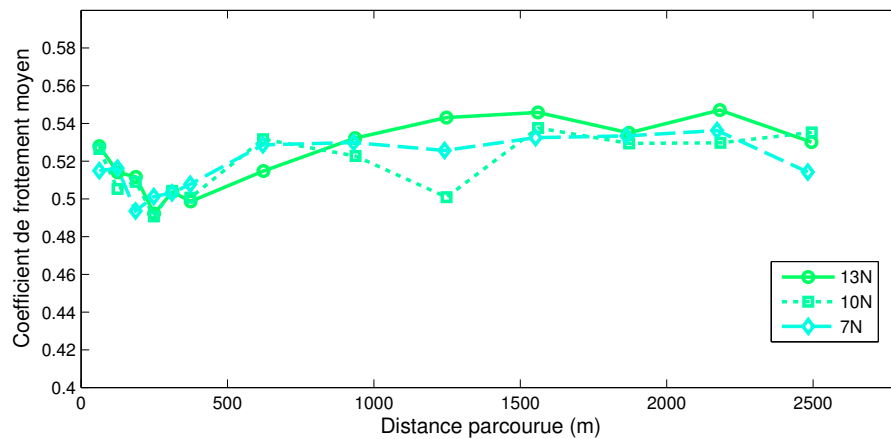


FIGURE 2.22 – Coefficient de frottement en fonction de la distance parcourue et de la charge appliquée sur la tôle X10CrNi18-8.

de déplacement. Puis en corrélant la perte de matière avec la surface de contact, il serait possible de modifier la force normale à l'aide d'un vérin.

2.3.2.3 INFLUENCE DE LA VITESSE DE GLISSEMENT

La vitesse de glissement est un paramètre souvent étudié mais qui présente des résultats très variables en fonction des systèmes tribologiques étudiés. Abdelali [Abdelali 13] qui étudie le frottement de carbures sur de l'acier pour le tournage, montre que le coefficient de frottement évolue en fonction de la vitesse de glissement. Pour une vitesse qui passe de 0 à 300 mm/min le coefficient de frottement peut être divisé par 2,5. De leur côté, Molinari et al. [Molinari 97], qui utilisent un tribomètre (disque/disque) montrent qu'il y a un régime de vitesse optimum pour lequel l'usure est la plus faible. Ce régime se trouve à la limite du régime d'usure par oxydation, et d'usure par délamination qui se produit lorsque les vitesses sont suffisantes pour endommager le matériau. Bien entendu, ces conclusions ne sont pas des généralités applicables à tous les matériaux. Dans notre cas, les conditions testées sont récapitulées dans le tableau 2.8 :

TABLE 2.8 – Conditions d'essai à différentes vitesses

Longueur de glissement	330 m
Charge normale	10.9-15.8 N
Vitesse de glissement	50-200 mm/s
Bille frotteur	WC (96% W et 4% Co) 5 mm de diamètre
Tôle	X10CrNi18-8

Le coefficient d'usure énergétique mesuré dépend de la vitesse de glissement, et ce, quelle que soit la charge appliquée (Figure 2.23 a). Il est possible de définir

une vitesse de frottement optimale pour obtenir un coefficient d'usure minimum, en fonction de la charge appliquée. Par exemple une vitesse de 40 mm/s pour une charge de 15.8 N permet d'optimiser le coefficient d'usure énergétique. Plus la charge appliquée est faible et plus la vitesse optimale est faible. L'écart de coefficient d'usure entre les différentes charges se réduit avec l'augmentation de la vitesse. Le coefficient de frottement varie dans le même sens que la vitesse de glissement (Figure 2.23 b).

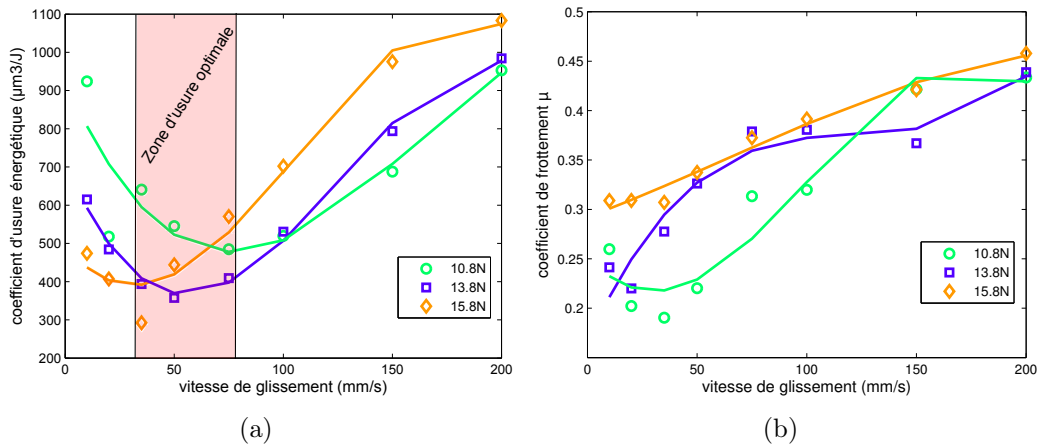


FIGURE 2.23 – Évolutions du coefficient d'usure énergétique (a) et du coefficient de frottement (b) en fonction de la vitesse de glissement pour 3 charges différentes et pour l'acier X10CrNi18-8.

La vitesse de glissement influe sur la fréquence de passage de la bille dans la trace. L'oxydation de l'acier a peut-être un impact sur les conditions tribologiques. En effet, les aciers inoxydables ont la propriété de créer une couche d'oxyde à leur surface en réaction avec le milieu environnant. En réaction avec l'oxygène, une couche d'oxyde de chrome se forme et protège l'acier. Lorsque la bille passe sur la tôle, elle arrache la couche d'oxyde qui s'était formée. La formation des oxydes est quasiment instantanée. Il est difficile de mesurer l'épaisseur de ces oxydes dans leurs premiers instants de formation. Toutefois, Marot [Marot 01] détermine la prise de masse engendrée par l'oxydation d'un acier inoxydable, qui débute dès les premiers instants d'exposition (Figure 2.24 a). Dumerval [Dumerval 14], quant à elle, mesure l'épaisseur de la couche d'oxydes en fonction du temps pour une exposition d'un acier inoxydable à 325 °C (Figure 2.24 b). On peut voir que l'épaisseur de ces couches est très faible (entre 5 et 20 nm) et suit une croissance logarithmique. On peut donc supposer qu'entre deux passages de bille, la couche aura une épaisseur plus ou moins importante en fonction du temps qui s'est écoulé. Plus la vitesse de glissement augmente et plus la durée entre deux passages sera faible. Le tableau 2.9 présente la fréquence de passage de la bille entre deux tours.

TABLE 2.9 – Temps entre deux passages de bille en fonction de la vitesse de frottement

Vitesse	Temps
200 mm/s	8.3 s
100 mm/s	16.6 s
10 mm/s	166 s

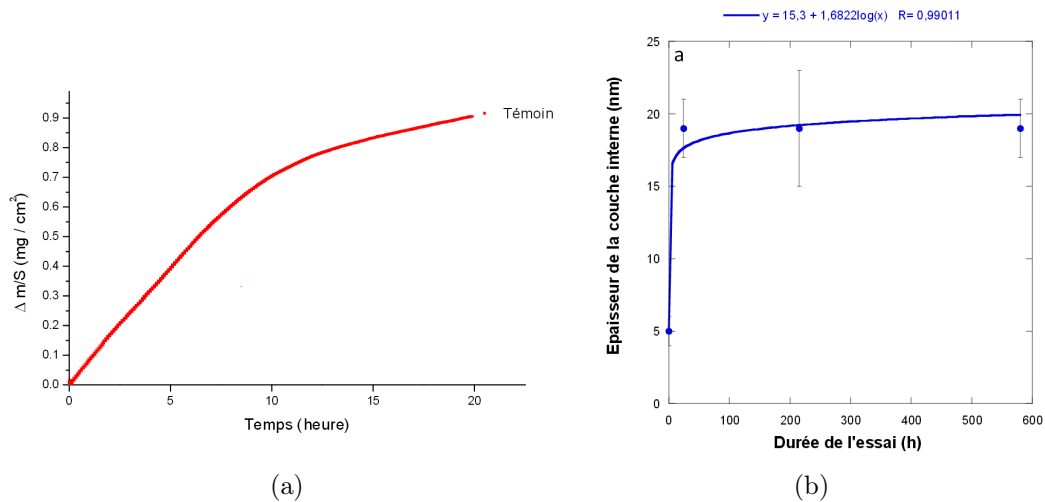


FIGURE 2.24 – (a) Prise de masse en fonction du temps pour l’oxydation d’un acier inoxydable [Marot 01], (b) Cinétique d’oxydation d’acier inoxydable exposé en milieu primaire à 325°C [Dumerval 14].

La couche d’oxyde semble jouer un rôle sur le comportement tribologique. Afin de voir l’influence de cette formation d’oxydes, des essais ont été conduits avec des temps d’attente entre deux passages de bille pour simuler un temps de passage de bille équivalent à 10 ou 100 mm/s mais avec une vitesse de glissement de 200 mm/s. La charge appliquée est de 15.8 N. Les résultats présentés sur la figure 2.25) montrent que le coefficient d’usure énergétique n’est pas impacté par le temps entre deux passages de la bille. En revanche, le coefficient de frottement diminue avec l’augmentation du temps d’attente entre deux passages. Ainsi le coefficient de frottement mesuré avec un délai de 16 secondes et une vitesse de 200 mm/s ($\mu = 0,35$) (Figure 2.25) (temps entre deux traces identique à une vitesse de 100 mm/s) est relativement équivalent à celui mesuré à 100 mm/s ($\mu = 0,39$) (Figure 2.23). La constatation est la même pour un délai de 166 secondes. Il semblerait que la couche d’oxyde formée modifie le comportement tribologique en diminuant le coefficient de frottement. Toutefois, les résultats de l’évolution du coefficient d’usure énergétique obtenus en changeant la vitesse de glissement ne semblent pas être impactés par l’oxydation. Si le coefficient d’usure énergétique n’évolue pas et que le coefficient de frottement diminue, le volume de matière perdue décroît donc proportionnellement au coefficient de frottement. La couche d’oxyde joue un rôle de troisième corps lubrifiant mais non abrasif.

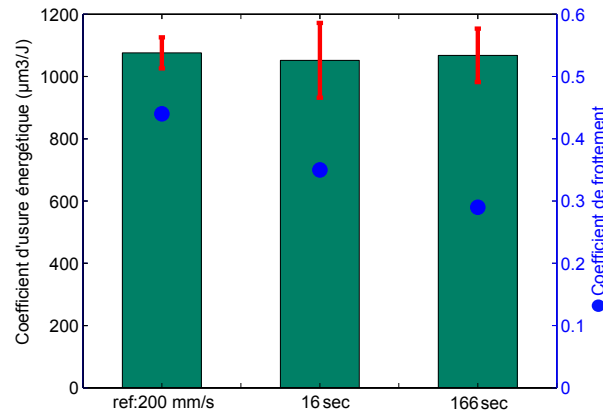


FIGURE 2.25 – Influence du temps entre deux passages de bille sur le coefficient d’usure énergétique (barres) et le coefficient de frottement (points) à une vitesse de 200 mm/s. La vitesse de frottement est inchangée mais le temps entre deux passages de bille est modifié pour mettre en évidence le rôle de la passivation de la tôle.

Ainsi la vitesse de glissement a un impact sur le coefficient d’usure énergétique qui peut être optimisé en testant plusieurs configurations. L’oxydation de la tôle joue un rôle sur l’évolution du coefficient de frottement mais pas sur le coefficient d’usure énergétique.

2.3.2.4 INFLUENCE DE L’ÉTAT DE SURFACE DU FROTTEUR

L’état de surface des pièces en contact est un paramètre important. En effet, les aspérités vont générer des pressions de contact locales importantes et potentiellement modifier les modes d’usure. Ceci n’est à priori valable qu’au début de l’essai jusqu’à ce que les surfaces soient rodées.

Selon Sedlavcek et al. [Sedlaček 09], l’augmentation de la rugosité de billes en alumine (Al_2O_3) permet de réduire le coefficient de frottement. Svahn et al. [Svahn 03] montrent quant à eux un comportement inverse au niveau du coefficient de frottement. Ils montrent aussi que l’usure est réduite lorsque la rugosité est faible. Il semble difficile de définir une tendance d’évolution du comportement tribologique en fonction de la rugosité des surfaces. Le comportement est différent en fonction des matériaux étudiés et des conditions de lubrification, comme le montrent Tian et al. [Tian 14] en concluant sur l’existence de configurations intermédiaires qui permettent de réduire au maximum le coefficient de frottement et l’usure de pions en composites TiB_2/Al . Toutes ces études ont été conduites sur des tribomètres de type pion/disque.

Deux rugosités de surface de frotteurs ont été analysées. Pour obtenir deux rugosités différentes, des frotteurs de grade de finition différents ont été approvisionnés. La rugosité des billes est mesurée à l’aide du microscope Alicona et la norme ISO 3290 :1998 est utilisée pour redresser les profils à l’aide de filtres et en déduire leur rugosité moyenne (R_a). Les conditions de frottement des essais sont réunies dans le

tableau 2.10.

TABLE 2.10 – Conditions d’essai avec différentes rugosités de billes

Longueur de glissement	330 m
Charge normale	13.8 N
Vitesse de glissement	200 mm/s
Bille frotteur	WC (96% W et 4% Co) 5 mm de diamètre
Rugosité R_a	0.1 μm , 0.02 μm
Tôle	X10CrNi18-8

La rugosité n’a pas d’influence sur le coefficient de frottement (Figure 2.26 a). Concernant le coefficient d’usure énergétique, la bille qui présente la plus grande résistance à l’usure est celle qui possède la rugosité initiale la plus élevée. Le type d’usure semble être abrasif dans les deux cas comme le montrent les figures 2.26b et 2.26c. Il faut toutefois tenir compte du fait que l’essai n’a pas été assez long pour observer une valeur de coefficient d’usure énergétique différente de la valeur initiale, une inversion de tendance pourrait se produire après, mais cela n’a pas été testé.

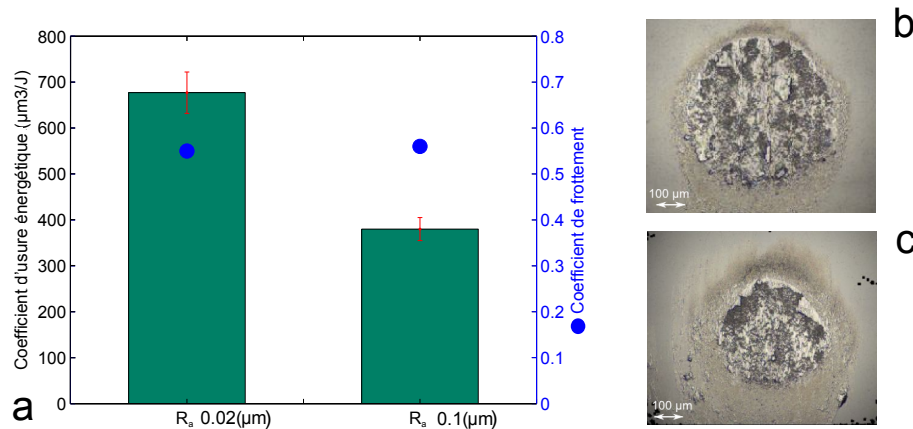


FIGURE 2.26 – (a) Valeur du coefficient d’usure énergétique (barres) et du frottement (points) pour deux billes de rugosités différentes, images obtenues au microscope des billes frottées après un essai de 200 traces,(b) $R_a 0.02 \mu\text{m}$ et (c) $R_a 0.1 \mu\text{m}$.

Ainsi dans le cas du frottement de billes en carbure de tungstène, la rugosité du frotteur joue un rôle important sur la valeur du coefficient d’usure énergétique mais n’impacte pas le coefficient de frottement.

2.3.2.5 INFLUENCE DU MATÉRIAU DU FROTTEUR

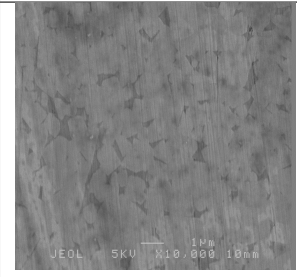
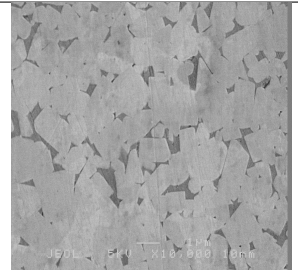
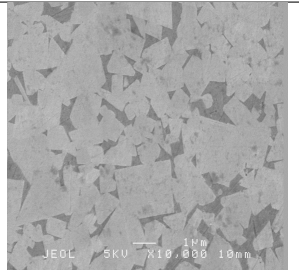
Il est bien connu que la nature du matériau du frotteur a un impact direct sur le comportement tribologique. Dans le cadre de cette étude, ce sont différentes nuances de carbures de tungstène qui seront étudiées. Ce matériau a déjà été analysé sur

différents types de tribomètre. Muthuraja et al. et Quercia et al. [Muthuraja 15, Quercia 01] montrent que la résistance à l'usure des carbures de tungstène est proportionnelle de manière décroissante vis-à-vis de leur dureté et leur ténacité. Ces deux caractéristiques sont fonction de la microstructure, et ils indiquent, avec Pirso et al [Pirso 04], que le rôle de celle-ci est important : plus il y aura de liant (cobalt dans leur cas) moins le carbure sera résistant à l'abrasion. C'est en effet la matrice en cobalt qui est éliminée par micro-abrasion mais aussi par délamination, occasionnées par les déformations plastiques importantes dans le contact. Une fois la matrice usée, les grains de carbure se déchaussent. Pirso et al [Pirso 04] établissent aussi un lien entre la taille des grains et la résistance à l'usure : plus les grains sont de faible taille et plus le matériau est résistant.

Dans notre étude, trois types de billes avec des pourcentages de liant cobalt différents ont été testées. Les grades (diamètre et rugosité) des billes sont les mêmes. Le tableau 2.11 présente les trois échantillons testés avec leurs caractéristiques ainsi que des images correspondantes obtenues au MEB. On peut voir que la quantité de liant influe directement sur la dureté du matériau.

TABLE 2.11 – Caractéristiques des billes testées avec différents pourcentage de liant cobalt.

	WC-8Co	WC-12Co	WC-14Co
% liant	8%	12%	14%
Taille de grain (μm)	0.5-0.8	0.5-1	0.3-1
Densité (kg/m^3)	15694	14937	14680
Dureté (Hv 30)	1539	1681	1788
Rugosité (μm)	0.0095	0.0094	0.0104

L'influence du pourcentage de liant est bien mise en évidence sur les résultats de nos essais (Figure 2.27a). A l'inverse des références pré-citées, moins le liant est présent dans le matériau et plus celui-ci va s'user facilement : la bille possédant le pourcentage de liant le plus important est celle qui s'use le moins. Un rapport d'environ cinq fois le coefficient d'usure énergétique est observé entre les billes à 8% et 14% de liant. Dans ce type de frottement, le liant semble jouer un rôle anti-usure. Par contre, le coefficient de frottement est identique dans les trois cas.

Pour expliquer ces contradictions, on peut voir que la dureté des carbures utilisés

n'évolue pas, dans le sens conforme à la littérature, en fonction de la quantité de liant. En effet, à taille de grain similaire, il a été montré que la dureté doit augmenter avec la réduction du pourcentage de liant [Chivavibul 07]. Dans nos essais, comme les billes en carbure utilisées proviennent de fournisseurs différents, la phase de frittage n'est peut-être pas équivalente. Le frittage est une phase importante dans la réalisation du carbure de tungstène. C'est elle qui va conditionner la cohésion des grains avec le liant. De plus, il a été montré par Azcona et al. [Azcona 02] que la température de frittage fait varier la dureté finale du carbure de tungstène.

Dans notre cas, c'est plutôt l'augmentation de la dureté qui améliore la résistance à l'usure du carbure comme le montrent la figure 2.27b, ainsi que les conclusions des travaux de Muthuraja et al. et de Quercia et al. [Quercia 01, Muthuraja 15].

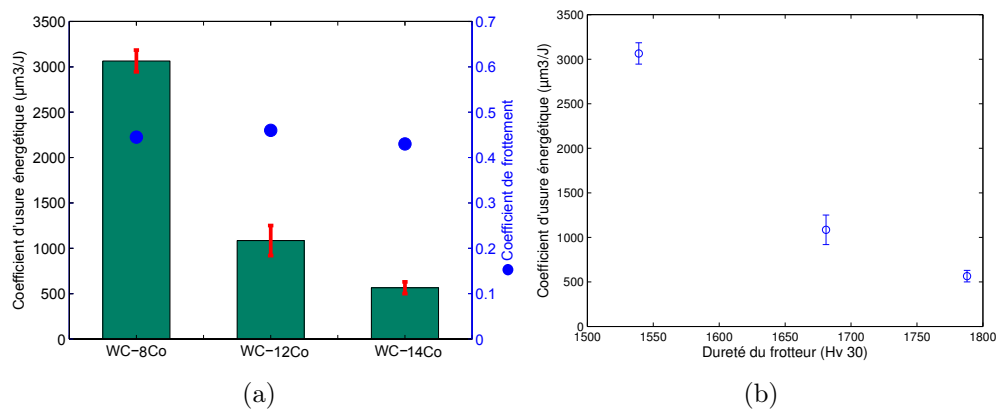


FIGURE 2.27 – (a) Valeurs du coefficient d'usure énergétique (barres) et de frottement (points) en fonction du pourcentage de liant, (b) coefficient d'usure énergétique en fonction de la dureté du frotteur.

En résumé, on constate bien que la nuance de carbure de tungstène a une influence sur le coefficient d'usure énergétique. Dans notre cas il semblerait que ce soit la dureté plutôt que la quantité de liant qui conditionne cette influence.

Nous avons toutefois constaté que la dureté du carbure évolue inversement en fonction de la quantité de liant, ce qui est en contradiction avec les données usuelles de la littérature. Les processus d'obtention des trois carbures de tungstène utilisés n'étant pas connus et sûrement pas identiques, ceci pourrait expliquer la contradiction de nos résultats avec les travaux antérieurs.

Les résultats sont par contre en accord avec les travaux antérieurs pour montrer que plus la nuance est dure, plus faible est son coefficient d'usure énergétique. Le coefficient de frottement par contre n'est pas fonction de la quantité de liant.

2.3.2.6 COMPARATIF DES RÉSULTATS ENTRE LE TRIBOMÈTRE À ROULEAU ET UN TRIBOMÈTRE PION/DISQUE

Une étude comparative faite entre le tribomètre à rouleau et un tribomètre pion/disque a été menée pour voir les modifications de comportement induites par ces deux tribomètres présentant des caractéristiques différentes au niveau de la compliance et au niveau de la longueur cinématique sur un tour de tôle. Dans le cas du tribomètre à rouleau, la distance parcourue par tour est de 1.3 m alors que pour le tribomètre pion/disque, elle est seulement de 0.04 m. Les mêmes conditions de frottement ont pu être testées (vitesse, charge, diamètre de bille, nuance de tôle et de bille, distance totale). La différence est dans la distance parcourue sur une trace. La figure 2.28) indique que chacun des tribomètres utilisés possède un classement de l'abrasivité des tôles et des niveaux de coefficient d'usure énergétique différents. Le coefficient de frottement mesuré sur le tribomètre pion/disque est plus élevé que sur le tribomètre à rouleau.

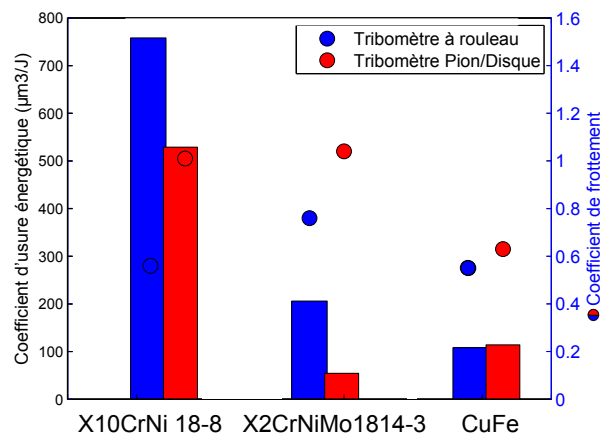


FIGURE 2.28 – Comparaison des résultats obtenus sur le tribomètre à rouleau et sur le tribomètre rotatif sous les mêmes conditions de frottement. Les points de couleur représentent le coefficient de frottement et les barres le coefficient d'usure énergétique.

Pour conclure chaque tribomètre possède ses propres valeurs de coefficient d'usure énergétique et de coefficient de frottement. Les coefficients d'usure énergétique mesurés sur le tribomètre pion/disque sont plus faibles que sur le tribomètre à rouleau. Il n'est pas possible de savoir si c'est la compliance du système qui modifie ce comportement ou si c'est la longueur glissement par trace qui impacte les résultats.

2.4 CONCLUSIONS

Un tribomètre à rouleau a été développé et mis au point dans le but de reproduire les mécanismes d'usure par abrasion des poinçons sur presse. La particularité de ce tribomètre est d'utiliser directement des feuillards (même nuance que celle découpée). La configuration du tribomètre est de type ouvert ce qui permet de frotter une surface neuve sur de grandes distances à l'instar d'un poinçon qui "voit" une tôle neuve à chaque coup de presse.

Une analyse vibratoire du support de porte-échantillons a mis en évidence la présence de vibrations différentes d'un essai à l'autre qui rendaient les essais non reproductibles. L'ajout de mousses sous les masselottes a permis de réduire les vibrations du porte-échantillons et de rendre les essais reproductibles.

Afin de comparer les essais sur le tribomètre entre eux, puis par la suite avec les essais conduits sur presse, une approche énergétique de l'usure a été adoptée. Le moyen de comparaison des essais choisi est le coefficient d'usure énergétique, il exprime la quantité d'énergie nécessaire pour enlever sur le frotteur une quantité de matière déterminée.

Un ensemble de caractérisations mécaniques a été réalisé sur les nuances de tôles utilisées dans ces travaux de thèse. Les propriétés mesurées et calculées ont permis d'expliquer certaines différences de comportements tribologiques. Par la suite, elles permettront également d'établir une corrélation avec les essais sur presse.

Les différentes nuances de tôles ont été testées sur le tribomètre à rouleau. Néanmoins, la configuration ouverte n'a pas permis l'observation d'usure. Des essais en configuration fermée ont donc été menés afin d'obtenir une usure mesurable. Les principaux résultats sont les suivants :

- La distance parcourue est un paramètre important, qui modifie le coefficient d'usure énergétique.
- Plus la charge appliquée est importante et plus il faudra réduire la vitesse de glissement pour optimiser le coefficient d'usure énergétique.
- Une rugosité faible ne réduit pas le coefficient d'usure énergétique.
- La dureté influence le coefficient d'usure énergétique ; une dureté élevée réduit l'usure.

Ainsi, l'influence de différents facteurs sur le comportement tribologique a été démontrée. Il est donc possible de trouver des configurations qui minimisent l'usure.

Des essais identiques aux configurations testées sur le tribomètre à rouleau ont été conduits sur un tribomètre pion/disque. La longueur cinématique et la compliance des deux systèmes induisent des comportements de frottement différents.

L'objectif suivant est de déterminer si les conditions tribologiques créées sur le tribomètre à rouleau (même en mode "fermé") dans ce chapitre, permettent ou non d'établir un lien avec des essais sur presse.

ESSAIS D'USURE ET MESURES SUR PRESSE

Sommaire

3.1 Instrumentation de l'outil de presse	84
3.1.1 Description	84
3.1.2 Mise au point	86
3.1.3 Problèmes rencontrés	89
3.2 Influence des conditions de coupe sur l'usure du poinçon 95	95
3.2.1 Essai d'usure n°1 avec les méthodes de mesures d'activation superficielle et de réplcation	95
3.2.2 Essai d'usure n°2 avec la méthode de mesure par réplcation	99
3.2.3 Coefficient d'usure énergétique	102
3.3 Analyse paramétrique de l'opération de découpe	103
3.3.1 Influence des conditions de découpage sur l'effort de découpe	103
3.3.2 Influence des conditions de découpage sur l'aspect du bord découpé	113
3.4 Conclusions	121

PRÉAMBULE

Des essais sur presse en conditions réelles ont été conduits afin d'être comparés avec les résultats obtenus sur le tribomètre à rouleau en utilisant le coefficient d'usure énergétique. Pour obtenir ce coefficient à partir d'un essai sur presse, il faut connaître l'énergie dissipée durant la découpe, mais aussi l'usure de l'outil. Afin de déterminer ces variables, des essais avec un outil instrumenté ont été conduits. Durant ces essais, l'usure du poinçon est relevée à l'aide des méthodes décrites précédemment. Dans ce chapitre, après avoir décrit l'outil de découpe utilisé, les résultats des essais des mesures d'usure du poinçon sont analysés dans un premier temps afin de déterminer un coefficient d'usure énergétique. Par la suite, l'effort en fonction du déplacement

du poinçon, et l'aspect du bord découpé sont étudiés suivant les configurations de découpage utilisées.

3.1 INSTRUMENTATION DE L'OUTIL DE PRESSE

Afin de connaître l'énergie dissipée lors de l'opération de découpage et de la relier à l'usure du poinçon, différents essais ont été réalisés sur presse industrielle. La mesure de l'effort et du déplacement lors du découpage donnera une indication sur l'énergie développée pour détourner la pièce finale. Une mise au point de l'outil instrumentée a été nécessaire afin de corriger de nombreux problèmes.

3.1.1 DESCRIPTION

L'outil utilisé pour réaliser les différentes études a été développé au laboratoire FEMTO-ST lors d'une thèse précédente (Figure 3.1 a). L'outil est monté sur une presse Bruderer BTSA-60H (Figure 3.1 b) pouvant atteindre une cadence de découpe de 800 coups par minute (cps/min). Une nouvelle cellule de force piezo électrique (Kistler 9021A) est installée afin de mesurer précisément l'effort appliqué sur le poinçon lors du découpage.

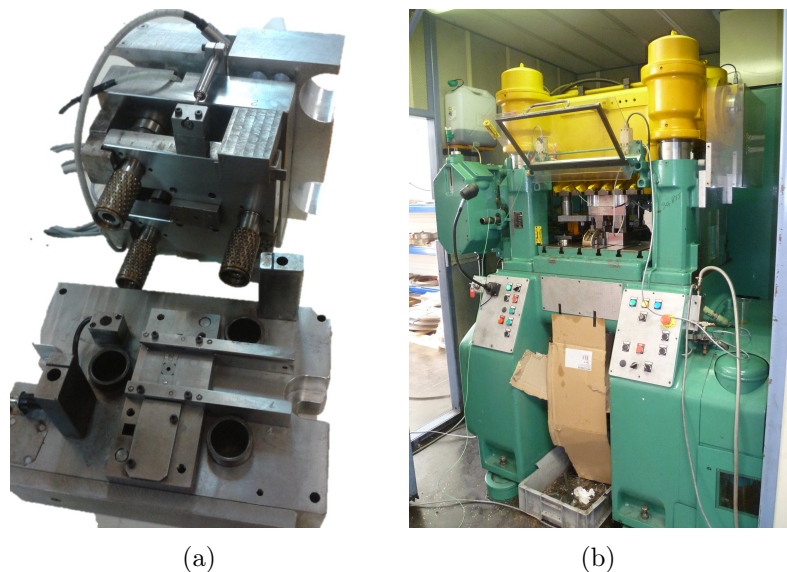


FIGURE 3.1 – (a) Outil de découpe utilisé pour réaliser les différents essais d'usure, (b) Presse BTSA-60H sur laquelle est monté l'outil.

Cette cellule de force est montée en pré-contrainte afin de pouvoir mesurer des efforts positifs et négatifs (Figure 3.2). Un capteur de déplacement inductif (HBM WA/20mm) mesure indirectement le déplacement du poinçon par rapport à la matrice. La mesure est indirecte car elle est réalisée entre le bloc supérieur de l'outil et

le dévetisseur (Figure 3.3).

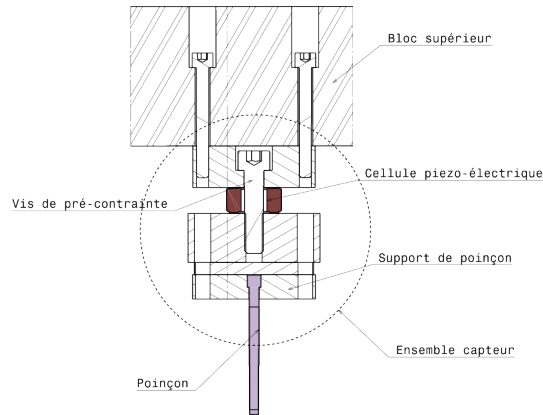


FIGURE 3.2 – Vue en coupe du montage de la cellule de force maintenant le poinçon dans le bloc supérieur de l'outil.

L'acquisition des signaux de déplacement et d'effort est réalisée par l'intermédiaire d'un boîtier d'acquisition HBM MGC+ équipé de modules de type ML01B et ML55B faisant l'interface entre les différents capteurs et le boîtier. La fréquence d'acquisition du boîtier peut atteindre 20 kHz, mais le module ML55B ne peut faire des acquisitions qu'à 4.8 kHz. Les données enregistrées à 20 kHz seront donc moyennées et sauvegardées à une cadence de 4.8 kHz. Pour une cadence de 300 cps/min avec une course d'outil de 20 mm, il sera possible d'obtenir un point de mesure en moyenne tous les 41 μm . La forme découpée est un trou circulaire de 3.7 mm de diamètre. La largeur de la bande découpée est de 15 mm. Le pas d'avance de la bande est de 5 mm.

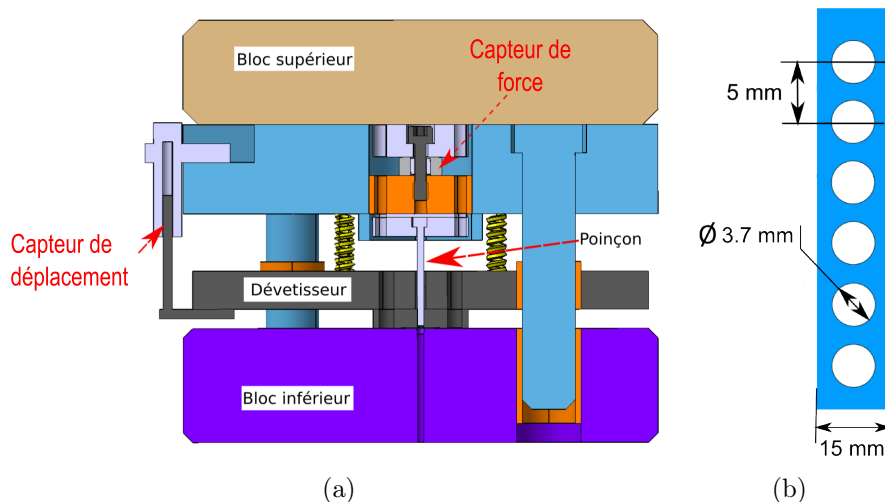


FIGURE 3.3 – (a) Vue en coupe de l'outil de découpe utilisé pour réaliser les essais de découpage, (b) Schéma de la tôle découpée.

3.1.2 MISE AU POINT

Les premières mesures enregistrées avec cet outil instrumenté ont permis de réaliser un étalonnage des capteurs à vide et de constater quelques dysfonctionnements. Cette section traite donc des différentes corrections apportées aux mesures mais aussi des problèmes d'acquisition dont il faudra tenir compte par la suite.

3.1.2.1 CENTRAGE DU POINÇON DANS L'OUTIL

Le centrage du poinçon par rapport à la matrice est important car c'est lui qui conditionne la répartition du jeu poinçon/matrice. Une répartition non uniforme du jeu va modifier la qualité du bord découpé [Meunier 05]. Slavi et al. [Slavič 14] montrent qu'il est possible de centrer le poinçon et la matrice par observation du passage de la lumière à travers le jeu poinçon/matrice. Afin de vérifier le centrage du poinçon sur l'outil de laboratoire, un anneau lumineux à LEDs a été fabriqué (Figure 3.4 a). L'anneau lumineux est intercalé entre le dévetisseur et la matrice (à la place de la tôle), puis le poinçon est descendu en position basse. L'éclairage va donc permettre de visualiser le jeu présent entre la matrice et le poinçon. La Figure 3.4 b illustre ces propos. La focalisation de l'appareil photo utilisé étant difficile à réaliser, l'observation du jeu est faite à l'œil nu.

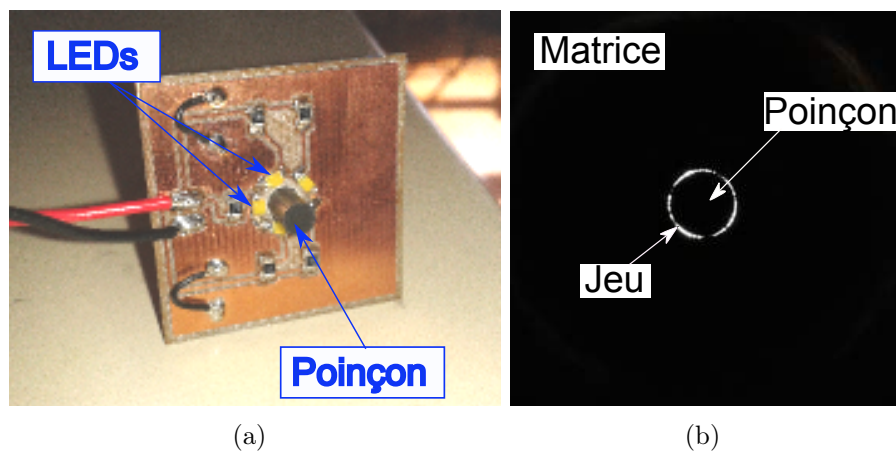


FIGURE 3.4 – (a) Anneau lumineux composé de 5 LEDs réparties sur la circonférence du poinçon, (b) Visualisation du centrage du poinçon par rapport à la matrice à l'aide de l'anneau lumineux, par observation sous l'outil.

3.1.2.2 ÉTALONNAGE DES CAPTEURS

Afin de vérifier le fonctionnement des capteurs, des mesures à vide (sans tôle) et avec tôle sont menées. Lors des mesures à vide, l'effort augmente fortement sur les 70 premiers microns de course, puis cette augmentation devient plus faible et linéaire jusqu'à la fin de cycle (Figure 3.5). L'effort suit ensuite le chemin inverse lors de son retour. L'augmentation de l'effort sur les 70 premiers microns est due au

déplacement du poinçon dans le dévetisseur avant de sortir de celui-ci. Une fois que tout le poinçon est guidé, la suite de l'augmentation de l'effort est engendrée par le frottement du poinçon dans la matrice. Cette mesure à vide permet de recalibrer le signal afin de connaître précisément le moment où le poinçon entre en contact avec la tôle.

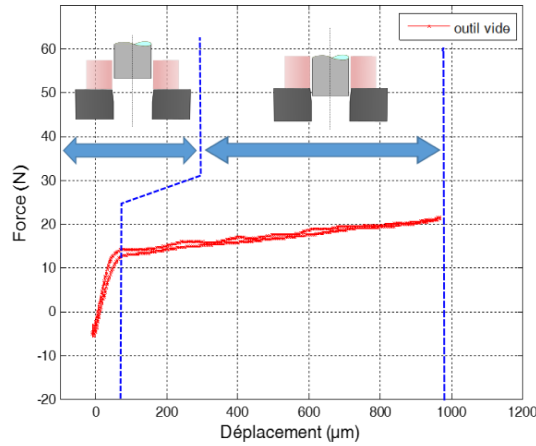


FIGURE 3.5 – Mesure effort/déplacement du poinçon à vide (sans tôle).

La mesure avec une tôle montre un décalage, en effort et en déplacement, par rapport à la mesure à vide. Cet écart est engendré par une mise à zéro du capteur d'effort au mauvais moment. Nous venons de voir sur la mesure à vide que le poinçon entre en contact avec la tôle après $70 \mu\text{m}$. L'effort peut donc être remis à zéro lorsque le poinçon entre en contact avec la tôle afin de s'affranchir des frottements avec le dévetisseur. Le déplacement est aussi remis à zéro lorsque le poinçon s'est déplacé de $70 \mu\text{m}$ par rapport à sa valeur minimale (Figure 3.6). La course maximale mesurée

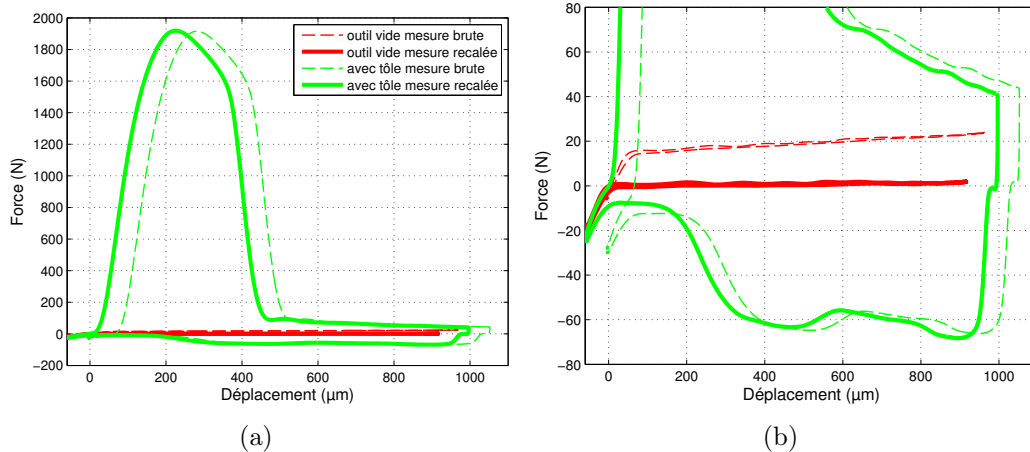


FIGURE 3.6 – (a) Courbes effort/déplacement à vide et avec tôles brutes ou avec correction, (b) Zoom sur la partie après fissuration.

n'est pas la même avec ou sans tôle car la course de la presse a été modifiée pour réaliser une meilleure découpe. L'effort ne revient pas totalement à zéro en fin de cycle. L'erreur de 3 N est donc négligeable puisqu'elle représente 0.15% de l'effort maximum de découpage.

Au maximum de la course du poinçon (point mort bas) on peut voir un décrochement de la courbe d'effort (Figure 3.6). Celui-ci correspond au jeu entre la tête de poinçon et son support (environ 40 μm). Lors de la compression de celui-ci, la tête est plaquée sur sa partie supérieure et lors de la remontée du poinçon, l'appui va se faire sur le dessous de la tête (Figure 3.7). Le recalage de l'effort et du déplacement

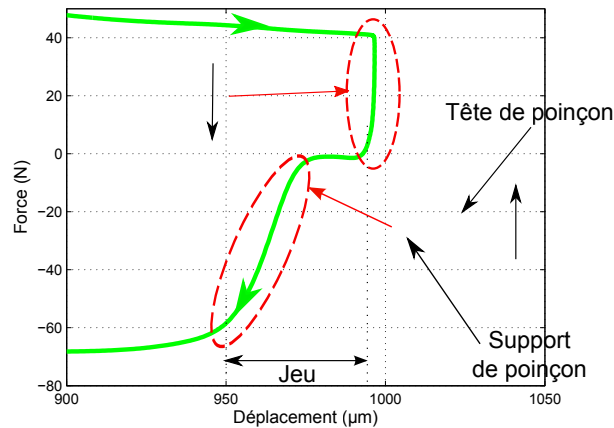


FIGURE 3.7 – Illustration du jeu sous la tête de poinçon au niveau du point mort bas.

peut ainsi être réalisé pour chaque mesure.

Une autre erreur peut se produire au niveau de la mesure du déplacement. En effet cette mesure est obtenue indirectement par mesure différentielle entre le dessus de l'outil et le dévêtisseur. De ce fait, on ne tient pas compte de la compression de l'assemblage poinçon plus capteur d'effort. L'équation 3.1 donne une estimation de la raideur de chacun des composants.

$$k_i = \frac{E_i \times S_i}{L_0} \quad (3.1)$$

avec k la raideur de la pièce i en N/mm , E_i le module de Young du matériau en MPa , S_i la section de la pièce en mm^2 , L_{0i} la longueur initiale de la pièce en mm .

La raideur du poinçon est estimée à $144 \text{ kN}/\text{mm}$, soit une compression du poinçon qui atteint $17.36 \mu\text{m}$ pour un effort de 2500 N . La raideur de la cellule piezo-électrique est quant à elle de $3.4 \text{ kN}/\mu\text{m}$ (valeur fabricant). Ces raideurs s'appliquent donc en série selon l'équation 3.2 et une correction du déplacement est appliquée sur les courbes en tenant compte de cette raideur ($0.136 \text{ kN}/\mu\text{m}$).

$$k_{totale} = \frac{k_{poinon} \times k_{cellule}}{k_{poinon} + k_{cellule}} \quad (3.2)$$

3.1.3 PROBLÈMES RENCONTRÉS

3.1.3.1 DÉCALAGE DES SIGNAUX

Un problème de déphasage entre le signal d'effort et le signal de déplacement est constaté après analyse des courbes (Figure 3.8). L'observation du bord découpé après découpage, en comparaison avec l'enregistrement des signaux permet de corréler celle-ci. La fissuration apparaît à partir de $383 \mu\text{m}$ de pénétration sur la mesure des capteurs. Or la mesure du bord découpé indique que la hauteur bombée plus celle de la zone cisailée est de $260 \mu\text{m}$ en moyenne. On peut donc constater une erreur de $120 \mu\text{m}$ entre les deux mesures. Par ailleurs cette différence est également mesurable lors d'essais interrompus qui ont été réalisés. On constate en général une erreur de l'ordre de 70 à $130 \mu\text{m}$ entre les mesures. Trois hypothèses sont analysées

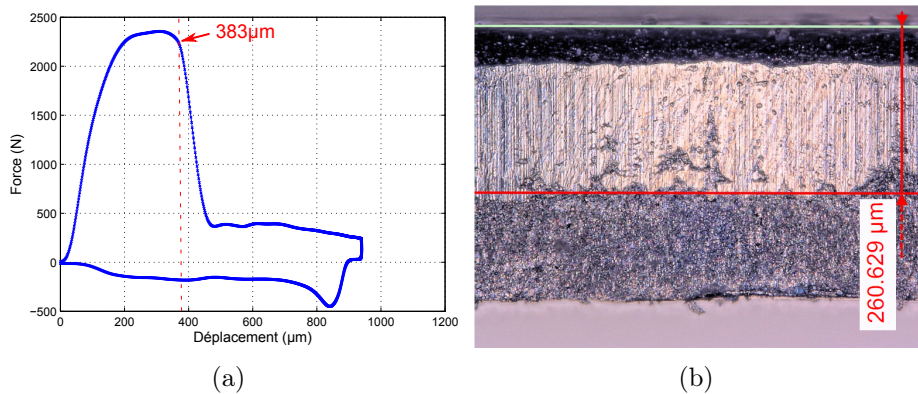


FIGURE 3.8 – (a) Courbes effort/déplacement, (b) Profil découpé avec hauteur bombée+cisailée.

pour expliquer ce décalage.

- A) Dans une première piste d'explication, c'est la chaîne d'acquisition qui est remise en cause. Cette acquisition se fait, par l'intermédiaire d'un boîtier HBM qui permet de faire l'enregistrement du signal de force (0-10 V analogique) et du signal de déplacement (capteur inductif LVDT). C'est globalement une boîte noire dans laquelle nous n'avons pas d'accès aux timers pour connaître les temps de traitements des données. Le décalage visible entre les deux signaux pourrait correspondre à un retard de l'acquisition de la force par rapport au déplacement (comme la chute de l'effort est en retard).

Afin de vérifier le fonctionnement de ce capteur LVDT et de la chaîne d'acquisition, celui-ci est fixé sur un chariot monté sur table motorisée (Figure 3.9a). Le déplacement de la table est mesuré par l'intermédiaire d'un capteur laser possédant une fréquence d'échantillonnage de 200 kHz. Cette fréquence est plus élevée que celle du capteur LVDT (4.8 kHz). Le capteur laser est branché sur l'entrée analogique du boîtier à la place du capteur de force. La table est translattée de manière sinusoïdale à une vitesse variant de 5 à 200 mm/s.

Un déphasage entre le signal du capteur inductif et celui du capteur laser est en effet observé. La mesure du capteur laser (branché à la place du capteur de force) montre un retard sur celle du capteur LVDT (Figure 3.9b). L'écart de temps entre les deux mesures reste constant : il est de l'ordre de 1.3 ms. L'écart de distance, en fonction de la vitesse de déplacement de la table, est de l'ordre de $1.3 \mu\text{m}/\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ (Figure 3.10 a).

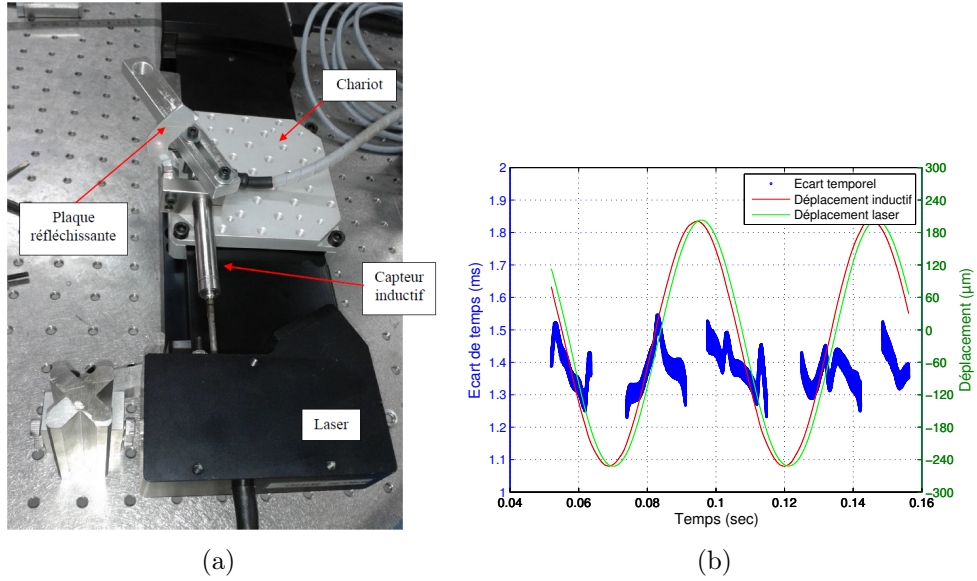


FIGURE 3.9 – (a) Montage du capteur inductif pour étalonnage sur table motorisée, (b) Signaux de déplacement enregistrés et écart temporel entre ces signaux.

Lors du découpage sur la presse, la vitesse de déplacement du poinçon n'est pas constante car la translation de la table est réalisée par un système bielle manivelle. En connaissant les caractéristiques du système, la vitesse de l'outil (V_{outil}) lors de la fissuration de la tôle en fonction de la cadence de la presse peut être calculée à l'aide de l'équation 3.3 simplifiée.

$$V_{outil} = r\omega \sin\omega t + \left(1 + \frac{r}{L}\cos\omega t\right), \quad (3.3)$$

$$\text{et } \omega = 2\pi \frac{Ca}{60},$$

avec r la longueur de la bielle, L la longueur de la manivelle et ω la vitesse de rotation du moteur exprimée en fonction de la cadence de la presse (Ca en cps/min).

On peut donc remonter à l'écart de distance maximum en fonction de la cadence de la presse (Figure 3.10b). Lors de l'essai à 100 coups/min, l'écart maximum

est de $11 \mu\text{m}$, ce qui n'explique pas le fait que les signaux soient décalés de $120 \mu\text{m}$.

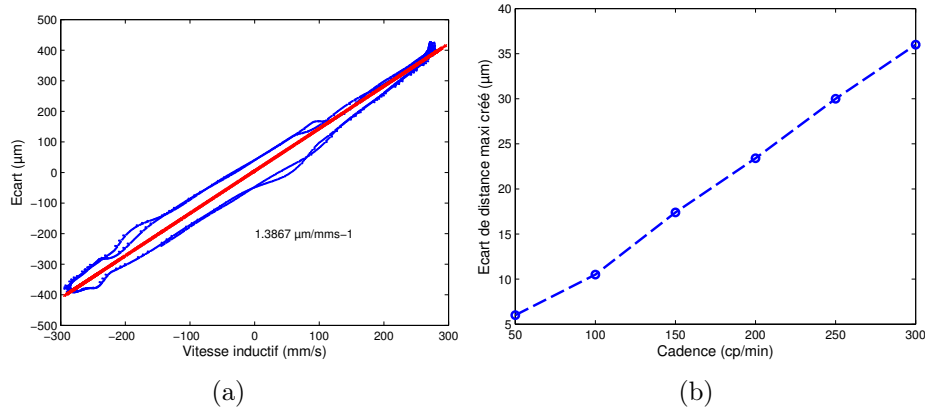


FIGURE 3.10 – (a) Ecart de mesure (μm) entre le capteur inductif et le capteur laser en fonction de la vitesse de déplacement, (b) Écart de mesure de déplacement maximum (μm) en fonction de la cadence de découpage.

B) Une autre piste pour expliquer ce décalage est le moyennage réalisé dans le boîtier au niveau du pont de wheatstone pour traiter le signal du capteur inductif. Cependant, les courbes de vitesse de déplacement du poinçon en fonction de son déplacement (Figure 3.11) montrent que la mesure expérimentale correspond au calcul réalisé à partir de l'équation 3.3. Sur la phase de descente du poinçon (vitesse positive), la vitesse mesurée est légèrement inférieure à celle calculée mais cela est peut-être causé par le choc avec la tôle qui fait baisser l'inertie de la table de presse.

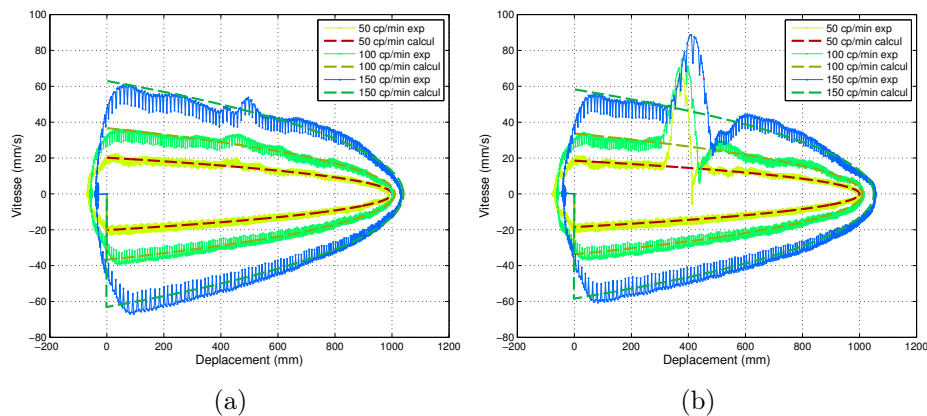


FIGURE 3.11 – Mesure de la vitesse de déplacement du poinçon en fonction de la course : (a) pour un inox X2CrNiMo1814-3, (b) pour un inox X10CrNi18-8.

C) Une autre hypothèse pour expliquer le décalage pourrait être que la tôle fléchit lors de la découpe et fait remonter le dévetisseur.

A ce jour aucune de ces hypothèses n'a été vérifiée et n'a permis de comprendre ce décalage des courbes par rapport aux observations du bord découpé. Une correction de $11 \mu\text{m}$ sur l'écart de $120 \mu\text{m}$ peut être apportée tout au plus.

3.1.3.2 LISSAGE DE LA MESURE D'EFFORT

Les mesures réalisées à cadence élevée montrent que la courbe d'effort semble être lissée (Figure 3.28), la phase de fissuration n'apparaissant pas nette. Pour confirmer ou non cette observation, des mesures de chocs sur la cellule de force sont réalisées. La cellule de force est reliée à son module d'amplification qui est lui-même branché à un oscilloscope et au boîtier d'acquisition HBM (Figure 3.12). Le signal traité par le boîtier est lui aussi observé sur l'oscilloscope. Ce montage permet de comparer le signal brut et le signal traité par le boîtier d'acquisition. Le choc va produire une montée instantanée du signal d'effort.

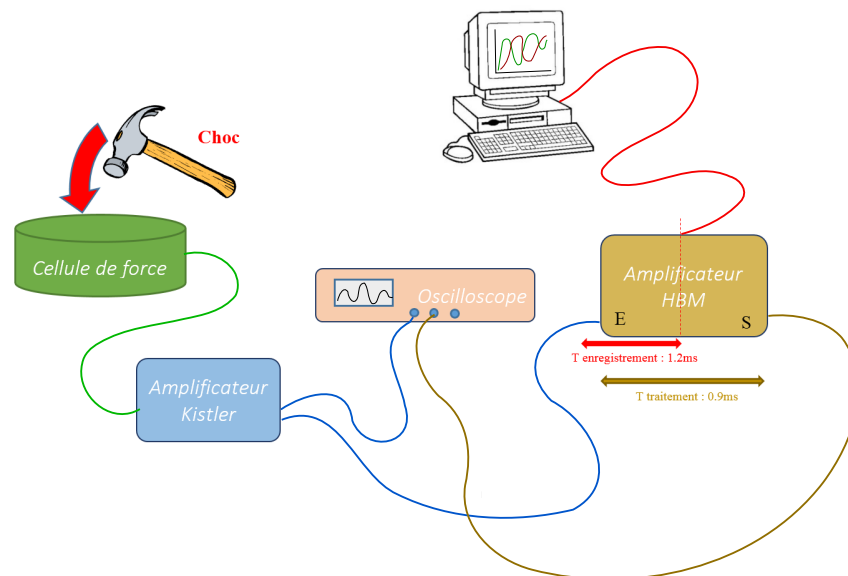


FIGURE 3.12 – Illustration du montage réalisé pour vérifier le signal d'effort.

La Figure 3.13 montre que le signal d'effort brut atteint une valeur plus importante que le signal traité par le boîtier d'acquisition. De plus, la pente de montée des signaux est différente. La vitesse de balayage du boîtier d'acquisition est donc faible. La vitesse de balayage (ou Slew Rate) représente la vitesse de variation maximale du signal que peut reproduire un amplificateur.

Le Slew Rate mesuré sur le boîtier d'acquisition est plus de dix fois inférieur à celui de l'oscilloscope. Le boîtier sature à 1649 V/s . Toutes les mesures qui seront faites avec des signaux qui varieront plus rapidement que cette valeur de Slew Rate ne seront donc pas exploitables. La valeur de montée en charge du capteur de force est mesurée à l'aide d'un oscilloscope pour les différentes cadences de presse (Figure 3.14). Au dessus d'une cadence de 200 cps/min la mesure d'effort ne sera plus correcte sur la phase de montée du signal.

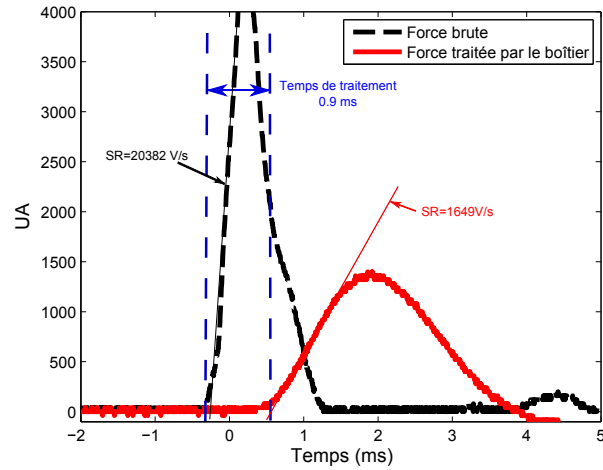


FIGURE 3.13 – Signaux bruts et signaux traités par l’amplificateur HBM en fonction du temps avec valeurs de Slew Rate.

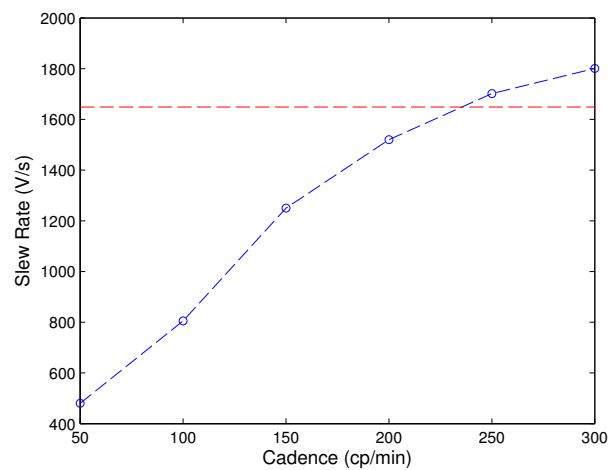


FIGURE 3.14 – Valeurs de Slew Rate en fonction de la cadence de la presse, et seuil maximum mesurable sur le boîtier HBM.

Afin de confirmer ces observations, l'acquisition du signal de force faite avec le boîtier HBM est comparée à une mesure réalisée avec un module d'acquisition NI 9234 pouvant faire une acquisition à 51.2 kHz et avec un Slew Rate proche de celui d'un oscilloscope. Pour une découpe à 100 cps/min les deux mesures sont correctes sur la montée en charge ainsi que sur la partie de frottement après fissuration (Figure 3.15 (a)). Par contre lors de la phase de fissuration, la chute d'effort étant très rapide, la mesure du boîtier HBM est lissée (Figure 3.15(b)). Sur la mesure faite à 300 cps/min (Figure 3.15 c et d) le lissage de la courbe est important et l'effort maximum de découpe n'est pas représentatif de la mesure réelle. L'hypothèse précédente est bien validée ; à partir de 200 cps/min, la mesure de la première partie d'effort est fautive. Par contre une fois la fissuration terminée, comme la variation d'effort est plus faible, les mesures sont correctes. Ces corrections impliquent que les conclusions des travaux conduits lors des thèses précédentes [Meunier 05, Greban 06] qui avaient été réalisées avec ce matériel et qui ne tenaient pas compte du lissage des courbes, peuvent être discutées.

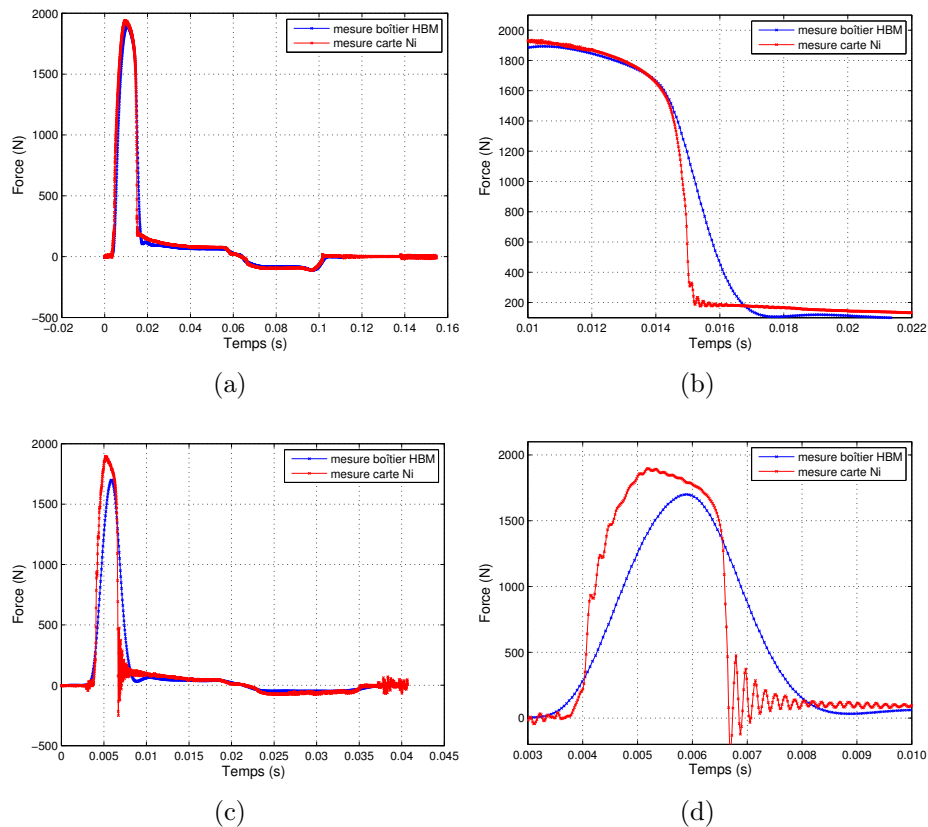


FIGURE 3.15 – (a) Comparatif d'une mesure d'effort lors de la découpe d'un inox X2CrNiMo1814-3, faite avec le boîtier d'acquisition HBM et un module d'acquisition NI 9234, (a) à 100 cps/min, (b) à 100 cps/min zoom sur la partie fissuration, (c) à 300 cps/min, (d) à 300 cps/min zoom sur la partie fissuration.

En conclusion, l'instrumentation de l'outillage permet de mesurer l'effort de découpage en fonction du déplacement du poinçon. Les mesures faites à une cadence supérieure à 200 cps/min ne seront correctes que sur la partie de frottement après fissuration. Cependant, il subsiste toujours un décalage entre la mesure de déplacement et les observations du bord découpé, malgré les corrections apportées. Par la suite, cet outil est utilisé afin de mesurer l'évolution de l'effort de découpe et de l'usure du poinçon en fonction des conditions de découpage imposées.

3.2 INFLUENCE DES CONDITIONS DE COUPE SUR L'USURE DU POINÇON

Seuls deux essais ont pu être conduits sur une presse industrielle avec l'outil décrit précédemment. La variation de la cinétique d'usure du poinçon en fonction des conditions de coupe est étudiée lors de ces deux essais. Durant l'un de ces essais, il a été possible de réaliser des mesures par irradiation d'un poinçon en acier, comme décrit dans la section 1.3.4. Un autre essai a été mené sans mesure par irradiation mais avec des prises d'empreintes ainsi que des mesures d'effort et des prélèvements de tôles. Les différentes mesures d'usure sont décrites dans les parties qui suivent.

3.2.1 ESSAI D'USURE N°1 AVEC LES MÉTHODES DE MESURES D'ACTIVATION SUPERFICIELLE ET DE RÉPLICATION

Un poinçon en acier de type VANADIS 6 trempé 64 HRC est irradié puis monté dans l'outil. L'irradiation est réalisée sur 500 μm au dessus de l'arête de coupe et sur une peau de 50 μm sur le périmètre du poinçon. L'objectif de la campagne d'essai est double. Dans un premier temps, il faut mettre au point la technique par irradiation et la corréler avec la technique de réplication : ce qui n'a jamais été réalisé. Et dans un second temps, l'objectif est de tester différentes nuances d'acier inoxydable pour observer si possible des cinétiques d'usure différentes. Pour ce faire, tous les 2500 coups, une mesure d'activité et une réplique sont faites.

Afin de mettre au point la mesure d'activité du poinçon, des essais hors presse mais avec le poinçon monté dans l'outil ont été conduits. L'objectif est d'obtenir une méthode de placement de la sonde, sous le poinçon, reproductible d'une mesure à l'autre, mais aussi de déterminer la distance optimale entre le poinçon et la sonde pour une mesure la plus précise possible. Pour réussir une mesure précise, il faut que le taux de photons reçus par seconde sur la sonde soit le plus important possible. Pour ce faire, le poinçon est approché au fur et à mesure de la sonde afin de trouver la distance optimale, qui finalement vaut 0.2 mm, avec une tolérance de placement de 10 μm . Pour obtenir ces performances, des cales sont placées entre le dévêtisseur et les butées de celui-ci, ce qui permet de faire ressortir le poinçon de la même hauteur à chaque essai. Grâce à ces optimisations, il est possible d'atteindre une précision

sur la mesure du volume perdu de $0.131 \times 10^6 \mu\text{m}^3$.

On sait par des travaux antérieurs [Greban 06, Makich 11] que la sonde CdTe (tellurure de cadmium) est sensible à l'environnement dans lequel elle se trouve. Afin de voir l'impact de l'environnement d'un atelier de découpage sur la mesure, plusieurs essais ont été réalisés sans bouger la sonde de la presse. Il peut y avoir beaucoup de perturbations dues par exemple aux presses environnantes, aux lignes hautes tensions qui passent sous la presse, aux tirs lasers dans la pièce attenante à la presse, et aux aimants des plateaux des machines de rectification. La figure 3.16 montre différents spectres réalisés sur 40 heures dans l'atelier. On peut constater une divergence des spectres entre 5 et 20 KeV. On observe des pics par intermittence. Si la sonde est isolée électriquement du tablier de la presse, ces pics disparaissent. Cela est peut-être dû à une différence de phase entre le bâti de la presse et la prise de la sonde. Mais cela n'affecte en rien le comptage car nous réalisons une intégration du signal entre 21 KeV et 155 KeV. La mesure est donc bien reproductible dans l'environnement de la sonde sur la fenêtre d'énergie considérée.

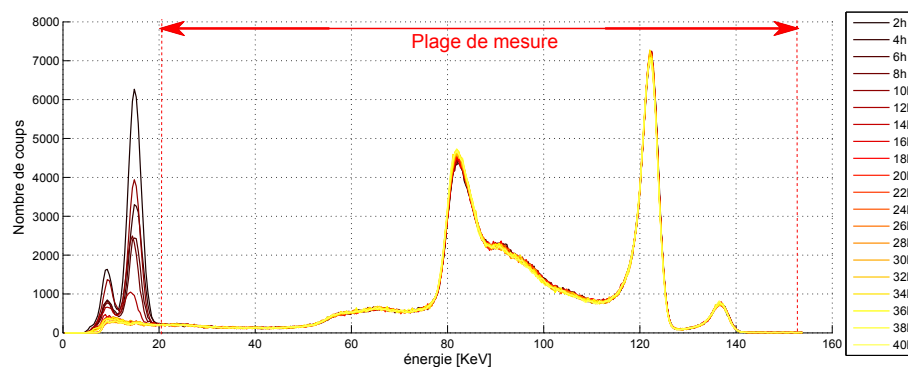


FIGURE 3.16 – Relevés de spectres de mesures de l'activité du poinçon (immobile) toutes les deux heures au sein de l'atelier de découpage, et fenêtre de mesure (21-155 KeV) utilisée.

Avant de démarrer l'essai, une courbe de calibration est réalisée afin de connaître la profondeur usée en fonction de l'activité perdue. On peut voir qu'une fois $30 \mu\text{m}$ de matière perdue, la décroissance n'est plus linéaire (Figure 1.25(b), section 1.3.4.3). Manifestement, cet essai ne s'est pas correctement déroulé. En effet, plusieurs problèmes sont survenus :

- L'arête de coupe du poinçon a cassé lors des premiers coups de presse. Un réaffutage du poinçon sur $200 \mu\text{m}$ est réalisé, mais l'activité totale est réduite de 40%. De nouvelles mesures de la précision de comptage sont effectuées et montrent que l'erreur est de $0.24 \times 10^6 \mu\text{m}^3$ dans cette nouvelle configuration.
- L'usure du poinçon a été trop rapide, après 10 000 coups de presse, l'activité rémanente sur le poinçon est proche de zéro ce qui signifie que toute la partie activée du poinçon s'est usée, soit une peau de $50 \mu\text{m}$ sur $300 \mu\text{m}$ de hauteur. Une seule tôle (X10CrNi18-8 de 1 mm d'épaisseur) a pu être étudiée. Seules quatre mesures de volume perdu ont pu être réalisées.

Résultats

La figure 3.17 montre l'évolution du volume perdu sur le poinçon mesuré avec la méthode d'activation et avec la méthode par double empreinte (rapportée sur les 300 premiers microns de hauteur). L'écart type de mesure est inclus dans la taille des puces des courbes. On remarque une bonne fidélité des mesures entre les deux méthodes. L'écart observé après la deuxième mesure peut provenir du fait que la zone de linéarité d'irradiation, visible sur la courbe de calibration (Figure 1.25b) a été dépassée.

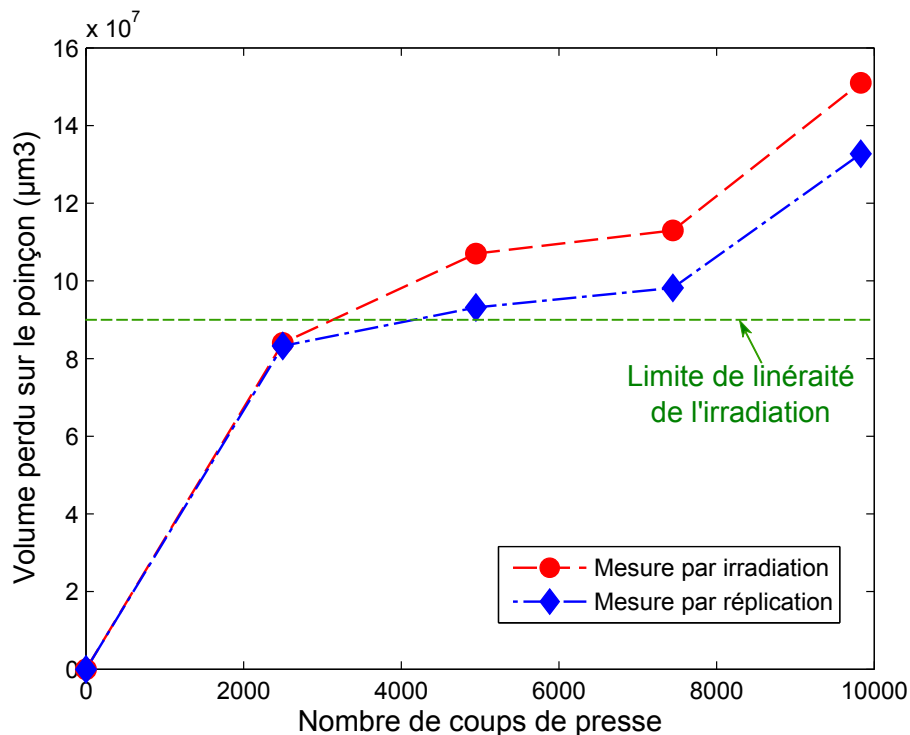


FIGURE 3.17 – Comparatif des volumes d'usure mesuré avec la méthode d'activation superficielle et la méthode de réplique en fonction du nombre de coups de presse.

Des observations au microscope des répliques en extrémité de poinçon (Figure 3.18), mettent en évidence un écaillage dès le deuxième arrêt de la presse (2500 coups), ce qui peut expliquer l'écart de mesure entre les deux méthodes. En effet, la mesure par activation suppose que l'usure est répartie de manière uniforme sur la zone activée, ce qui dans le cas de l'écaillage n'est plus du tout valable. Cet écaillage n'évolue presque pas au cours de l'essai. Les trois points présents sur la surface inférieure du poinçon (Figure 3.18), sont des essais de dureté réalisés après la première casse afin de voir si le poinçon avait bien subi la bonne trempe et c'est le cas.

Il semblerait que tout le cycle de vie du poinçon soit présent sur 10 000 coups de presse. Il est possible de diviser cette courbe en trois sections en fonction de la

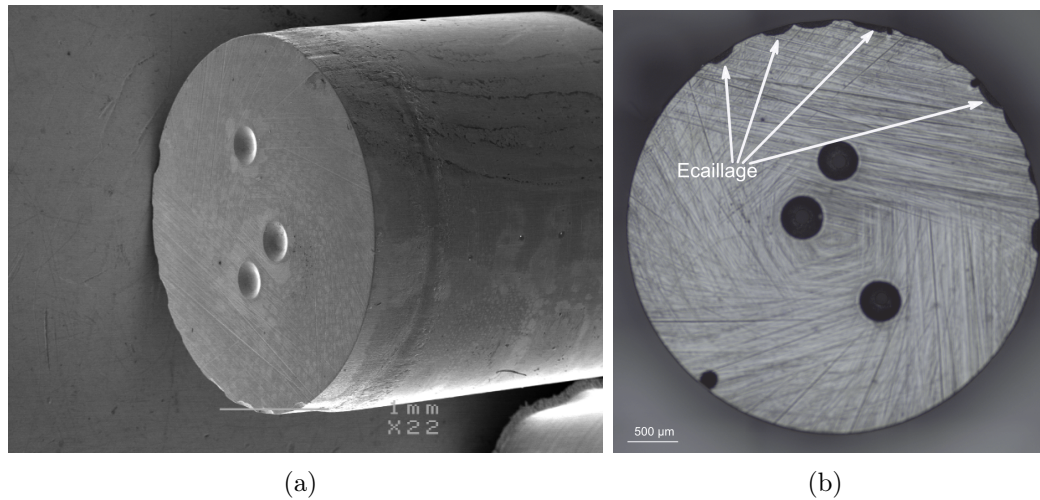


FIGURE 3.18 – (a) Image MEB de l'arête de coupe du poinçon à la fin de l'essai après 9831 coups de presse, (b) Vue du dessous du poinçon et de l'écaillage après 2500 coups.

cinétique d'usure. La première concerne le rodage entre 0 et 4000 coups, ensuite la phase stable entre 4000 et 7000 coups, puis la phase d'usure finale. Sachant que l'irradiation restante n'est plus que sur $300 \mu\text{m}$ de hauteur, et en faisant l'hypothèse que l'usure est homogène, on peut faire une corrélation sur le rayon perdu au final, soit $40 \mu\text{m}$. Des mesures faites à l'aide de piges, dans les perçages réalisés, confirment cette observation.

La mesure des répliques donne une information sur le volume perdu mais aussi sur la forme de l'usure. On peut voir que l'usure n'est pas du tout homogène sur la périphérie du poinçon (Figure 3.19). Pour les profils mesurés d'un côté de l'outil, aucune usure n'est observée jusqu'à 7446 coups, puis elle augmente pour la dernière réplique. Quant aux mesures des profils opposés, l'usure est en augmentation constante tant au niveau de la hauteur usée qu'au niveau du rayon perdu. En fin d'essai, sur la figure de gauche, le poinçon perd donc $50 \mu\text{m}$ au rayon alors que sur celle de droite, il perd $36 \mu\text{m}$. De plus les hauteurs usées ne sont pas identiques : $720 \mu\text{m}$ pour la gauche, contre $600 \mu\text{m}$ pour la droite.

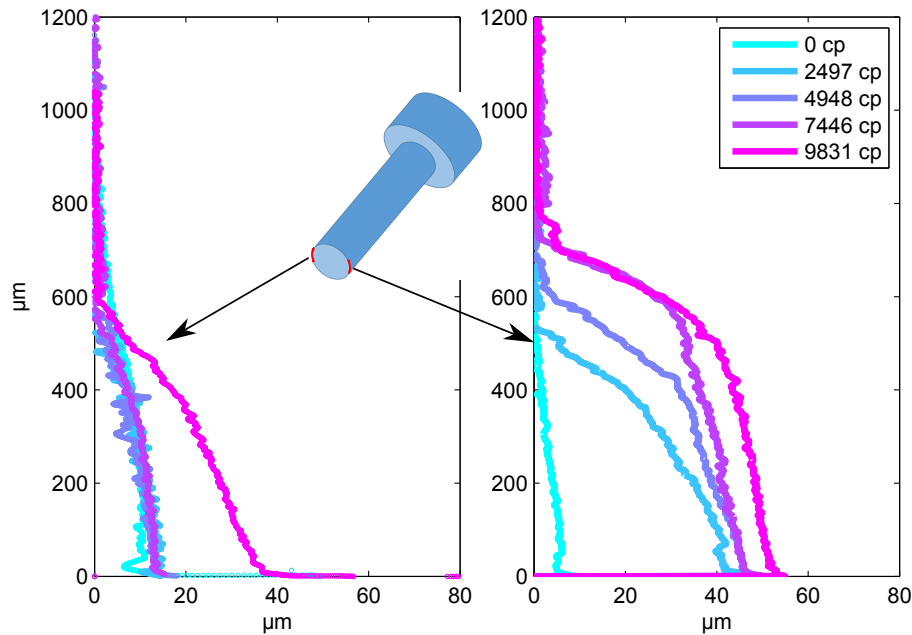


FIGURE 3.19 – Profils des répliques de poinçon mesurés dans deux zones différentes et pour des nombres de pièces allant de 0 à 9831 coups. L'usure est plus prononcée d'un côté que de l'autre et atteint les 50 μm de profondeur (limite de l'irradiation).

En résumé, il est donc possible de suivre l'évolution de l'usure du poinçon en utilisant la méthode des radio-traceurs. Toutefois, il est important de bien définir la zone activée. En effet pour un maximum de précision il faut que celle-ci corresponde au mieux au volume d'usure attendu. Par ailleurs, les deux techniques de mesures sont en accord. Il n'a pas été possible d'observer une cinétique d'usure en fonction des conditions de coupe car le poinçon s'est dégradé trop rapidement. A noter également que la mesure des efforts de découpe n'a pu être réalisée lors de cet essai à cause d'une panne du système d'acquisition HBM engendrée par le générateur haute tension de la sonde CdTe.

3.2.2 ESSAI D'USURE N°2 AVEC LA MÉTHODE DE MESURE PAR RÉPLICATION

Un poinçon en carbure de tungstène (cf tableau 3.1) a été utilisé pour réaliser l'essai d'usure qui a été décrit dans les sections (3.3.1 et 3.3.2). Des répliques du poinçon ont été faites tous les 50 000 coups de presse afin de suivre l'évolution du volume usé en fonction des différentes conditions de coupe imposées.

TABLE 3.1 – Caractéristiques de la nuance de carbure de tungstène MG10 utilisée pour l'essai d'usure.

Composition	10%Co, 0.5%Cr ₂ C ₂ , <0.2%TiC, <0.3%TaC reste WC
Taille de grains	0.8 μm
Dureté	1560HV50

Résultats

Aucune usure n'est visible sur les profils des répliques mesurées au microscope confocal 3D (Figure 3.20a). La courbe bleue qui représente le profil de l'outil neuf se superpose à toutes les autres courbes. Le profil à 750 000 coups présente une zone bombée qui est peut être occasionnée par du transfert de matière de la tôle sur le poinçon. La tolérance de mesure est d'environ 300 nm. Le rayon de l'arête de coupe est légèrement augmenté (il passe de 8 μm à 13 μm) après 250 000 coups de presse puis il n'évolue plus.

Afin de voir si l'usure est inférieure à cette valeur ou si les répliques ne sont pas assez précises, des mesures du poinçon réel en fin d'essai ont été réalisées sur le banc optique possédant une précision de mesure de 70 nm. La figure 3.20b montre la moyenne de 360 profils réalisés sur la circonférence du poinçon usé. Aucune trace d'usure n'y est visible. Ces constatations sont en accord avec les observations visuelles du flanc du poinçon (Figure 3.21). Sur les 170 premiers micromètres, un changement d'aspect est observable qui ne correspond qu'à l'arasement ou polissage des aspérités les plus élevées. En effet, les stries d'usinage par rectification sont toujours visibles même sur la partie frottante. L'usure est donc plus faible que la hauteur de la rugosité. Quelques rayures de frottement sont visibles sur tout le pourtour du flanc du poinçon, et s'étendent sur une hauteur de 1023 μm , soit une hauteur équivalente à la pénétration du poinçon dans la tôle.

Le poinçon ne s'est pas usé durant l'essai numéro 2 et pour l'essai numéro 1 l'usure a été beaucoup trop rapide. De ce fait, aucune conclusion sur l'évolution de l'usure en fonction des conditions de coupe ne peut être tirée de ces essais. Toutefois, l'impact des conditions de coupe sur l'effort de découpe a pu être étudié.

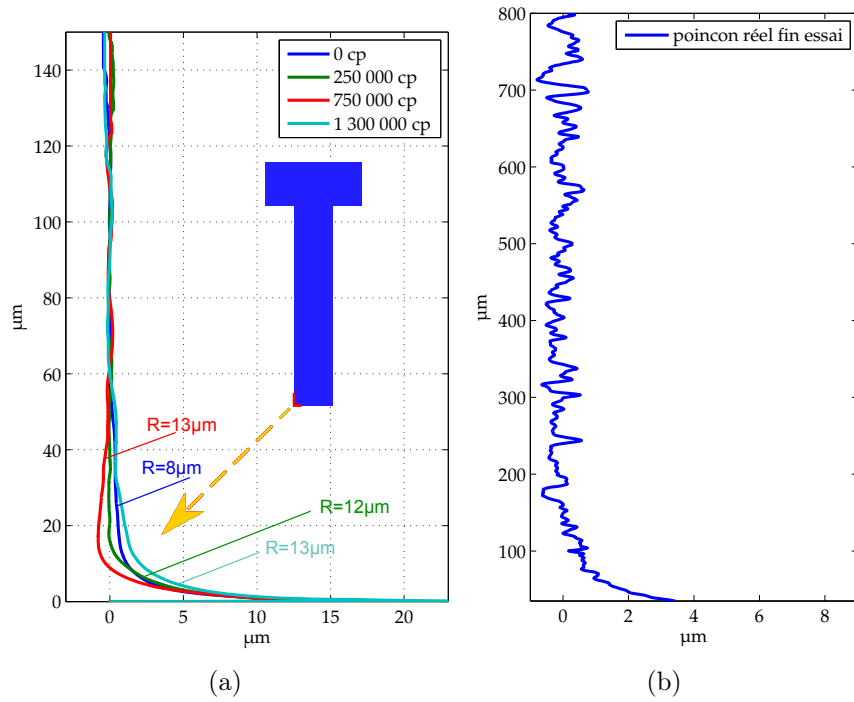


FIGURE 3.20 – Mesure de profils, (a) sur les répliques du poinçon après un certain nombre de coups de presse à l'ALICONA avec mesure du rayon de l'arête de coupe, (b) du poinçon réel en fin d'essai sur le banc optique.

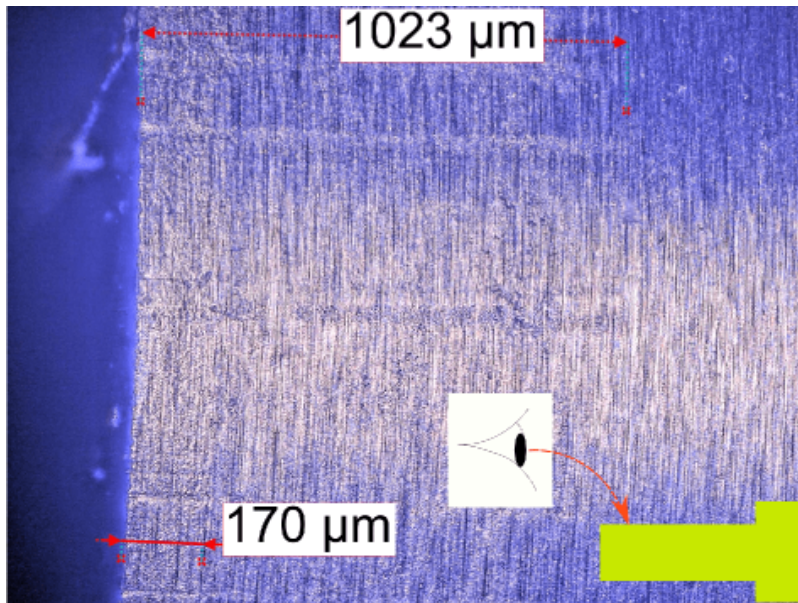


FIGURE 3.21 – Observation du flanc de poinçon réel en fin d'essai avec rayures dans l'axe de frottement.

3.2.3 COEFFICIENT D'USURE ÉNERGÉTIQUE

La comparaison des cinétiques d'usure mesurées sur le tribomètre à rouleau et sur presse, se fait à l'aide du coefficient d'usure énergétique. L'estimation de celui-ci sur le tribomètre a été présentée dans le chapitre 2. Pour définir ce coefficient d'usure sur les essais de découpe en conditions réelles, plusieurs mesures doivent être réalisées.

Il faut tout d'abord déterminer l'énergie dissipée dans un coup de presse. La courbe effort/déplacement permet, par intégration de celle-ci, de remonter à l'énergie totale de la découpe d'une pièce. Il est possible de visualiser l'évolution de l'énergie totale de découpe en fonction du nombre de coups de presse grâce aux mesures faites lors de l'essai d'usure n°2 (Figure 3.22a). L'usure du poinçon étant très faible, l'énergie dissipée lors d'un coup de presse n'évolue pas beaucoup avec le nombre de coups de presse. En revanche, il y a une différence visible entre les deux nuances de tôles découpées.

Toute l'énergie dissipée ne sert pas qu'à user le poinçon : une part est prélevée pour conduire à la fissuration de la tôle, une autre part sert à user la tôle, et une autre part est dissipée en chaleur. Il est difficile de déterminer la part servant à user le poinçon.

Une simplification est réalisée pour estimer la seule perte d'énergie générée par le frottement. Lors de la remontée du poinçon, seul le frottement entre le poinçon et la tôle est présent et mesuré. Cette partie de la courbe est intégrée et multipliée par deux en supposant que cet effort de frottement est identique lors de la descente du poinçon.

La figure 3.22b représente cette énergie de frottement. On peut voir que les valeurs énergétiques sont fortement abaissées, mais aucune tendance d'évolution n'est visible en fonction du nombre de pièces produites. Maillard [Maillard 91] a montré que l'énergie totale n'évolue pas beaucoup avec l'usure du poinçon mais l'énergie de fin de découpe (après l'effort maximum) diminue fortement. Cette baisse de l'énergie de fin de découpe est compensée par la hausse de l'énergie jusqu'à l'effort maximum. Dans notre cas, comme aucune usure n'a été mesurée, l'énergie reste constante.

Il est impossible de déterminer un coefficient d'usure énergétique car l'usure du poinçon est inexistante ou trop faible pour être mesurable. Seule l'énergie dissipée lors de la découpe peut être évaluée. En parallèle de l'essai d'usure, des mesures d'effort et d'aspect du bord découpé sont réalisées afin d'observer le comportement de la découpe en fonction des configurations étudiées.

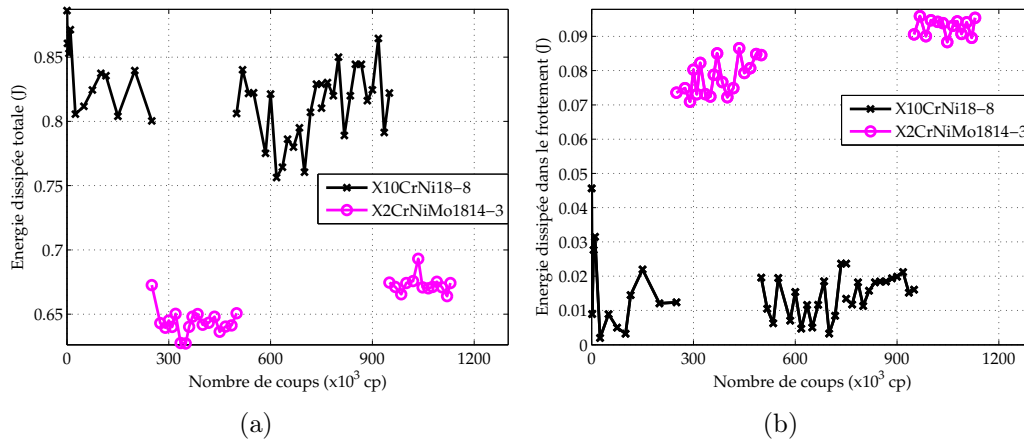


FIGURE 3.22 – Valeur de l'énergie dissipée sur un coup de presse en fonction du nombre de coups de presse, (a) totale, (b) dans le frottement entre la tôle et le poinçon.

3.3 ANALYSE PARAMÉTRIQUE DE L'OPÉRATION DE DÉCOUPE

Seul le deuxième essai d'usure a permis de mesurer l'influence des conditions de coupe sur l'effort de découpe, et sur l'aspect du bord découpé. Cette section a pour but de compléter les lacunes bibliographiques visibles dans le tableau 1.1 et d'en infirmer ou confirmer certaines. Tous les résultats sont compilés dans cette section.

3.3.1 INFLUENCE DES CONDITIONS DE DÉCOUPAGE SUR L'EFFORT DE DÉCOUPE

Un seul des deux essais d'endurance a pu être réalisé avec l'outil instrumenté en fonctionnement. Le comportement de l'outil vis à vis de deux tôles différentes est étudié. Ce sont les tôles X10CrNi18-8 (0.4 mm) et X2CrNiMo1814-3 (0.4 mm), qui sont découpées. D'après le tableau 1.1 (section 1.1.2), les propriétés mécaniques ainsi que la microstructure ont une influence sur l'effort de découpe. Cet essai permet de connaître l'influence des propriétés de la tôle, vis à vis de l'effort de découpage. Différentes conditions de coupe sont testées, avec lubrification ou non et pour plusieurs cadences de presse. Toutes les mesures présentées sont moyennées sur cinq perçages consécutifs.

3.3.1.1 INFLUENCE DE LA NUANCE DÉCOUPÉE

La dureté

La dureté du matériau joue une part importante sur l'effort de découpe. Wong et Das. [Wong 75], montrent que la phase de rupture est ductile pour les matériaux de faible dureté et à l'inverse qu'elle est fragile pour les matériaux possédant une dureté élevée. Balendras et Travis. [Balendra 70], constatent que la pénétration à rupture diminue avec l'augmentation de la dureté alors que l'effort maximal de découpage

augmente (Figure 3.23b). Greban [Greban 06] fait le même constat pour les alliages cuivreux (Figure 3.23a).

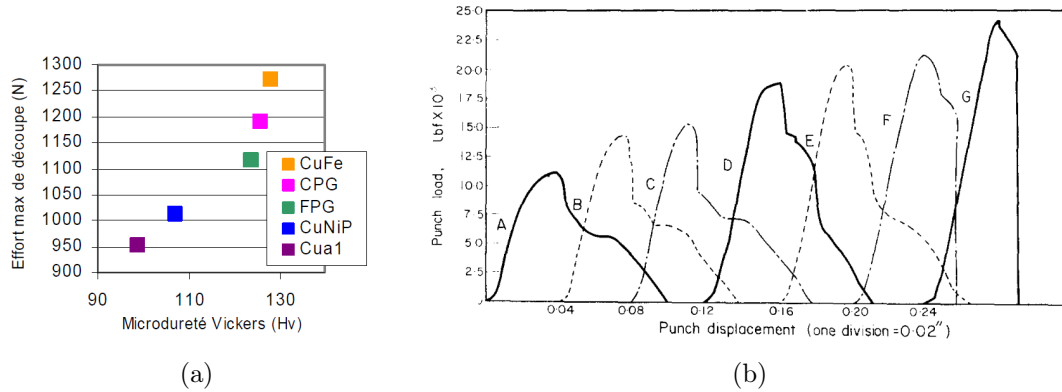


FIGURE 3.23 – Influence de la dureté du matériau découpé sur l'effort de découpage. Selon : (a) Greban [Greban 06], (b) Balendra et Travis [Balendra 70].

La microstructure

La miniaturisation des composants conduit à découper des tôles de plus en plus fines. C'est dans cette optique que les travaux de Gojaerts, Kals et al. et Xu et al. [Gojaerts 00, Kals 00, Xu 12] s'intéressent à l'impact de l'effet d'échelle. Pour une même épaisseur de tôle découpée, une augmentation de la taille des grains diminue l'effort. Gojaerts et al. expliquent ce résultat par le fait que les joints de grains jouent un rôle d'obstacle à la propagation des dislocations. Si les grains sont de taille importante, les dislocations s'étendront plus facilement car le nombre d'obstacles diminue. C'est donc le rapport entre la taille des grains et l'épaisseur de la tôle découpée qui influe sur l'effort de découpe. D'autre part, les précipités présents au sein du matériau provoquent, selon Greban [Greban 06], une augmentation de l'effort de découpe par effet durcissant de type Orowan (Figure 3.24).

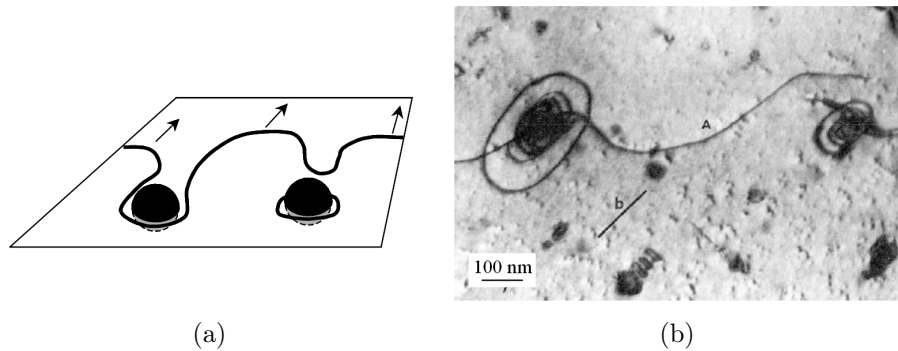


FIGURE 3.24 – Contournement des précipités par les dislocations : (a) mécanisme d’Orowan, (b) observation, par microscopie électronique en transmission, de boucles de dislocations autour des précipités dans un alliage d’aluminium (d’après www.enseeg.inpg.fr).

Résultats

Les deux nuances d’acier inoxydable réagissent différemment lors du découpage (Figure 3.25). Les résultats sont conformes à la littérature : à savoir un effort maximum qui augmente avec la dureté du matériau. Et du point de vue de la fissuration, elle apparaît plus tard pour le X2CrNiMo1814-3, qui présente une dureté moins élevée. Malgré seulement deux nuances testées, il est aussi possible de relier ces constatations aux essais de traction. Ainsi, une limite à rupture importante fait augmenter l’effort maximum de découpe, et un allongement à rupture élevé retarde la fissuration.

La partie de courbe post-fissuration (Figure 3.25 b), dans le cas de l’inox X10CrNi18-8, possède un écrouissage plus important, il ne subsiste aucun effort. Le poinçon ne frotte pas sur la tôle à la descente jusqu’au point mort bas, ni à la remontée. Le diamètre de perçage est plus grand que le diamètre du poinçon de $3\ \mu\text{m}$. Il n’y a donc pas de retour élastique de la tôle. L’écrouissage important en est peut être la cause, les contraintes internes étant importantes.

Sur la tôle X2CrNiMo1814-3, on observe un frottement entre le poinçon et la tôle après fissuration. La phase entre la fissuration et le point mort bas ne peut pas être prise en compte car l’effort mesuré peut être faussé par la poussée des copeaux dans la matrice qui s’ajoute au frottement poinçon/matrice. De plus, en fonction de l’empilement de copeaux restants, cet effort varie. Par contre, l’effort mesuré lors de la remontée du poinçon ne provient que du frottement entre la tôle et le poinçon. Cet effort est proche des 50 N.

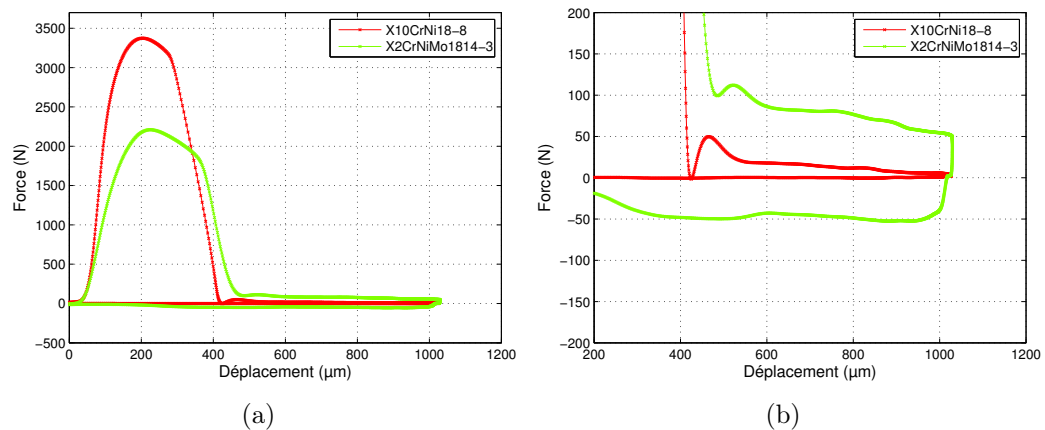


FIGURE 3.25 – Mesure de l'effort en fonction du déplacement du poinçon pour une cadence de 100 cps/min (a) vue complète, (b) zoom sur la partie après fissuration et sur le retour.

3.3.1.2 INFLUENCE DE LA VITESSE DE DÉCOUPE

Meunier [Meunier 05] montre qu'une augmentation de la vitesse de découpe permet de réduire l'effort maximum pour les cuivreux et en attribue la cause à un adoucissement du matériau engendré par la vitesse de déformation (Figure 3.26 a). Toutefois ces observations ont été effectuées avec le même matériel que celui décrit dans la section 3.1.3.1 et le lissage des courbes peut fausser cette conclusion. L'effort de découpage est présent sur une distance plus importante que l'épaisseur de la tôle (0.25 mm).

Stegeman et al. [Stegeman 99] montrent un comportement inverse pour le découpage d'un acier X30Cr13 (Figure 3.26 b). L'impact de la vitesse de découpe sur l'effort dépend donc du matériau découpé et de son comportement vis à vis de la vitesse de déformation.

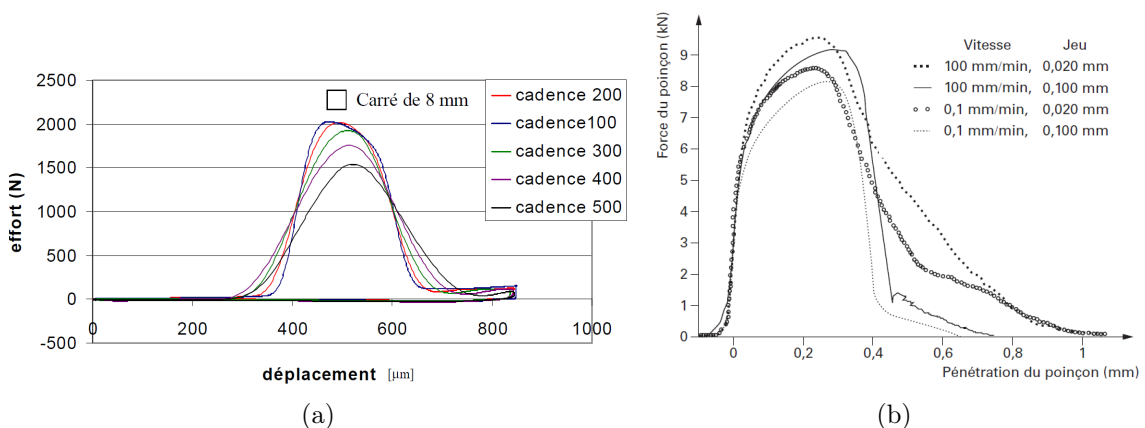


FIGURE 3.26 – Influence de la vitesse de découpe sur la courbe effort/déplacement de découpe. Selon : (a) Meunier[Meunier 05], (b) [Stegeman 99].

La température est en partie dépendante de la vitesse de découpe. Cependant elle est l'un des paramètres le moins maîtrisé car il dépend de nombreux autres facteurs. En effet, l'inertie thermique de l'outil, ou la lubrification, jouent un rôle important dans la dissipation de la chaleur. Peu de travaux expérimentaux et numériques traitent des effets de la température. En effet, il est très difficile de la mesurer précisément à l'interface poinçon/tôle. Néanmoins récemment, Demmel et al. [Demmel 15] montrent qu'il est possible d'évaluer précisément la température de contact entre la tôle et le poinçon en réalisant une mesure de différence de potentiel entre ces deux pièces. Après étalonnage du système, il est possible de connaître la température de la jonction. Une augmentation de la température aurait pour effet d'adoucir le matériau découpé et donc de réduire les efforts de coupe. Zunkler cité dans [Johnson 67] montre que l'augmentation de la température réduit fortement l'effort dans le cas d'un matériau cuivreux (Figure 3.27). Cela a été également montré par Greban [Greban 06] dans le cas d'un cuivre pur avec un fort effet de recristallisation dynamique indiquant une température aux alentours de 250-300°C.

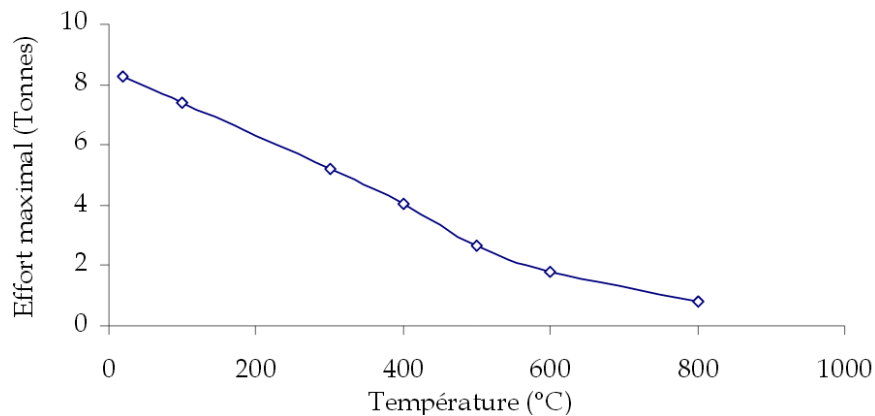


FIGURE 3.27 – Evolution de l'effort maximum de découpage en fonction de la température pour un cuivre [Johnson 67].

Résultats

Des cadences de presse comprises entre 50 et 300 cps/min sont testées (Figure 3.28), correspondant à des vitesses au moment de la pénétration du poinçon dans la tôle allant de 18 mm/s et 108 mm/s. Ces mesures sont réalisées sans lubrification.

Le comportement vis à vis de la vitesse de découpe est identique pour les deux aciers inoxydables découpés. L'effort maximum diminue avec l'augmentation de la vitesse (Figure 3.29 a), et la fissuration semble apparaître un peu plus tôt en augmentant la cadence. Ce comportement est en accord avec les essais de traction réalisés (section 2.2.3), en effet, il y était montré que l'augmentation de la vitesse de déformation réduisait l'effort à rupture, ainsi que l'allongement.

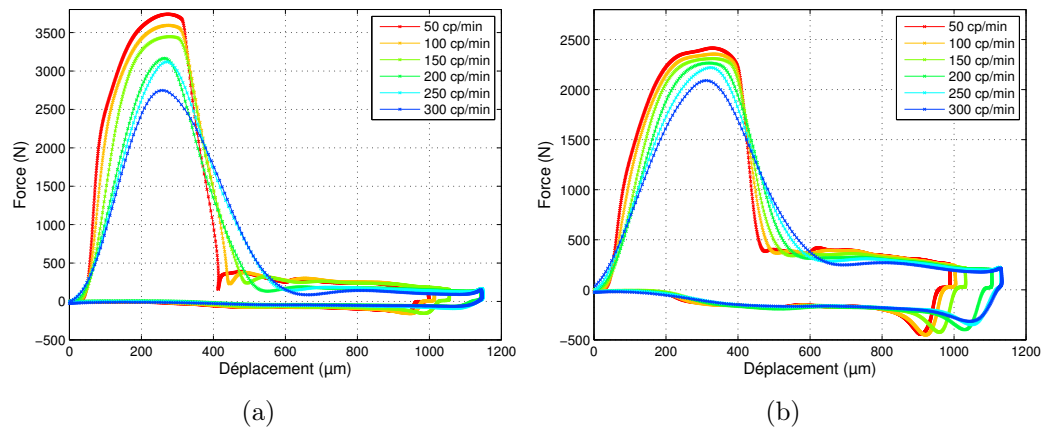


FIGURE 3.28 – Courbes effort/déplacement pour le découpage à des vitesses comprises entre 50 et 300 cps/min. (a) dans l'inox X10CrNi18-8, (b) dans l'inox X2CrNiMo1814-3

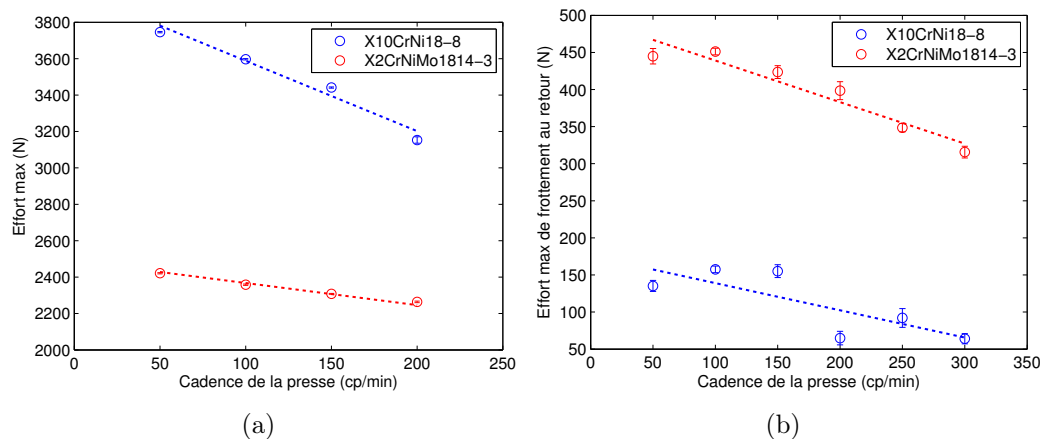


FIGURE 3.29 – (a) Évolution de l'effort maximum de découpage à différentes cadences pour deux aciers inoxydables, (b) évolution de l'effort maximum de retour du poinçon pour ces configurations.

L'effort de frottement lors de la remontée du poinçon possède un pic juste après le point mort bas (Figure 3.28b aux alentours de 1000 μm), puis une stabilisation de la valeur jusqu'à la sortie du poinçon de la tôle. Ce pic correspond peut être à un coefficient de frottement statique important entre le poinçon et la tôle, qui survient lors du passage au point mort bas car la vitesse du poinçon est nulle, puis s'inverse. Ce pic d'effort diminue avec l'augmentation de la vitesse de découpe (Figure 3.29 b). Cela montre que l'accélération du poinçon à la remontée est plus importante à haute vitesse. Par contre la valeur du frottement après le pic d'effort n'est pas impactée par la vitesse de découpe. Il semble que le coefficient de frottement reste constant vis à vis de la vitesse de glissement.

On peut aussi noter l'augmentation de la course du poinçon avec l'augmentation de la vitesse de la presse. L'inertie de la table n'étant pas corrigée dynamiquement, la position du point mort bas se trouve modifiée avec la vitesse.

Rappel : les courbes au dessus de 200 cps/min ne sont pas exploitables sur la partie avant la fissuration (section 3.1.3.1).

3.3.1.3 INFLUENCE DE LA LUBRIFICATION

La lubrification occupe une place importante dans l'opération de découpage. C'est elle qui va limiter le frottement à l'interface tôle/poinçon. Si le frottement est réduit, l'échauffement diminue. Peu d'études traitent de l'effet de la lubrification sur l'effort de découpage. Olsson et al., ainsi que Bay et al. [Olsson 02, Olsson 03, Bay 08], montrent que l'effort de dévêtissage (frottement entre le poinçon et la tôle pour extraire le poinçon) dépend fortement du lubrifiant utilisé. Ainsi, dans le cas de la découpe d'un acier inoxydable, ils observent un effort de dévêtissage sept fois plus faible lors de l'utilisation d'une huile chlorée par rapport à une huile minérale.

Maiti et al. [Maiti 00] quant à eux, montrent par une simulation numérique de l'opération de découpage que l'effort maximum de découpage augmente en accroissant le coefficient de frottement entre le poinçon et la tôle.

Résultats

Des essais avec et sans lubrifiant sont conduits. Le lubrifiant utilisé est une huile entière déposée par des rouleaux. Afin de n'avoir plus aucune trace de lubrifiant dans l'outil, celui-ci est complètement nettoyé à l'essence F puis à l'éthanol.

Sur les courbes effort/déplacement l'effet de la lubrification apparaît sur toutes les parties de la courbe une fois l'indentation dépassée (Figure 3.30). L'effort maximum est augmenté d'environ 20% lorsqu'il n'y a pas de lubrification. De plus cet effort n'apparaît pas pour le même niveau de pénétration sur les deux découpes. Lors de la découpe sans lubrifiant, l'effort augmente quasiment jusqu'à la fissuration. Dans le cas de la découpe avec lubrifiant, une fois l'effort maximum passé, celui-ci diminue jusqu'à atteindre la fissuration. Cela ressemble à l'apparition de la striction lors d'un essai de traction. S'il n'y a pas de lubrifiant, l'effort de frottement étant important, il compense la baisse de l'effort généré par la striction, et la fissuration est retardée ($\simeq 30 \mu\text{m}$), et cela s'observe sur le bord découpé (section suivante :3.3.2.4)

L'effort de frottement après fissuration est lui aussi beaucoup plus important sans lubrifiant. Cet effort est augmenté de 180% par rapport à un essai avec lubrifiant. La non-symétrie des efforts de frottement après fissuration est occasionnée par la poussée du copeau dans la matrice qui ne se fait que dans un sens. Le pic de frottement après le passage du point mort bas n'est pas présent lors de la découpe avec lubrifiant. L'hypothèse, émise dans la section 3.3.1.2, d'un coefficient de frottement statique important lors du passage au point mort bas peut être validée car Bayart

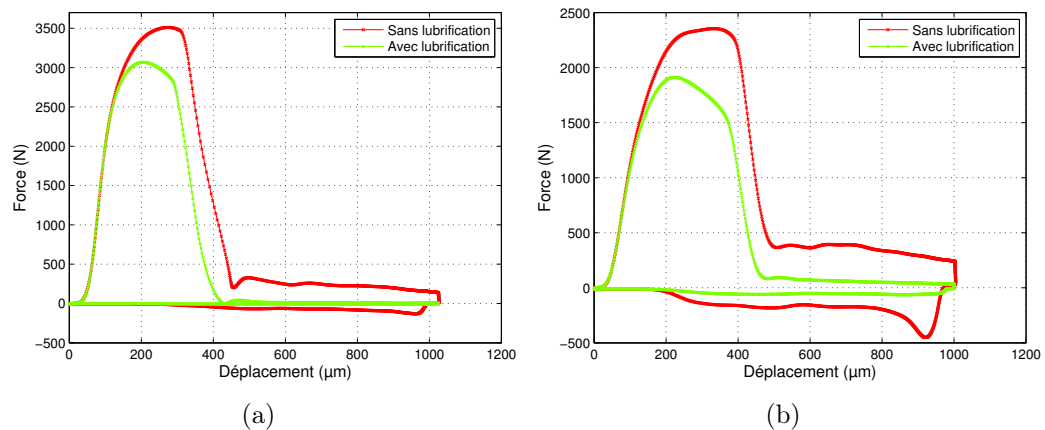


FIGURE 3.30 – Courbe d’effort/déplacement pour le découpage avec et sans lubrifiant à 100 cps/min, (a) X10CrNi18-8 (b) X2CrNiMo1814-3.

et al. [Bayart 16], montrent qu’avec du lubrifiant, ce coefficient statique diminue.

Des essais sur tribomètre montrent une multiplication d’un facteur 3.3 entre un coefficient de frottement avec et sans lubrification. Cela signifierait que la différence entre les mesures d’effort avec et sans lubrification est égale à ce facteur multiplicateur. Pourtant, ce facteur est beaucoup plus élevé sur les mesures d’effort sur presse, à cause d’un diamètre de perçage plus faible d’environ 2 μm dans le cas de la découpe sans lubrifiant. Cette augmentation de l’effort de devêtissage semble donc être occasionnée par une modification du coefficient de frottement combinée à un retour élastique plus important lorsque la tôle a été cisailée sans lubrifiant.

3.3.1.4 INFLUENCE DE L’USURE DU POINÇON

L’usure du poinçon conduit à un arrondissement de son arête de coupe, et de part l’usure de son flanc, à une augmentation du jeu poinçon matrice.

De nombreuses études [Chang 51, Hambli 96, Meunier 05, Tekiner 06, Greban 06, Achouri 12], ont montré l’influence du jeu poinçon/matrice sur l’effort maximal de découpe. Un jeu faible provoque une augmentation de l’effort de découpage et de l’effort après fissuration (Figure 3.31).

Tilsley et al. [Tilsley 58] montrent une faible dépendance entre l’augmentation du rayon de l’arête de coupe et l’effort de découpe. A l’inverse, Hambli [Hambli 96] met en évidence un changement important au niveau de la pénétration à rupture qui augmente avec l’accroissement du rayon d’arête. Ce phénomène s’explique par le fait que l’arrondi de l’arête provoque une concentration de contraintes moins sévère dans la partie de tôle située entre le poinçon et la matrice.

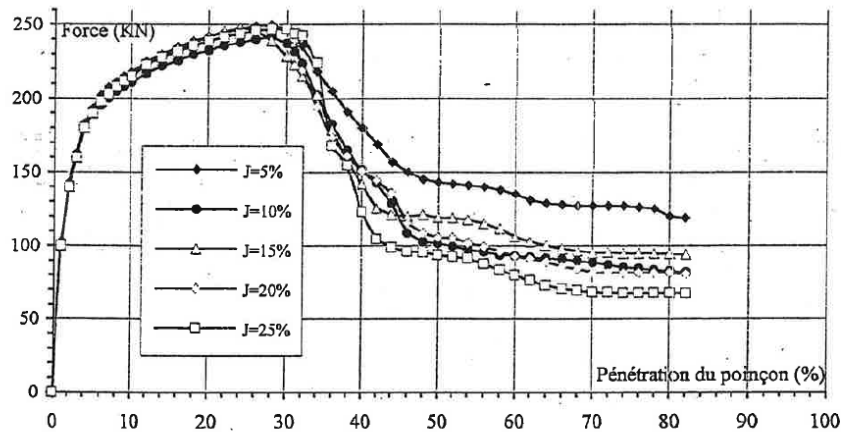


FIGURE 3.31 – Evolution de l'effort de découpage pour différents jeux poinçon/matrice (5%-25%) [Hambli 96].

Résultats

Deux nuances de tôles sont découpées avec un outil en carbure de tungstène par alternance sur un total de 1 130 000 coups de presse selon le tableau 3.2 suivant.

TABLE 3.2 – Déroulement de l'essai d'usure sur les deux nuances de tôles.

Tôle	Nb coups
X10CrNi18-8	0-250 000
X2CrNiMo1814-3	250 000-500 000
X10CrNi18-8	500 000-950 000
X2CrNiMo1814-3	950 000-1 130 000

La figure 3.32 représente l'évolution de la courbe effort/déplacement en fonction du nombre de coups de presse et donc de l'usure du poinçon. Pour l'acier inoxydable X10CrNi18-8 qui est découpé en premier la plus grosse évolution visible est la baisse de l'effort maximum de découpage entre les premiers coups et 250 000 coups. Cette baisse correspond à un arrondissement de l'arête de coupe (cf paragraphe 3.2.2). Cette évolution correspond peut-être à une accommodation des surfaces en contact. Contrairement aux observations d'Hambli [Hambli 96], l'apparition de la fissuration n'est pas modifiée. Une fois l'arête de coupe arrondie au début de l'essai, il n'y a plus d'évolution importante de la courbe effort/déplacement notamment au niveau de l'effort maximum de découpe (Figure 3.33 a).

Dans la section 1.2.2.2 il a été montré que l'usure modifiait significativement l'effort de dévetissage. Si l'on regarde l'évolution de cet effort, qui correspond au frottement entre le poinçon et la tôle lors de la remontée de l'outil, il est possible d'observer une tendance à l'augmentation de l'effort de l'ordre de 50% pour la tôle

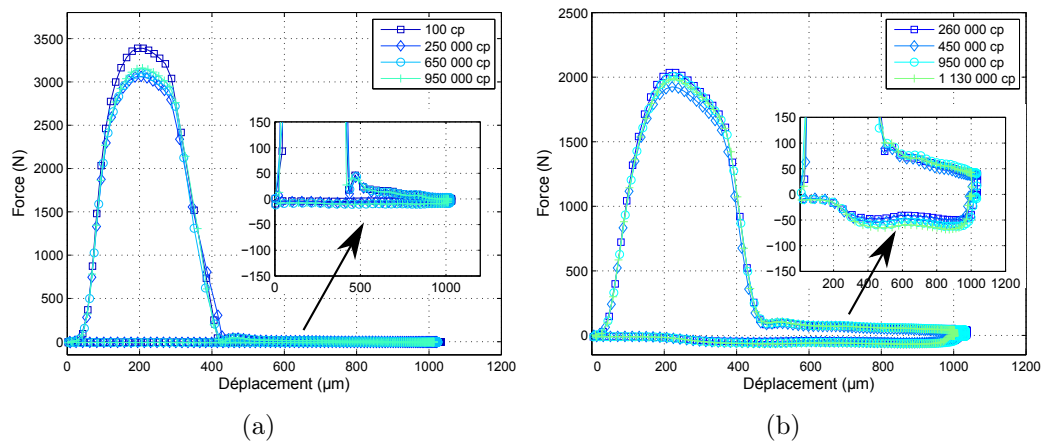


FIGURE 3.32 – Évolution de la courbe effort/déplacement en fonction de l'usure de l'outil, (a) pour la tôle X10CrNi18-8 entre 100 et 950 000 coups, (b) X2CrNiMo1814-3 entre 260 000 et 1 130 000 coups.

X2CrNiMo1814-3 et 100% pour l'inox X10CrNi18-8 (Figure 3.33 b). L'effort de dévissage représente tout au plus 3.5% de l'effort maximum de découpe, ce qui reste loin des valeurs de 15% observées par Maillard [Maillard 09].

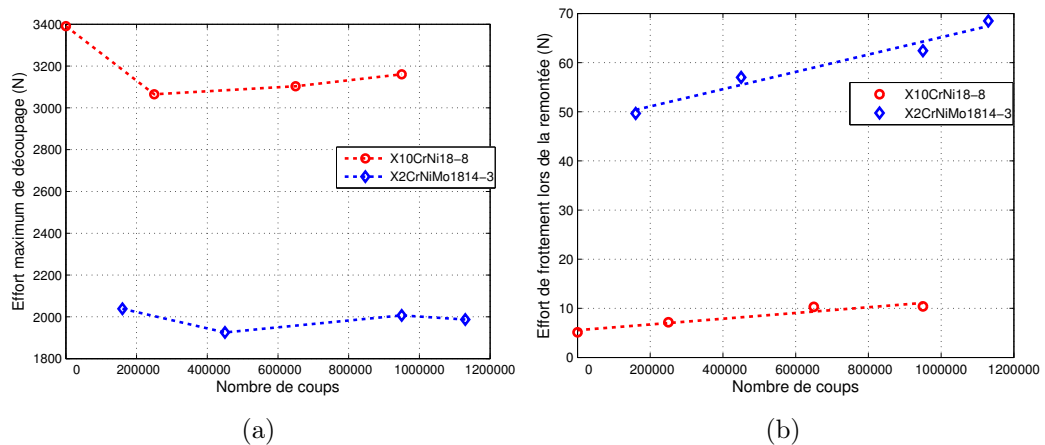


FIGURE 3.33 – (a) Évolution de l'effort maximum de découpage en fonction du nombre de coups de presse, (b) évolution de l'effort de frottement entre le poinçon et la tôle lors de la remontée du poinçon.

Ces constatations confirment donc que l'usure de l'outil reste tout de même faible, ce qui a été montré lors des mesures d'usure sur le poinçon dans la section 3.2. Pour tenter d'user un peu plus l'outil, 200 000 découpages supplémentaires ont été réalisés sans lubrifiant. Mais aucune usure supplémentaire n'a été observée.

Des observations des bords découpés réalisés lors de ces essais sont réalisées afin de relier les mesures d'effort à l'aspect du bord découpé en fonction des paramètres de découpage.

3.3.2 INFLUENCE DES CONDITIONS DE DÉCOUPE SUR L'ASPECT DU BORD DÉCOUPÉ

Cette section s'attache à analyser l'impact des conditions de coupe testées précédemment sur l'aspect du bord découpé des pièces. Dans le milieu industriel, c'est le bord découpé qui est généralement analysé en premier lieu car c'est lui qui conditionne la qualité des pièces produites. Au travers de cette section il sera montré que les conditions de coupe impactent différemment la qualité de pièces produites.

3.3.2.1 GÉNÉRALITÉS

Les pièces produites par découpage possèdent un profil dans l'épaisseur comportant quatre hauteurs caractéristiques résultant des différentes conditions de coupe (Figure 3.34). L'aspect géométrique du bord découpé est souvent un critère de qualité pour les pièces produites [Goijaerts 00]. Une pièce parfaite ne comporte qu'une zone cisailée. Selon Lange [Lange 85] les différentes zones peuvent être reliées aux phases de découpage visibles sur la courbe effort/déplacement (Section 1.2.2.1, Figure 1.8) :

- la tombée de découpe est générée lors de la phase élastique (phase 1) et élasto-plastique (phase 2) du découpage ;
- la partie cisailée est une zone lisse produite lors de la phase élasto-plastique (phase 2) et sur une partie de la phase de cisaillement (phase 3) ;
- la partie arrachée présente un aspect granulaire correspondant à la phase d'endommagement (phase 3) du matériau ainsi qu'à la rupture (phase 4) de celui-ci ;
- la bavure est générée selon Taupin et al [Taupin 96] lors de formation de la tombée (phase 1) et lors de l'initiation de la fissure (phase 4).

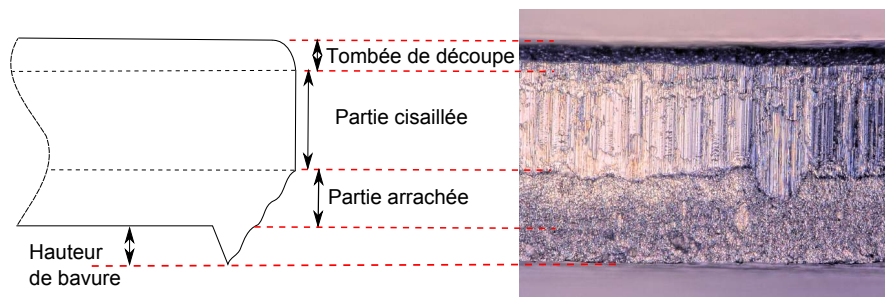


FIGURE 3.34 – Hauteurs caractéristiques du bord découpé, (Gauche) schéma du profil de découpe, (Droite) vue de face d'un bord découpé.

L'aspect du bord découpé évolue en fonction des conditions de découpe. Lors des essais sur presse décrits précédemment, les profils découpés ont été prélevés pour différentes conditions de coupe. Les mesures de hauteur de la tombée de découpe,

de la partie cisailée sont simples à réaliser. Pour ce qui est de la hauteur de bavure, l'outil utilisé est un outil progressif qui écrase la bavure. En effet le passage de la pièce à différents postes successifs fait que la bavure est écrasée par le dévêtisseur plusieurs fois avant de sortir de l'outil. Dans cette configuration, Greban [Greban 06] précise que la bavure ne peut pas être qualifiée par sa hauteur et sa largeur. Il utilise une mesure de volume total de la bavure sur toute la circonférence du perçage. Dans notre cas c'est un volume de bavure qui sera mesuré d'après la topographie de la pièce mesurée puis redressée selon la méthode décrite par Makich [Makich 11] (page 119). Cette mesure étant assez longue à réaliser, toutes les configurations n'ont pas été étudiées.

3.3.2.2 INFLUENCE DE LA MATIÈRE DÉCOUPÉE

Il a été démontré que les propriétés mécaniques du matériau découpé influent sur l'aspect du bord découpé. Greban [Greban 06] et Teikiner [Teikiner 06] confirment que plus le matériau est ductile, plus la zone cisailée et la bavure sont importantes. Maillard [Maillard 91] cite les travaux de Wong et Das portant sur l'influence de la nature du matériau découpé. Ils décrivent deux cas extrêmes de comportement :

- cas 1 : le matériau est parfaitement plastique et s'écoule de façon ductile dans le plan du mouvement de l'outil. La pièce découpée présente alors un bord uniquement cisailé.
- cas 2 : le matériau est sensible à la fissuration ; l'apparition de fissures et leur propagation pendant la descente de l'outil provoquent la rupture souvent brutale de la pièce. La pièce présente dans ce cas uniquement une surface de rupture.

Résultats

Les deux nuances testées ont des propriétés mécaniques différentes (section 2.2.3). La tôle X10CrNi18-8 est la plus fragile, et elle possède en effet la hauteur cisailée la plus faible (200 μm contre 245 μm). Pour ce qui est de la hauteur de la tombée de découpe, la tôle la plus ductile est celle qui présente la hauteur de la tombée de découpe la plus importante. Dans ce cas, la matière s'écoule plus facilement avant la fissuration et le poinçon la déforme plus facilement dans les premiers instants de découpe.

Ces résultats sont conformes à la littérature. Il faut toutefois tenir compte que la microstructure joue elle aussi un rôle dans la qualité de la découpe. Selon Greban [Greban 07, Greban 06] la quantité de bavure est régie par le nombre, la taille et la quantité de précipités présents dans le matériau découpé. Et de leur côté Kals et al. [Kals 00] montrent que le rapport taille de grain/épaisseur joue un rôle important pour la formation de l'angle de rupture ainsi que la bavure mais que les autres parties du bord découpé ne sont pas influencées. De notre côté, aucune analyse métallographique n'a été conduite donc aucune conclusion ne peut être tirée quant au rôle de la micro-structure sur l'aspect du bord découpé.

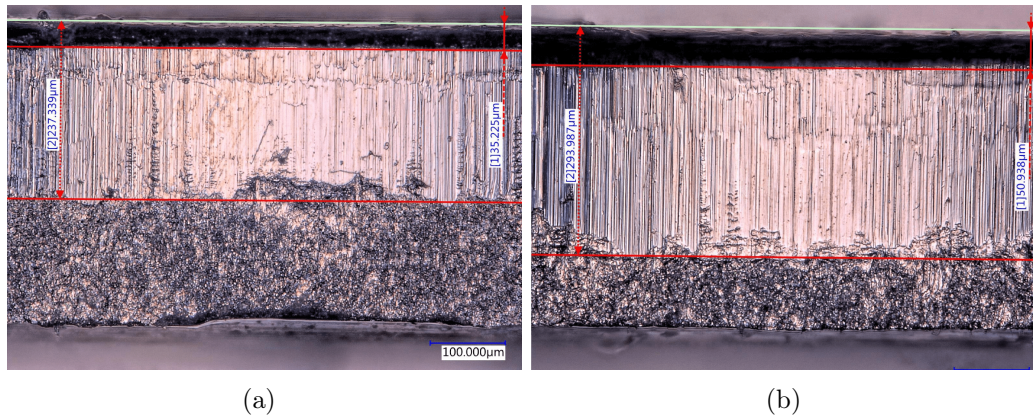


FIGURE 3.35 – Vue de face du bord découpé à 300 cps/min, (a) tôle X10CrNi18-8, (b) tôle X2CrNiMo1814-3.

3.3.2.3 IMPACT DE LA VITESSE DE DÉCOUPE

Les différentes études menées sur l'influence de la vitesse sur l'aspect du bord découpé présentent des résultats contradictoires. En effet, Johnson et al. [Johnson 67] montrent qu'une augmentation de la vitesse de découpe conduit à un accroissement de la hauteur cisailée dans le cas du découpage du cuivre Cu1. Pour le découpage d'un cuivre Cu1, Meunier [Meunier 05] n'observe aucun changement du bord découpé dans la plage de vitesse étudiée (0.04 à 0.2 m/s⁻¹). A l'opposé, dans le cas du découpage d'un acier X30Cr13, Gojaerts [Gojaerts 00] montre une diminution de la partie cisailée pour des vitesses supérieures à 10 mm/s (Figure 3.36 a). Finalement, Balendras et al. [Balendra 70] confirment que l'influence de la vitesse de découpe sur le bord découpé dépend fortement du matériau découpé.

Résultats

Différentes cadences de presse ont été testées. Afin de mesurer les hauteurs caractéristiques du bord découpé, 5 perçages consécutifs sont mesurés. Chaque perçage est analysé 4 fois sur toute sa circonférence afin d'obtenir une moyenne par perçage. Les mesures montrent que la variation des hauteurs caractéristiques sur toute la périphérie du perçage est importante.

Lors de l'étude de l'effort de coupe (Section 3.3.1.2), il est montré que l'effort maximum de découpe diminue avec l'augmentation de la vitesse, tout comme l'effort de frottement lors du dévetissage. La fissuration apparaît aussi plus tôt (30 μm). Or, les mesures de la hauteur bombée additionnée à la partie cisailée ne montrent pas une telle variation (Figure 3.36 b), mais la dispersion de mesure étant importante cette conclusion n'est pas absolument valide.

La variabilité de l'aspect du bord découpé est plus faible aux cadences élevées. Il semblerait que la propagation de la fissure se fasse de façon plus homogène à vitesse élevée. L'apparition de la fissuration lors du découpage est occasionnée, d'après Goi-

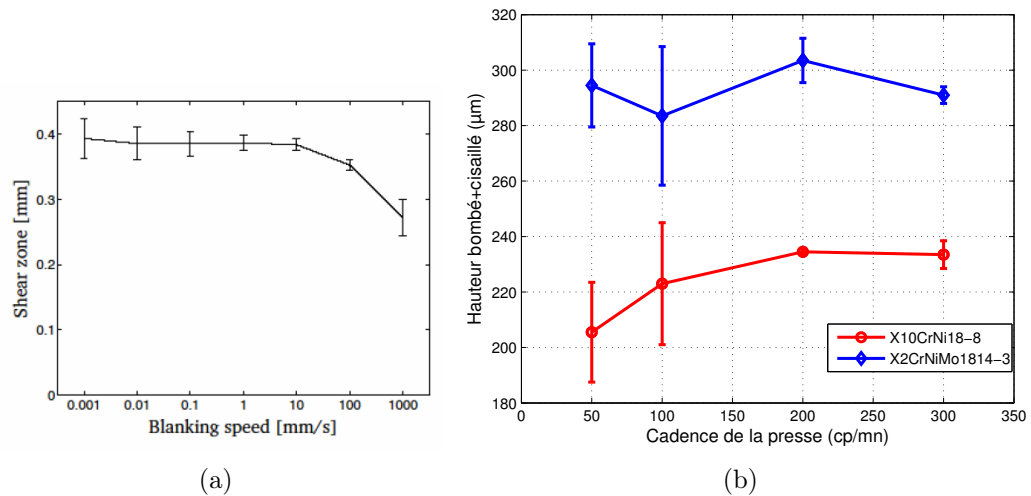


FIGURE 3.36 – Influence de la vitesse de coupe (a) sur la partie cisailée d’après [Goijaerts 00], (b) sur les deux nuances d’acier inoxydable testées (résultats de mesures lors de notre campagne d’essai).

jaerts [Goijaerts 00, Goijaerts 01], par une rupture ductile. Elle survient à la suite d’une nucléation, croissance et coalescence de cavités. Celles-ci se forment principalement autour d’inclusions, soit par fragmentation des inclusions et particules de seconde phase, soit par décohésion à l’interface matrice-particule à cause de l’empilement de dislocations [Broek 71]. Il est possible que la vitesse de déformation ne laisse pas le temps à toutes les cavités de se développer et de ce fait, seules quelques fissures se propagent sur toute la périphérie du trou. Jana et al. [Jana 89] montrent eux aussi qu’une vitesse plus importante permet d’améliorer l’aspect du bord découpé sans formation de fissures secondaires.

Pour mettre en évidence cette hétérogénéité de l’apparition de la fissuration, des essais à différentes hauteurs de pénétration du poinçon ont été menés. Les échantillons ont été enrobés puis tronçonnés et polis afin d’observer d’éventuelles fissures dans le bord découpé (Figure 3.37). Il est ainsi mis en évidence que la fissure peut apparaître en certains endroits de la découpe mais pas partout. Dans notre cas, la fissure apparaît souvent du même côté de l’outil, les arêtes du poinçon sont peut-être plus tranchantes, et les jeux plus faibles. Les contraintes et les déformations sont donc plus importantes pour déclencher la nucléation des cavités. Ceci n’a pas pu être vérifié car l’outil a été démonté avant ces analyses. La mesure de la bavure n’a pas été réalisée pour ces configurations.

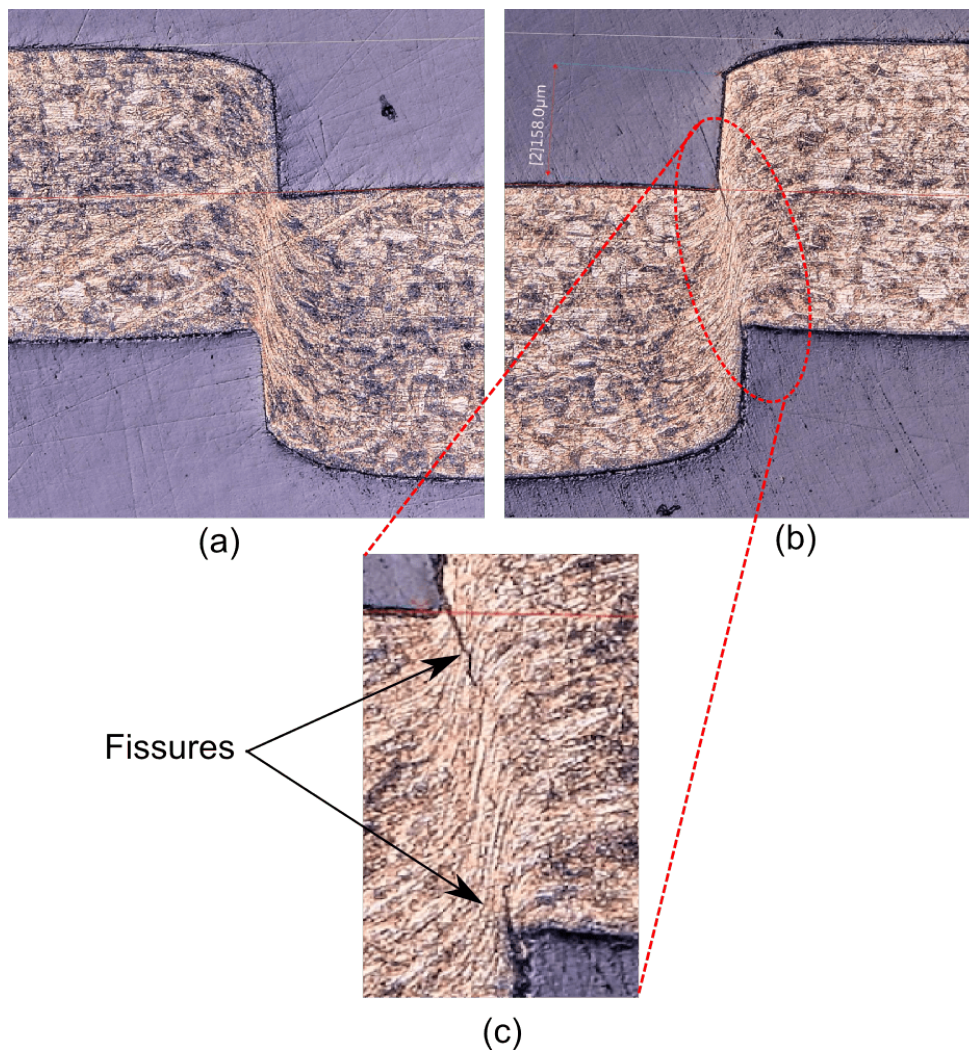


FIGURE 3.37 – Tôle X10CrNi18-8 découpée avec une pénétration du poinçon de $210 \mu\text{m}$ à 100 cps/min (a) coté gauche de l'outil, (b) coté droit de l'outil avec apparition de deux fissures (coté matrice et coté poinçon.)

3.3.2.4 INFLUENCE DE LA LUBRIFICATION

L'influence de la lubrification sur l'aspect du bord découpé n'a semble t-il jamais été étudiée. Sur la courbe effort/déplacement du poinçon, de nombreux effets de la lubrification sont visibles, comme la fissuration qui est retardée sans lubrification (estimation de $30 \mu\text{m}$). Ce retard est observé sur le bord découpé (Figure 3.38), sur lequel on peut voir que la hauteur de la partie bombée additionnée à la hauteur cisailée est plus importante de $20 \mu\text{m}$ lors de la découpe sans lubrifiant. Cet écart est proche de la variation de mesure. Le tableau 3.3 regroupe les différentes valeurs mesurées.

TABLE 3.3 – Valeurs moyennes et intervalles de tolérance issues de 10 mesures réalisées sur les bords découpés avec et sans lubrifiant.

Tôle	X10CrNi18-8		X2CrNiMo1814-3	
	Lubrifiée	Non lubrifiée	Lubrifiée	Non lubrifiée
Hauteur bombée + cisailée (μm)	237 \pm 3	257 \pm 4	293 \pm 7	315 \pm 5
Hauteur bombée (μm)	35 \pm 1	49 \pm 3	51 \pm 2	70 \pm 4
Hauteur Cisailée (μm)	202 \pm 2	208 \pm 1	242 \pm 5	245 \pm 1
Rugosité de la zone cisailée (μm)	1.25	1.29	1.32	1.27

On voit que la hauteur de la zone bombée seule est plus importante lors de la découpe sans lubrifiant. Le frottement plus important du poinçon sur la tôle fait que les surfaces ont certainement plus de mal à glisser l'une sur l'autre, donc le poinçon entraîne plus longtemps la tôle lors de sa descente.

Aucune différence n'est visible sur l'aspect de la zone cisailée, elle possède la même rugosité dans les deux cas. Le volume de bavure n'a pas été analysé pour ces configurations.

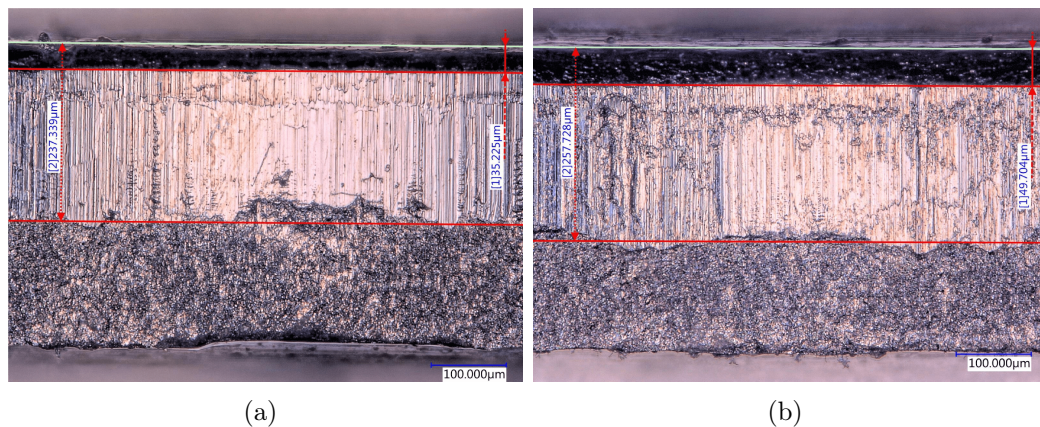


FIGURE 3.38 – Influence de la lubrification sur l'aspect du bord découpé pour la tôle X10CrNi18-8 ,(a) découpe avec lubrification, (b) découpe sans lubrification.

3.3.2.5 INFLUENCE DE L'USURE DU POINÇON

L'impact de l'usure du poinçon sur le faciès du bord découpé a souvent été étudié indirectement au-travers de l'étude de l'influence du rayon d'arête de coupe et du jeu poinçon/matrice. Seuls Meunier et Makich [Meunier 05, Makich 11], traitent directement de l'effet de l'usure du poinçon sur le faciès de découpe et montrent l'augmentation du volume de bavure avec l'usure.

De nombreux essais expérimentaux ont été conduits afin de déterminer l'impact du jeu de découpage sur le bord découpé. Jana et al., ainsi que Achoury et al.

[Jana 89, Achouri 14] ont montré que la tombée de découpe augmente avec l'accroissement du jeu poinçon/matrice. Hambli [Hambli 96] s'intéresse aux autres hauteurs caractéristiques et montre que le trajet de la fissure, et de ce fait l'aspect du bord découpé, dépendent fortement du jeu. La zone arrachée et la hauteur de la bavure s'accroît avec l'augmentation du jeu poinçon/matrice, alors que la partie cisailée diminue (Figure 3.39). Ces constatations sont confirmées par Achouri et al. [Achouri 14]. Goaejarts et al. [Goijaerts 00] expliquent que l'augmentation de la partie cisailée est due à la diminution de la contrainte hydrostatique dans la tôle découpée. Or, on sait que pour un essai de traction, l'augmentation de la pression hydrostatique retarde la rupture et favorise la déformation plastique. Forts de cette constatation, les auteurs font l'hypothèse que cette diminution de la contrainte hydrostatique facilite la fissuration et réduit de ce fait la hauteur lisse.

Quant à l'influence du rayon de l'arête de coupe, Hambli [Hambli 96] montre que l'augmentation de ce rayon fait accroître la hauteur bombée, la bavure ainsi que la hauteur cisailée. A l'inverse, la hauteur arrachée diminue quant à elle avec l'augmentation du rayon de coupe. Shim et al. ainsi que Hatanaka et al. [Hatanaka 03, Shim 04], confirment eux aussi l'augmentation du volume de bavure avec l'évolution du rayon de l'arête de coupe.

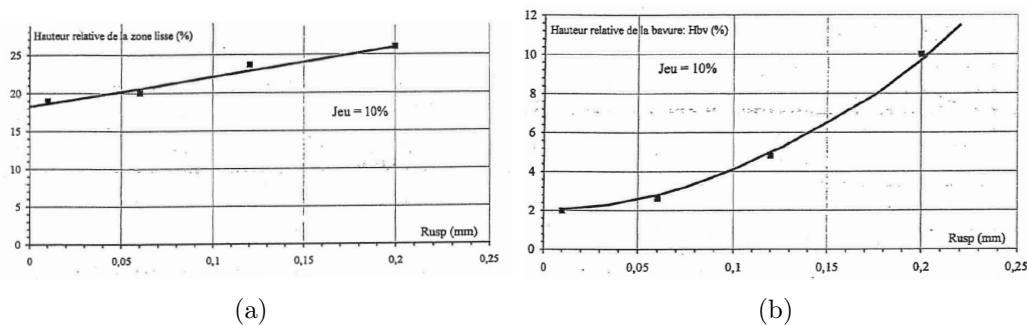


FIGURE 3.39 – Influence du rayon de l'arête de coupe du poinçon (Rusp) : (a) sur la hauteur cisailée, (b) sur la bavure, d'après [Hambli 96].

Résultats

Les essais de découpe se sont déroulés sur 1 300 000 coups de presse. Des morceaux de bande sont prélevés et mesurés tout au long de l'essai pour visualiser une évolution en fonction de l'usure du poinçon. La figure 3.40 représente l'évolution de la hauteur bombée additionnée à la hauteur cisailée ainsi que le volume de bavure en fonction du nombre de coups de presse. Ces caractéristiques n'évoluent pas ou très faiblement au cours de l'essai. Les fluctuations restent dans l'incertitude de mesure. Ces résultats peuvent se corrélérer avec l'évolution de l'effort de découpe qui lui aussi ne changeait pas. Si aucune évolution de ces paramètres n'est mesurée, d'après la littérature, cela montre qu'il n'y a pas d'usure mesurable du poinçon. En effet, les mesures d'usure

du poinçon (Section 3.2.2), montrent qu'il n'est pas possible d'évaluer cette usure.

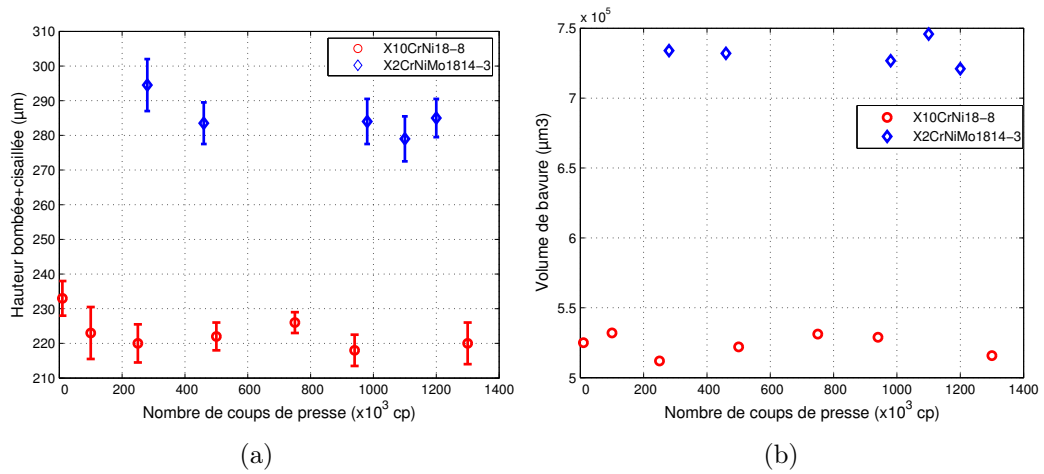


FIGURE 3.40 – Influence du nombre de coups de presse, (a) sur la hauteur bombée et cisailée pour les deux tôles découpées, (b) sur le volume de bavure.

3.4 CONCLUSIONS

L'outil de découpe prototype instrumenté permet de suivre l'évolution de l'effort de découpe en fonction du déplacement du poinçon avec une bonne fiabilité pour des cadences inférieures à 200 cps/min. Les différentes techniques de mesures de l'usure du poinçon sans démontage ont pu être mises en place en milieu industriel lors de deux essais de découpage. Un seul essai combinant la méthode de mesure par irradiation et par réplication a pu être conduit sans que les mesures d'efforts n'aient pu être réalisées suite à une panne.

Un des essais a permis de mettre en évidence les changements de comportement de la découpe, au niveau de la courbe effort/déplacement et sur l'aspect du bord découpé, en fonction de la nuance découpée, de la vitesse de découpe, et de la lubrification. Les résultats sont compilés dans les cellules grisées du tableau 3.4, afin de les comparer avec les données bibliographiques.

L'essai avec un poinçon en acier irradié a montré qu'il est possible de réaliser un suivi quantitatif du volume usé grâce à son radio-élément. Les résultats mesurés sont en accord avec la méthode de réplication qui elle peut apporter une information complémentaire sur la localisation de l'usure.

L'essai utilisant un poinçon en carbure de tungstène n'a pas permis d'obtenir une usure significative pour pouvoir évaluer le pouvoir abrasif des deux tôles testées. Malgré 1 300 000 coups de presse, aucune modification des efforts de coupe n'a été observée et les mesures des perçages n'ont pas montré de changements géométriques du bord découpé.

Il a été impossible de déterminer un coefficient d'usure énergétique sur presse car l'usure du poinçon n'a pu être mesurée lors de l'essai instrumenté. Toutefois l'énergie dissipée lors de la découpe a pu être mesurée dans différentes configurations.

Dans le chapitre suivant, une comparaison des énergies dissipées dans le frottement sur tribomètre, sur presse et en simulation numérique est réalisée pour établir un lien entre les mesures sur presse et les moyens de laboratoire.

TABLE 3.4 – Récapitulatif des différentes études expérimentales réalisées sur l'influence des le bord découpé). Le symbole ... indique qu'aucune étude n'a été répertoriée sur le sujet

Paramètres	Impact sur :	
	Effort de découpe	Références
Matière découpée		
Propriétés mécaniques	Une augmentation de la dureté augmente l'effort de découpe et accélère la fissuration. <i>Cuivre, Acier</i>	[Maillard 91], [Hambli 96], [Balendra 70],[Greban 06] [Wong 75]
	La dureté fait augmenter l'effort de découpe et accélère la fissuration. Une limite à rupture importante fait augmenter l'effort maximum.	
Micro-structure	Une augmentation de la taille des grains (pour une épaisseur équivalente) diminue l'effort de découpe. Une augmentation du nombre de précipités va augmenter l'effort de découpe. <i>Cuivre, Acier, Aluminium</i>	[Kals 00],[Greban 06], [Goijaerts 00], [Xu 12]
Paramètres outillage		
Jeu poinçon/matrice	Une augmentation du jeu diminue l'effort maximum et l'effort après fissuration. <i>Aluminium, Acier, Cuivre, Laiton, Fonte</i>	[Hambli 96],[Chang 51], [Meunier 05],[Tekiner 06], [Greban 06],[Achouri 12]
Géométrie d'outil	Une augmentation de l'angle en bout de poinçon réduit l'effort maximum. Un rayon d'arête de coupe plus important modifie la forme de la courbe effort/déplacement. La fissuration est retardée. <i>Cuivre, Aluminium, Acier</i>	[Maillard 91],[Hambli 96], [Tilsley 58],[Shim 04]
	Un agrandissement de rayon d'arête de coupe réduit l'effort maximum de découpe.	
Vitesse	L'impact de la vitesse dépend du matériau découpé. <i>Acier, Cuivre</i>	[Stegeman 99],[Meunier 05]
	L'augmentation de la vitesse réduit l'effort maximum de découpage, et réduit l'effort maximum de frottement après la fissuration.	
Matériau d'outil	...	
Usinage de l'outil	...	
Température	Une augmentation de la température permet de réduire l'effort maximum de découpe. <i>Aluminium, Acier, Cuivre, Laiton, Fonte</i>	[Johnson 67],[Demmel 15]
Lubrification		
Quantité	...	
Propriétés	Certaines huiles permettent de réduire l'effort de dévêtissage. <i>Inox</i>	[Bay 08],[Olsson 02], [Olsson 03]
	La lubrification réduit l'effort maximum de découpage et le frottement poinçon/tôle après fissuration. La fissuration apparait plus tôt avec le lubrifiant.	
Mode de dépôt	...	

3.4 CONCLUSIONS

paramètres de découpe sur trois critères du procédé (l'effort de découpe, l'usure du poinçon, concerné. Les cellules grisées sont les contributions de ces travaux de thèse.

Impact sur :			
Usure du poinçon	Références	Bord découpé	Références
Matière découpée			
Pas forcément de relation entre l'usure et les propriétés mécaniques. -	[Makich 11]	Plus le matériau est ductile, plus la zone cisailée et la bavure sont importantes. -	[Maillard 91],[Greban 06], [Tekiner 06],[Gréban 07]
<i>Cuivre</i>		<i>Cuivre, Acier</i>	
		Plus la tôle est fragile moins la hauteur cisailée est importante. Une tôle plus ductile présente une hauteur bombée plus importante.	
Une diminution de la taille des grains augmente l'abrasivité des tôles. Une augmentation du nombre de précipités renforce l'abrasivité de la tôle.	[Makich 11]	Plus les précipités sont nombreux, plus la bavure est petite, et la hauteur cisailée grande. Le rapport taille de grain/épaisseur est important sur la génération de la bavure.	[Kals 00],[Gréban 07], [Greban 06]
<i>Cuivre, Acier, Aluminium</i>		<i>Cuivre</i>	
Paramètres outillage			
La réduction du jeu augmente la pression de contact entre tôle et poinçon et donc la vitesse d'usure.	[Tekiner 06], [Greban 06]	Un jeu faible réduit la bavure et augmente la partie cisailée. La hauteur arrachée augmente avec l'augmentation du jeu.	[Hambli 96],[Goijaerts 00], [Jana 89],[Achouri 14]
<i>Cuivre, Acier</i>		<i>Aluminium, Cuivre, Laiton, Acier, Zinc</i>	
...		L'augmentation du rayon de l'arête de coupe fait augmenter la bavure ainsi que les hauteurs cisailées et bombées. La hauteur arrachée diminue quant à elle.	[Hambli 96],[Choy 96], [Shim 04],[Hatanaka 03]
		<i>Cuivre, Aluminium, Acier</i>	
...		L'influence de la vitesse de coupe dépend fortement du matériau découpé.	[Balendra 70],[Goijaerts 00], [Meunier 05],[Johnson 67]
		<i>Aluminium, Acier, Cuivre, Laiton</i>	
		L'augmentation de la vitesse rend plus homogène le bord découpé. Aucune modification des hauteurs caractéristiques n'est observée.	
...		...	
...		...	
...		...	
...		...	
Lubrification			
Élimine plus facilement les particules abrasives	[Makich 11]	...	
<i>Cuivre</i>			
Certaines huiles ont un pouvoir de réduction de l'usure plus important que d'autres.	[Makich 11]	...	
<i>Cuivre</i>			
		La présence de lubrification réduit la hauteur bombée. La hauteur cisailée est la même avec ou sans lubrifiant.	
...		...	

ANALYSE, OPTIMISATION ET CALAGE DES ESSAIS DE LABORATOIRE

Sommaire

4.1	Modélisation et simulation numérique du procédé de découpage	126
4.1.1	Définition du modèle numérique	127
4.1.2	Recalage du modèle numérique avec l'expérimentation . .	128
4.1.3	Comparaison des efforts axiaux mesurés expérimentalement et numériquement	130
4.1.4	Évaluation de l'effort radial et de l'énergie de frottement .	131
4.2	Confrontations entre les résultats tribologiques, les essais sur presse et la simulation numérique	134
4.2.1	Comparaison du coefficient d'usure énergétique	134
4.2.2	Évaluation de l'énergie dissipée dans le frottement sur le tribomètre, lors de la découpe, et en simulation numérique	134
4.2.3	Prédiction de l'usure du poinçon à l'aide de la simulation numérique et du tribomètre à rouleau.	136
4.3	Analyse vibratoire de l'outil de découpe	139
4.3.1	Vibrations des outils de découpage	139
4.3.2	Montage expérimental pour l'analyse vibratoire	140
4.3.3	Mesures d'effort et de déformations lors de la découpe à haute fréquence d'acquisition	141
4.3.4	Influence des paramètres de découpe sur le régime vibratoire du poinçon	141
4.3.5	Discussions	143
4.4	Analyse modale de l'outil de découpe	143
4.4.1	Le montage expérimental	144
4.4.2	Résultats de mesure sur le vibromètre et calcul du déplacement du poinçon	145
4.4.3	Discussions	146

4.5	Modélisation numérique de l'assemblage du poinçon et du capteur de force	147
4.5.1	Le modèle numérique	147
4.5.2	Premiers résultats de la modélisation numérique de l'outil	148
4.6	Développement d'essais de fatigue sur les matériaux de poinçon	150
4.6.1	Essais de reproduction des mécanismes de chocs : tribomètre à percussions	150
4.6.2	Essais de reproduction des mécanismes de fatigue de surface : banc de fatigue SNR	152
4.7	Conclusions	155

PRÉAMBULE

Ce chapitre est consacré à la comparaison des résultats obtenus avec le tribomètre à rouleau et ceux mesurés sur presse à découper, dans le but d'établir une corrélation entre le moyen de caractérisation de laboratoire et le comportement sur presse à découper en conditions réelles. Dans un premier temps, une simulation numérique de l'opération de découpe, développée en parallèle de ces travaux, est décrite afin de la comparer avec les mesures expérimentales, et de comprendre les écarts de mesures visibles entre le tribomètre et la presse. Par la suite, une analyse vibratoire de l'outil est menée avec comme objectif la compréhension des mécanismes de déplacement relatif poinçon-tôle, source potentielle des écarts constatés. Enfin, des essais de fatigue sont développés pour comprendre le phénomène d'écaillage des poinçons.

4.1 MODÉLISATION ET SIMULATION NUMÉRIQUE DU PROCÉDÉ DE DÉCOUPAGE

Un des objectifs finaux de ces travaux de recherche est d'implémenter un modèle numérique de l'opération de découpage afin de simuler l'usure du poinçon en fonction du nombre de pièces découpées, en utilisant les valeurs de coefficient d'usure énergétique mesurées. Par la suite, il sera possible de mettre à jour la géométrie du poinçon à chaque coup de presse. Cette modélisation de la découpe permet aussi d'observer des comportements non mesurables sur presse. Les développements numériques ont été réalisés en collaboration avec Édouard Falconnet, ingénieur de recherche au Département Mécanique Appliquée.

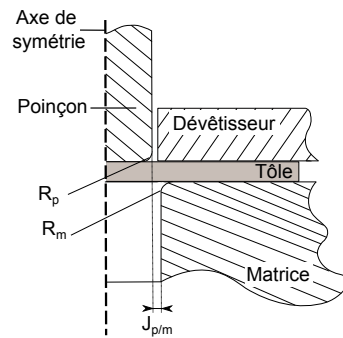


FIGURE 4.1 – Modèle axisymétrique utilisé pour la simulation numérique.

4.1.1 DÉFINITION DU MODÈLE NUMÉRIQUE

Le modèle numérique utilisé dans ces travaux a été développé lors d'une précédente thèse [Makich 11] au laboratoire. La simulation du découpage a été réalisée à l'aide du code de calcul par éléments finis ABAQUS® sous l'hypothèse de grandes déformations en utilisant le solveur ABAQUS®/Explicit. Un solveur explicite a été choisi car il permet d'utiliser le modèle de fissuration en cisaillement (shear failure model) présent dans le logiciel ABAQUS®. Les post-traitements des résultats de la simulation sont effectués avec MATLAB® afin de calculer l'énergie de frottement dissipée. Le poinçon utilisé sur presse est de forme cylindrique, ce qui permet de modéliser la découpe à l'aide d'une configuration axisymétrique (Figure 4.1). Le poinçon, la matrice et le dévêtisseur sont considérés comme étant des solides indéformables. Toutes les caractéristiques géométriques et mécaniques sont regroupées dans le tableau 4.1.

TABLE 4.1 – Caractéristiques géométriques et mécaniques de la modélisation de l'opération de découpage réalisée sous ABAQUS®

Tôle	Nuance de matière	X10CrNi18-8
	Module d'Young	195 GPa
	Coefficient de Poisson	0,29
	Limite élastique (Re0,2)	400 MPa
	Masse volumique	7890 kg/m ³
	Épaisseur de la tôle	0,4 mm
Poinçon	Nuance de matière	Carbure de tungstène
	Géométrie	Forme cylindrique (diamètre 3,7 mm)
	Rayon de congé d'arête (Rp)	10 μm
Matrice	Rayon de congé d'arête (Rm)	30 μm
	Jeu poinçon/matrice (Jp/m)	30 μm
Dévêtisseur	Jeu poinçon/dévêtisseur	20 μm

Une des phases importante de la modélisation numérique est le maillage des pièces utilisées. C'est lui qui conditionne la sensibilité des résultats obtenus, mais il impacte

aussi le temps de calcul. Durant l'opération de découpage, les déformations de la tôle, au niveau des arêtes coupantes du poinçon et de la matrice, sont importantes. Pour modéliser correctement les phénomènes mécaniques se produisant dans cette zone, et le contact entre les différentes pièces, un maillage réglé a été réalisé à l'aide d'éléments quadrangulaires de faible taille. Le poinçon, la matrice et le dévêtisseur sont modélisés, le long de leur profil à l'aide d'éléments rigides à une dimension adaptée au maillage de la tôle dans la zone de contact. En dehors de cette zone, la tôle a été maillée par des éléments triangulaires et quadrangulaires de taille plus importante afin de gagner du temps de calcul. Le contact entre la tôle et les outils est géré par la méthode de pénalisation du logiciel Abaqus®.

Le modèle de frottement utilisé est le modèle de Coulomb car c'est le plus simple à mettre en œuvre, même si nous avons vu que le coefficient de frottement variait légèrement avec la pression de contact (2.3.2). Deux coefficients de frottement distincts sont définis : un, entre le poinçon et la tôle et un autre, entre le dévêtisseur, la matrice et la tôle.

4.1.2 RECALAGE DU MODÈLE NUMÉRIQUE AVEC L'EXPÉRIMENTATION

La loi de comportement utilisée dans le modèle numérique est celle de "Ludwik", qui représente un comportement élasto-plastique de la tôle découpée. Un critère de fissuration est adjoint pour estimer le départ et la propagation de la fissure. Il s'agit du modèle de fissuration en cisaillement d'ABAQUS® (*shear failure model*) qui prédit l'initiation et la propagation d'une (ou plusieurs) fissure(s) lorsque l'indicateur d'endommagement ω atteint la valeur 1. Cet indicateur d'endommagement s'écrit :

$$\omega = \sum_n \left(\frac{\Delta \varepsilon^{pl}}{\varepsilon_f^{pl}} \right) \quad (4.1)$$

où $\Delta \varepsilon^{pl}$ est l'incrément de déformation plastique équivalente, ε_f^{pl} la déformation plastique équivalente à rupture, et n le nombre d'incrémentes.

La méthode d'élimination des éléments, disponible dans ABAQUS®, a été utilisée pour représenter la propagation de fissures dès qu'un élément fini satisfait le critère de fissuration précédemment.

Le recalage entre la simulation et l'expérimentation se fait par l'intermédiaire du paramètre d'endommagement ε_f^{pl} . Il est ajusté afin que la hauteur cisailée du profil numérique de tôle découpée corresponde à la hauteur cisailée mesurée expérimentalement (entre 48 et 49% de l'épaisseur de la tôle dans notre cas). On constate une tendance décroissante de la hauteur cisailée pour $0.6 < \varepsilon_f^{pl} < 0.9$, puis une tendance à la stabilisation entre 48% et 49%, si l'on exclut la valeur obtenue pour $\varepsilon_f^{pl} = 1.1$ (Figure 4.2). De manière générale, l'écart maximum constaté entre les valeurs est de 5%. La valeur de 0.9 sera choisie comme paramètre d'endommagement pour les simulations réalisées.

Il apparaît sur la figure 4.3 que la hauteur cisailée du bord découpé simulé approche assez bien celle issue de l'expérimentation.

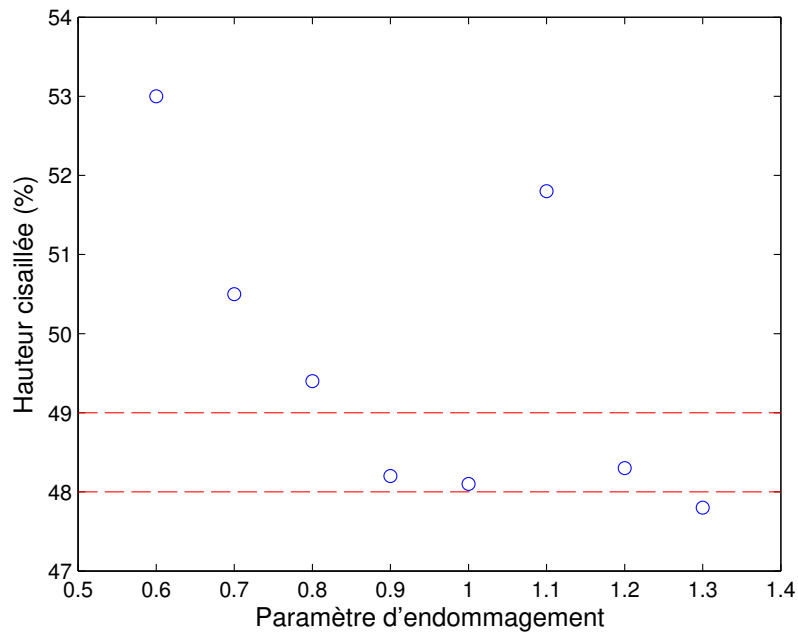


FIGURE 4.2 – Valeur calculée de la hauteur cisailée en fonction du paramètre d'endommagement ε_f^{pl} . La valeur expérimentale de la hauteur cisailée est comprise entre 48 et 49% de l'épaisseur de la tôle. Le paramètre utilisé par la suite sera 0.9.

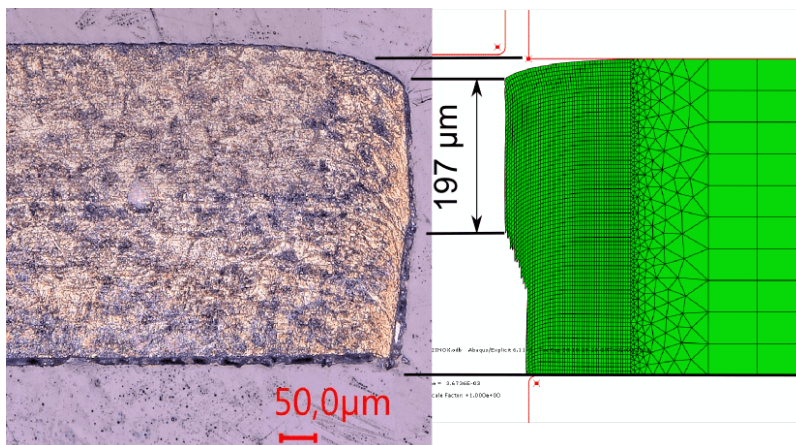


FIGURE 4.3 – Comparatif de l'aspect du bord découpé entre la simulation et l'expérimentation.

4.1.3 COMPARAISON DES EFFORTS AXIAUX MESURÉS EXPÉRIMENTALEMENT ET NUMÉRIQUEMENT

Lors de la simulation de l'opération de découpage, un modèle de frottement de type Coulomb est appliqué. Deux valeurs de coefficient de frottement ont été testées afin de voir l'influence de celui-ci sur l'effort de découpage, mais aussi sur l'aspect du bord découpé. Sur presse, cet effort de découpage a aussi été mesuré, on peut donc effectuer un comparatif des valeurs simulées et mesurées (Figure 4.4).

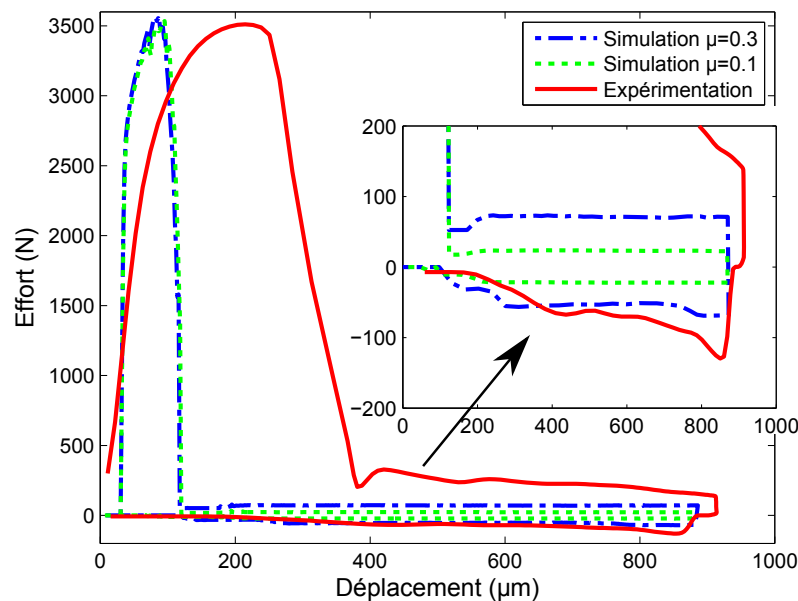


FIGURE 4.4 – Comparatif entre la mesure de l'effort de découpage sur presse et celui calculé numériquement, pour deux coefficients de frottement différents.

La simulation représente mal la partie de la courbe d'effort avant fissuration. En effet, la fissuration de la tôle apparaît bien plus tôt ($150 \mu\text{m}$) que sur presse malgré une hauteur cisailée finale identique. En analysant le bord découpé du modèle et de l'expérimentation, on peut voir qu'il y a une différence au niveau de la zone bombée qui est plus faible sur la simulation de $26 \mu\text{m}$. Cela n'explique pas l'écart entre les mesures mais montre peut être une mauvaise fidélité de la simulation sur les phases élastiques et élasto-plastiques (section 1.2.2.1). On pourrait aussi expliquer que la fissuration ne se produit pas au bon moment sur la simulation. En effet, elle apparaît au milieu de la partie cisailée au niveau de l'arête de coupe du poinçon, puis change de direction en fin de partie cisailée (Figure 4.5). Le copeau est donc éjecté avant que la pénétration du poinçon n'ait atteint la hauteur cisailée. Le modèle d'endommagement utilisé ne semble pas correspondre à l'expérimentation.

Toutefois, l'effort maximum de découpage est quasiment identique sur la simulation et l'expérimentation. Pour l'effort de frottement sur le retour du poinçon, la

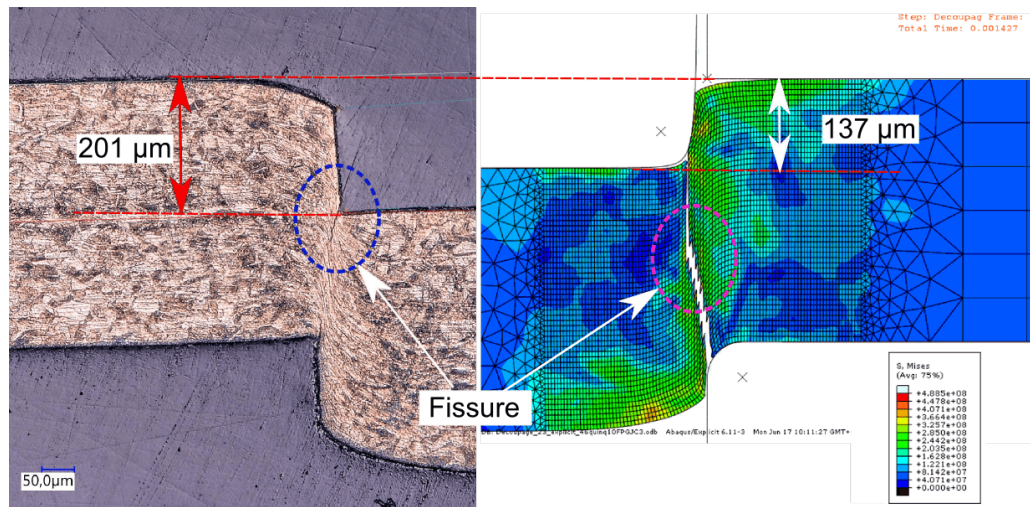


FIGURE 4.5 – Visualisation de l’apparition de la fissuration expérimentalement et numériquement. Expérimentalement, la fissure débute une fois la partie cisailée terminée, au niveau de l’arête de coupe du poinçon et de la matrice, alors que sur la simulation la partie cisailée n’est pas encore terminée lors de la fissuration.

simulation avec un coefficient de frottement de 0.3 représente bien la mesure expérimentale. Avec un coefficient de frottement de 0.1, la simulation ne représente pas les conditions de découpage à sec sur presse. On peut supposer que le coefficient de frottement entre le poinçon et la tôle soit d’environ 0.3 sur presse sur la phase de retour du poinçon.

4.1.4 ÉVALUATION DE L’EFFORT RADIAL ET DE L’ÉNERGIE DE FROTTEMENT

Kitamura et al. [Kitamura 16] mesurent expérimentalement l’effort radial (perpendiculaire au sens de mouvement) exercé par la tôle sur le poinçon par l’intermédiaire d’un dispositif équipé de jauges de déformation, qui maintient la tôle. Les auteurs sont donc capable d’estimer le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon en divisant l’effort axial par l’effort radial. Ce dispositif expérimental ne peut malheureusement pas être implanté dans une presse industrielle. Dans notre cas, nous n’avons pas pu mesurer l’effort radial expérimentalement, et pourtant c’est lui qui génère l’effort de frottement entre la tôle et le poinçon. En effet, durant la phase de découpe avant fissuration, une partie de l’effort axial est générée par le frottement de la tôle sur le poinçon, et une autre partie sert à fissurer la tôle. Une meilleure connaissance de l’effort radial permettrait de connaître précisément la part d’énergie dissipée dans le frottement.

La simulation numérique de l’opération de découpe permet d’accéder à des paramètres qu’il n’est pas possible de mesurer sur presse. Par exemple, l’effort radial peut être obtenu pour différentes configurations de découpe (Figure 4.6). Si l’on modifie le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon, la phase avant la fissuration de la

tôle est impactée. Les efforts radiaux de la tôle sur le poinçon sont plus faibles avec un coefficient de frottement plus bas. On peut penser que l'écoulement de matière entre le poinçon et la matrice se fait plus facilement avec un faible coefficient de frottement. Une fois la fissuration produite, le serrage de la tôle sur le poinçon est quasiment identique, quelque soit le coefficient de frottement. Le retour élastique est le même.

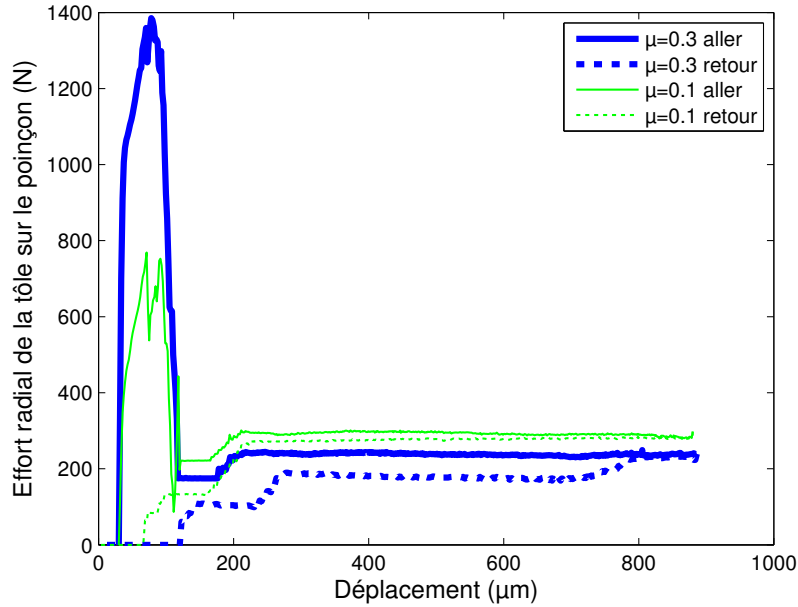


FIGURE 4.6 – Effort radial extrait de la simulation numérique en fonction du déplacement du poinçon, pour deux coefficients de frottement différents.

Pour estimer l'énergie de frottement dissipée ($E_{P_i}^{n+1}$) en chaque nœud du maillage (P_i) du poinçon à l'incrément de simulation $n+1$, la formulation de la profondeur d'usure proposée par Falconnet et al. [Falconnet 12] est adaptée pour obtenir une énergie dissipée. Elle est aussi modifiée pour tenir compte du coefficient de frottement et de l'effort normal de contact. Cette formulation est rentrée dans un code de calcul pour post-traiter les résultats obtenus par la simulation.

$$E_{P_i}^{n+1} = E_{P_i}^n + \frac{\mu \cdot F n_{P_i}^{n+1}}{\phi(x_i)} \left[\sum_{j=1}^N (S_n^{n+1})_{T_j} \cdot \varphi(x_i - y_j) \right], \quad (4.2)$$

$$\text{avec } \phi(x_i) = \sum_{j=1}^N \varphi(x_i - y_j) \text{ et } \varphi(x_i - y_j) = \exp \left[\frac{-|x_i - y_j|^2}{L_c^2} \right], \quad (4.3)$$

avec μ le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon, $F n_{P_i}^{n+1}$ l'effort normal au contact du point P_i de coordonnées x_i pour l'incrément de simulation $n+1$, et

$(S_n^{n+1})_{T_j}$ la distance de glissement vue par le nœud T_j de la tôle de coordonnées y_j entre l'incrément de simulation $n+1$ et n .

Cette énergie de frottement (cumulée) est obtenue par le produit de l'effort tangent de contact en chaque nœud du poinçon (exprimé selon la relation $\mu.Fn$ pour faire intervenir le coefficient de frottement), par la distance de glissement S entre le poinçon et la tôle. Le transfert des données de la tôle vers le poinçon se fait par la fonction de pondération φ formulée selon Pijaudier-Cabot [Pijaudier-Cabot 87] (équation 4.3), qui permet de prendre en considération plusieurs nœuds de la tôle pour chacun des nœuds du poinçon (Figure 4.7a). Le paramètre L_c est égal à deux fois la distance entre deux nœuds du poinçon. Et N représente le nombre de nœuds de la tôle pris en compte pour chacun des nœuds du poinçon.

Cette formulation suppose que le coefficient de frottement reste constant entre la tôle et le poinçon, même si Kitamura et al. [Kitamura 16] montrent que le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon est plus faible à la descente qu'à la remontée du poinçon.

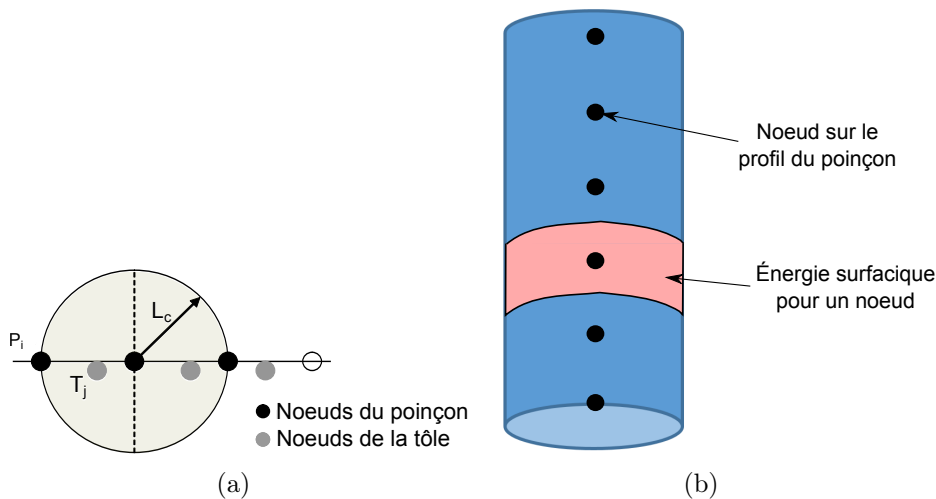


FIGURE 4.7 – (a) Représentation de la zone d'affectation de la pondération pour les nœuds du poinçon selon la méthode de Pijaudier-Cabot [Pijaudier-Cabot 87], (b) représentation de la zone autour d'un nœud de poinçon, affectée par l'énergie surfacique calculée.

Il est donc possible d'estimer l'énergie dissipée dans le frottement entre le poinçon et la tôle, et ce, pour chaque nœud du profil du poinçon. Physiquement, un nœud n'a pas de signification, de ce fait cette énergie est divisée par la surface concernée entre deux nœuds pour obtenir une énergie surfacique en J/m^2 (Figure 4.7b). Par la suite il sera montré que l'on peut obtenir l'énergie de frottement totale dissipée sur un coup de presse, mais aussi une répartition de la profondeur d'usure sur le poinçon, afin de la comparer aux valeurs expérimentales estimées.

4.2 CONFRONTATIONS ENTRE LES RÉSULTATS TRIBOLOGIQUES, LES ESSAIS SUR PRESSE ET LA SIMULATION NUMÉRIQUE

La reproduction en laboratoire des mécanismes d'usure de l'outil à l'aide du tribomètre à rouleau doit permettre d'évaluer l'impact des conditions de frottement sur l'usure des frotteurs. La comparaison des résultats obtenus sur le tribomètre et ceux en conditions réelles sur presse, devait initialement se faire à l'aide du coefficient d'usure énergétique. Comme il a été impossible d'en déduire une valeur à partir des seuls essais sur presse disponibles et que la simulation ne permet pas non plus d'obtenir ces valeurs de manière fiable, une comparaison de ces résultats à partir de l'énergie dissipée a été réalisée. Après quoi un calcul de l'usure sur cette base est proposé et les pistes d'amélioration des conditions de mesure sur tribomètre décrites.

4.2.1 COMPARAISON DU COEFFICIENT D'USURE ÉNERGÉTIQUE

Lors des premiers essais réalisés en configuration sur une surface neuve sur le tribomètre à rouleau, il a été impossible d'obtenir une usure mesurable de la bille (Section 2.3.1). Le frottement en configuration fermée a par contre permis d'obtenir des valeurs de coefficient d'usure énergétique. Dans les configurations testées, le coefficient d'usure énergétique le plus faible obtenu est de $138 \mu\text{m}^3/\text{J}$ en frottant sur la tôle X2CrNiMo1814-3 sans lubrification. Le coefficient d'usure énergétique le plus faible sur la tôle X10CrNi18-8 est de $403 \mu\text{m}^3/\text{J}$. Lors des essais sur presse, ces configurations sans lubrifiant ont été testées. Aucune usure du poinçon n'a été mesurée. En revanche, l'acquisition de l'effort et du déplacement du poinçon permet d'obtenir l'énergie dissipée.

4.2.2 ÉVALUATION DE L'ÉNERGIE DISSIPÉE DANS LE FROTTEMENT SUR LE TRIBOMÈTRE, LORS DE LA DÉCOUPE, ET EN SIMULATION NUMÉRIQUE

Le calcul de l'énergie dissipée par frottement sur le tribomètre est simple à réaliser puisque toute l'énergie est dépensée dans le frottement. Il faut donc intégrer l'effort tangentiel (F_t) sur la distance totale de frottement de l'essai. Afin de remonter à l'énergie dissipée dans un coup de presse ($E_{f/coup}$), on fait l'hypothèse que la distance maximale de glissement (D_g) d'un point sur le profil du poinçon est de deux fois la hauteur cisailée (aller/retour), soit dans notre cas 0.4 mm. Il faut donc diviser l'énergie totale dissipée par le nombre de coups de presse. Par simplification, on obtient l'équation suivante 4.4 :

$$E_{f/coup} = F_t \times D_g \quad (4.4)$$

Sur la presse il est plus difficile d'obtenir la valeur de l'effort de frottement puisqu'une partie de l'effort axial mesuré sert à fissurer la tôle. Dans la section 3.2.3, une

simplification a été faite pour en déduire l'énergie dissipée dans le frottement.

La simulation numérique de l'opération de découpe permet d'obtenir la valeur de l'énergie surfacique dissipée en chaque nœud du poinçon (section 4.1.4). En l'intégrant sur tout le profil, on l'obtient pour tout le poinçon. Il est aussi possible de visualiser la part d'énergie dissipée lors de la descente du poinçon ou sur un coup de presse complet (Figure 4.8). On peut voir que la part d'énergie dissipée est plus importante lors de la descente du poinçon que lors de la remontée. Ceci est occasionné par un effort radial plus important avant fissuration de la tôle.

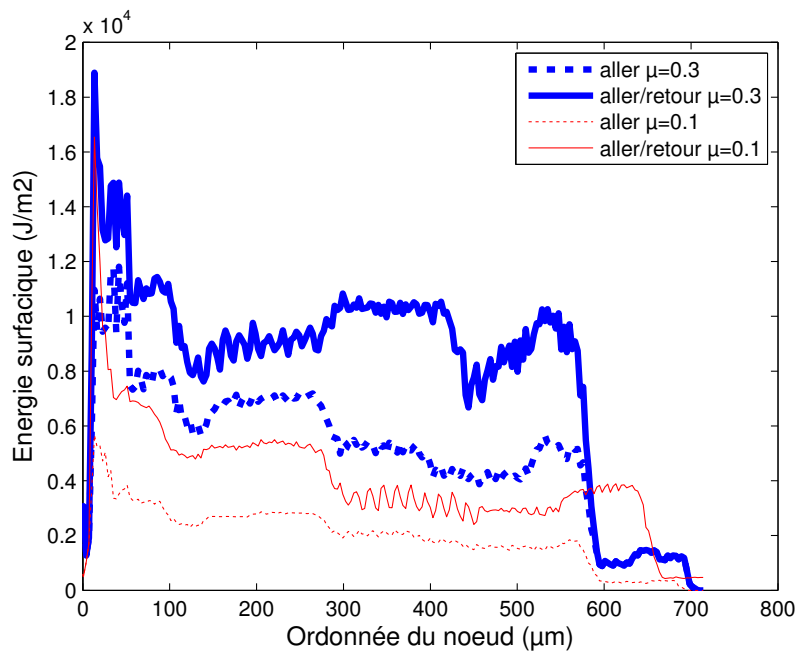


FIGURE 4.8 – Valeurs issues de la simulation numérique de l'énergie surfacique dissipée le long du profil du poinçon lors de la descente (aller) et sur un cycle complet (aller/retour) pour deux coefficients de frottements différents.

Le tableau 4.2 récapitule l'énergie dissipée dans le frottement calculée par simulation numérique, obtenue à partir de l'expérimentation sur presse et sur tribomètre. L'énergie dissipée dans le frottement estimée expérimentalement sur presse est légèrement plus faible que celle déduite de la simulation, cela paraît logique, puisqu'on a pu voir que la phase de fissuration de la tôle (dont on ne tient pas compte dans la mesure expérimentale) dissipe une partie d'énergie plus importante que le simple frottement tôle/poinçon mesuré à la remontée.

Par contre l'énergie calculée sur le tribomètre à rouleau est, elle, beaucoup plus faible que les valeurs issues de la découpe, ce qui voudrait dire que les conditions de frottement sur le tribomètre sont moins sévères que sur presse. L'erreur peut provenir de la pression de contact mal estimée, ou d'une mauvaise hypothèse de formulation de la distance de glissement par coup.

TABLE 4.2 – Comparatif des énergies dissipées par frottement sur tribomètre, sur presse à découper, en simulation numérique.

Nuance	Vitesse (mm/s)	Tribomètre à rouleau			Presse à découper			Simulation numérique		
		μ	α_u ($\mu\text{m}^3/\text{J}$)	$E_{f/coup}$ (J/cp)	μ	α_u ($\mu\text{m}^3/\text{J}$)	$E_{f/coup}$ (J/cp)	μ	α_u ($\mu\text{m}^3/\text{J}$)	$E_{f/coup}$ (J/cp)
X10CrNi18-8 sans lubrifiant	20	0,2	485	0,0012	-	-	0,0506	-	-	-
	75	0,3	362	0,0021	-	-	0,0483	0,3	-	0,0675

Les valeurs de l'énergie de frottement dissipée par coup de presse déduites de la simulation numérique et de l'expérimentation sont du même ordre de grandeur. La simulation de l'opération de découpage peut donc permettre d'estimer correctement cette énergie en injectant un coefficient de frottement identique à celui mesuré sur tribomètre. Il est alors possible de s'appuyer sur la simulation pour estimer un volume d'usure sur le poinçon.

4.2.3 PRÉDICTION DE L'USURE DU POINÇON À L'AIDE DE LA SIMULATION NUMÉRIQUE ET DU TRIBOMÈTRE À ROULEAU.

4.2.3.1 CALCUL DE L'ÉPAISSEUR DE MATIÈRE PERDUE

En injectant dans la simulation numérique le coefficient d'usure énergétique mesuré sur le tribomètre à rouleau, il est possible de modifier le profil du poinçon simulé. En effet, la simulation donne accès à l'énergie dissipée en chaque nœud du maillage. Si l'on fait l'hypothèse que la perte de matière s'effectue perpendiculairement à la tangente de la surface au nœud considéré et que sa répartition est homogène sur toute la circonférence du poinçon, l'épaisseur de matière perdue (e) peut être calculée.

Premièrement, le volume de matière perdu entre deux nœuds V_i peut être défini comme suit :

$$V_i = \alpha_u \times E_{P_i} \times S_i , \quad (4.5)$$

avec α_u le coefficient d'usure énergétique en $\mu\text{m}^3/\text{J}$, E_{P_i} l'énergie surfacique de frottement dissipée au nœud i en J/m^2 et S_i la surface de la peau extérieure entre les nœuds i considérés en m^2 .

Une fois le volume de matière perdu estimé, il faut exprimer la surface S_i , définie comme étant la peau extérieure entre deux nœuds. Il faut toutefois différencier trois géométries de surfaces extérieures différentes en fonction de l'endroit considéré sur le poinçon (Figure 4.9) :

$$\text{avec } S_1 = 2\pi R_n \Delta h ,$$

$$S_2 = 2\pi \frac{R_r^2}{\Delta h} [(R_r \times \sin(\beta)) + R_o] , \quad (4.6)$$

$$\text{et } S_3 = 2\pi R \Delta h .$$

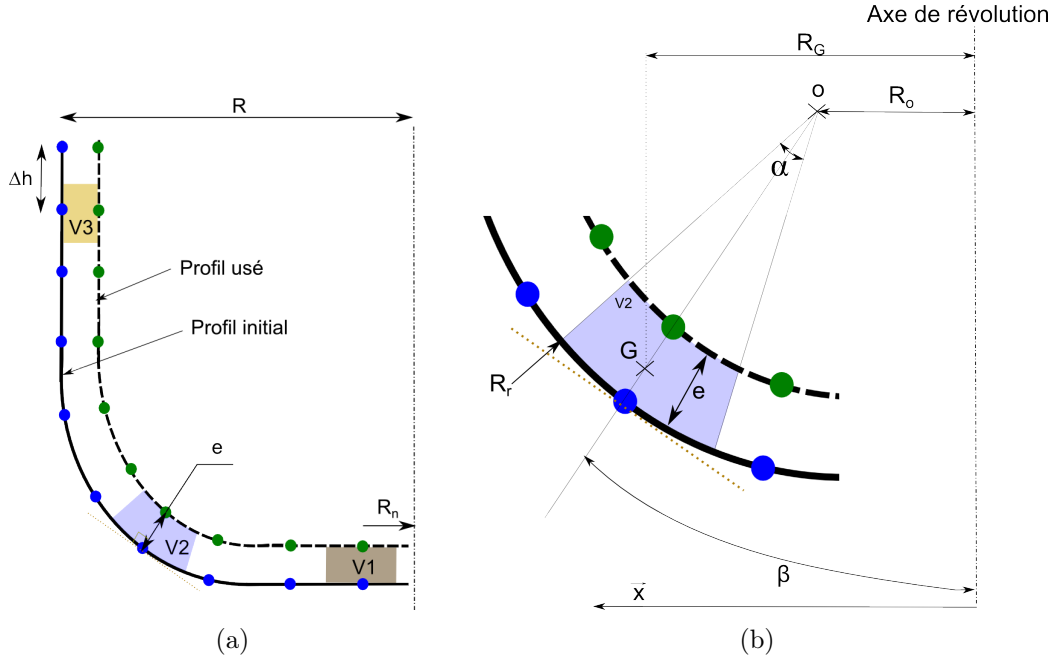


FIGURE 4.9 – (a) Représentation du décalage du maillage du poinçon en fonction de la profondeur d’usure calculée (e), (b) détermination des paramètres géométriques pour calculer le volume de la zone V2.

Une fois la surface extérieure définie, il faut exprimer le volume de matière perdu en fonction de l’épaisseur de matière enlevée (e) pour chacun des nœuds. Comme pour la surface il faut aussi différencier trois types de volumes différents. Les calculs des volumes V_1 et V_3 en fonction de l’épaisseur de matière et de l’écart entre nœud sont les plus simples à réaliser :

$$V_1 = 2\pi e R_n \Delta h , \quad (4.7)$$

$$\text{et } V_3 = \pi \Delta h e (2R - e) ,$$

Pour calculer le volume V_2 , nous appliquons le théorème de GULDIN qui permet d’obtenir le volume de la portion de disque comme étant égal au produit de son aire (\mathcal{A}) par la longueur du cercle décrit par son centre de gravité (G) (Figure 4.9b). Il faut dans un premier temps, déterminer la position du centre de gravité de la surface par rapport à l’axe de révolution du poinçon (R_g) :

$$\|\vec{OG}\| = \frac{2\sin(\alpha)}{3\alpha} \times \frac{R_r^3 - (R_r - e)^3}{R_r^2 - (R_r - e)^2} , \quad (4.8)$$

$$\vec{OG} \cdot \vec{x} = \sin(\beta) \cdot \|\vec{OG}\| ,$$

$$R_G = R_o + \vec{OG} \cdot \vec{x}$$

avec R_r le rayon de courbure entre les deux nœuds considérés, et R_o la distance entre le centre du rayon de courbure de l'arête et l'axe de révolution du poinçon. Ensuite on calcule l'aire de la surface apparente (\mathcal{A}_{V_2}) :

$$\mathcal{A}_{V_2} = \frac{R_r e}{2\Delta h} (2R_r + e) , \quad (4.9)$$

On en déduit le volume V_2 considéré :

$$V_2 = \mathcal{A}_{V_2} \times R_G ,$$

$$V_2 = \pi \frac{R_r e}{\Delta h} (2R_r + e) \times \left[\sin(\beta) \left(\frac{2\sin(\alpha)}{3\alpha} \times \frac{R_r^3 - (R_r - e)^3}{R_r^2 - (R_r - e)^2} \right) + R_o \right] , \quad (4.10)$$

On peut donc obtenir l'expression de l'épaisseur de matière enlevée en fonction de l'énergie dissipée au nœud et du coefficient d'usure énergétique choisi. Ces équations sont implantées dans un programme MATLAB® qui reconnaît la zone du profil du poinçon considérée pour choisir la formule adaptée.

4.2.3.2 RÉSULTATS NUMÉRIQUES

Le coefficient d'usure énergétique implanté dans le code de calcul est de $500 \mu\text{m}^3/\text{J}$, ce qui correspond au coefficient mesuré sur le tribomètre à rouleau dans les conditions de frottement sans lubrifiant et à une vitesse de 75 mm/s. Afin de visualiser une usure assez importante, nous considérons que le poinçon réalise un million de coups de presse dans la tôle, dans ces mêmes conditions. L'énergie dissipée est simplement multipliée par un million, afin d'en visualiser l'usure. La figure 4.10 représente le profil du poinçon après usure en fonction du coefficient de frottement paramétré. La face inférieure du poinçon ne s'use presque pas. En revanche l'usure après un million de coups est visible et déplace le flanc du poinçon de 8 μm . Le rayon de l'arête de coupe est aussi augmenté, et l'usure est visible sur 600 μm de hauteur. Par ailleurs on constate que la réduction du coefficient de frottement entraîne une réduction de cette usure.

Lors des essais sur presse en conditions réelles et identiques à celles simulées, à la fin de l'essai (1 350 000 coups), l'usure du poinçon n'était pas visible alors que les moyens de mesure mis en place étaient plus sensibles que les valeurs calculées via la simulation. Certes, seulement 400 000 coups de presses ont été conduits sans lubrification du poinçon mais il aurait tout de même été normal de voir une usure. Cela signifie que le coefficient d'usure énergétique mesuré sur le tribomètre est trop élevé, car les mesures d'énergie de frottement sont assez proches entre l'expérimentation et la simulation. Les conditions de frottement utilisées sur le tribomètre apparaissent donc trop sévères..

Par ailleurs, en conditions de découpage réelles, la géométrie du poinçon est modifiée à chaque coup de presse, et les conditions de coupe changent. Il faudrait donc modifier la géométrie du poinçon à chaque coup de presse dans le modèle ABAQUS®. Ceci pourra faire l'objet d'un futur travail.

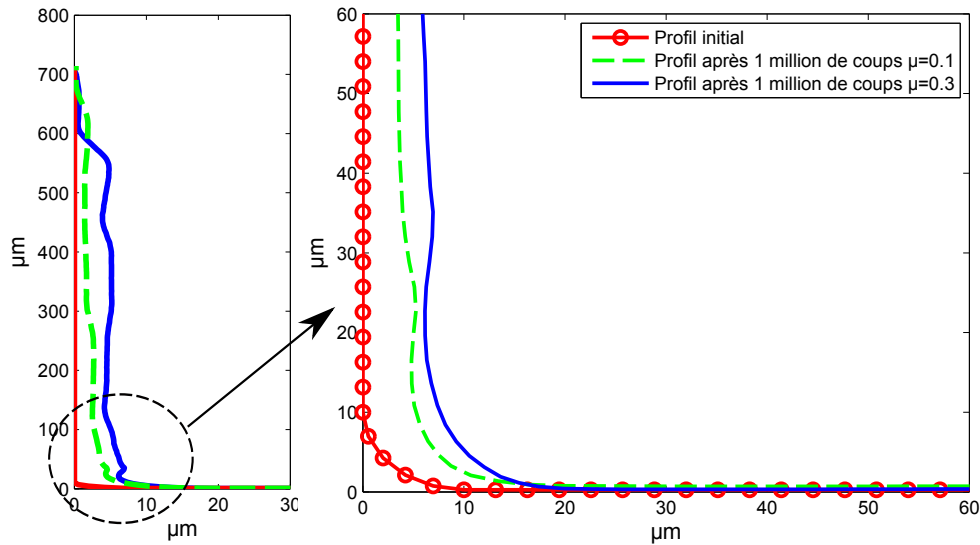


FIGURE 4.10 – Profil du poinçon non utilisé et utilisé après un million de coups de presse en fonction du coefficient de frottement.

Ainsi, l'usure abrasive du poinçon peut être modélisée en ayant préalablement déterminé un coefficient d'usure énergétique sur tribomètre. L'usure par fatigue n'est actuellement pas prise en compte dans la modélisation, la partie suivante montre qu'elle fait pourtant partie des mécanismes d'usure mis en jeu durant la découpe.

4.3 ANALYSE VIBRATOIRE DE L'OUTIL DE DÉCOUPE

Il a été montré dans les paragraphes précédents que la confrontation des résultats entre une simulation de laboratoire sur un tribomètre via un coefficient d'usure énergétique pouvait être envisagée mais que des divergences substantielles pouvaient être notées dans la valeur des usures constatées. Dans tous les cas, il est nécessaire de connaître précisément le tribo-système constitué par le contact outil-tôle dans la presse afin de faire converger les résultats.

La présente analyse vibratoire montre que le parcours de frottement tôle-outil est affecté ainsi que le cyclage de chargement du poinçon (potentiellement influent sur la fatigue).

4.3.1 VIBRATIONS DES OUTILS DE DÉCOUPAGE

Guo et al. [Guo 98], montrent que les vibrations de l'outil de découpe et de la presse sont provoquées au moment de la rupture de la tôle. Ils établissent un classement de l'amplitude des vibrations en fonction de la courbe de décharge de l'effort normal de l'outil. Plus la décharge est rapide et plus les vibrations sont importantes.

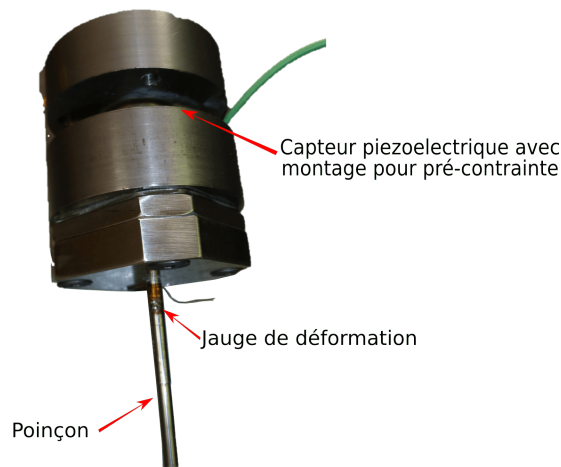


FIGURE 4.11 – Implantation de la jauge de déformation sur le poinçon et de la cellule piezo-électrique pour la mesure d'effort.

Des études montrent par ailleurs qu'il est possible de réduire le bruit généré par les vibrations en ajoutant différents types d'amortisseurs (hydrauliques, magnéto-rhéologiques, à inertie) sur la presse [Ghiotti 10, Doege 85]. Toutefois, l'avantage de l'utilisation de ce type d'amortisseurs sur l'usure des poinçons n'est pas démontré. De plus, les vibrations du poinçon lui-même ne sont pas étudiées dans ces références. De leur côté, Gaudillère et al. [Gaudilliere 13], indiquent que le poinçon vibre en régime libre sur son mode de traction, une fois la tôle fissurée. Pour observer ce comportement, les auteurs ont développé un outil équipé d'un capteur de déplacement laser pour mesurer le déplacement réel de la surface inférieure du poinçon. La tôle est déjà perforée et le laser est placé dans la matrice et il pointe le dessous du poinçon. L'outillage utilisé dans le présent travail ne permet pas de mesurer directement le déplacement du poinçon, mais une jauge de déformation a été collée sur le poinçon afin d'observer son comportement lors de la découpe.

Une campagne de mesures permettant d'évaluer l'influence des paramètres de découpe (vitesse, lubrification, matière découpée) sur les vibrations du poinçon a été menée.

4.3.2 MONTAGE EXPÉRIMENTAL POUR L'ANALYSE VIBRATOIRE

L'outil utilisé est le même que celui décrit dans la section 3.1. Une jauge de déformation est collée sur le poinçon afin de mesurer directement ses oscillations (Figure 4.11). L'acquisition de l'effort de découpe par l'intermédiaire de la cellule piezo-électrique et de la déformation est réalisée à l'aide d'un module d'entrée analogique (Ni 9234) à une fréquence de 51.2 kHz.

Lors de cet essai, les tôles d'acier inoxydables de 0.4 mm d'épaisseur précédemment étudiées ont été utilisées. Deux cadences de presse différentes ont été choisies

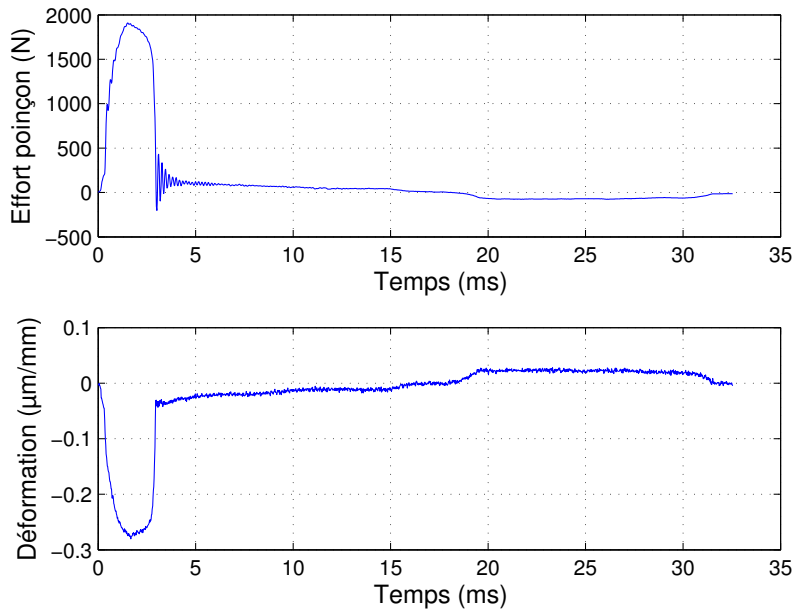


FIGURE 4.12 – Mesure de l’effort et de la déformation en fonction du temps lors du découpage.

(300 cps/min et 100 cps/min).

4.3.3 MESURES D’EFFORT ET DE DÉFORMATIONS LORS DE LA DÉCOUPE À HAUTE FRÉQUENCE D’ACQUISITION

Une mesure d’effort et de déformation est réalisée sur la nuance X2CrNiMo1814-3 (Figure 4.12). Une fois la fissuration de la tôle effectuée (3 ms), l’effort appliqué sur la cellule piezo-électrique fluctue durant 4 ms. Ensuite, on peut observer l’effort positif entre 7 ms et 16 ms à la descente du poinçon, puis, à partir de 18 ms, l’effort négatif correspondant au serrage de la tôle sur le poinçon par retour élastique de celle-ci. La jauge de déformation ne mesure pas d’oscillations bien que sa bande passante le permette. Le poinçon n’entre donc pas en résonance. De plus, le rapport de la déformation sur l’effort n’est pas constant. Il y a donc une raideur plus faible que celle du poinçon ($0.14 \text{ kN}/\mu\text{m}$) dans la chaîne d’acquisition. Comme la cellule piezo-électrique montre qu’il y a bien un régime vibratoire après la fissuration de la tôle, nous allons analyser les propriétés de ce régime vibratoire en fonction des conditions de coupe.

4.3.4 INFLUENCE DES PARAMÈTRES DE DÉCOUPE SUR LE RÉGIME VIBRATOIRE DU POINÇON

La mesure d’effort sur le poinçon est réalisée pour différentes configurations (Figure 4.13). Le découpage de la tôle X10CrNi18-8 génère des oscillations d’amplitudes plus importantes que la tôle X2CrNiMo1814-3, qui est moins écrouie. En effet, l’effort

maximum de découpage étant plus fort pour la première nuance, cela provoque une détente plus forte des contraintes de compression du poinçon.

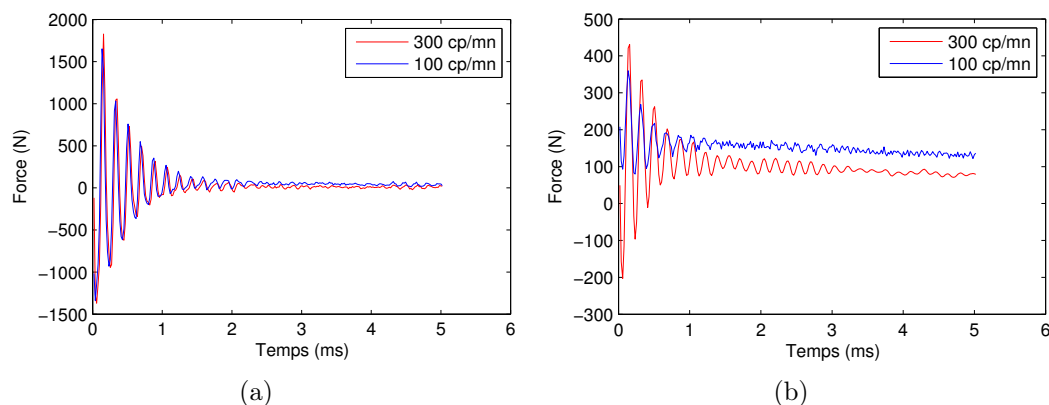


FIGURE 4.13 – Mesure de l’effort en fin de fissuration pour des cadences (a) tôle X10CrNi18-8, (b) tôle X2CrNiMo1814-3.

Dans la section 3.3.1.1 il a été montré que les diamètres des perçages sont plus gros que le diamètre du poinçon pour la tôle X10CrNi18-8 ce qui indique qu’il n’y a pas de phénomène de retour élastique de la tôle sur le poinçon. Le tableau 4.3 regroupe les valeurs du diamètre de perçage, de la durée du phénomène d’oscillation de l’effort et du nombre d’oscillations. Sur la tôle X10CrNi18-8, qui ne frotte pas sur le poinçon, le régime est donc libre et ne varie pas en fonction de la vitesse de coupe. Sur la tôle X2CrNiMo1814-3 le régime d’oscillations libres est entretenu plus longtemps sur les fortes cadences de frappe, car le diamètre des perçages est plus important à 300 cp/mn. Les oscillations sont donc moins amorties pour les cadences élevées.

TABLE 4.3 – Diamètre de perçage, durée du phénomène d’oscillations dans l’outil et nombre de répétitions des oscillations.

	100 cp/min			300 cp/min		
	ϕ (mm)	Durée (ms)	Nb d’oscillations	ϕ (mm)	Durée (ms)	Nb d’oscillations
X10CrNi18-8	3.702	16.8	93	3.703	16.7	93
X2CrNiMo1814-3	3.690	3.16	17	3.696	10.9	60

Une transformée de Fourier du signal d’effort permet de calculer la fréquence des vibrations du système poinçon/capteur. Pour chacune des différentes configurations, un mode à 5578 Hz est mesuré, ainsi que son harmonique (Figure 4.14). Les différentes conditions de découpage ne modifient pas la fréquence du mode vibratoire. L’amplitude quant à elle varie en fonction de la configuration de découpe. La cellule

de force mesure donc une résonance dans l'outil.

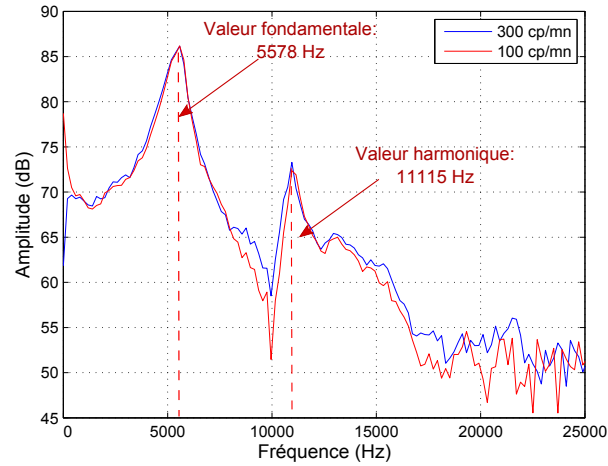


FIGURE 4.14 – Transformée de Fourier du signal du capteur de force sur la tôle X10CrNi18-8 pour deux cadences de presse différentes.

4.3.5 DISCUSSIONS

Après fissuration, l'ensemble capteur et poinçon qui était comprimé, se détend et entre en résonance. Le poinçon subit donc un nombre d'oscillations important à chaque pièce découpée. Le nombre de cycles traction/compression n'est donc pas équivalent au nombre de perçages réalisés, il peut-être multiplié par presque 100, suivant les conditions de découpe. Ce paramètre est important pour définir un cahier des charges pour la réalisation d'essais de fatigue.

De plus, si les vibrations post-fissuration possèdent une amplitude importante, l'énergie dissipée dans le frottement ainsi que les paramètres tribologiques estimés pourront en être affectés. L'objectif de la partie suivante est de connaître exactement le déplacement de l'extrémité du poinçon car la mesure se fait ici entre le bloc supérieur et la matrice. Des mesures modales en laboratoire avec un vibromètre 3D ont été réalisées afin de remonter à l'amplitude des oscillations du poinçon et de pouvoir ainsi calculer le déplacement réel de l'extrémité du poinçon.

4.4 ANALYSE MODALE DE L'OUTIL DE DÉCOUPE

Afin d'étudier les différentes réponses en fréquence de l'ensemble capteur de force et poinçon, l'assemblage est analysé avec un vibromètre 3D (POLYTEC PSV 500). La connaissance de l'amplitude de déplacement du poinçon durant les oscillations de l'effort de découpe, permettra d'affiner la mesure du coefficient d'usure énergétique

du poinçon. Une simulation numérique permet d'estimer la fréquence du premier mode de traction du poinçon aux alentours de 57 kHz. Ce n'est donc pas ce mode qui est excité par la libération de contraintes lors de la fissuration de la tôle. Quant aux modes de l'assemblage du capteur de force, ils sont difficiles à calculer étant donné la complexité de l'empilement de composants. La mesure par vibromètre va permettre de les déterminer dans le but de remonter au déplacement du poinçon.

4.4.1 LE MONTAGE EXPÉRIMENTAL

Le poinçon est fixé au bloc supérieur par l'intermédiaire d'un capteur piezo électrique pré-contraint décrit dans la section 3.1 (Figure 3.2). Le bloc supérieur de l'outil est posé sur des mousses, et l'excitation du montage se fait à l'aide d'un pot vibrant appliquant un effort de 15 N (Figure 4.15). Le pot vibrant n'est pas placé au centre du capteur pour des raisons de facilité de montage. Le signal imposé est un bruit blanc à bande de fréquence contrôlée entre 1 et 10 kHz. Les fréquences en dessous de 1 kHz ne sont pas générées car elles sollicitent les modes de corps rigide.

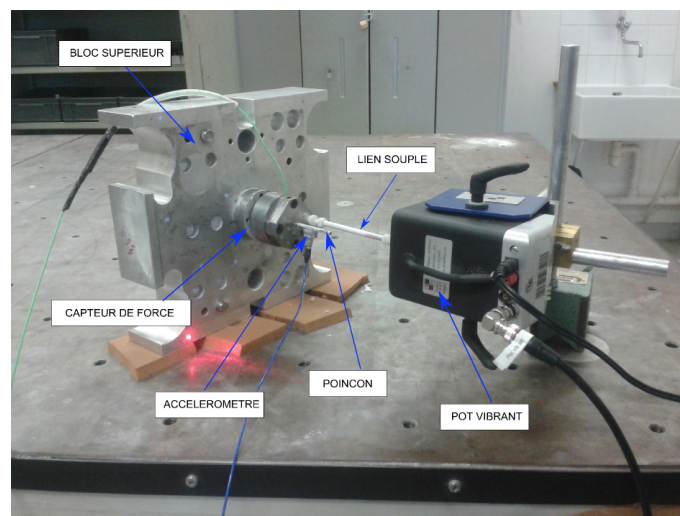


FIGURE 4.15 – Montage de l'outil de découpe lors de la mesure avec le vibromètre 3D.

Un accéléromètre est fixé sur le capteur de force, proche de l'excitation afin de la contrôler. L'acquisition des signaux du capteur de force et de l'accéléromètre est réalisée en même temps que la mesure de vibration. Pour des raisons de dimensions de pièces, les différents points de mesure du vibromètre sont placés sur le support de poinçon. On considèrera que le déplacement du poinçon est identique à celui du support.

4.4.2 RÉSULTATS DE MESURE SUR LE VIBROMÈTRE ET CALCUL DU DÉPLACEMENT DU POINÇON

Les vitesses dans les trois directions sont mesurées grâce aux trois têtes de mesures du vibromètre. La cohérence indique une bonne fiabilité des mesures entre 1 et 7 kHz. Au delà, les vitesses sont trop faibles pour être mesurées correctement, le rapport signal/bruit étant trop faible. Plusieurs modes sont observés sur la réponse fréquentielle du signal de déplacement, ainsi que sur la transformée de Fourier du capteur de force piezo-électrique (Figure 4.16). Un pic à 5571 Hz est mesuré, il correspond à celui relevé sur presse (Figure 4.14)). Deux modes sont visibles à 1500 et 1700 Hz sur la FRF du vibromètre, mais ne sont pas présents sur la FFT du capteur de force. La modélisation (section 4.5.2) montrera que ce sont les modes de flexion du poinçon.

Deux modes prédominent sur la FRF du capteur de force, un à 3300 Hz et l'autre à 4280 Hz. Une visualisation des déplacements en trois dimensions indique que le mode à 3300 Hz semble correspondre au mode de traction/compression de l'assemblage (section 4.5.2, Figure 4.18). Le mode à 4280 Hz est un mode de flexion du bloc supérieur. Le mode mesuré sur la presse (5578 Hz), est quant à lui un mode de flexion de la structure du capteur.

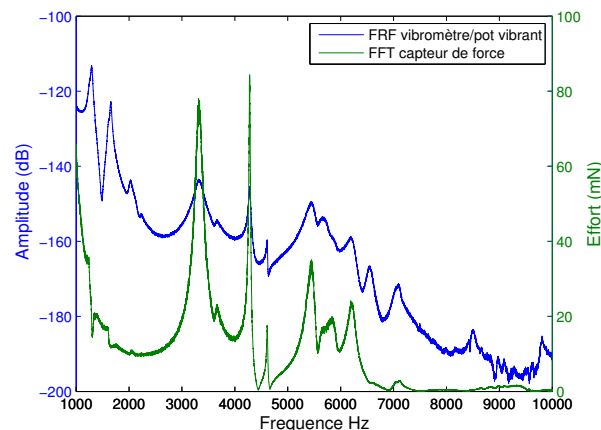


FIGURE 4.16 – FRF du déplacement du dessus du capteur de force (bleu). FFT du signal du capteur de force piezo-electrique (vert). Après 3 kHz, les modes mesurés sur le capteur de force sont les mêmes que ceux du déplacement de celui-ci mesuré avec le vibromètre.

Une estimation de la raideur équivalente de l'ensemble est effectuée, pour le mode à 5571 Hz, la raideur équivalente est de 103 kN/mm. Il est donc possible d'estimer le déplacement du poinçon une fois la tôle fissurée (Figure 4.17a). Cela se traduit par une ondulation qui vient s'ajouter à la descente du poinçon. Le déplacement cumulé du poinçon présente une asymptote après 8 ms d'oscillations (Figure 4.17a). Cette stabilisation intervient après la fin des oscillations.

Un comparatif des différentes distances parcourues en fonction des tôles découpées ainsi que des vitesses est donné dans la Figure 4.17(b). La découpe de la tôle X10CrNi18-8 génère un déplacement cumulé de 200 μm par trou découpé. La dis-

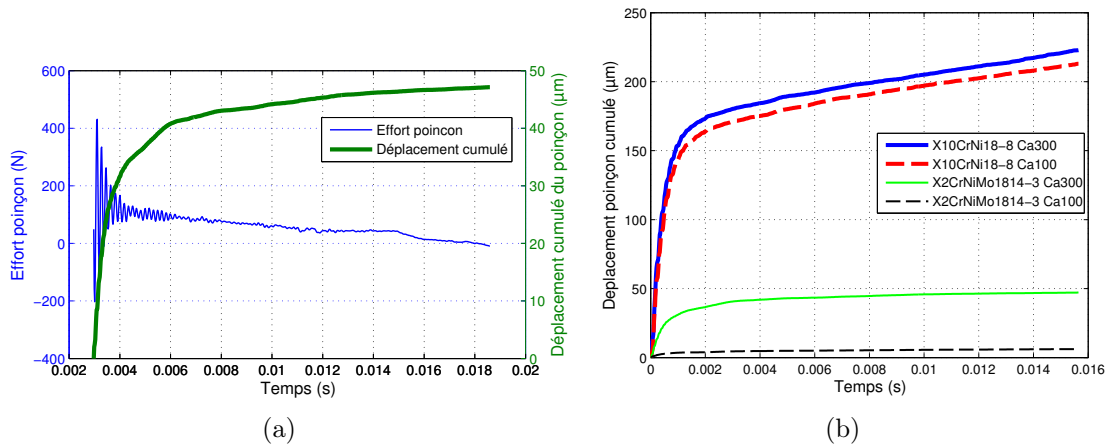


FIGURE 4.17 – (a) Déplacement cumulé du poinçon et effort de coupe (tôle X2CrNiMo1814-3, 300 cp/mm) en fonction du temps. Le déplacement cumulé vient se greffer au déplacement du poinçon dans l’outil, (b) calcul du déplacement cumulé du poinçon pour différentes configurations de découpe.

tance parcourue dans la tôle par le poinçon est augmentée de 20% par rapport au déplacement théorique simple.

Il est possible de calculer la part d’énergie de frottement supplémentaire qui est ajoutée au cycle de découpe. Le tableau 4.4 donne une idée de la quantité d’énergie dissipée en plus dans les oscillations. Dans la configuration la plus extrême, l’énergie de frottement induite par les vibrations représente 1.5 fois l’énergie mesurée initialement.

TABLE 4.4 – Énergie dissipée (mJ) dans le frottement lors de la découpe et part à rajouter due aux oscillations lors d’essais de découpe avec lubrification.

	100 cp/min		300 cp/min	
	$E_{f/coup}$ sur presse (mJ)	$E_{f/coup}$ dans les oscillations (mJ)	$E_{f/coup}$ sur presse (mJ)	$E_{f/coup}$ dans les oscillations (mJ)
X10CrNi18-8	15	4.1 (+27%)	12	5.3 (+44%)
X2CrNiMo1814-3	50	9.4 (+18%)	40	6.6 (+16%)

4.4.3 DISCUSSIONS

La mesure des déplacements du porte poinçon en fonction de l’effort relevé permet de corriger les valeurs d’énergie de frottement dissipée par coup de presse, calculées directement avec le déplacement mesuré par le capteur LVDT. Ainsi, la part d’énergie générée par les oscillations du poinçon s’avère potentiellement très importante. Cette mesure permettra, par la suite, si des coefficients d’usure énergétique sont obtenus sur presse, de les corriger. Cette correction aura pour effet de réduire les coefficients

d'usure énergétique mesurés. En effet, la distance de frottement du poinçon sur la partie cisailée de la tôle est plus importante que prévue.

Il est aussi possible de corriger l'énergie de frottement par coup de presse calculée sur le tribomètre à rouleau (section 4.2.2), mais l'écart demeure tout de même encore important entre le tribomètre et la presse.

L'amplitude des oscillations est inférieure à 2 μm , ce qui fait que les conditions tribologiques se composent de la descente totale du poinçon (mouvement de grande amplitude) sur laquelle viennent se superposer des vibrations (faible amplitude) après fissuration de la tôle. Ce dernier constat s'apparente à du fretting et il pourrait être judicieux de caractériser les matériaux de poinçon avec un tribomètre dédié.

Enfin, une modification peut être apportée à la simulation numérique, car dans celle-ci, le poinçon est considéré comme étant indéformable alors que son support vibre après fissuration de la tôle. La section suivante expose la première modélisation de l'outil de découpe.

4.5 MODÉLISATION NUMÉRIQUE DE L'ASSEMBLAGE DU POINÇON ET DU CAPTEUR DE FORCE

Une modélisation du capteur ainsi que du support de poinçon est réalisée sous Comsol Multiphysics[®] 5.0 afin de visualiser plus précisément les modes de vibration de l'ensemble. L'objectif final sera de modéliser complètement l'opération de découpage avec un montage déformable afin de reproduire précisément la notion d'énergie dissipée dans le frottement. En effet, à l'heure actuelle, la plupart des simulations de découpage [Hamblin 04, Ramde 10, Falconnet 12] tout comme la nôtre, sont réalisées avec des outils considérés comme indéformables lors de la découpe et ne tiennent donc pas compte des vibrations présentes après la fissuration.

4.5.1 LE MODÈLE NUMÉRIQUE

Certains paramètres de l'assemblage du capteur de force ne sont pas connus. En effet, celui-ci est pré-contraint par une vis passant au centre de la cellule piezo-électrique afin d'autoriser la mesure d'efforts négatifs. Cette vis est modélisée ici par un ressort placé entre les deux blocs aux extrémités de la cellule et la pré-contrainte est simulée par un chargement sur frontière placé entre le bloc supérieur et le support de poinçon (Figure 3.2, section 3.1). La raideur du ressort est une variable à déterminer. Une autre variable du système est la cellule de force qui possède une raideur donnée par le constructeur de 3.4 kN/ μm . Pourtant des essais de compression sur le capteur ont montré que la raideur était plutôt de 0.9 kN/ μm . Cette valeur correspond à un module de Young équivalent de la cellule, de 28.9 GPa. C'est cette valeur qui sera insérée dans le modèle et elle pourra être ajustée si le modèle ne représente

pas l'expérimentation.

4.5.2 PREMIERS RÉSULTATS DE LA MODÉLISATION NUMÉRIQUE DE L'OUTIL

Afin de reproduire le maximum de modes par rapport à l'expérimentation, différentes configurations ont été testées. La configuration reproduisant un maximum de modes vibratoires, attribue une raideur de la cellule piezo-électrique de $0.7 \text{ kN}/\mu\text{m}$. La valeur de la pré-contrainte est de 6 kN . Quant à la raideur du ressort placé de part et d'autre de la cellule piezo-électrique, elle est de $0.527 \text{ kN}/\mu\text{m}$ et correspond à la raideur d'une vis M8 en acier. Les premiers modes correspondent bien aux modes visualisés sur le vibromètre (Figure 4.18). Seul le mode de traction de l'ensemble capteur piezo-électrique et poinçon ne correspond pas au mode mesuré sur le vibromètre. Il faudrait appliquer une raideur plus faible à la cellule de force pour retrouver le mode à 3300 Hz , mais les autres modes seraient impactés. La géométrie de la cellule piezo-électrique devra donc être modifiée afin de reproduire les modes mesurés. Le mode de flexion du bloc supérieur correspond à celui mesuré. La fréquence de résonance mesurée sur presse ($\simeq 5570 \text{ Hz}$) est bien visible et correspond à une flexion de l'ensemble capteur piezo-électrique et poinçon.

Afin de reproduire le comportement de l'outil lors de la découpe sur presse le bloc supérieur est encastré (sur presse il est fixé à la table mobile) et on place une excitation sur l'extrémité du poinçon. Seule la fréquence de résonance visible sur la transformée de Fourier du signal du capteur d'effort apparaît sur le modèle numérique (Figure 4.19). Celui-ci reproduit bien le comportement de l'outil lors de la découpe. Lorsque l'excitation est placée dans l'axe du montage, le mode de traction de la cellule piezo-électrique est excité. Et dans une moindre mesure, le mode de flexion de la cellule apparaît aux alentours des 2000 Hz .

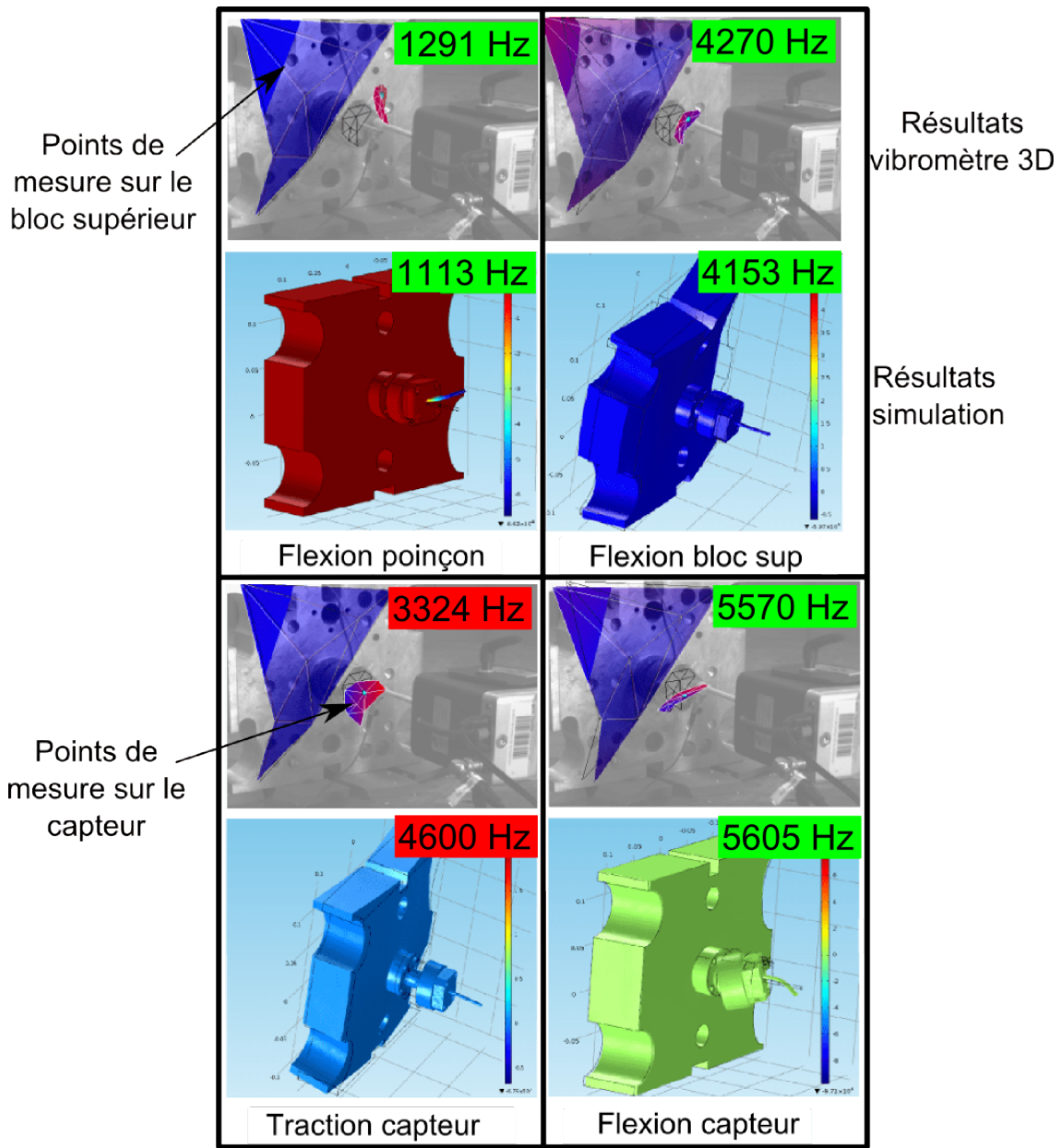
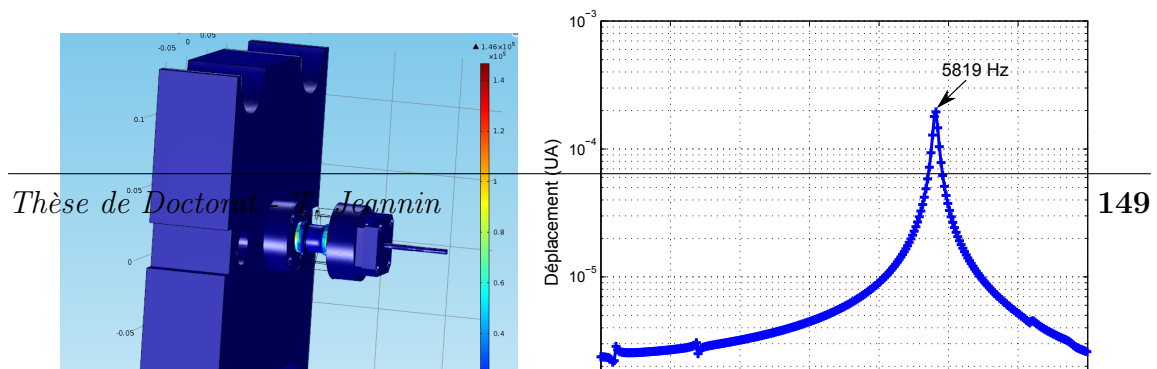


FIGURE 4.18 – Corrélation entre les modes visualisés sur vibromètre et les modes simulés. Sur les images issues du vibromètre, les points appartenant à une même structure sont reliés entre eux. Lorsque la structure est en mouvement, les points deviennent violets et indiquent la déformation. Le mode autour des 1300 Hz (en haut à gauche) montre que le poinçon est en flexion. A 4200 Hz, c'est le bloc supérieur qui est en mouvement. Le mode de traction du capteur ne se trouve pas aux mêmes fréquences sur la simulation et par mesure avec le vibromètre. Le mode de flexion du capteur est bien corrélé sur les deux mesures à 5600 Hz.



Ainsi, une modélisation en trois dimensions de l'outil de découpe expérimental a été réalisée afin de modéliser le comportement vibratoire de l'outil et de visualiser le mode de traction du capteur de force qui est sollicité lors de la découpe. Ce modèle numérique paramétré pourra par la suite prendre place dans une simulation d'opération de découpage pour simuler correctement les oscillations du poinçon.

4.6 DÉVELOPPEMENT D'ESSAIS DE FATIGUE SUR LES MATÉRIAUX DE POINÇON

L'usure par fatigue constitue, via l'écaillage des poinçons, voire leur rupture, une source de baisse de productivité importante dans l'industrie du découpage. Lors des essais d'usure conduits sur presse à découper, des écaillages du poinçon ont en effet été observés. Ces écaillages sont de plus en plus fréquents avec l'utilisation de poinçons en carbure de tungstène qui permettent certes, de réduire fortement l'usure par abrasion et adhésion, mais dont la ténacité est fortement réduite par rapport aux aciers à outillage.

Dans le code de simulation de l'usure actuel, comme dans l'ensemble des travaux numériques sur le découpage, l'usure par fatigue n'est ni modélisée ni mesurée sur presse. Des essais préliminaires pour la simuler en laboratoire à l'aide d'un appareillage dédié sont menés.

Deux concepts ont été identifiés, l'un consistant à reproduire des chocs (accostage poinçon-tôle), l'autre étant plus spécifique à l'écaillage par propagation de fissures en sub-surface. En effet, lors de la découpe, le poinçon subit plusieurs types de contraintes répétées à chaque coup de presse. Le nombre de cycles que voit le poinçon au cours de sa durée de vie peut être important. L'arête de coupe du poinçon quant à elle, subit un choc à chaque fois que le poinçon frappe la tôle, ce qui peut générer ou développer des fissures. Les moyens utilisés seront décrits et les résultats de ces deux essais préliminaires présentés.

4.6.1 ESSAIS DE REPRODUCTION DES MÉCANISMES DE CHOCS : TRIBOMÈTRE À PERCUSSIONS

Un tribomètre à percussions, développé dans le cadre d'études d'identification de comportement mécanique par micro-impact [Al Baida 14], est utilisé pour reproduire les chocs répétés du poinçon avec la tôle (Figure 4.20). Ce tribomètre n'est autre qu'une machine de micro-marquage modifiée. Un actionneur électro-magnétique vient projeter un impacteur (bille) sur une surface plane, à une vitesse et une fréquence données. L'instrumentation de l'équipement (cellule de force et capteur de déplacement) permet de corriger en permanence la force de l'impact en fonction de l'inertie de l'impacteur. La consigne peut donc être une force ou une vitesse. La fréquence maximale des impacts est de 10 Hz, au delà, l'électro-aimant chauffe trop.

Deux nuances de carbure de tungstène différentes ont été testées sur un million de cycles chacune avec un effort d'impact de 1600 N, ce qui correspond à une pression

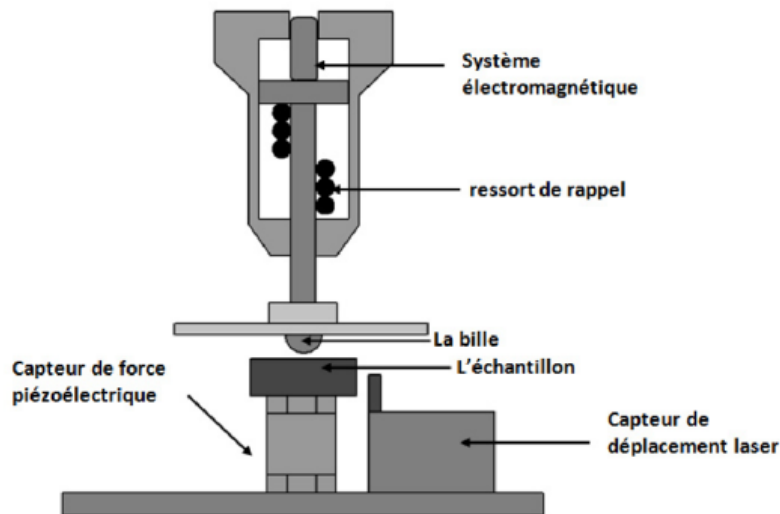


FIGURE 4.20 – Représentation du tribomètre à percussions développé dans le cadre d'études portants sur l'identification du comportement mécanique par micro-impacts [Al Baida 14].

de contact dans les conditions géométriques initiales de 7 GPa. La plaque sur laquelle les billes viennent frapper est également en carbure de tungstène. Après un million de cycles, on constate qu'il y a un transfert de matière du poinçon sur la plaque au niveau de la circonférence de l'empreinte. A l'intérieur de l'empreinte, c'est la matière de la plaque qui a été transférée sur le poinçon (les éléments transférés n'ont pas été analysés par EDX). Aucune trace de fissuration n'est visible après analyse au MEB. Le matériau transféré cache peut être des fissures, mais les résultats n'invitaient pas à poursuivre les investigations.

Il est difficile de tirer des conclusions de l'essai puisque seulement deux spécimens ont été testés. En effet, comme la résistance à la fatigue des matériaux fragiles est très variable d'un échantillon à l'autre, il faut tester un nombre d'échantillons important car certains d'entre eux peuvent déjà présenter des fissures internes et d'autres en seront exempts, créant une très grande dispersion des résultats. Or, les mécanismes de propagation de fissures ou de création de fissures ne sont pas du tout identiques, et ne nécessitent pas la même énergie pour être actionnés. De plus, sur cette machine, il est difficile de réaliser plus de 1 million de cycles car la fréquence entre les impacts ne peut pas être supérieure à 10 Hz. Elle a de ce fait été abandonnée.

Cette expérimentation avait pour but de reproduire plutôt des chocs (accostage poinçon/tôle), mais comme le poinçon subi aussi des contraintes de compression de surface répétées, la section suivante traite de la reproduction de ce mécanisme de fatigue de surface.

4.6.2 ESSAIS DE REPRODUCTION DES MÉCANISMES DE FATIGUE DE SURFACE : BANC DE FATIGUE SNR

Lors de la découpe de la tôle, le poinçon est soumis à des efforts de compression sur sa hauteur et sur son flanc. De plus nous venons de montrer que ces efforts pouvaient osciller après la fissuration de la tôle (Section 4.3.1). Ce type d'effort de compression avec du glissement de surface peut conduire à de la fatigue de surface (pitting) générant un écaillage.

Afin de reproduire ce type de dégradation, des essais ont été conduits sur une machine SNR de type FB2. Ce type d'essai permet généralement de caractériser les aciers de roulement à billes car les sollicitations recrées se rapprochent de celles présentes sur les cages de roulement. Toutefois, elle a déjà montré son efficacité dans d'autres contacts sous sollicitations répétées (résultats internes).

4.6.2.1 DESCRIPTION DU BANC D'ESSAI SNR FB2

La machine comporte cinq postes identiques et indépendants, permettant l'essai simultané de 10 éprouvettes. Les deux éprouvettes d'essai de chaque poste constituent les deux bagues extérieures d'une butée à bille dont la bague centrale, présentant deux chemins de guidage toroïdaux opposés, est ajustée sur une douille cannelée assurant l'entraînement en rotation d'un train de 15 billes (Figure 4.21).

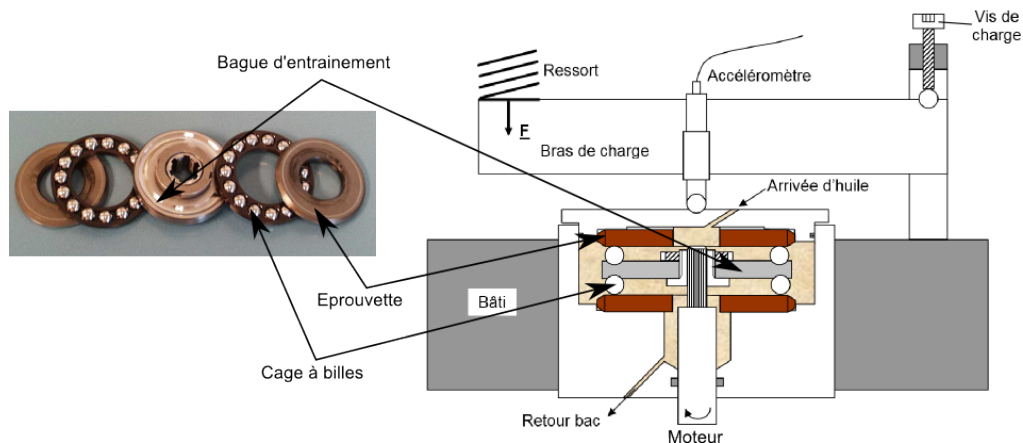


FIGURE 4.21 – Représentation d'un poste d'essai et des éprouvettes du banc SNR-FB2.

La courbure relative du chemin de billes de la bague centrale est telle que les pressions de contact entre les billes et la bague sont suffisamment faibles pour n'engendrer aucune détérioration par fatigue. L'entraînement de la douille cannelée est réalisé par un moteur électrique tournant à 1500 tr/min. Une charge axiale permettant d'appliquer une contrainte des billes sur l'éprouvette est appliquée par l'intermédiaire d'un ressort monté sur un bras de levier. Les postes d'essai sont lubrifiés en continu par l'intermédiaire d'un circuit de lubrifiant fermé. La détection d'un défaut (écaillage ou

casse) sur l'éprouvette testée est réalisée à l'aide d'un accéléromètre placé sur le bras de charge de chaque poste. Le passage répété des billes sur le défaut, va modifier le niveau de vibrations et le poste sera automatiquement arrêté si le seuil initialement réglé est dépassé durant plus de 30 secondes.

4.6.2.2 LES RÉSULTATS DES ESSAIS

Trois nuances de carbure de tungstène différentes ont été testées (Tableau 4.5). Chaque face des éprouvettes est usinée d'un côté par rectification plane et de l'autre par électroérosion à fil. La pression de contact d'une bille sur l'éprouvette est fixée à 6 GPa.

TABLE 4.5 – Caractéristiques fabriquant des nuances de carbures utilisées lors de l'essai de fatigue sur banc SNR-FB2

Nuance	Composition	Taille de grains (μm)	Densité (Kg/m ³)	Dureté (HV30)
G2	88%WC, 10%Co	1-3	14 350	1430
G2F	Liant Fer	1-3	-	-
G2RC	86.5%WC, 11%Co	1-3	14 130	1350

Sur le coté de la face usinée par rectification des trois nuances de carbure, aucune écaille ne s'est produite après 700 heures d'essai, soit 9.45×10^8 cycles. En ce qui concerne la surface usinée par électro-érosion à fil, la nuance G2RC qui est la plus dure ne s'est pas écaillée. Pour les deux autres nuances, on peut voir que la variabilité est importante (Figure 4.22).

Sur les images prises au microscope (Figure 4.23), on observe des déchaussements de matière, mais aussi des fissures qui se développent au niveau de la bande de roulement. Il est difficile d'en déduire une tendance, mais la dureté de la nuance semble influencer sur la tenue en fatigue. De plus l'usinage par électro-érosion à fil rend la nuance de carbure de tungstène moins résistante face à l'écaillage. Lee et al.[Lee 03], montrent que ce type d'usinage provoque des micro-fissures sur et juste sous la surface usinée. Ensuite, le passage répété des sollicitations dues aux billes conduit à une propagation de ces fissures conduisant à l'écaillage du matériau. De plus, il est connu qu'au-delà d'une valeur seuil ($R_a=0.3\mu\text{m}$ dans le cas des tests SNR selon les spécifications) une forte rugosité de la surface entraîne un écaillage prématuré (confirmé par de nombreux essais en laboratoire). Or la rugosité des éprouvettes usinées par rectification ($R_a=0.2\mu\text{m}$) est plus élevée que celles usinées par électro-érosion à fil ($R_a=0.07\mu\text{m}$), ce qui confirme bien que l'usinage par électro-érosion à fil, fragilise les éprouvettes. Ceci pourrait provenir de l'effet d'entaille dû à l'érosion sélective entre carbure de tungstène et liant.

Toutefois, le nombre limité d'éprouvettes ne permet pas de tirer des conclusions fiables. Il faut en effet un minimum de 20 résultats pour donner une valeur de cycles

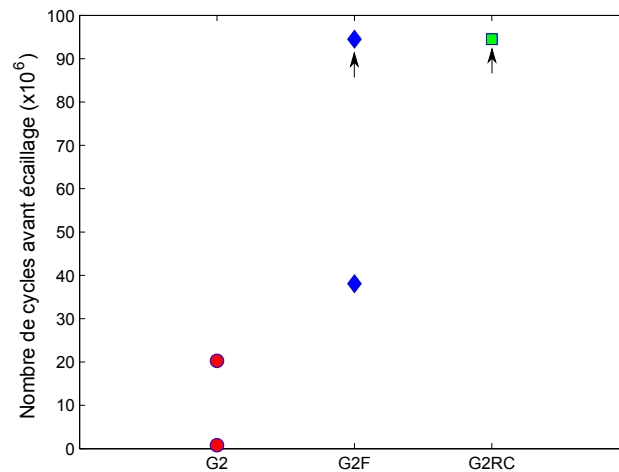


FIGURE 4.22 – Résultats des essais de fatigue sur banc SNR-FB2 pour les trois nuances de carbure utilisées coté découpe à fil. Les flèches en noir signifient que l'essai a été stoppé avant qu'il n'y ait un écaillage.

avant rupture fiable.

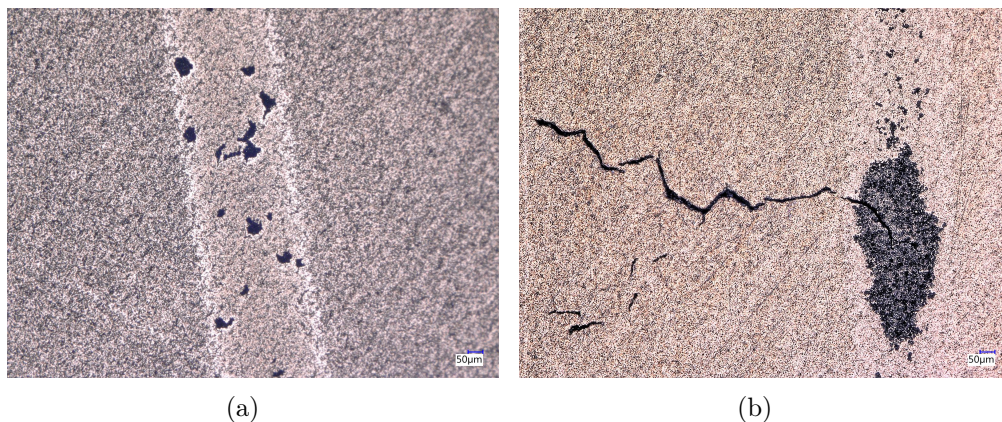


FIGURE 4.23 – Observations de la piste de roulement sur les éprouvettes de fatigue usinées par électroérosion à fil, (a) G2 avec des écaillages visibles, (b) G2F avec une fissure partant de la zone écaillée.

Pour conclure, les essais de reproduction des chocs répétés n'ont pas permis d'atteindre une fissuration du poinçon, le nombre de cycles de la machine utilisée étant limité par la fréquence de frappe de 1 Hz.

Peu d'éprouvettes ont été testées pour obtenir des résultats en fonction des nuances de carbure utilisées. Par contre, la reproduction de l'usure de fatigue de surface montre que l'usinage des nuances de carbure de tungstène par électro-érosion à fil réduit la tenue en fatigue des éprouvettes par rapport à celles usinées par rectification.

4.7 CONCLUSIONS

Au travers de ce chapitre, nous avons pu montrer que la simulation numérique permettait d'estimer l'énergie dissipée dans le frottement durant l'opération de découpage. En effet, l'effort radial qu'exerce la tôle sur le poinçon peut être extrait de la simulation. C'est cet effort qui permet de remonter aux pressions de contact entre la tôle et le poinçon et donc de définir l'énergie surfacique dissipée.

Une différence entre le modèle et l'expérimentation a été mise en évidence. La phase de fissuration de la tôle se produit beaucoup plus rapidement dans la simulation numérique. Le modèle de fissuration utilisé (shear failure model) devra être révisé afin de corriger ces différences. Néanmoins, la phase post-fissuration est, elle, bien simulée. Le frottement entre la tôle et le poinçon est semblable entre l'expérimentation et la simulation.

L'énergie dissipée dans le frottement calculée sur presse est proche de celle évaluée avec la simulation numérique. En revanche, l'énergie dissipée par coup de presse calculée sur le tribomètre à rouleau n'est pas du même ordre de grandeur. Les conditions tribologiques sont plus sévères et ne sont pas représentatives de celles présentes lors de la découpe.

La simulation numérique permet d'obtenir la répartition le long du profil de l'énergie de frottement dissipée. Un coefficient d'usure énergétique mesuré sur le tribomètre à rouleau et inséré dans un code de calcul permet de remonter au profil d'usure par coup de presse.

Une instrumentation du poinçon à l'aide d'une jauge de déformation a mis en évidence les sollicitations du poinçon. Ces mesures ont montré des vibrations de l'outil une fois la tôle fissurée. Pour compléter ces observations, une analyse vibratoire de l'outil a été menée. La fréquence des vibrations n'est pas fonction des conditions de coupe, alors que l'amortissement et l'amplitude le sont. C'est surtout le frottement entre la tôle et le poinçon qui assure cette fonction d'amortissement. Plus le frottement sera important et plus la durée des oscillations sera courte. Certaines configurations provoquent une centaine d'oscillations, ce qui peut être un paramètre important pour l'évaluation de la longueur cinématique vue par le poinçon.

Il faut tout de même tenir compte du fait que, dans notre cas, l'outil de découpe est instrumenté, ce qui fait que si l'on schématise, le poinçon est fixé à un ressort de raideur plus faible que la sienne. C'est ce ressort (capteur de force) qui induit les vibrations. Dans le cas d'un outil industriel, le poinçon est directement fixé au bloc supérieur, ce qui modifie la raideur du montage. Il faudrait réaliser une même mesure sur outil et presse industrielle afin de vérifier si les oscillations sont toujours présentes.

Pour remonter au déplacement de l'extrémité du poinçon engendré par ces oscil-

lations, une analyse modale de l'outil a été réalisée et indique que l'amplitude des vibrations se situe aux alentours des $2 \mu\text{m}$ et que le déplacement cumulé peut atteindre $200 \mu\text{m}$ suivant les configurations. Les conditions tribologiques présentes lors de la découpe combinent donc un déplacement continu avec des vibrations.

Afin d'étudier la résistance des outils à l'écaillage, différents essais ont été réalisés. Peu d'échantillons ont été testés et il est difficile d'établir une tendance à partir de ces seuls essais. Toutefois, on peut noter que les éprouvettes qui ont été usinées par électro-érosion à fil présentent une tenue à la fatigue superficielle plus faible que celles obtenues par rectification.

CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET PERSPECTIVES

L'objectif de cette thèse était d'établir une relation entre la cinématique d'usure des outils de presse à découper et les conditions de découpe. Pour l'atteindre, un tribomètre à rouleau a été développé et mis au point, dans le but de recréer les conditions d'usure en laboratoire en s'affranchissant des contraintes d'utilisation d'une presse à découper. Ce tribomètre permet, au travers d'une approche énergétique, d'évaluer des coefficients d'usure énergétique définissant la durée de vie des outils. La comparaison entre les mesures sur le tribomètre, et celles sur presse à découper, montre qu'aucune corrélation ne peut pour l'instant être établie, l'usure des nuances de carbures de tungstène utilisées étant trop faible pour être mesurée avec les techniques développées. Une analyse vibratoire de l'outil met par ailleurs en évidence des oscillations du poinçon lors de la fissuration de la tôle, ce qui augmente considérablement la longueur de glissement cinématique entre le poinçon et la tôle.

La **première contribution** de cette thèse concerne le développement d'un tribomètre à rouleau. Ce tribomètre vise à recréer, en laboratoire, les conditions de frottement des poinçons rencontrées sur presse, dans l'industrie du découpage. Le tribomètre, élaboré durant cette thèse, permet de tester directement les feuillards découpés dans le milieu industriel. Par ailleurs, au regard des tribomètres classiques, celui-ci autorise une distance parcourue sur surface neuve très importante. Les différents essais conduits ont montré une reproductibilité des résultats concluante, obtenue suite à plusieurs évolutions techniques.

La **deuxième contribution** de cette thèse est l'utilisation d'une approche énergétique pour prédire l'usure abrasive du poinçon. Le tribomètre à rouleau permet de définir le coefficient d'usure énergétique et évalue le coefficient de frottement poinçon-tôle nécessaire à la simulation numérique. La modélisation par éléments finis du procédé de découpage permet d'estimer l'énergie dissipée dans le frottement tôle-poinçon. Le coefficient d'usure énergétique du tribomètre combiné à l'énergie dissipée de la simulation, permet d'évaluer l'épaisseur de matière perdue sur tout le profil du poinçon. De ce fait, il est envisageable de prédire la perte de matière du poinçon à chaque coup de presse. Cette approche reste à démontrer par validation expérimentale.

La **troisième contribution** de cette thèse réside dans la validation de la méthode de mesure d'usure du poinçon "in-situ" par activation superficielle. Cette méthode de mesure consiste à activer le flanc à l'extrémité du poinçon à l'aide d'un faisceau

de particules conduisant à la formation d'isotopes radioactifs. Lorsque le poinçon s'use, son activité résiduelle diminue de façon proportionnelle au volume de matière perdu. Le volume de matière perdu peut alors être défini en mesurant l'activité résiduelle du poinçon. L'efficacité de cette méthode est démontrée dans ces travaux : les mesures d'usure par réplication donnent des résultats identiques. Des problèmes réglementaires, avec le radio-traceur $^{183}_{75}\text{Re}$ qui permet de suivre l'usure de poinçons en carbure de tungstène, ont conduit à développer une nouvelle technique avec une sonde de type NaI et un nouveau radio-traceur $^{185}_{76}\text{Os}$ (méthode développée par le CEMTHI). Cette configuration n'a pas encore été testée en conditions réelles mais son potentiel est prometteur.

La **quatrième contribution** de ces travaux concerne l'instrumentation sur presse d'un outil de découpage. L'évolution de l'effort de coupe en fonction du déplacement du poinçon peut ainsi être suivie en continu et mise en relation avec les observations du bord découpé. Cette instrumentation a mis en évidence des oscillations résiduelles, suite à la fissuration de la tôle, pouvant modifier le comportement tribologique de la découpe. Finalement, une analyse paramétrique a pu être menée pour définir l'influence des différentes conditions de découpe sur la qualité du poinçonnage.

La **cinquième contribution** de cette thèse est la mise en évidence de déplacements résiduels du poinçon post-fissuration pouvant entraîner une usure supplémentaire. Une analyse modale a en effet montré que la longueur cinématique de frottement poinçon-tôle lors d'un coup de presse est directement impactée. Le déplacement cumulé de l'arête de coupe du poinçon peut ainsi être évalué et permet de corriger les mesures d'énergie dissipée dans le frottement réalisées sur presse.

De nombreuses **perspectives** sont envisageables pour la suite de ces travaux de thèse.

Tout d'abord, des essais d'usure de poinçons en carbure de tungstène, par la méthode d'activation superficielle avec le radio-traceur $^{185}_{76}\text{Os}$, permettraient de mesurer des coefficients d'usure énergétique sur presse viables, dans le but d'établir une corrélation avec le tribomètre à rouleau. Le nombre de coups de presse devra cependant être important pour obtenir des volumes d'usure supérieurs à la tolérance de mesure et la campagne d'essais pourra donc prendre plusieurs mois.

Par la suite, si la corrélation entre les valeurs de coefficient d'usure énergétique sur tribomètre et sur presse est établie, les conditions de découpage pourront être optimisées par des essais tribologiques en laboratoire. Malgré tout, des modifications du tribomètre à rouleau seront nécessaires, comme par exemple l'asservissement de la charge normale en fonction de l'usure du frotteur afin de maintenir une pression de contact constante.

Par ailleurs, concernant le modèle éléments finis, la géométrie du poinçon pourrait être modifiée à chaque coup de presse virtuel afin d'estimer au mieux la durée entre deux affutages. Cette durée pourra être estimée en fixant un seuil de tolérance géométrique sur le bord découpé simulé de la tôle.

Une perspective à court terme est la réalisation d'essais supplémentaires d'usure par fatigue superficielle. En effet, la variabilité des résultats en fatigue de matériaux de type céramique ou fragiles étant importante, il faut multiplier le nombre d'essais pour obtenir une durée de vie statistiquement valide et donc quantifiable. Ces résultats participeraient à une meilleure compréhension des mécanismes d'écaillage des poinçons.

Un dernier axe de travail est l'analyse vibratoire d'un outil de presse industriel. En effet, lors de ces travaux, il est montré que la fissuration de la tôle induit des vibrations du poinçon d'amplitudes de déplacement non négligeables. Ces vibrations sont ici essentiellement dues au support instrumenté du poinçon. Il est important de vérifier si ce phénomène est également observable sur un outil non instrumenté. Enfin, ce comportement est susceptible d'être en outre très fortement influencé par les caractéristiques des presses, il pourrait contribuer à démontrer les variabilités de qualité de découpe notées sur des mêmes pièces réalisées sur des presses différentes.

BIBLIOGRAPHIE

- [Abdelali 13] H. B. Abdelali. *Caractérisation et modélisation des mécanismes tribologiques aux interfaces outils-pièces-copeaux en usinage à sec de l'acier C45*. PhD thesis, Ecole Centrale de Lyon ; Ecole Nationale d'Ingénieurs de Monastir, 2013. 72
- [Achouri 12] M. Achouri. *Caractérisation expérimentale et contribution à la modélisation numérique de l'endommagement en cisaillement des aciers HLE. Applications au procédé de poinçonnage*. PhD thesis, Ecole nationale supérieure d'arts et métiers-ENSAM, 2012. 20, 110, 122
- [Achouri 14] M. Achouri, G. Germain, P. Dal Santo & D. Saidane. *Experimental and numerical analysis of micromechanical damage in the punching process for High-Strength Low-Alloy steels*. *Materials & Design*, vol. 56, pages 657–670, 2014. 21, 119, 123
- [Al Baida 14] H. Al Baida, C. Langlade, G. Kermouche & R. Ambriz. *Identification du comportement mécanique des matériaux à l'aide d'essais de micro-impact répétés*. *Matériaux & Techniques*, vol. 102, no. 6-7, page 604, 2014. 150, 151, 176
- [Archard 53] J. Archard. *Contact and rubbing of flat surfaces*. *Journal of applied physics*, vol. 24, no. 8, pages 981–988, 1953. 28, 50
- [Azcona 02] I. Azcona, A. Ordóñez, J. Sanchez & F. Castro. *Hot isostatic pressing of ultrafine tungsten carbide-cobalt hardmetals*. *Journal of materials science*, vol. 37, no. 19, pages 4189–4195, 2002. 78
- [Balendra 70] R. Balendra & F. Travis. *Static and dynamic blanking of steel of varying hardness*. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, vol. 10, no. 2, pages 249–271, 1970. 20, 21, 103, 104, 115, 122, 123, 173
- [Bay 08] N. Bay, D. D. Olsson & J. L. Andreasen. *Lubricant test methods for sheet metal forming*. *Tribology International*, vol. 41, no. 9, pages 844–853, 2008. 20, 109, 122
- [Bayart 16] E. Bayart, I. Svetlizky & J. Fineberg. *Slippery but Tough : The Rapid Fracture of Lubricated Frictional Interfaces*. *Physical review letters*, vol. 116, no. 19, page 194301, 2016. 110

- [Broek 71] D. Broek. *A study on ductile failure*. PhD thesis, Ph. D. thesis, Delft University of Technology, The Netherlands, 1971. 116
- [Cartier 01] M. Cartier & P. Kapsa. *Usure des contacts mécaniques-Maîtrise de l'usure et du frottement*. Techniques de l'ingénieur. Génie mécanique, no. BM5068, pages BM5068–1, 2001. 25
- [Chang 51] T. Chang. *Shearing of metal blanks*. J Inst Met, vol. 78, pages 393–414, 1951. 20, 110, 122
- [Chivavibul 07] P. Chivavibul, M. Watanabe, S. Kuroda & K. Shinoda. *Effects of carbide size and Co content on the microstructure and mechanical properties of HVOF-sprayed WC-Co coatings*. Surface and Coatings Technology, vol. 202, no. 3, pages 509–521, 2007. 78
- [Chowdhury 12] D. Chowdhury, J. Datta & A. Reddy. *Applications of thin layer activation technique for the measurement of surface loss of materials : an Indian perspective*. Radiochimica Acta International journal for chemical aspects of nuclear science and technology, vol. 100, no. 2, pages 139–145, 2012. 39
- [Choy 96] C. Choy & R. Balendra. *Experimental analysis of parameters influencing sheared-edge profiles*. In Proceedings of the 4th international conference on sheet metal, volume 101, page 110, 1996. 19, 21, 123
- [Conlon 74] T. Conlon. *Thin layer activation by accelerated ions—application to measurement of industrial wear*. Wear, vol. 29, no. 1, pages 69–80, 1974. 39
- [Conlon 79] T. Conlon. *Thin layer activation : Current applications to wear and corrosion measurements and future potential in studies of surface treatment and sputtering*. Tribology International, vol. 12, no. 2, pages 60–64, 1979. 39
- [Czichos 89] H. Czichos, S. Becker & J. Lexow. *International multilaboratory sliding wear tests with ceramics and steel*. Wear, vol. 135, no. 1, pages 171–191, 1989. 63
- [De Baets 98] P. De Baets, G. Kalacska, K. Strijckmans, F. Van de Velde & A. Van Peteghem. *Experimental study by means of thin layer activation of the humidity influence on the fretting wear of steel surfaces*. Wear, vol. 216, no. 2, pages 131–137, 1998. 39
- [Demmel 15] P. Demmel, H. Hoffmann, R. Golle, C. Intra & W. Volk. *Interaction of heat generation and material behaviour in sheet metal blanking*. CIRP Annals-Manufacturing Technology, vol. 64, no. 1, pages 249–252, 2015. 20, 107, 122
- [Doege 85] E. Doege & H.-J. Seidel. *Noise reduction on mechanical punch presses*. CIRP Annals-Manufacturing Technology, vol. 34, no. 1, pages 507–509, 1985. 140

- [Donghui 08] H. Donghui, W. Pingsheng, T. Weizhi, Z. Dequan, C. Guangzhou, N. Bangfa, Z. Xiuhua, L. Lin, Z. Guiying, L. Cunjionget al. *Study on real-time wear measurement of piston-ring and cylinder-bore in an engine using thin layer activation method*. Applied Radiation and Isotopes, vol. 66, no. 8, pages 1073–1078, 2008. 39
- [Dumerval 14] M. Dumerval. *Effet des défauts d'implantation sur la corrosion des aciers inoxydables austénitiques en milieu primaire des réacteurs à eau pressurisée*. PhD thesis, Grenoble, 2014. 73, 74, 171
- [Ersoy-Nürnberg 08] K. Ersoy-Nürnberg, G. Nürnberg, M. Golle & H. Hoffmann. *Simulation of wear on sheet metal forming tools—An energy approach*. Wear, vol. 265, no. 11, pages 1801–1807, 2008. 29
- [Evans 80] R. Evans. *Radioisotope methods for measuring engine wear : a thin layer activation method for the measurement of cam follower wear and its comparison with a neutron activation method*. Wear, vol. 64, no. 2, pages 311–325, 1980. 39
- [Falconnet 12] E. Falconnet, H. Makich, J. Chambert, G. Monteil & P. Piccart. *Numerical and experimental analyses of punch wear in the blanking of copper alloy thin sheet*. Wear, vol. 296, no. 1, pages 598–606, 2012. 28, 29, 50, 65, 66, 132, 147
- [Felder 92] E. Felder. *Lubrification des surfaces lors de la mise en forme*. Techniques de l'ingénieur, Traité Matériaux métalliques. M, vol. 597, pages 2–30, 1992. 22
- [Felder 05] E. Felder. *Dureté des corps : Analyse d'autres comportements*. Techniques de l'ingénieur. Matériaux métalliques, no. M4157, 2005. 59
- [Fouvry 03] S. Fouvry, T. Liskiewicz, P. Kapsa, S. Hannel & E. Sauger. *An energy description of wear mechanisms and its applications to oscillating sliding contacts*. Wear, vol. 255, no. 1, pages 287–298, 2003. 63
- [Gaudilliere 13] C. Gaudilliere, N. Ranc, A. Larue, A. Maillard & P. Lorong. *High speed blanking : an experimental method to measure induced cutting forces*. Experimental Mechanics, vol. 53, no. 7, pages 1117–1126, 2013. 140
- [Gee 93] M. Gee. *Vamas report : Towards standardization for friction and wear testing*. Tribology International, vol. 26, no. 2, pages 143–146, 1993. 63
- [Ghiotti 10] A. Ghiotti, P. Regazzo, S. Bruschi & P. Bariani. *Reduction of vibrations in blanking by MR dampers*. CIRP Annals-Manufacturing Technology, vol. 59, no. 1, pages 275–278, 2010. 140

- [Goijaerts 00] A. M. Goijaerts, L. Govaert & F. Baaijens. *Prediction of ductile fracture in metal blanking*. Journal of manufacturing science and engineering, vol. 122, no. 3, pages 476–483, 2000. 20, 21, 104, 113, 115, 116, 119, 122, 123, 174
- [Goijaerts 01] A. Goijaerts, L. Govaert & F. Baaijens. *Evaluation of ductile fracture models for different metals in blanking*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 110, no. 3, pages 312–323, 2001. 116
- [Greban 06] F. Greban. *Découpabilité du cuivre et des alliages cuivreux*. PhD thesis, 2006. 14, 20, 21, 22, 27, 39, 42, 48, 94, 96, 104, 107, 110, 114, 122, 123, 169, 173
- [Gréban 07] F. Gréban, G. Monteil & X. Roizard. *Influence of the structure of blanked materials upon the blanking quality of copper alloys*. Journal of materials processing technology, vol. 186, no. 1, pages 27–32, 2007. 21, 114, 123
- [Guo 98] B. Guo, W. Chen & Z. Wang. *Analysis of blanking vibration with consideration of the break-through state*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 75, no. 1, pages 117–121, 1998. 139
- [Hampli 96] R. Hampli. *Etude expérimentale, numérique et théorique du découpage des tôles en vue de l'optimisation du procédé*. PhD thesis, 1996. 19, 20, 21, 24, 25, 110, 111, 119, 122, 123, 169, 174
- [Hampli 01] R. Hampli. *Blanking tool wear modeling using the finite element method*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 41, no. 12, pages 1815–1829, 2001. 26, 28, 48
- [Hampli 04] R. Hampli & A. Potiron. *Modélisation et simulation du découpage des tôles*. Ed. Techniques Ingénieur, 2004. 17, 18, 147, 169
- [Hatanaka 03] N. Hatanaka, K. Yamaguchi, N. Takakura & T. Iizuka. *Simulation of sheared edge formation process in blanking of sheet metals*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 140, no. 1, pages 628–634, 2003. 19, 21, 119, 123
- [Hedenqvist 91] P. Hedenqvist & M. Olsson. *Sliding wear testing of coated cutting tool materials*. Tribology International, vol. 24, no. 3, pages 143–150, 1991. 48, 49, 170
- [Hollomon 45] J. H. Hollomon. *Tensile deformation*. aime trans, vol. 12, no. 4, pages 1–22, 1945. 62
- [Husson 05] C. Husson, C. Poizat, L. Daridon & S. Ahzi. *Simulation numérique 2D du découpage d'alliages de cuivre*. In 7ème Colloque National en calcul des structures, pages 383–388, 2005. 22, 30, 169

- [Jana 89] S. Jana & N. Ong. *Effect of punch clearance in the high-speed blanking of thick metals using an accelerator designed for a mechanical press*. Journal of mechanical working technology, vol. 19, no. 1, pages 55–72, 1989. 21, 116, 119, 123
- [Johnson 67] W. Johnson & R. Slater. *A survey of the slow and fast blanking of metals at ambient and high temperatures*. In Paper from international conference manufacturing technology. 1967, 825-851, 1967. 20, 21, 107, 115, 122, 123, 173
- [Johnson 85] K. Johnson. Contact mechanics. Cambridge University Press, 1985. 64
- [Kals 00] T. Kals & R. Eckstein. *Miniaturization in sheet metal working*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 103, no. 1, pages 95–101, 2000. 20, 21, 104, 114, 122, 123
- [Kitamura 16] K. Kitamura, T. Makino, M. Nawa & S. Miyata. *Tribological effects of punch with micro-dimples in blanking under high hydrostatic pressure*. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2016. 131, 133
- [Klaasen 04] H. Klaasen & J. Kübarsepp. *Wear of advanced cemented carbides for metalforming tool materials*. Wear, vol. 256, no. 7, pages 846–853, 2004. 26, 27, 49, 50, 169, 170
- [Klaasen 06] H. Klaasen, J. Kübarsepp & R. Eigi. *Peculiarities of hardmetals wear in blanking of sheet metals*. Tribology international, vol. 39, no. 4, pages 303–309, 2006. 26, 49
- [Ko 00] D.-C. Ko & B.-M. Kim. *Development of an analytical scheme to predict the need for tool regrinding in shearing processes*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 40, no. 9, pages 1329–1349, 2000. 28, 48
- [Ko 02] D.-C. Ko, D.-H. Kim & B.-M. Kim. *Finite element analysis for the wear of Ti-N coated punch in the piercing process*. Wear, vol. 252, no. 11, pages 859–869, 2002. 28, 29, 48, 69, 169
- [Kosako 91] T. Kosako & K. Nishimura. *The thin layer activation technique applied to the on-line iron wear measurement of an engine cam nose*. Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section B : Beam Interactions with Materials and Atoms, vol. 56, pages 900–903, 1991. 39
- [Lange 85] K. Lange. *Handbook of metal forming*. McGraw-Hill Book Company, 1985,, page 1216, 1985. 113
- [Lee 03] S. H. Lee & X. Li. *Study of the surface integrity of the machined workpiece in the EDM of tungsten carbide*. Journal of materials processing technology, vol. 139, no. 1, pages 315–321, 2003. 153
- [Maillard 91] A. Maillard. *Etude expérimentale et théorique du découpage*. PhD thesis, 1991. 20, 21, 23, 24, 102, 114, 122, 123

- [Maillard 09] A. Maillard. Découpage des tôles à la presse. Ed. Techniques Ingénieur, 2009. 22, 25, 112
- [Maiti 00] S. Maiti, A. Ambekar, U. Singh, P. Date & K. Narasimhan. *Assessment of influence of some process parameters on sheet metal blanking*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 102, no. 1, pages 249–256, 2000. 109
- [Makich 11] H. Makich. *Etude théorique et expérimentale de l'usure des outils de découpe : influence sur la qualité des pièces découpées*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2011. 21, 23, 26, 27, 28, 36, 39, 40, 42, 45, 50, 51, 65, 66, 96, 114, 118, 123, 127, 169, 170
- [Marot 01] L. Marot. *Développement d'un nouveau système d'implantation ionique en immersion plasma et analyses des processus de nitruration*. PhD thesis, Université de Poitiers, 2001. 73, 74, 171
- [Meunier 05] S. Meunier. *Analyse expérimentale du découpage progressif de précision à grande vitesse d'un alliage cuivreux en faible épaisseur*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2005. 17, 20, 21, 26, 31, 86, 94, 106, 110, 115, 118, 122, 123, 169, 173
- [Mkaddem 06] A. Mkaddem, R. Bahloul, P. Dal Santo & A. Potiron. *Experimental characterisation in sheet forming processes by using Vickers micro-hardness technique*. Journal of materials processing technology, vol. 180, no. 1, pages 1–8, 2006. 60
- [Mohrbacher 95] H. Mohrbacher, B. Blanpain, J.-P. Celis, J. Roos, L. Stals & M. Van Stappen. *Oxidational wear of TiN coatings on tool steel and nitrided tool steel in unlubricated fretting*. Wear, vol. 188, no. 1, pages 130–137, 1995. 63
- [Molinari 97] A. Molinari, G. Straffelini, B. Tesi & T. Bacci. *Dry sliding wear mechanisms of the Ti6Al4V alloy*. Wear, vol. 208, no. 1, pages 105–112, 1997. 72
- [Muthuraja 15] A. Muthuraja & S. Senthilvelan. *Abrasive wear performance of tungsten carbide based self-lubricant cutting tool material*. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, vol. 51, pages 91–101, 2015. 77, 78
- [Olsson 89] M. Olsson, S. Söderberg, S. Jacobson & S. Hogmark. *Simulation of cutting tool wear by a modified pin-on-disc test*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 29, no. 3, pages 377–390, 1989. 48, 49, 170
- [Olsson 02] D. D. Olsson, N. Bay & J. L. Andreasen. *Analysis of pick-up development in punching*. CIRP Annals-Manufacturing Technology, vol. 51, no. 1, pages 185–190, 2002. 20, 109, 122

-
- [Olsson 03] D. D. Olsson, N. Bay & J. L. Andreasen. *Lubricant test for punching and blanking*. JSTP Journal, Special Issue, 2003. 20, 109, 122
- [Pijaudier-Cabot 87] G. Pijaudier-Cabot & Z. P. Bazant. *Nonlocal damage theory*. Journal of engineering mechanics, vol. 113, no. 10, pages 1512–1533, 1987. 133, 175
- [Pirso 04] J. Pirso, S. Letunovič & M. Viljus. *Friction and wear behaviour of cemented carbides*. Wear, vol. 257, no. 3, pages 257–265, 2004. 77
- [Quercia 01] G. Quercia, I. Grigorescu, H. Contreras, C. Di Rauso & D. Gutierrez-Campos. *Friction and wear behavior of several hard materials*. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, vol. 19, no. 4, pages 359–369, 2001. 77, 78
- [Ramde 10] S. Ramde. *Simulation numérique d'une opération de découpage et méthodologie de calcul pour optimiser la qualité de la pièce découpée et les sollicitations de l'outillage*. PhD thesis, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier, 2010. 147
- [Sedlaček 09] M. Sedlaček, B. Podgornik & J. Vižintin. *Influence of surface preparation on roughness parameters, friction and wear*. Wear, vol. 266, no. 3, pages 482–487, 2009. 75
- [Shim 04] K. Shim, S. Lee, B. Kang & S. Hwang. *Investigation on blanking of thin sheet metal using the ductile fracture criterion and its experimental verification*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 155, pages 1935–1942, 2004. 19, 20, 21, 119, 122, 123
- [Slavič 14] J. Slavič, Š. Bolka, V. Bratuš & M. Boltežar. *A novel laboratory blanking apparatus for the experimental identification of blanking parameters*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 214, no. 2, pages 507–513, 2014. 86
- [Stegeman 99] Y. Stegeman, A. Goijaerts, D. Brokken, W. Brekelmans, L. Govaert & F. Baaijens. *An experimental and numerical study of a planar blanking process*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 87, no. 1, pages 266–276, 1999. 20, 106, 122, 173
- [Svahn 03] F. Svahn, Å. Kassman-Rudolphi & E. Wallen. *The influence of surface roughness on friction and wear of machine element coatings*. Wear, vol. 254, no. 11, pages 1092–1098, 2003. 75
- [Taupin 96] E. Taupin, J. Breitling, W.-T. Wu & T. Altan. *Material fracture and burr formation in blanking results of FEM simulations and comparison with experiments*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 59, no. 1, pages 68–78, 1996. 113

- [Tekiner 06] Z. Tekiner, M. Nalbant & H. Gürün. *An experimental study for the effect of different clearances on burr, smooth-sheared and blanking force on aluminium sheet metal*. *Materials & design*, vol. 27, no. 10, pages 1134–1138, 2006. 20, 21, 27, 110, 114, 122, 123
- [Tian 14] S. Tian, L. Jiang, Q. Guo & G. Wu. *Effect of surface roughness on tribological properties of TiB₂/Al composites*. *Materials & Design*, vol. 53, pages 129–136, 2014. 75
- [Tilsley 58] R. Tilsley & F. Howard. *Recent investigations into the blanking and piercing of sheet materials*. *Sheet met ind*, vol. 35, no. 379, pages 817–828, 1958. 20, 110, 122
- [Touache 06] A. Touache. *Contribution à la caractérisation et à la modélisation de l'influence de la vitesse et de la température sur le comportement en découpage de tôles minces*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2006. 29
- [Wong 75] V. Wong & M. Das. *Analysis of stresses in bar cropping*. In *Proceedings of the Fifteenth International Machine Tool Design and Research Conference*, pages 617–624. Springer, 1975. 20, 103, 122
- [Xu 12] J. Xu, B. Guo, C. Wang & D. Shan. *Blanking clearance and grain size effects on micro deformation behavior and fracture in micro-blanking of brass foil*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 60, pages 27–34, 2012. 20, 104, 122
- [Zemzemi 07] F. Zemzemi, J. Rech, W. Ben Salem, A. Dogui & P. Kapsa. *Development of a friction model for the tool-chip-workpiece interfaces during dry machining of AISI4142 steel with TiN coated carbide cutting tools*. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, vol. 2, no. 3-4, pages 361–377, 2007. 48, 49, 170
- [Zemzemi 09] F. Zemzemi, J. Rech, W. B. Salem, A. Dogui & P. Kapsa. *Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels*. *Journal of materials processing technology*, vol. 209, no. 8, pages 3978–3990, 2009. 49, 170

LISTE DES FIGURES

1.1	Schéma de principe du découpage mécanique [Greban 06].	14
1.2	Exemples de produits réalisés par découpage progressif.	15
1.3	Représentation d'une presse de découpage (Marque BRUDERER., BSTA 60 tonnes, presse utilisée pour l'étude (http://www.bruderer.com/)).	15
1.4	Outil progressif constitué de la partie fixe avec les matrices et de la partie mobile avec les poinçons (R.Bourgeois).	16
1.5	Représentation d'une ligne de découpage généralement utilisée pour le découpage progressif [Meunier 05].	17
1.6	Représentation des différents paramètres géométriques du découpage [Hamblé 04].	18
1.7	(a) Représentation de l'usure de l'arête de coupe et du flanc d'un poinçon, (b) cycle de vie d'un poinçon, (c) image MEB d'une arête de coupe ayant subi une usure par abrasion [Makich 11].	23
1.8	Courbe effort/déplacement du poinçon lors de l'opération de décou- page, avec représentation des différentes étapes de découpe. Cas d'un inox 316L à 100 cp/min.	24
1.9	Evolution de la courbe effort/déplacement pour différentes usures de poinçons [Hamblé 96].	25
1.10	(a) Performance de découpage de carbure de tungstène avec 20% (●) et 15% (■) de liant cobalt [Klaasen 04].	27
1.11	Influence sur l'usure du poinçon de la quantité d'huile sur la tôle d'après [Makich 11].	28
1.12	Coefficient d'usure en fonction de la distance de frottement pour un acier revêtu Ti-N (■) et non revêtu (●) [Ko 02].	29
1.13	Influence du rayon d'arête de coupe (poinçon et matrice) et du jeu poinçon/matrice sur l'aspect du bord découpé [Husson 05].	30
1.14	(a) Microscope Alicona avec son module de positionnement d'objets cylindriques, (b) module seul (http://www.alicon.com/fr/).	32
1.15	(a) Zones de mesure sur la circonférence du poinçon, (b) mesure du rayon de l'arête de coupe avec le logiciel <i>infinitefocus</i> ®.	33
1.16	(a) Moyenne des 150 profils relevés et non redressés, (b) profils redres- sés à l'aide de <i>Matlab</i> ®.	33
1.17	(a) Crayon Stil de type CHR150, (b) principe de fonctionnement du crayon chromatique (http://www.stilsa.com/).	34

1.18	Banc de mesure de l'usure des poinçons.	35
1.19	(a) Reconstruction 3D du poinçon mesuré sur le banc de mesure optique, (b) profil de poinçon mesuré avec la valeur de l'angle d'incidence à ne pas dépasser pour pouvoir réaliser la mesure.	36
1.20	(a) Outil avec chariot pour réaliser les empreintes, (b) chariot, silicone et une réplique de poinçon.	37
1.21	(a) Image d'un poinçon réel indenté et de sa réplique, (b) répétabilité de la méthode de réplification par acquisition de profils sur différentes répliques.	38
1.22	(a) Montage avec masque pour activer le poinçon dans l'accélérateur de particules ([Makich 11]), (b) visualisation de la zone active du poinçon avec la partie homogène et la zone de décroissance d'activité. . .	40
1.23	Spectre de mesure obtenu avec la sonde CdTe et région d'intérêt considérée pour évaluer l'activité présente.	41
1.24	(a) Porte sonde CdTe à glisser dans l'outil, (b) schéma d'implantation de la sonde pour mesurer l'usure du poinçon.	42
1.25	(a) Dispositif permettant d'établir la courbe de calibration, (b) courbe de calibration établie par le CEMTHI.	43
2.1	Différents tribomètres de type "ouvert", (a) tribomètre axial d'Olsson et al [Olsson 89], (b) tribomètre radial d'Hedenqvist et al. [Hedenqvist 91], (c) tribomètre axial de Zemzemi et al. [Zemzemi 07],(d) tribomètre radial de Zemzemi et al. [Zemzemi 09].	49
2.2	(a) Tribomètre utilisé pour réaliser les essais d'usure par adhésion, (b) comparaison de résultats de résistance à l'abrasion, à l'adhésion en fonction de la performance de découpage [Klaasen 04].	50
2.3	Implantation du tribomètre dans la ligne de découpage et visualisation du tribomètre [Makich 11].	51
2.4	(a) Vue globale du tribomètre, (b) vue du frotteur et de la tôle enroulée, (c) différents types de supports de frotteurs utilisables avec des billes (à gauche) ou des poinçons (à droite).	52
2.5	Système de bridage des tôles autour du rouleau.	53
2.6	Vues de face (b), et en coupe C-C (a) du chariot de frottement. . . .	54
2.7	(a) Image optique d'une bille usée par le frottement, (b) image topographique de la bille, (c) image redressée de la bille usée.	55
2.8	Vibromètre laser monté pour mesurer les vibrations (a) longitudinales, et (b) latérales.	56
2.9	(a) Exemple de spectre des amplitudes de vibrations du porte-échantillons mesuré avec le vibromètre laser, (b) amplitude de vibrations du porte-échantillons en fonction de la vitesse de frottement dans différentes directions.	57
2.10	(a) Ajout de mousses sous les masselottes du porte-échantillons, (b) amplitudes des vibrations dans les trois directions en fonction de la vitesse de frottement avec et sans amortissement.	58

2.11 (a) Forme d'un indenteur Knoop, (b) orientation de la mesure de dureté en fonction du sens de laminage.	60
2.12 Évolution de la dureté (Hv) dans l'épaisseur des tôles X10CrNi18-8, et X2CrNiMo1814-3.	60
2.13 Montage de l'éprouvette de traction pour réaliser les essais avec les deux types d'extensomètres.	61
2.14 Diagrammes rationnels de traction pour deux nuances d'acier et deux vitesses de chargement. La nuance X10CrNi18-8(0.4mm) est écrouie C1200 et la nuance X10CrNi18-8(0.4mm) est écrouie C1000.	62
2.15 Évolution du coefficient de frottement lors de l'essai sur surface neuve.	65
2.16 (a) Image optique de la bille frottée après l'essai d'usure sur surface neuve, (b) image topographique de la bille usée, (c) image topographique redressée de la même bille.	66
2.17 Évolution du volume d'usure (μm^3) de la bille en fonction de l'énergie dissipée cumulée (J) pour les trois tôles testées sous trois charges différentes.	68
2.18 Identification des coefficients d'usure énergétique $\alpha_{u\text{init}}$ et $\alpha_{u\text{fin}}$ dans le cas du frottement entre la bille en carbure de tungstène et la tôle X10CrNi18-8 pour une charge de 13 N.	68
2.19 Valeur du coefficient d'usure énergétique pour les différentes tôles testées sous 3 charges (a) en début d'essai, (b) en fin d'essai.	69
2.20 Valeur de l'énergie seuil permettant de passer d'un mode d'usure de début d'essai à l'autre pour les différentes configurations testées, et coefficient directeur de l'énergie (y) fonction de la charge (x).	70
2.21 Valeur de la pression réelle de contact en fonction de l'énergie dissipée pour les différentes configurations testées et calcul de la pression de contact seuil correspondant au changement de coefficient d'usure énergétique. Les figures de droites sont des agrandissements de la partie correspondant au changement de régime d'usure.	71
2.22 Coefficient de frottement en fonction de la distance parcourue et de la charge appliquée sur la tôle X10CrNi18-8.	72
2.23 Évolutions du coefficient d'usure énergétique (a) et du coefficient de frottement (b) en fonction de la vitesse de glissement pour 3 charges différentes et pour l'acier X10CrNi18-8.	73
2.24 (a) Prise de masse en fonction du temps pour l'oxydation d'un acier inoxydable [Marot 01], (b) Cinétique d'oxydation d'acier inoxydable exposé en milieu primaire à 325°C [Dumerval 14].	74
2.25 Influence du temps entre deux passages de bille sur le coefficient d'usure énergétique (barres) et le coefficient de frottement (points) à une vitesse de 200 mm/s. La vitesse de frottement est inchangée mais le temps entre deux passages de bille est modifié pour mettre en évidence le rôle de la passivation de la tôle.	75

2.26	(a) Valeur du coefficient d'usure énergétique (barres) et du frottement (points) pour deux billes de rugosités différentes, images obtenues au microscope des billes frottées après un essai de 200 traces, (b) $R_a 0.02 \mu\text{m}$ et (c) $R_a 0.1 \mu\text{m}$	76
2.27	(a) Valeurs du coefficient d'usure énergétique (barres) et de frottement (points) en fonction du pourcentage de liant, (b) coefficient d'usure énergétique en fonction de la dureté du frotteur.	78
2.28	Comparaison des résultats obtenus sur le tribomètre à rouleau et sur le tribomètre rotatif sous les mêmes conditions de frottement. Les points de couleur représentent le coefficient de frottement et les barres le coefficient d'usure énergétique.	79
3.1	(a) Outil de découpe utilisé pour réaliser les différents essais d'usure, (b) Presse BTSA-60H sur laquelle est monté l'outil.	84
3.2	Vue en coupe du montage de la cellule de force maintenant le poinçon dans le bloc supérieur de l'outil.	85
3.3	(a) Vue en coupe de l'outil de découpe utilisé pour réaliser les essais de découpage, (b) Schéma de la tôle découpée.	85
3.4	(a) Anneau lumineux composé de 5 LEDs réparties sur la circonférence du poinçon, (b) Visualisation du centrage du poinçon par rapport à la matrice à l'aide de l'anneau lumineux, par observation sous l'outil.	86
3.5	Mesure effort/déplacement du poinçon à vide (sans tôle).	87
3.6	(a) Courbes effort/déplacement à vide et avec tôles brutes ou avec correction, (b) Zoom sur la partie après fissuration.	87
3.7	Illustration du jeu sous la tête de poinçon au niveau du point mort bas.	88
3.8	(a) Courbes effort/déplacement, (b) Profil découpé avec hauteur bombée+ cisailée.	89
3.9	(a) Montage du capteur inductif pour étalonnage sur table motorisée, (b) Signaux de déplacement enregistrés et écart temporel entre ces signaux.	90
3.10	(a) Écart de mesure (μm) entre le capteur inductif et le capteur laser en fonction de la vitesse de déplacement, (b) Écart de mesure de déplacement maximum (μm) en fonction de la cadence de découpage.	91
3.11	Mesure de la vitesse de déplacement du poinçon en fonction de la course : (a) pour un inox X2CrNiMo1814-3, (b) pour un inox X10CrNi18-8.	91
3.12	Illustration du montage réalisé pour vérifier le signal d'effort.	92
3.13	Signaux bruts et signaux traités par l'amplificateur HBM en fonction du temps avec valeurs de Slew Rate.	93
3.14	Valeurs de Slew Rate en fonction de la cadence de la presse, et seuil maximum mesurable sur le boîtier HBM.	93

3.15 (a) Comparatif d'une mesure d'effort lors de la découpe d'un inox X2CrNiMo1814-3, faite avec le boîtier d'acquisition HBM et un module d'acquisition NI 9234, (a) à 100 cps/min, (b) à 100 cps/min zoom sur la partie fissuration, (c) à 300 cps/min, (d) à 300 cps/min zoom sur la partie fissuration.	94
3.16 Relevés de spectres de mesures de l'activité du poinçon (immobile) toutes les deux heures au sein de l'atelier de découpage, et fenêtre de mesure (21-155 KeV) utilisée.	96
3.17 Comparatif des volumes d'usure mesuré avec la méthode d'activation superficielle et la méthode de réplique en fonction du nombre de coups de presse.	97
3.18 (a) Image MEB de l'arête de coupe du poinçon à la fin de l'essai après 9831 coups de presse, (b) Vue du dessous du poinçon et de l'écaillage après 2500 coups.	98
3.19 Profils des répliques de poinçon mesurées dans deux zones différentes et pour des nombres de pièces allant de 0 à 9831 coups. L'usure est plus prononcée d'un côté que de l'autre et atteint les 50 μm de profondeur (limite de l'irradiation).	99
3.20 Mesure de profils, (a) sur les répliques du poinçon après un certain nombre de coups de presse à l'ALICONA avec mesure du rayon de l'arête de coupe, (b) du poinçon réel en fin d'essai sur le banc optique.	101
3.21 Observation du flanc de poinçon réel en fin d'essai avec rayures dans l'axe de frottement.	101
3.22 Valeur de l'énergie dissipée sur un coup de presse en fonction du nombre de coups de presse, (a) totale, (b) dans le frottement entre la tôle et le poinçon.	103
3.23 Influence de la dureté du matériau découpé sur l'effort de découpage. Selon : (a) Greban [Greban 06], (b) Balendra et Travis [Balendra 70].	104
3.24 Contournement des précipités par les dislocations : (a) mécanisme d'Orowan, (b) observation, par microscopie électronique en transmission, de boucles de dislocations autour des précipités dans un alliage d'aluminium (d'après www.enseeg.inpg.fr).	105
3.25 Mesure de l'effort en fonction du déplacement du poinçon pour une cadence de 100 cps/min (a) vue complète, (b) zoom sur la partie après fissuration et sur le retour.	106
3.26 Influence de la vitesse de découpe sur la courbe effort/déplacement de découpe. Selon : (a) Meunier [Meunier 05], (b) [Stegeman 99].	106
3.27 Evolution de l'effort maximum de découpage en fonction de la température pour un cuivre [Johnson 67].	107
3.28 Courbes effort/déplacement pour le découpage à des vitesses comprises entre 50 et 300 cps/min. (a) dans l'inox X10CrNi18-8, (b) dans l'inox X2CrNiMo1814-3	108

3.29	(a) Évolution de l'effort maximum de découpage à différentes cadences pour deux aciers inoxydables, (b) évolution de l'effort maximum de retour du poinçon pour ces configurations.	108
3.30	Courbe d'effort/déplacement pour le découpage avec et sans lubrifiant à 100 cps/min, (a) X10CrNi18-8 (b) X2CrNiMo1814-3.	110
3.31	Evolution de l'effort de découpage pour différents jeux poinçon/matrice (5%-25%) [Hambli 96].	111
3.32	Évolution de la courbe effort/déplacement en fonction de l'usure de l'outil, (a) pour la tôle X10CrNi18-8 entre 100 et 950 000 coups, (b) X2CrNiMo1814-3 entre 260 000 et 1 130 000 coups.	112
3.33	(a) Évolution de l'effort maximum de découpage en fonction du nombre de coups de presse, (b) évolution de l'effort de frottement entre le poinçon et la tôle lors de la remontée du poinçon.	112
3.34	Hauteurs caractéristiques du bord découpé, (Gauche) schéma du profil de découpe, (Droite) vue de face d'un bord découpé.	113
3.35	Vue de face du bord découpé à 300 cps/min, (a) tôle X10CrNi18-8, (b) tôle X2CrNiMo1814-3.	115
3.36	Influence de la vitesse de coupe (a) sur la partie cisailée d'après [Goijaerts 00], (b) sur les deux nuances d'acier inoxydable testées (résultats de mesures lors de notre campagne d'essai).	116
3.37	Tôle X10CrNi18-8 découpée avec une pénétration du poinçon de 210 μm à 100 cps/min (a) coté gauche de l'outil, (b) coté droit de l'outil avec apparition de deux fissures (coté matrice et coté poinçon.)	117
3.38	Influence de la lubrification sur l'aspect du bord découpé pour la tôle X10CrNi18-8 ,(a) découpe avec lubrification, (b) découpe sans lubrification.	118
3.39	Influence du rayon de l'arête de coupe du poinçon (Rusp) : (a) sur la hauteur cisailée, (b) sur la bavure, d'après [Hambli 96].	119
3.40	Influence du nombre de coups de presse, (a) sur la hauteur bombée et cisailée pour les deux tôles découpées, (b) sur le volume de bavure.	120
4.1	Modèle axisymétrique utilisé pour la simulation numérique.	127
4.2	Valeur calculée de la hauteur cisailée en fonction du paramètre d'endommagement ε_f^{pl} . La valeur expérimentale de la hauteur cisailée est comprise entre 48 et 49% de l'épaisseur de la tôle. Le paramètre utilisé par la suite sera 0.9.	129
4.3	Comparatif de l'aspect du bord découpé entre la simulation et l'expérimentation.	129
4.4	Comparatif entre la mesure de l'effort de découpage sur presse et celui calculé numériquement, pour deux coefficients de frottement différents.	130

4.5	Visualisation de l'apparition de la fissuration expérimentalement et numériquement. Expérimentalement, la fissure débute une fois la partie cisailée terminée, au niveau de l'arête de coupe du poinçon et de la matrice, alors que sur la simulation la partie cisailée n'est pas encore terminée lors de la fissuration.	131
4.6	Effort radial extrait de la simulation numérique en fonction du déplacement du poinçon, pour deux coefficients de frottement différents. . .	132
4.7	(a) Représentation de la zone d'affectation de la pondération pour les noeuds du poinçon selon la méthode de Pijaudier-Cabot [Pijaudier-Cabot 87], (b) représentation de la zone autour d'un nœud de poinçon, affectée par l'énergie surfacique calculée.	133
4.8	Valeurs issues de la simulation numérique de l'énergie surfacique dissipée le long du profil du poinçon lors de la descente (aller) et sur un cycle complet (aller/retour) pour deux coefficients de frottements différents.	135
4.9	(a) Représentation du décalage du maillage du poinçon en fonction de la profondeur d'usure calculée (e), (b) détermination des paramètres géométriques pour calculer le volume de la zone V2.	137
4.10	Profil du poinçon non usé et usé après un million de coups de presse en fonction du coefficient de frottement.	139
4.11	Implantation de la jauge de déformation sur le poinçon et de la cellule piezo-électrique pour la mesure d'effort.	140
4.12	Mesure de l'effort et de la déformation en fonction du temps lors du découpage.	141
4.13	Mesure de l'effort en fin de fissuration pour des cadences (a) tôle X10CrNi18-8, (b) tôle X2CrNiMo1814-3.	142
4.14	Transformée de Fourier du signal du capteur de force sur la tôle X10CrNi18-8 pour deux cadences de presse différentes.	143
4.15	Montage de l'outil de découpe lors de la mesure avec le vibromètre 3D.	144
4.16	FRF du déplacement du dessus du capteur de force (bleu). FFT du signal du capteur de force piezo-electrique (vert). Après 3 kHz, les modes mesurés sur le capteur de force sont les mêmes que ceux du déplacement de celui-ci mesuré avec le vibromètre.	145
4.17	(a) Déplacement cumulé du poinçon et effort de coupe (tôle X2CrNiMo1814-3, 300 cp/mn) en fonction du temps. Le déplacement cumulé vient se greffer au déplacement du poinçon dans l'outil, (b) calcul du déplacement cumulé du poinçon pour différentes configurations de découpe. .	146

4.18	Corrélation entre les modes visualisés sur vibromètre et les modes simulés. Sur les images issues du vibromètre, les points appartenant à une même structure sont reliés entre eux. Lorsque la structure est en mouvement, les points deviennent violets et indiquent la déformation. Le mode autour des 1300 Hz (en haut à gauche) montre que le poinçon est en flexion. A 4200 Hz, c'est le bloc supérieur qui est en mouvement. Le mode de traction du capteur ne se trouve pas aux mêmes fréquences sur la simulation et par mesure avec le vibromètre. Le mode de flexion du capteur est bien corrélé sur les deux mesures à 5600 Hz.	149
4.19	Résultats de la modélisation numérique de l'outil suite à un impact sur le poinçon, (a) visualisation de la déformée à 5819 Hz, (b) FRF du déplacement de l'extrémité du poinçon.	149
4.20	Représentation du tribomètre à percussions développé dans le cadre d'études portant sur l'identification du comportement mécanique par micro-impacts [Al Baida 14].	151
4.21	Représentation d'un poste d'essai et des éprouvettes du banc SNR-FB2.	152
4.22	Résultats des essais de fatigue sur banc SNR-FB2 pour les trois nuances de carbure utilisées coté découpe à fil. Les flèches en noir signifient que l'essai a été stoppé avant qu'il n'y ait un écaillage.	154
4.23	Observations de la piste de roulement sur les éprouvettes de fatigue usinées par électroérosion à fil, (a) G2 avec des écaillages visibles, (b) G2F avec une fissure partant de la zone écaillée.	154

LISTE DES TABLES

1.1	Récapitulatif des différentes études expérimentales réalisées sur l'influence des le bord découpé). Le symbole ... indique qu'aucune étude n'a été répertoriée sur le sujet	20
1.2	Mesures de volume perdu pour 3 répliques différentes et 5 mesures de volume par échantillon.	38
1.3	Réactions d'activation sur le carbure de tungstène.	40
2.1	Caractéristiques techniques du tribomètre à rouleau.	54
2.2	Différentes tôles testées avec leurs épaisseurs et leurs caractéristiques d'érouissage.	58
2.3	Composition chimique des aciers inoxydables testés (pourcentages massiques).	59
2.4	Microduretés Knoop (HK) avec conversion en HV pour les nuances découpées.	59
2.5	Propriétés mécaniques déterminées par les essais de traction à 0.06 mm/s.	63
2.6	Conditions d'essai sur surface neuve	65
2.7	Conditions d'essai de frottement dans la même trace	67
2.8	Conditions d'essai à différentes vitesses	72
2.9	Temps entre deux passages de bille en fonction de la vitesse de frottement	74
2.10	Conditions d'essai avec différentes rugosités de billes	76
2.11	Caractéristiques des billes testées avec différents pourcentage de liant cobalt.	77
3.1	Caractéristiques de la nuance de carbure de tungstène MG10 utilisée pour l'essai d'usure.	100
3.2	Déroulement de l'essai d'usure sur les deux nuances de tôles.	111
3.3	Valeurs moyennes et intervalles de tolérance issues de 10 mesures réalisées sur les bords découpés avec et sans lubrifiant.	118
3.4	Récapitulatif des différentes études expérimentales réalisées sur l'influence des le bord découpé). Le symbole ... indique qu'aucune étude n'a été répertoriée sur le sujet	122
4.1	Caractéristiques géométriques et mécaniques de la modélisation de l'opération de découpage réalisée sous ABAQUS®	127

4.2	Comparatif des énergies dissipées par frottement sur tribomètre, sur presse à découper, en simulation numérique.	136
4.3	Diamètre de perçage, durée du phénomène d'oscillations dans l'outil et nombre de répétitions des oscillations.	142
4.4	Énergie dissipée (mJ) dans le frottement lors de la découpe et part à rajouter due aux oscillations lors d'essais de découpage avec lubrification.146	
4.5	Caractéristiques fabricant des nuances de carbures utilisées lors de l'essai de fatigue sur banc SNR-FB2	153

Contribution à la compréhension de la relation entre les paramètres de découpe et l'usure des outils

Résumé :

Ces travaux de thèse proposent une analyse tribologique de l'opération de découpage sur presse. Une meilleure connaissance des mécanismes d'usure présents sur les poinçons de découpage est nécessaire pour permettre leur reproduction en laboratoire et ainsi tester de nouveaux matériaux d'outils, pour allonger leur durée de vie et augmenter la productivité des outillages. Dans un premier temps un tribomètre de type ouvert est développé afin de recréer les mécanismes d'usure par abrasion présents sur presse. Cette configuration ouverte est choisie car lors de la découpe, l'outil vient découper une pièce sur une surface neuve en continue. Les caractéristiques innovantes de ce tribomètre sont la possibilité d'installer directement des tôles identiques à celles découpées, et les distances de frottement qui peuvent approcher cinq kilomètres sur surface neuve. Une approche énergétique de l'usure est mise en place afin de comparer les résultats obtenus avec le tribomètre et les mesures sur presse. En effet, dans un second temps, des essais réels sur presse à découper avec un outil instrumenté sont conduits. La mesure de l'usure du poinçon par réplique et par activation superficielle sont les deux techniques « in-situ » mises en place lors des essais. Différentes configurations de découpe sont testées afin d'observer leur impact sur l'effort de découpage, l'aspect du bord découpé et l'usure du poinçon. L'usure du poinçon est trop faible dans l'essai de découpage pour être mesurée, mais les taux d'énergie dissipée dans le frottement peuvent être estimés. Dans un troisième temps une comparaison des énergies dissipées dans le frottement sur le tribomètre et sur presse montre d'importants écarts. Pour les expliquer, une simulation par éléments finis de l'opération de découpe est conduite. Une prédiction de l'usure est établie afin de montrer le potentiel de la méthode d'approche énergétique. Une analyse vibratoire de l'outil montre que la phase de fissuration de la tôle induit des oscillations parfois nombreuses du poinçon qui peuvent conduire à de l'usure par fatigue. Des essais d'usure par fatigue sont réalisés et montrent que suivant les nuances, le carbure de tungstène usiné par électroérosion à fil est moins résistant à l'écaillage.

Mots clés : analyse tribologique, découpage, usure, coefficient d'usure énergétique, micrographies, activation superficielle.

Contribution to the knowledge of the relation between the blanking parameters and the tool wear

Abstract :

This work proposes a tribological analysis of the blanking operation. A better knowledge of the wear mechanisms present on the cutting punches is necessary to allow their reproduction in the laboratory and thus to test new tools materials, to extend their life time and increase the productivity of the process. Firstly, an open-type tribometer is developed in order to recreate the abrasive wear mechanisms present on the press. The innovative characteristics of this tribometer are the possibility of directly installing sheets identical to cutting pieces, and the friction distances can approach five kilometers on new surface. An energy approach of the wear is conducted in order to compare the results obtained with the tribometer and measurements on the press. Secondly, real tests on a cutting press with an instrumented tool are carried out. The measurement of the wear of the punch by replication and thin layer activation are the two "in-situ" techniques put in place during the tests. Different cutting configurations are tested in order to observe their impact on the cutting force, the appearance of the cut edge and the wear of the punch. The wear of the punch is too low in the cutting test to be measured, but the rates of energy dissipated in the friction can be estimated. Thirdly, a comparison of the dissipated energies of friction on the tribometer and on the press shows significant deviations. To explain them, a finite element simulation of the cutting operation is carried out. A prediction of wear is established to show the potential of the energetic approach. A vibratory analysis of the tool shows that the phase of cracking of the sheet induces sometimes numerous oscillations of the punch which can lead to wear by fatigue.

Keywords : tribology, blanking, wear, wear energy, micrography, thin layer activation.

The logo for SPIM (École doctorale SPIM) features the letters 'S', 'P', 'I', and 'M' in a stylized, white, sans-serif font. The 'S' is the largest and most prominent, followed by 'P', 'I', and 'M' in descending order of size. A yellow horizontal bar is positioned to the left of the 'S'.

■ École doctorale SPIM 16 route de Gray F - 25030 Besançon cedex

■ tél. +33 (0)3 81 66 66 02 ■ ed-spim@univ-fcomte.fr ■ www.ed-spim.univ-fcomte.fr

The logo for Université de Franche-Comté (UFC) features the letters 'U', 'F', and 'C' in a large, bold, black, sans-serif font. Below them, the words 'UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ' are written in a smaller, black, sans-serif font. A yellow vertical bar is positioned to the left of the 'U'.