HAL
open science

Modélisation et simulation du procédé de prépolissage automatique sur centre d'usinage 5 axes

Guiot Anthony

To cite this version:

Guiot Anthony. Modélisation et simulation du procédé de prépolissage automatique sur centre d'usinage 5 axes. Génie mécanique [physics.class-ph]. École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2012. Français. NNT : . tel-01044984v1

HAL Id: tel-01044984

https://theses.hal.science/tel-01044984v1

Submitted on 22 Apr 2013 (v1), last revised 24 Jul 2014 (v2)

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

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

ENSC-2012 N°416

THÈSE DE DOCTORAT

DE L'ÉCOLE NORMALE SUPÉRIEURE DE CACHAN

présentée par

Anthony GUIOT

pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'ÉCOLE NORMALE SUPÉRIEURE DE CACHAN

Domaine :

Mécanique, Génie Mécanique, Génie Civil

Modélisation et simulation du procédé de prépolissage automatique sur centre d'usinage 5 axes

Thèse soutenue à Cachan le 6 décembre 2012, devant le jury composé de :

Gérard POULACHON	Professeur des Universités, Arts et Métiers ParisTech Cluny	Président
Benoît FURET	Professeur des Universités, Université de Nantes	Rapporteur
Joël RECH	Professeur des Universités, ENI St-Etienne	Rapporteur
Laurent SABOURIN	Maître de Conférences, IFMA	Examinateur
Christophe TOURNIER	Professeur des Universités, ENS de Cachan	Directeur de thèse
Yann QUINSAT	Docteur, ENS de Cachan	Encadrant de thèse

Laboratoire Universitaire de Recherche en Production Automatisée
ENS de Cachan / EA 1385 / Université de Paris Sud 11
61, avenue du Président Wilson – 94235 Cachan Cedex

Remerciements

En premier lieu, je tiens à remercier les membres du jury pour avoir accepté de participer à cette soutenance et pour les différentes remarques et points de vue qu'ils ont pu apporter à ces travaux de thèse. Je remercie ainsi les rapporteurs M. Furet et M. Rech pour avoir analysé avec soins mon manuscrit et les examinateurs M. Poulachon et M. Sabourin.

Je tiens à remercier Christophe Tournier et Yann Quinsat pour m'avoir encadré au cours de ces travaux et surtout pour avoir fait en sorte que ces trois années de thèse soient des moments très enrichissants sur les plans scientifique et personnel.

Ensuite je voudrais remercier l'ensemble des personnes que j'ai pu côtoyer au cours de ces années passez à l'ENS de Cachan, c'est à dire l'ensemble des personnes du LURPA, du DGM et du LMT, les amis de promotions et les autres ...

Enfin, je remercie ma famille et plus particulièrement ma chérie.

Table des matières

Table des matières i

Liste des figures v

Liste des tableaux ix

Introduction 1

1 Le polissage 5
1 Contexte et besoin 7
2 L'abrasion 10
2.1 Mécanismes d'enlèvement de matière par abrasion 10
2.2 Les procédés d'usinage par abrasion 12
2.3 Les composants de l'abrasion 14
2.3.1 La pièce 14
2.3.2 Le fluide 15
2.3.3 Les particules abrasives 15
2.3.4 L'outil (ou contrepièce) 16
2.4 les modèles d'abrasion 16
2.4.1 Les modèles analytiques 17
2.4.2 Les modèles empiriques 19
2.4.3 Influence des paramètres non pilotés 21
2.4.4 Conclusions sur les modèles d'abrasion 23
3 Les méthodes de polissage mécanique 24
3.1 Polissage sur polisseuses conventionnelles 25
3.2 Polissage manuel 26
3.3 Polissage automatique 27
3.3.1 Polissage automatique avec asservissement en effort 28
3.3.2 Polissage automatique sans asservissement en effort 28
3.3.3 Comparaison des moyens de polissage multiaxes 28
3.3.4 Outils de polissage automatique et paramétrage 31
3.4 Comparaison des méthodes de polissage mécanique 33
4 Problématiques liées au polissage automatique 35
4.1 Optimisation de l'enchainement des opérations de polissage 36
4.1.1 Ordonnancement et optimisation des opérations de polissage 36

4.1.2 Détection automatique de la fin d'une opération ou de défauts géométriques par mesure in situ 39
4.2 Problématique de la thèse : maîtrise des défauts macro géométriques des pièces polies 42

2 Modélisation du contact outil/pièce 45
1 Introduction 47
2 Définition du modèle 49
2.1 Géométrie et comportement des éléments 49
2.1.1 Le porte-disque 49
2.1.2 Le disque abrasif 50
2.1.3 La pièce 50
2.2 Les conditions limites 50
2.2.1 Les interactions 51
2.2.2 Les chargements 51
2.3 Comportement du porte-disque 52
2.3.1 Comportement des élastomères 52
2.3.2 Mesure expérimentale du comportement de l'élastomère constituant le porte-disque 55
2.3.3 Comportement sans rotation de la broche 57
2.3.4 Comportement avec rotation de la broche 58
2.3.5 Détermination du module d'élasticité par corrélation entre essais et simulations 61
2.3.6 Essai préliminaire de compression 61
2.3.7 Détermination du module d'élasticité 62
2.4 Comportement des disques de prépolissage ($P600$) 64
3 Les paramètres de simulation 64
3.1 Les éléments utilisés 65
3.2 La taille des éléments 65
4 Validation et limites du modèle de contact 67
4.1 Validation du modèle sans disque abrasif 67
4.2 Validation du modèle de contact 70
4.2.1 Effort au contact 70
4.2.2 Zone de contact 70
4.2.3 Mesure de la surface de contact 72
4.2.4 Mesure de la répartition de pression 72
4.2.5 Comparaison des contacts expérimentaux et simulés 73
4.3 Conclusions 76
5 Mise en place d'un abaque de contact 76
6 Conclusions 81

3 Modélisation expérimentale du pouvoir abrasif 83
1 Les variations d'efficacité en prépolissage 85
1.1 Étude de cas 85
1.2 Corrélation avec l'évolution de l'état d'un disque abrasif ($P600$) . . . 86
1.3 Bibliographie sur l'évolution du pouvoir abrasif 91
2 Définition d'un essai sur MOCN 5 axes pour l'étude des variations d'efficacité de l'abrasion 93
2.1 Les contraintes du procédé et des moyens 93
2.2 Protocole expérimental 94
2.3 Mesure de l'éprouvette et traitements des données 95
3 Essais préliminaires 96
3.1 Définition des paramètres de l'essai 96
3.2 Observations générales 99
3.2.1 Mauvaise répétabilité 99
3.2.2 Une évolution du pouvoir abrasif pas toujours décroissante 101
3.2.3 Pouvoir abrasif plus important dans les matériaux « tendres » 102
3.3 Effet des paramètres étudiés 102
3.3.1 Effet de l'écrasement 104
3.3.2 Effet de la vitesse d'avance 104
3.3.3 Effet de la fréquence de broche 105
3.3.4 Effet du matériau 105
3.3.5 Conclusions 105
4 Modélisation des variations du pouvoir abrasif 106
4.1 Modification du protocole 106
4.2 Définition des essais pour la modélisation 107
4.3 Modélisation du pouvoir abrasif 109
4.3.1 Mise en place du modèle 109
4.3.2 Identification et analyse du modèle 110
5 Analyse du modèle de variation du pouvoir abrasif 113
5.1 Prédiction du pouvoir abrasif par interpolation du modèle 113
5.2 Mesure des variations thermiques pendant une opération de polissage 115
5.3 Limites du protocole et du modèle 118
6 Conclusions 119

4 Maîtrise des défauts géométriques en prépolissage 123
1 Les trajectoires 126
1.1 Les trajectoires de fraisage 127
1.2 Les trajectoires de polissage 128
2 Simulation de l'enlèvement de matière 131
2.1 Simulation des opérations de polissage 131
2.1.1 Les méthodes de simulation 131
2.1.2 Étude de différentes trajectoires 133
2.2 Méthode proposée pour la simulation de l'enlèvement de matière . . 135
2.2.1 Répartition de pression et vitesse constante 135

2.2.2 Prise en compte des répartitions de pression et de vitesse d'abrasion . . . 137
2.2.3 Prise en compte des variations d'efficacités . . . 137
2.3 Validation de l'outil de simulation . . . 138
2.3.1 L'essai . . . 138
2.3.2 La simulation . . . 139
2.4 Conclusions . . . 142
3 Obtention d'un enlèvement de matière constant . . . 143
3.1 Compensation de l'efficacité par la vitesse d'avance . . . 143
3.1.1 La méthode . . . 143
3.1.2 Validation expérimentale de la méthode . . . 144
3.2 Compensation de la perte d'efficacité par la fréquence de broche . . . 148
3.2.1 La méthode . . . 148
3.2.2 Exemple d'application . . . 149
3.3 Exemple d'une compensation mixte . . . 151
4 Conclusions . . . 154

Conclusions et perspectives **155**

Bibliographie **161**

Normes **169**

Annexes **171**
A Principaux abrasifs industriels . . . 172
B Cinématique des polisseuses conventionnelles . . . 173
C Mesure par imagerie chromatique confocale . . . 178
D Caractéristiques de la MIKRON UCP 710 . . . 180
E Contact entre le porte-disque et une surface plane . . . 181
F Contact entre le disque et une surface plane . . . 184
G Évolution du contact . . . 185
G1 Influence de l'écrasement et de l'inclinaison . . . 185
G2 Influence de la forme de la pièce . . . 186
H Usure des disques abrasifs P600 . . . 189
I Essais portant sur l'influence des paramètres sur le pouvoir abrasif . . . 190
J Courbes de températures du porte-disque pendant une opération de polissage 194
K Interfaces développées dans MATLAB . . . 196

Table des figures

1.1 Principe de l'essai de rayure 11
1.2 Mécanismes d'enlèvement de matière [Klocke *et al.* (2011)] 11
1.3 Types d'usinage par abrasion [Felder (2009b)] 12
1.4 Photos de procédés d'usinage par abrasion 14
1.5 Schéma du microcontact pad/particule/wafer [Jiang *et al.* (2008)] 17
1.6 Schéma des mécanismes d'enlèvement de matière pour l'estimation du taux d'enlèvement de matière 18
1.7 Les grandeurs macroscopiques impliquées dans l'abrasion 19
1.8 Influence du diamètre des particules et de la dureté de la pièce [Oh et Seok (2009)] 22
1.9 Polisseuse conventionnelle 26
1.10 Schéma d'une polisseuse conventionnelle 26
1.11 Polissage manuel 27
1.12 Trajectoires de polissage manuel [Pessoles (2007)] 27
1.13 Effort de polissage en fonction de l'écrasement [Pessoles et Tournier (2009)] . 29
1.14 Polissage robotisé avec robot industriel MOTOMAN UP-6 [Nagata *et al.* (2007)] 29
1.15 Polissage automatique sur machine-outil 30
1.16 Outils de polissage automatique 31
1.17 Disques abrasifs pour le prépolissage LAMPLAN 32
1.18 Disques en feutre pour le polissage LAMPLAN 32
1.19 Paramétrage des outils de polissage automatique 33
1.20 Évolution de R_a au cours du temps (pour différents papiers) 37
1.21 Évolution de R_{pk} au cours du temps (pour différents papiers) 38
1.22 Influence des paramètres opératoires sur l'évolution de R_a avec un papier $P600$ 38
1.23 Montage et acquisition pour la mesure in situ 40
1.24 Mesure de profiles 2D in situ 41
1.25 Essai de prépolissage $P600$ 43

2.1 Représentation du modèle de contact elliptique 48
2.2 Dimensions nominales du porte-disque 50
2.3 Ensemble pièce, disque et porte-disque 51
2.4 Cycle d'hystérésis en cisaillement à 0.02 Hz pour un mélange à base de caoutchouc [Saad (2003)] 53
2.5 Facteurs influents sur la rigidité des caoutchoucs [Saad (2003)] 54
2.6 Dispositif expérimental de la mesure d'effort [Pessoles et Tournier (2009)] . . 56

2.7 Mesure brute de l'effort 57
2.8 Courbes d'effort en fonction de l'écrasement normal (15 degrés) 58
2.9 Courbes d'effort en fonction de l'écrasement normal (15 degrés) 59
2.10 Éprouvette en élastomère pour essai de compression 62
2.11 Comparaison de l'effort entre les essais et le modèle sans disque 63
2.12 capture de la surface de contact porte-disque/plan 68
2.13 Comparaison de l'effort entre les essais et le modèle global 71
2.14 Coloration du contact avec film pression (15 degrés) 72
2.15 Comparaison de la zone de contact : inclinaison 5 degrés et écrasement de 0,3 mm 73
2.16 Comparaison du contact : inclinaison 15 degrés et écrasement de 0,5 mm . . 74
2.17 Schéma de l'ensemble disque et porte-disque 74
2.18 Simulation du contact à partir de la géométrie nominale et de la trajectoire . . 77
2.19 Influence du pas de discrétisation des écrasements lors de l'interpolation de l'abaque 78
2.20 Plans de symétrie d'une quadrique 79
2.21 Risque de contact double pour les surfaces concaves 80
2.22 Rayons de courbure utilisés pour créer l'abaque 80
2.23 Interface permettant d'interpoler l'abaque de contact 81

3.1 Essai de prépolissage $P600$ 86
3.2 Photo de papier $P600$ (diamètre 21 mm) 87
3.3 Photo des trois zones ($0,5 \times 0,5\ mm^2$) 88
3.4 Mesure des trois zones du disque P600 : observation au MEB (gauche) et cartographie de la hauteur (droite) 89
3.5 Comparatif d'enlèvement de matière selon disques abrasifs (source LAMPLAN) 92
3.6 Exemple de redressement de profil 96
3.7 État de surface après fraisage 98
3.8 Définition de l'essai 99
3.9 Profondeur de prépolissage de l'essai 1 (série 1) 100
3.10 Graphe des effets des facteurs sur la profondeur initiale Pi (μm) 103
3.11 Graphes des interactions des facteurs sur la profondeur initiale Pi (μm) 103
3.12 Graphe des effets des facteurs sur le rapport $\gamma = Pi/Pf$ 103
3.13 Graphes des interactions des facteurs sur le rapport $\gamma = Pi/Pf$ 104
3.14 Trajectoire des essais pour la modélisation du pouvoir abrasif 107
3.15 Vitesse centre-outil mesurée le long d'une portion circulaire 107
3.16 Cartographie de la profondeur mesurée pour l'essai 1 :$V_f = 180\ mm/min$ et $N = 2000\ tr/min$ (sauf rodage) 108
3.17 Profondeur des quatre bandes de rodage :$V_f = 120\ mm/min$ et $N = 2000\ tr/min$ 109
3.18 Évolution de la profondeur 110
3.19 Effets des paramètres sur la profondeur initiale Pi 111
3.20 Effets des paramètres sur la constante de temps τ 112
3.21 Effets des paramètres sur l'efficacité finale γf 112
3.22 Profondeurs mesurées et modèles associés 114

3.23 Mesure de la température : 15 degrés d'inclinaison, 1500 tr/min et $0,5$ mm d'écrasement . . . 117
3.24 Vers un nouveau modèle d'efficacité . . . 119

4.1 Position et orientation d'un outil . . . 126
4.2 Différentes trajectoires : (a) Directions parallèles, (b) Contours parallèles et (c) Espace paramétrique [Lasemi *et al.* (2010)] . . . 128
4.3 Courbes fractales utilisées en polissage [Tam et Cheng (2010)] . . . 129
4.4 Courbe trochoïdale [Pessoles et Tournier (2009)] . . . 130
4.5 Trajectoire trochoïdale sur courbe de Hilbert [Pessoles et Tournier (2009)] . . . 130
4.6 Trajectoire cycloïdale le long d'une double spirale [Hauth et Linsen (2011)] . . . 130
4.7 a) Surface avant polissage, b) Surface après polissage, c) Courbes de portances [Savio *et al.* (2009)] . . . 132
4.8 Simulation de la topographie avant et après polissage [Xi et Zhou (2005)] . . . 132
4.9 Influence de différents paramètres sur la profondeur de matière enlevée [Wang *et al.* (2009)] . . . 133
4.10 Étude de l'enlèvement de matière pour une trajectoire à directions parallèles [Tam et Cheng (2010)] . . . 134
4.11 Étude de l'enlèvement de matière pour une trajectoire cycloïdale [Hauth et Linsen (2011)] . . . 134
4.12 Simulation de l'enlèvement de matière . . . 137
4.13 Paramètre de simulation de l'enlèvement de matière . . . 140
4.14 Comparaison de l'homogénéité de l'abrasion . . . 141
4.15 Limites de la vitesse d'avance estimée par VPOp . . . 145
4.16 Format d'interpolation de la vitesse d'avance sur Sinumerik 840D . . . 146
4.17 Vitesse d'avance en fonction de l'abscisse curviligne . . . 146
4.18 Comparaison de l'homogénéité de l'abrasion . . . 147
4.19 Fréquence de broche . . . 150
4.20 Comparaison de l'homogénéité de l'abrasion . . . 150
4.21 Consignes pour compenser la perte d'efficacité . . . 152
4.22 Comparaison de l'homogénéité de l'abrasion . . . 153
B1 Schéma d'une polisseuse conventionnelle . . . 173
B2 Polisseuse MM 8055 A . . . 175
B3 Champ de vitesse $\omega_1 = 50tr/min$ . . . 176
B4 Champ de vitesse $\omega_1 = 600tr/min$ . . . 177
C1 Principe de la mesure par imagerie chromatique confocale . . . 178
D1 Modélisation géométrique du centre d'usinage Mikron UCP 710 . . . 180
E1 Zones de contact entre le porte-disque et un plan selon écrasement normale à la surface plane (5 degrés d'inclinaison) . . . 181
E2 Zones de contact entre le porte-disque et un plan selon écrasement normale à la surface plane (10 degrés d'inclinaison) . . . 182
E3 Zones de contact entre le porte-disque et un plan selon écrasement normale à la surface plane (15 degrés d'inclinaison) . . . 183
G1 Évolution de la pression sur un plan (inclinaison/écrasement) . . . 185
G2 Forme des quadriques étudiées . . . 186
G3 Pression de contact sur une surface convexe en fonction du rayon de courbure 187
G4 Pression de contact sur une surface concave en fonction du rayon de courbure 187

G5 Pression de contact sur une surface de type paraboloïde hyperbolique en fonction du pivotement de l'outil 188
H1 Représentation 3D des trois zones du disque ($0,5 \times 0,5\ mm^2$) 189
H2 Courbe d'Abbott-Firestone des trois zones du disque 189
H3 Répartition des pics selon la hauteur 189
I1 Cartographies en profondeur des 8 essais : Série 1 190
I2 Cartographies en profondeur des 8 essais : Série 2 191
I3 Cartographies en profondeur des 8 essais : Série 3 192
I4 Profondeur des bandes : 8 essais 193
J1 Correspondance entre les les courbes et les zones mesurées sur le porte-disque 194
J2 Écrasement de $0,5mm$ et fréquence de broche de 1500 tr/min 194
J3 Écrasement de $0,7mm$ et fréquence de broche de 1500 tr/min 195
J4 Écrasement de $0,5mm$ et fréquence de broche de 3000 tr/min 195
J5 Écrasement de $0,7mm$ et fréquence de broche de 3000 tr/min 195
K1 Interface du générateur de trajectoire de polissage 196
K2 Interface du simulateur de trajectoire de polissage 196

Liste des tableaux

1.1 Tailles des rayons d'atomes 9
1.2 Diamètre médian de micrograins appliqués 16
1.3 Comparaison qualitative des procédés de polissage mécanique 34
1.4 Mesure de la rugosité 41

2.1 Représentations des différents maillages en fonction de la taille de maille . . 66
2.2 Influence de la taille de maille sur le temps de calcul 66
2.3 Zone de contact selon écrasement pour 15 degrés 69
2.4 Influence de E et ν sur la zone de contact 69
2.5 Estimateur de la corrélation entre les pressions simulées et mesurées en fonction de l'inclinaison et de l'écrasement 75
2.6 Paramètres de l'abaque réalisé 80

3.1 Calcul des paramètres sur les trois zones du papier $P600$ 90
3.2 Paramètres des essais préliminaires 97
3.3 Paramètres d'état de surface après fraisage 98
3.4 Paramètres des essais pour la modélisation de l'usure 108
3.5 Profondeurs mesurées et modèle identifié 111
3.6 Valeurs des paramètres des modèles de profondeur 113
3.7 Temps hors matière entre les bandes 115

4.1 Temps de prépolissage selon méthode de compensation 153
A1 Propriétés des abrasifs industriels [Felder (2009b)] 172
D1 Paramètre CN des performances cinématiques de la Mikron UCP 710 [Lavernhe (2006)] 180
F1 Comparaison des contacts par superposition 184

Introduction

La réalisation de formes complexes comme les moules ou matrices nécessite parfois l'utilisation de procédés de superfinition tels que le polissage. Le polissage est une opération d'abrasion notamment utilisée dans la réalisation des circuits microélectroniques, des pièces d'optique de haute résolution et la finition de pièces mécaniques. Elle permet d'obtenir une qualité géométrique et microgéométrique très fine jusqu'à l'obtention d'une surface dite polie miroir et de réduire les défauts d'aspect. Ce degré de qualité est par exemple nécessaire pour les prothèses médicales afin de réduire les frottements ou les moules permettant d'injecter des pièces transparentes.

Les avancées et innovations dans le domaine de l'usinage, comme l'automatisation, les centres d'Usinage Grande Vitesse (UGV) et les logiciels de Fabrication Assisté par Ordinateur (FAO) ont permis d'accroitre considérablement la productivité tout en maîtrisant la qualité. Pour de nombreux procédés (mise en forme primaire, usinage, assemblage ...), l'automatisation garantit une bonne répétabilité du procédé et des cadences importantes. La majorité des procédés d'usinage ont profité de ces nombreuses avancées techniques, comme le tournage et le fraisage, mais certains procédés n'ont pas encore totalement bénéficiés de ces progrès. C'est notamment le cas du polissage et du prépolissage de formes complexes, pour lesquels l'automatisation n'est pas courante car il est difficile de maîtriser l'ensemble des paramètres du procédé.

Les polisseuses automatiques sont régulièrement utilisées pour obtenir des surfaces planes dans le domaine de la réalisation de circuits intégrés en semi-conducteur. Par contre pour les pièces mécaniques et même plus généralement les surfaces de formes complexes, l'opération de polissage s'effectue principalement de manière manuelle, souvent sous-traitée chez des spécialistes du polissage. La qualité des surfaces obtenues dépend ainsi du savoir-faire et de l'expérience de l'opérateur, et la pièce à polir peut être immobilisée pour une durée plus ou moins longue selon la charge du sous-traitant. L'utilisation de robots ou machines-outils est une solution alternative au polissage manuel pour polir des surfaces gauches, mais nécessite

de nombreuses mises au point.

Le polissage automatique des surfaces complexes sur machine multi-axes présente potentiellement de nombreux avantages. Premièrement, il est possible d'améliorer la qualité des surfaces polies grâce à la répétabilité des axes des robots ou machines-outils utilisés. De plus, pour des machines-outils les opérations de fraisage et de polissage peuvent être effectuées sur le même moyen. Ensuite, l'automatisation du procédé de polissage apporte un gain en terme de productivité. Enfin, les délais de transfert chez le sous traitant sont ainsi supprimés.

Même si le polissage automatique semble avantageux par rapport au polissage manuel, il est peu utilisé car il est mal maîtrisé et qu'il soulève de nouveaux verrous scientifiques et technologiques. Dans le cas du polissage manuel, l'observation du polisseur lui permet d'adapter les paramètres de polissage au cours de l'opération. En polissage automatique, il est difficile de remplacer l'œil du polisseur, il faut donc définir a priori l'ordonnancement des opérations et l'ensemble des paramètres des opérations permettant d'obtenir la surface souhaitée.

Dans le but de faciliter et de systématiser la création d'une gamme de polissage, les travaux présentés dans ce manuscrit portent sur la compréhension et la maîtrise du procédé de polissage automatique afin de garantir la qualité géométrique des pièces.

Articulation du manuscrit

Le premier chapitre montre la nécessité d'utiliser des opérations d'abrasions comme le prépolissage et le polissage dans le cadre de la fabrication des formes complexes. Les différents procédés d'usinage par abrasion sont présentés avant de détailler et comparer les méthodes et les moyens de polissage mécanique. Les verrous scientifiques et technologiques liés au polissage automatique sont parcourus avant de définir la problématique de cette thèse, qui concerne la maîtrise des défauts géométriques pendant une opération de prépolissage automatique.

Le second chapitre permet de définir un modèle du contact obtenu entre la pièce et l'outil de prépolissage. Ce chapitre est donc tout d'abord consacré à la définition du modèle et à l'identification des lois de comportement du modèle. Une méthode de validation du modèle de contact est ensuite proposée par une mesure indirecte du contact. L'utilisation du modèle de contact est finalement facilitée par la mise en place d'un abaque.

Le troisième chapitre s'intéresse à la modélisation du pouvoir abrasif au cours d'une opération de prépolissage, et plus spécifiquement à la modélisation de la diminution du pouvoir abrasif au cours d'un essai. Un protocole expérimental est proposé pour réaliser cette étude des variations du pouvoir abrasif. Les résultats obtenus permettent de modéliser ces variations. D'autres essais spécifiques sont également réalisés pour identifier les causes de cette chute du pouvoir abrasif au cours d'une opération de prépolissage.

Le dernier chapitre présente un outil permettant de simuler l'enlèvement de matière pendant une opération d'abrasion. Cet outil intègre les modèles précédemment définis. La comparaison entre les défauts géométriques obtenus par simulation et par expérimentation permet de valider l'outil de simulation d'enlèvement de matière ainsi que les modèles utilisés. Une dernière partie propose différentes méthodes permettant de compenser la diminution du pouvoir abrasif, et ainsi d'obtenir un enlèvement de matière constant. Les conclusions et perspectives terminent ce mémoire.

Chapitre 1

Le polissage

Ce premier chapitre permet de préciser le contexte industriel de la fabrication de formes complexes et de mieux comprendre les difficultés liées à l'automatisation du polissage de ces surfaces. Après avoir montré les limites de l'usinage pour la réalisation d'état de surface de haute qualité, les mécanismes et procédés d'abrasion sont présentés. Le polissage automatique est ensuite présenté et comparé aux autres méthodes de polissage mécanique avant de définir plus précisément les problématiques liées au polissage automatique. La fin du chapitre se focalise sur les travaux abordés dans cette thèse. Ils concernent la maîtrise de la qualité géométrique des surfaces au cours d'une gamme de polissage automatique.

Sommaire

1 Contexte et besoin 7

2 L'abrasion 10

2.1 Mécanismes d'enlèvement de matière par abrasion 10

2.2 Les procédés d'usinage par abrasion 12

2.3 Les composants de l'abrasion 14

2.4 les modèles d'abrasion 16

3 Les méthodes de polissage mécanique 24

3.1 Polissage sur polisseuses conventionnelles 25

3.2 Polissage manuel 26

3.3 Polissage automatique 27

3.4 Comparaison des méthodes de polissage mécanique 33

4 Problématiques liées au polissage automatique 35

4.1 Optimisation de l'enchainement des opérations de polissage 36

4.2 Problématique de la thèse : maîtrise des défauts macro géométriques des pièces polies 42

1 Contexte et besoin

Dans le cadre de l'obtention de pièces mécaniques, les tolérances admissibles sur les caractéristiques du produit comme la résistance mécanique, la dureté, les contraintes résiduelles et bien évidemment la géométrie sont très variées. Les tolérances peuvent être de différentes natures comme les tolérances dimensionnelles, géométriques ou encore d'état de surface. Ainsi certains produits nécessitent notamment d'avoir des tolérances de forme et d'état de surface relativement faibles (défaut de forme $< 20\ \mu m$ et $R_a < 200\ nm$). Ces contraintes rendent difficile l'obtention de ces surfaces et réduit le nombre de procédé adéquat. Parmi les domaines d'activités ou types de pièces présentant ce type de contrainte, il est possible de citer :

Les prothèses médicales :

- Diminution des débris dus aux frottements et amélioration de la durée de vie
- Faciliter les interactions avec le corps humain ($R_a < 0{,}5\ \mu m$ selon la norme [ISO 21534])

Les pièces d'optique :

- Avoir une transparence vis-à-vis des ondes lumineuses (visible, infra-rouge, UV ...)
- Avoir une bonne qualité géométrique sur la forme pour la convergence des rayons

L'électronique :

- Fabrication de surfaces minces comme les wafers (support de fabrication des circuits intégrés, des transistors et des semi-conducteurs de puissance)

L'injection plastique (moules) :

- Fabrication des moules pour l'obtention de pièces transparentes (lunettes, masques, visières, flacons...) ou ayant une bonne qualité d'aspect (interrupteurs muraux, jouets en plastique...)

L'emboutissage / forgeage (moules et matrices) :

- Limiter les frottements dans les zones à fortes courbures ($R_a \approx 0{,}5$ en carrosserie)

Le choix de la gamme de fabrication de ces pièces dépend de nombreux paramètres comme la forme de la pièce, le type de matériau, les spécifications mais aussi des critères économiques. L'ordonnancement des opérations et le choix de l'opération finale sont fortement liés aux spécifications géométriques et aux capabilités des procédés permettant de réaliser la surface.

L'électroérosion, souvent utilisée pour fabriquer des pièces de forme complexe ayant une dureté importante ($> 50\ HRC$) comme les moules de forgeage, permet d'obtenir des surfaces de bonne qualité ($R_a < 1{,}6\ \mu m$) [Kremer (2000)]. Mais ce procédé est uniquement possible pour les matériaux conducteurs, il demeure long en temps car les débits de matière sont faibles ($1\ cm^3/min$ en ébauche) et les effets thermiques des décharges génèrent des contraintes résiduelles, ce qui réduit la tenue en fatigue des pièces. Pour toutes ces raisons, l'électroérosion est uniquement utilisé pour la fabrication unitaire ou de petites séries de surfaces très durs ou difficile d'accès en fraisage comme dans le domaine de l'outillage. La fabrication de moyennes et grandes séries est effectuée par des opérations de fraisage grande vitesse.

Une opération de finition sur centre d'usinage grande vitesse 5 axes permet de réaliser des formes complexes avec une productivité importante. La qualité dimensionnelle des surfaces obtenues a fortement progressé et ce procédé permet de réaliser des surfaces avec des écarts géométriques de quelques μm. L'état de surface en fraisage est un paramètre bien maîtrisé, il peut être simulé et correctement prédit [Quinsat *et al.* (2011)]. Ces modèles et simulations permettent ainsi de déterminer les paramètres de fraisage à utiliser vis-à-vis des spécifications d'état de surface. D'autre part, les progrès réalisés dans le domaine des matériaux ont donné naissance à de nouveaux substrats de plaquettes, qui augmentent les durées de vie des outils et facilitent l'usinage des matériaux durs comme ceux utilisés pour les moules. Néanmoins les rayons d'acuité d'arête ne peuvent être réduits sans risquer la rupture de l'arête de coupe et la qualité des surfaces usinées est limitée. La rugosité R_a peut atteindre 0,8 μm en fraisage et 0,4 μm en tournage [Chevalier et Bohan (1998)], mais il est difficile de descendre en dessous de ces valeurs. Pour des rugosités plus faibles, il faut réduire les rayons d'arête et réduire les efforts comme en micro-usinage, mais dans ce cas les temps d'usinage sont beaucoup plus longs.

Pour obtenir une meilleure rugosité, il est donc nécessaire de compléter la gamme de fabrication avec des procédés de finition et de superfinition comme les procédés d'abrasion. Cependant, tous les procédés ne conviennent pas nécessairement. Il n'est pas possible d'utiliser de la rectification, du rodage, du toilage ou du polissage conventionnel, procédés qui permettent d'obtenir de faibles états de surface, mais uniquement sur des surfaces simples comme les plans et les cylindres. Sur les surfaces complexes, l'obtention d'un bon état de surface est possible en utilisant des procédés de finition et de superfinition comme le meulage,

le polissage, la tribofinition.

De plus la fonction de certaines pièces comme les moules d'injection de pièces transparentes ou les implants médicaux nécessite d'avoir une rugosité polie-miroir. Cette spécification de rugosité polie-miroir signifie que l'état de surface doit permettre de refléter les ondes lumineuses visibles de manière spéculaire, c'est-à-dire que le rayon incident donne naissance à un rayon réfléchi unique. Pour ceci, il faut que les défauts de la surface miroir soient dix fois inférieurs à la longueur d'onde à refléter. Le spectre de la lumière visible par l'œil humain s'étend de 380 *nm* à 780 *nm*, ainsi une rugosité polie-miroir dans le champ du visible correspond à des écarts géométriques inférieurs à 38 *nm*, ce qui est très difficile à obtenir, et quasiment seul le polissage permet d'atteindre une telle rugosité.

Les matériaux métalliques, qui représentent une bonne partie des surfaces polies, sont des matériaux polycristallins (Le tableau 1.1 donne quelques ordres de grandeur sur le rayon des atomes utilisés dans le domaine de la mécanique). Chaque grain est un monocristal qui peut avoir des formes et des orientations variées. Sous certaines conditions de mise en forme, il est possible d'obtenir des métaux nanocristallins, soit un matériau dont l'une des tailles des cristaux est inférieure à 100 *nm*, mais dans le cas général, la taille des grains des métaux est plutôt comprise entre 2 et 20 μm, ce qui est largement supérieur à la taille des défauts permettant la réflexion spéculaire. Pour se donner une idée de la taille des réseaux cristallins dans les métaux, nous prenons l'exemple du fer sous sa forme cubique centrée (fer$_\alpha$) et cubique faces centrées (fer$_\gamma$). La taille a d'une maille s'exprime en fonction du rayon ionique r_i selon l'équation 1.1 pour une structure cubique centrée et selon l'équation 1.2 pour une structure cubique faces centrées.

Composé	**Rayon de l'atome**
fer	156 *pm*
carbone	67 *pm*
chrome	166 *pm*
aluminium	118 *pm*

Tableau 1.1 – Tailles des rayons d'atomes

$$a = \frac{4r_i}{\sqrt{3}} \quad \Rightarrow \quad a_{Fer_\alpha} = 0{,}286\ nm \tag{1.1}$$

$$a = \frac{4r_i}{\sqrt{2}} \quad \Rightarrow \quad a_{Fer_\gamma} = 0{,}3647\ nm \tag{1.2}$$

Pour obtenir une rugosité polie-miroir il ne faut pas retirer des grains mais être capable de retirer ou déformer uniquement une centaine de mailles cristallines dans l'épaisseur de la surface. Ces quelques chiffres montrent en partie pourquoi la fabrication des surfaces polies miroir n'est pas évidente et explique pourquoi le polissage est souvent réalisé manuellement par des personnes ayant un savoir faire et une expérience importante dans le domaine.

2 L'abrasion

D'après une définition du CIRP [CIRP (2004)] :

« L'abrasion est un mécanisme d'usure d'origine mécanique généré par le déplacement relatif des solides en contact »

En fonction des procédés d'abrasion utilisés et de la complexité de la forme à réaliser, il est possible d'obtenir des états de surface ayant une rugosité R_a inférieure à 10 nm.

2.1 Mécanismes d'enlèvement de matière par abrasion

L'enlèvement de matière généré par une particule abrasive peut être le résultat de différents mécanismes. Un essai de rayure permet d'étudier le mécanisme d'enlèvement de matière d'un unique grain abrasif (Figure 1.1). Il est généralement pratiqué sur un échantillon plan du matériau étudié et consiste à appliquer à la surface du matériau un indenteur, qui simule un grain abrasif, avec une force normale P tout en le déplaçant avec une vitesse de translation v. Pour un même matériau, les quatre mécanismes de micro rayure, micro fatigue, micro coupe et micro fissuration peuvent intervenir en fonction de la profondeur de pénétration et de l'angle d'attaque.

- La profondeur de pénétration δh : la distance entre la pointe de l'indenteur et la surface initiale de l'échantillon ;
- L'angle d'attaque β : angle entre la surface initiale de l'échantillon et la face avant de l'indenteur.

Le mécanisme dépend visiblement de la profondeur à laquelle se trouve la particule abrasive [Brinksmeier *et al.* (2010), Klocke *et al.* (2011)]. Pour de faibles profondeurs, le contact des abrasifs avec la pièce engendre une déformation élastique du matériau, puis

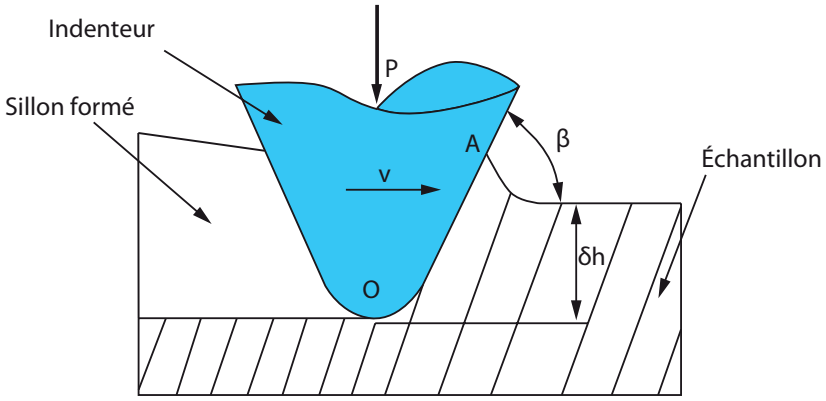
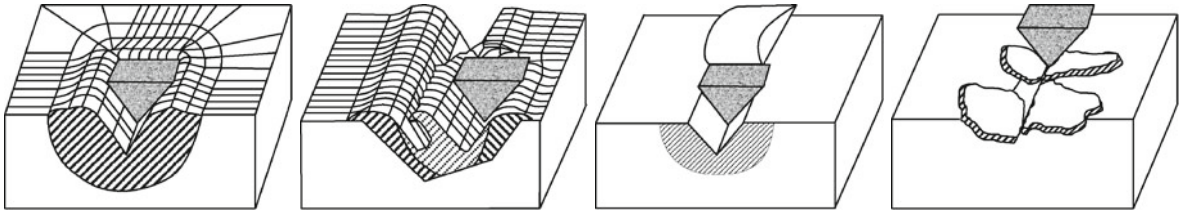


Figure 1.1 – Principe de l'essai de rayure

une déformation plastique du matériau lorsque la profondeur de pénétration des particules augmente. Ces déformations plastiques font apparaitre des « micro labours » ou « micro rayures » (Figure 1.2(a)). Avec ce mécanisme, il n'y a pas réellement d'enlèvement de matière, cette dernière se déforme de chaque côté du sillon. Si plusieurs particules agissent dans la même zone, la matière est régulièrement déformée et finit par céder, ce mécanisme est appelé « micro fatigue » (Figure 1.2(b)). Le mécanisme de « micro coupe » intervient lorsque la profondeur de pénétration est suffisante pour qu'il y ait formation d'un copeau, laissant place à un sillon (Figure 1.2(c)). La « micro fissuration » est le fruit de contraintes internes importantes souvent liées aux particules abrasives (Figure 1.2(d)). Ce mécanisme existe uniquement avec les matériaux fragiles comme la céramique, tandis que le micro rayage et la micro coupe apparaissent principalement avec les matériaux ductiles.



(a) Micro rayage (b) Micro fatigue (c) Micro coupe (d) Micro fissuration

Figure 1.2 – Mécanismes d'enlèvement de matière [Klocke *et al.* (2011)]

Le mécanisme de micro coupe apparait pour des angles d'attaque supérieurs à une valeur critique β_c ($\beta_c \approx 45°$ pour un matériau ductile)[Felder (2009a)], tandis que le mécanisme de

micro rayage est prépondérant pour des angles inférieurs. Sur un disque abrasif, la distribution des angles d'attaque n'est pas uniforme, l'abrasion fait donc intervenir plusieurs mécanismes en même temps. Mais en général, le polissage de pièces en acier ayant une dureté importante fait principalement intervenir le mécanisme de micro coupe, tandis que le micro rayage est dominant pour les aciers plus doux [Klocke *et al.* (2011)]. De plus, pour favoriser une bonne qualité de surface, il est souvent préférable de faire intervenir le mécanisme de micro coupe qui permet d'obtenir une meilleure intégrité de surface. Au contraire, le micro rayage et la micro fatigue ont pour effet de sans cesse repousser la matière de chaque côté du sillon ce qui engendre une valeur de rugosité et des contraintes résiduelles souvent plus élevées.

2.2 Les procédés d'usinage par abrasion

Les procédés d'abrasion peuvent être classés en trois catégories, les procédés d'abrasion 2 corps, 3 corps et par érosion [Komanduri *et al.* (1997), Felder (2009b)] :

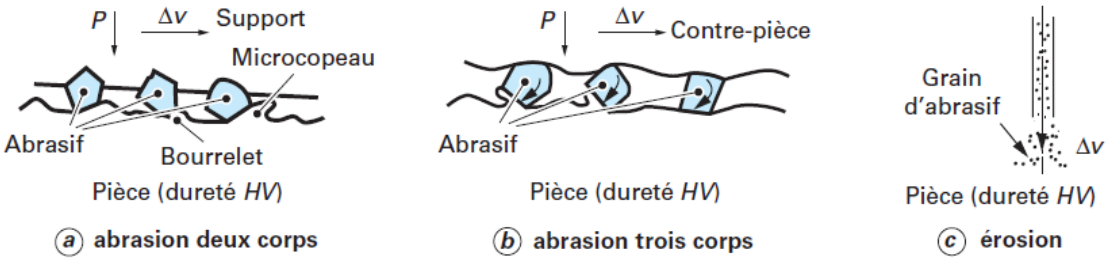


Figure 1.3 – Types d'usinage par abrasion [Felder (2009b)]

Les procédés d'abrasion 2 corps : les grains d'abrasif sont solidaires d'un support. L'abrasion résulte du glissement entre les particules abrasives et la pièce pour un effort normal donné (Figure 1.3(a)).

- Meulage : le meulage utilise des meules de différentes géométries (cylindre, disque, sphère...) et permet d'obtenir une rugosité R_a entre 12,5 μm et 1,6 μm [Fanchon (2001)].
- Rectification : la rectification plane consiste en un meulage horizontal de la pièce de façon à éliminer à plusieurs reprises des couches de matériau allant de 20 à 40 μm. La pièce effectue un mouvement de va-et-vient longitudinal. Dans le cas de la rectification cylindrique, la pièce tourne sur elle-même en effectuant sa course parallèlement

à l'axe de la meule. Ce procédé permet d'atteindre des tolérances dimensionnelles de l'ordre du micromètre et une rugosité R_a comprise entre 3,2 μm et 0,1 μm.

- Rodage : le rodage est principalement utilisé pour roder les surfaces cylindriques comme les chemises de moteurs. Le procédé utilise des pierres-bâtons, les pierres et la pièce sont animées de deux mouvements simultanés qui sont habituellement une rotation pour la pièce et une translation alternée pour la tête de rodage. Ceci impose des trajectoires entrecroisées au niveau de la surface. Ce procédé permet d'obtenir une rugosité R_a entre 0,8 μm et 0,25 μm
- Tribofinition : la tribofinition est un procédé qui consiste à ébavurer et à affiner la surface de pièces métalliques. Les pièces sont insérées avec des corps d'ébavurage (souvent en céramique) ou de polissage, de l'eau et une solution nettoyante dans des tambours hermétiquement clos. Par rotation ou vibration de tambours, une abrasion se produit à la surface et sur les arêtes des pièces. Les surfaces obtenues sont très lisses, et l'aspect peut varier selon la durée, mais la qualité dimensionnelle est de l'ordre du $1/2$ mm.
- Toilage : le toilage est une opération de finition des surfaces cylindriques par défilement de bandes abrasives. La bande défile lentement (3 à 5 $cm/minute$) sur le galet de contact. L'usinage est assuré par le mouvement de rotation de la pièce et l'oscillation transversale de la bande abrasive [Khellouki *et al.* (2010)].
- Ponçage : le ponçage permet de décaper ou modifier l'état de surface des pièces avant les opérations de peintures ou de collage pour obtenir une meilleure accroche. Les ponceuses peuvent être excentriques, vibrantes ou à bande, et l'évacuation des poussières est souvent effectuée par aspiration [Poirée *et al.* (2012)].

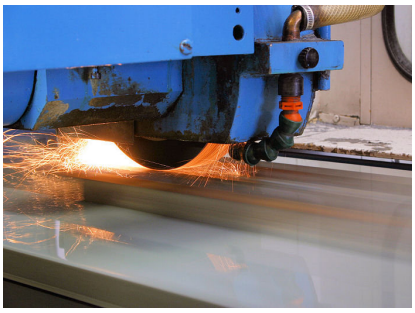
Les procédés d'abrasion 3 corps : les grains d'abrasif ne sont pas solidaires d'un support, ils ont un mouvement complexe. L'abrasion résulte en partie du glissement et en partie du roulement entre les particules et la pièce (Figure 1.3(b)).

- Superfinition : la superfinition permet d'obtenir une rugosité R_a inférieure à 0,1 μm pour des surfaces cylindriques, coniques, sphériques ou planes. Tout comme le rodage, la pièce est en rotation et les abrasifs oscillent sur la surface avec une pression constante.
- Polissage mécanique : le polissage mécanique permet d'obtenir une rugosité R_a entre 0,4 μm et 20 nm pour des formes simples et complexes.

Les procédés par érosion : les grains d'abrasif sont projetés à grande vitesse. L'abrasion est

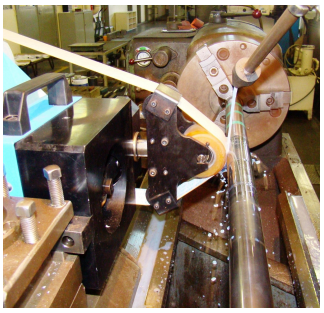
due à l'énergie cinétique (Figure 1.3(c)).

– Polissage par flux abrasif : ce procédé permet de traiter tout type de surfaces même anguleuses. On peut parler de sablage lorsque les particules sont des petites billes de sables.



(a) Rectification

(b) Tribofinition



(c) Toilage

(d) Polissage mécanique

(e) Polissage par flux abrasif

Figure 1.4 – Photos de procédés d'usinage par abrasion

2.3 Les composants de l'abrasion

Les mécanismes d'abrasion font intervenir quatre composants qui sont la pièce, le fluide, les particules abrasives et l'outil.

2.3.1 La pièce

Le but d'une opération de polissage est principalement d'améliorer l'état de surface de la pièce. Cette dernière peut avoir une composition chimique et des propriétés qui varient selon la position et la profondeur à laquelle on se place. Selon le matériau utilisé, les liaisons de la structure peuvent être différentes (covalentes, ioniques...). Le matériau peut être pur ou un composé avec ou sans homogénéité. La taille, l'orientation des grains, les changements de

phase sont également des caractéristiques du matériau de la pièce à prendre en compte, car ils vont directement influencer le processus de polissage.

2.3.2 Le fluide

Le fluide se caractérise par ses propriétés chimiques et physiques. Le fluide peut contenir des composants chimiques actifs dont le but est de fragiliser les liaisons atomiques au niveau de la pièce. Les propriétés de viscosité, de densité et de conductivité thermique qualifient la capacité du fluide à transporter les particules et ainsi à évacuer les microcopeaux.

2.3.3 Les particules abrasives

Pour que les mécanismes d'abrasion aient lieu sur la pièce et non sur les particules abrasives, ces dernières doivent avoir des propriétés thermomécaniques supérieures à celle de la pièce. C'est-à-dire, avoir une température de fusion élevée ($\geqslant$ 2000 $°C$), un module d'élasticité élevé ($\geqslant 400GP_a$) pour limiter les déformations du grain et avoir une très haute dureté ($HK(Knoop) \geqslant 2000$). Les particules ou granules utilisées sont de composition, de taille et de forme différentes.

Les abrasifs les plus utilisés dans l'industrie sont l'alumine (Al_2O_3) et le carbure de silicium (SiC), couramment appelés « abrasifs conventionnels ». Ces macro et micrograins sont définis par les normes [ISO 6344-1, ISO 6344-2, ISO 6344-3], et sont utilisés par agglomération sous forme de meules ou appliqués sur des supports. La dénomination des macrograins concerne les grains abrasifs de diamètre compris entre 3,35 mm et 53 μm, et celle des micrograins entre 58,5 μm et 8,4 μm. La désignation de ces abrasifs se fait sous la forme « type d'abrasif - désignation du grain », soit par exemple « Carbure de silicium - P600 » . La lettre P correspond aux abrasifs appliqués, F aux abrasifs agglomérés et 600 correspond au nombre caractéristique de la taille de grains. Ce nombre définit la distribution des grains abrasifs à respecter, cette distribution est vérifiée par tamisage pour les macrograins (P12 à P220) et par sédimentation pour les micrograins (P240 à P2500). Le tableau 1.2 présente les diamètres médians de la distribution de différents micrograins.

Le nitrure de bore cubique (cBN) et le diamant (C), qualifiés de superabrasifs sont définis par la norme [ISO 6106] et peuvent avoir des tailles comprises entre 1181 μm et 46 μm. Ils présentent des coûts plus élevés, l'utilisation de ces deux derniers abrasifs est donc moins

Désignation	**P240**	**P600**	**P1200**	**P2500**
Diamètre médian (μm)	58,5	25,8	15,3	8,4

Tableau 1.2 – Diamètre médian de micrograins appliqués

courante. La désignation de ces abrasifs se fait sous la forme « D46 », la lettre D correspond au diamant et peut être remplacée par B pour le nitrure de bore tandis que le nombre suivant correspond au diamètre théorique des particules en μm.

Pour obtenir des surfaces polie-miroir, les particules utilisées en polissage sont beaucoup plus petites, et se trouvent sous la forme de pâte diamantée. Les particules de ces pâtes diamantées peuvent avoir des dimensions de l'ordre de la dizaine de μm à la dizaine de nm, mais ne sont pas encadrées par une norme.

Les particules de diamant ou de nitrure de bore sont relativement inertes, tandis que les propriétés de l'alumine ou du carbure de silicium sont sensibles à la valeur du potentiel hydrogène (PH). Il y a donc une influence du fluide sur les propriétés des particules. Les principales propriétés de ces quatre abrasifs sont présentées en annexe A.

2.3.4 L'outil (ou contrepièce)

L'objectif premier de l'outil est d'imposer les mouvements relatifs entre les particules et la pièce et d'imposer un effort ou une pression de contact. Dans le cas d'abrasion 2 corps, les particules peuvent être directement agglomérées sur un outil comme pour les meules ou se rapporter sur l'outil par des composants interchangeables comme des papiers abrasifs. Pour l'abrasion 3 corps, les outils sont plutôt composés de matériaux poreux comme des mousses ou des feutrines pour transporter les particules en libre mouvement, les copeaux et faciliter l'écoulement du fluide. Souvent le cœur de l'outil est constitué de matériaux élastiques comme des mousses déformables ou des élastomères, ce qui permet de se déformer, d'épouser au mieux la forme de la pièce et de répartir la pression de contact entre la pièce et l'outil.

2.4 les modèles d'abrasion

L'abrasion est modélisée selon deux approches différentes [Nasri et Bolmsjo (1995), Robin (2008)]. Il y a tout d'abord les modèles analytiques qui sont basés sur la modélisation

de l'interaction outil pièce au niveau du grain puis les modèles empiriques, le plus souvent issus de l'expérimentation et de l'observation de plusieurs essais. De nombreux travaux portent également sur l'influence des différents paramètres sur l'abrasion. La mesure ou la quantification de l'abrasion est donnée le plus fréquemment par le taux d'enlèvement de matière (TEM), c'est-à-dire l'épaisseur de matière enlevée par unité de temps. Les paragraphes suivants présentent les deux types de modèles d'abrasion précédemment cités, puis l'effet des paramètres les plus influents sur le pouvoir abrasif.

2.4.1 Les modèles analytiques

L'industrie des circuits intégrés utilise couramment le procédé de polissage pour la réalisation de couches minces de semi-conducteurs. Le polissage de ces pièces planes s'effectue sur machine à polir automatique. Pour maîtriser au mieux l'abrasion et donc l'épaisseur des tranches réalisées, des modèles comme ceux de Bai [Bai *et al.* (2007)], de Jiang [Jiang *et al.* (2008)] et Oh [Oh et Seok (2009)] font le lien entre l'ensemble des paramètres du processus et le taux d'enlèvement de matière.

Pour ces trois modèles, la méthode reste sensiblement la même avec les quatre étapes suivantes :

1. Il s'agit tout d'abord de modéliser le microcontact au niveau d'une particule, et donc de connaitre les différents efforts et déformations exercés sur la particule, la pièce et l'outil comme sur la figure 1.5.

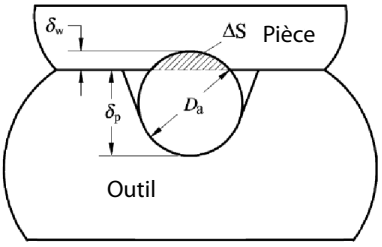


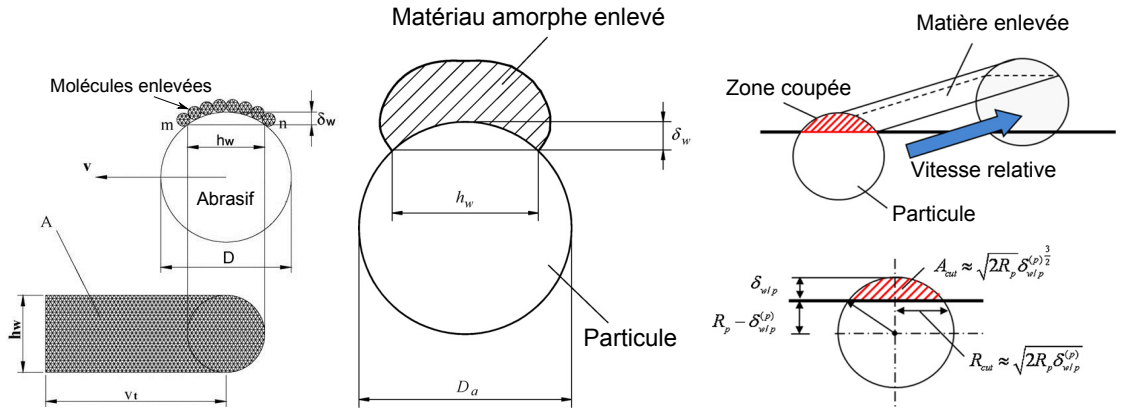
Figure 1.5 – Schéma du microcontact pad/particule/wafer [Jiang *et al.* (2008)]

2. Ensuite le nombre de particules actives est estimé en fonction des surfaces en contact, de la concentration et de la quantité de fluide et de particules.
3. Le modèle d'enlèvement de matière d'une particule dépend du mécanisme utilisé.

(a) Pour ce qui est du polissage du tetraethyl orthosilicate $C_8H_{20}O_4Si$, Bai suppose que toute les molécules en contact avec une particule lors du passage de cette dernière sont désolidarisées de la pièce (Figure 1.6(a)).

(b) Jiang suppose que le glissement des particules sur le silicium Si génère une couche amorphe sur la surface. À partir de simulations éléments finis, il en déduit l'enlèvement de matière provoqué par le passage de la particule (Figure 1.6(b)).

(c) Oh réalise le polissage de dioxyde de silicium SiO_2 en supposant que la matière enlevée correspond à la trace de la particule dans la pièce (Figure 1.6(c))



(a) [Bai *et al.* (2007)] (b) [Jiang *et al.* (2008)] (c) [Oh et Seok (2009)]

Figure 1.6 – Schéma des mécanismes d'enlèvement de matière pour l'estimation du taux d'enlèvement de matière

4. Enfin, connaissant le nombre de particules actives, l'enlèvement de matière généré par une particule et les mouvements des différentes pièces, le taux d'enlèvement de matière global peut être calculé.

En plus de ces grandes étapes, certains comme Bai [Bai *et al.* (2007)] prennent en compte l'influence d'un agent chimique qui sert à fragiliser les liaisons entre atomes et molécules.

Les équations obtenues à partir de la modélisation du contact outil pièce à l'échelle microscopique donnent une estimation du taux d'enlèvement de matière à partir de l'ensemble des caractéristiques des matériaux(module d'Young, dureté, coefficient de Poisson), de la forme des surfaces (type, taille, distribution des aspérités et particules) et des conditions de l'opération (pression, vitesse relative, effet d'un agent chimique ou d'un fluide).

Il n'existe pas de modèle comparable pour la réalisation de pièces mécaniques, c'est à dire généralement des métaux. Pour le polissage de ces matériaux, les modèles utilisés sont des

modèles plutôt empiriques. Ils sont abordés dans le paragraphe suivant.

2.4.2 Les modèles empiriques

2.4.2.1 Modèle référent : modèle de Preston

Le modèle de Preston [Preston (1927)] est probablement celui qui reste encore aujourd'hui le plus utilisé. Le taux d'enlèvement de matière (TEM), soit la dérivée de la hauteur (h) de la pièce par rapport au temps, est proportionnel au produit de la pression (P) et de la vitesse relative entre l'outil et la pièce (V_r). Preston propose ce modèle dans le cadre du polissage du verre. Le coefficient de proportionnalité également appelé coefficient de Preston (C_p) est à déterminer de manière expérimentale pour un couple outil matière et pour un choix de paramètres du processus.

$$TEM = \frac{dh}{dt} = C_p \cdot P \cdot V_r \tag{1.3}$$

D'un point de vue tribologique, Archard [Archard (1953)] propose un modèle du volume de matière enlevé. Le volume de matière enlevé (V_w) est inversement proportionnel à la dureté (H) de la surface abrasée et directement proportionnel au produit entre l'effort normal (F_n) et la longueur de glissement (s) entre la pièce et la contre-pièce.

$$V_w = K\frac{F_n \cdot s}{H} \tag{1.4}$$

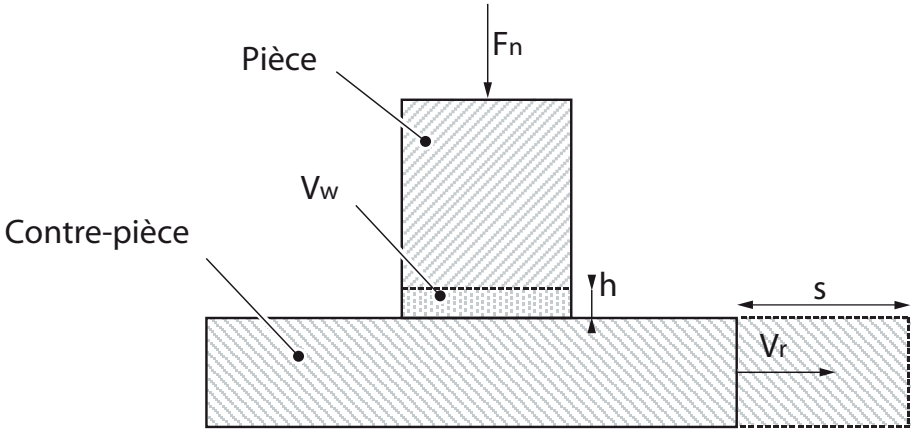


Figure 1.7 – Les grandeurs macroscopiques impliquées dans l'abrasion

En supposant que les surfaces abrasées sont planes et ne présentent aucune aspérité, Brown [Brown *et al.* (1981)] montre que les équations d'Archard et de Preston sont équivalentes avec : $C_p = \frac{K}{H}$

2.4.2.2 Adaptation du modèle de Preston

[Luo *et al.* (1998)]

Dans ces travaux, Luo étudie l'influence du fluide utilisé sur l'opération de polissage du cuivre. Le domaine visé est celui de l'industrie des circuits intégrés. Les surfaces polies sont donc de type plane et l'opération est effectuée sur polisseuse conventionnelle.

Suite à de nombreux essais en faisant varier les fluides utilisés ainsi que le type de particules, il en déduit une influence du fluide et de ses propriétés chimiques sur l'abrasion. En plus des effets mécaniques, il met en avant le fait qu'il existe des mécanismes chimiques qui participent à l'abrasion. Le modèle de Preston ne s'appliquant pas à ces essais, une nouvelle loi légèrement modifiée est proposée :

$$TEM = (KP + B)\,V + R_c \tag{1.5}$$

K, B et R_c sont trois constantes à déterminer expérimentalement. R_c représente le taux d'enlèvement de matière du au mécanisme chimique.

[Wang *et al.* (2002)]

La réalisation du principal composant des disques durs (disque), réalisé en aluminium/magnésium ou en vitrocéramique, intègre des opérations de polissage pour obtenir une planéité et des défauts de surfaces restreints. Les résultats des premiers essais montrent que le modèle de Preston n'est pas approprié dans ce cas d'étude. Wang [Wang *et al.* (2002)] propose donc un nouveau modèle défini par l'équation 1.6. Les deux variables K et n sont deux constantes à déterminer expérimentalement.

$$TEM = K \cdot P^{\frac{n}{2}} \cdot V^{1-\frac{n}{2}} \tag{1.6}$$

La corrélation entre ce modèle et les essais réalisés est bonne pour chacun des deux matériaux utilisés. Les valeurs des différentes constantes obtenues sont les suivantes ($TEM[nm/min]$, $P[N/m^2]$, $V[m/s]$) :

$$TEM_{Al-Mg} = 0{,}014 \cdot P^{0{,}74} \cdot V^{0{,}26} \quad \Rightarrow \quad K_{Al-Mg} = 0{,}014 \quad n_{Al-Mg} = 1{,}48 \tag{1.7}$$

$$TEM_{Glass} = 0{,}063 \cdot P^{0{,}55} \cdot V^{0{,}45} \quad \Rightarrow \quad K_{Glass} = 0{,}063 \quad n_{Glass} = 1{,}1 \tag{1.8}$$

Ce modèle semble donner de bons résultats pour différents matériaux, il pourrait donc également convenir pour les métaux utilisés pour les prothèses ou les moules, si le modèle de Preston n'est pas satisfaisant.

[Klocke *et al.* (2010)]

Des essais de polissage de nitrure de silicium avec des particules abrasives en oxyde de cérium pour des pressions et des vitesses d'abrasion différentes montrent que le modèle de Preston n'est pas approprié. En effet, l'effet de la pression est beaucoup plus important que celui de la vitesse sur le TEM. Ainsi Klocke propose un modèle d'abrasion encore plus générique que celui de Wang, faisant intervenir trois constantes (K, α, β) à déterminer expérimentalement.

$$TEM = K \cdot P^{\alpha} \cdot V^{\beta} \tag{1.9}$$

Autres modèles

Il existe encore de nombreux autres modèles d'abrasion adaptés à chaque utilisation. Les trois propositions précédentes montrent que les modèles d'abrasion dépendent des différentes applications, des matériaux utilisés, des conditions d'utilisation. Il n'existe pas de modèle suffisamment simple et générique pour modéliser le taux d'enlèvement de matière quel que soit le type d'opération de polissage. C'est pourquoi un modèle d'abrasion devra être déterminé pour notre cas d'application.

2.4.3 Influence des paramètres non pilotés

D'après les différents modèles et études, les deux facteurs les plus importants pour modifier le TEM sont la vitesse relative V_r ou la pression de contact P entre la pièce et l'outil. Les modèles d'abrasion dépendent de ces deux paramètres pilotés, mais les autres paramètres non pilotés ont également une influence sur les constantes des modèles. Mais d'une manière générale, tous les travaux ayant étudié l'influence des paramètres sur le TEM sont en accord sur les points suivants :

- Quel que soit le type de particules utilisées, la perte en masse est proportionnelle au temps [Luo *et al.* (1998)] .

– Plus le matériau poli a une dureté faible, plus le TEM est important [Oh et Seok (2009)]. Notamment Archard [Archard (1953)] propose un modèle d'abrasion où le TEM est inversement proportionnel à la dureté de la pièce.
– La taille, la forme et la concentration des particules influent également sur le TEM [Luo *et al.* (1998)] [Agrawal *et al.* (2009)]. D'après Oh [Oh et Seok (2009)], les particules de plus faible taille donnent un TEM plus élevé à cause d'une meilleure répartition de ces dernières et d'un plus grand nombre de particules actives. D'autres études montrent que le TEM est souvent plus important avec des particules plus grandes, mais que l'influence de la taille des particules dépend également d'autres paramètres comme les matériaux ou le fluide [Felder (2009a)].
– Le fluide permet de transporter les particules et d'évacuer les microcopeaux, il a donc lui aussi un rôle non négligeable dans le processus de polissage. De plus dans certaines utilisations, principalement dans l'élaboration de couches minces pour l'industrie des circuits intégrés, le fluide contient des agents chimiques actifs qui permettent de fragiliser les liaisons interatomiques et intergranulaires pour faciliter le polissage [Bai *et al.* (2007)]. Cependant cet agent peut également dégrader les propriétés mécaniques de l'abrasif. Ce genre de fluide actif ne semble pas être utilisé dans le cas des matériaux tels que l'acier ou l'inox.

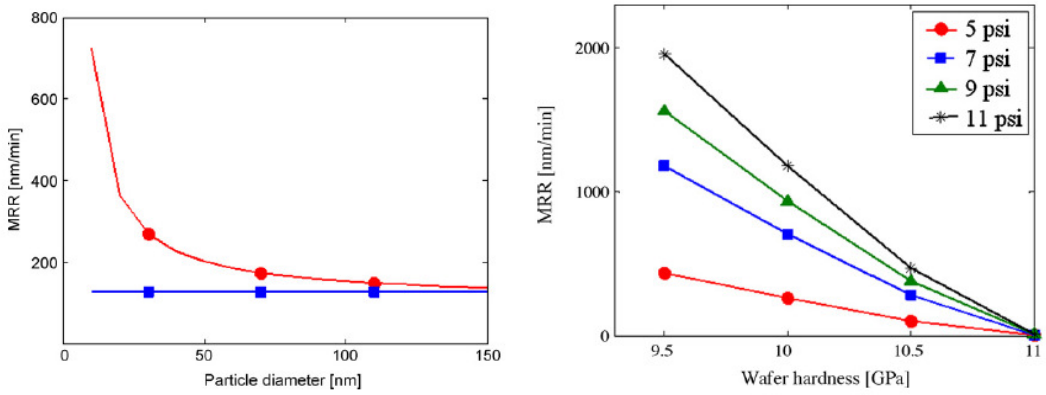


Figure 1.8 – Influence du diamètre des particules et de la dureté de la pièce [Oh et Seok (2009)]

2.4.4 Conclusions sur les modèles d'abrasion

Il existe de nombreux modèles d'abrasion selon les différents cas d'utilisation en termes de matière, de mécanisme de coupe et de caractérisation de l'abrasion.

Les modèles analytiques d'abrasion, basés sur la modélisation du contact entre outil/particule/pièce, sont utilisés dans l'industrie des circuits intégrés. Ils s'appliquent principalement aux semi-conducteurs, c'est-à-dire aux matériaux à base de silicium (Si, SiO_2...). Selon les propriétés mécaniques de la matière abrasée, le mécanisme de coupe est différent, il y a donc différentes possibilités pour modéliser l'abrasion, mais le choix du mécanisme n'est pas toujours évident. Les modèles analytiques ont l'avantage de prédire l'enlèvement de matière à partir de l'ensemble des données du processus, ce qui peut également être un inconvénient, car il faut donc connaitre toutes les propriétés physiques voir même physicochimiques des quatre composants intervenant dans le processus d'abrasion (pièce, outil, abrasifs et fluide).

Les modèles empiriques sont utilisés pour des matériaux très diversifiés. L'équation de Preston fut initialement utilisée pour le polissage de verre, mais elle est dorénavant utilisée pour de nombreux autres matériaux comme les métaux ou les semi-conducteurs, mais également dans différents procédés d'abrasion comme le rodage, le meulage ou encore le ponçage. Les autres modèles d'abrasion se rapprochent du modèle de Preston, le TEM reste une fonction de la pression et de la vitesse relative, mais cette fois de manière polynomiale ou rationnelle. L'équation d'Archard est différente dans le sens où il résonne sur le volume et non plus sur l'épaisseur de matière enlevée, mais elle reste équivalente à celle de Preston si on suppose que les surfaces sont idéales, c'est-à-dire sans aspérités.

La plupart de ces modèles donne l'enlèvement de matière comme une fonction du temps d'abrasion en un point donné, mais ils ne prennent pas en compte la forme initiale de la surface, c'est-à-dire le type et la taille des défauts sur la surface initiale. Seuls quelques modèles d'abrasion basés sur une estimation du volume de matière enlevé permettraient de tenir compte de l'historique de la réalisation de la pièce et donc d'optimiser au mieux le processus de polissage en fonction de l'opération précédente.

Dans tous ces modèles, le taux d'enlèvement de matière est supposé constant au cours du temps, il n'y a pas de prise en compte d'une usure possible des abrasifs, d'un encrassement ou d'une autre évolution. Ceci peut sans doute s'expliquer car ces modèles sont élaborés avec des polisseuses conventionnelles. Ainsi, les dimensions des éprouvettes sont petites par rapport à

celles des disques abrasifs ce qui permet de négliger l'usure et l'encrassement. Ces modèles sont élaborés de manière macroscopique, c'est-à-dire que la pression est supposée constante sur toute l'éprouvette, la vitesse utilisée est une vitesse moyenne sur l'éprouvette (car la vitesse relative est variable selon la position sur l'éprouvette et selon le temps) et le TEM est estimé de manière globale en évaluant la profondeur de matière enlevée pendant une durée. Il est difficile de mesurer le TEM de manière continue car les vitesses d'enlèvement de matière sont très faibles.

Enfin, d'autres études révèlent l'influence de différents paramètres sur l'abrasion, sans forcément aborder la modélisation. Ces études sont effectuées pour un matériau et un choix de paramètres donnés. L'influence du paramètre étudié peut être donnée de manière qualitative ou quantitative. Les plans d'expériences sont souvent utilisés pour quantifier l'influence de plusieurs paramètres tout en minimisant le nombre d'essais. D'une manière générale, au cours d'une opération, l'abrasion est plus importante lorsque la pression, la vitesse relative, le temps passé sur une zone augmentent. Les autres paramètres ont également une influence qu'il est possible d'étudier au cas par cas. Ainsi pour maîtriser l'abrasion, il est nécessaire de contrôler les trois paramètres pilotant.

3 Les méthodes de polissage mécanique

Le CIRP définit le polissage comme étant [CIRP (2004)] :

« Une opération qui consiste à rendre une surface lisse et brillante par des mouvements relatifs et par une pression entre la pièce et l'outil avec ou sans abrasifs et sans enlèvement significatif de matière »

Cette définition relativement générique ne permet pas de différencier les opérations de polissage 2 corps et 3 corps. Pour la suite de ces travaux et pour les opérations effectuées ultérieurement, nous parlerons de « polissage » pour l'abrasion de type 3 corps et de « pré-polissage » pour l'abrasion de type 2 corps.

Suite à l'opération de finition de fraisage, une gamme de polissage consiste à polir successivement la surface avec une granulométrie des particules de plus en plus fine. Chacune des opérations de polissage a pour objectif d'effacer ou de supprimer les sillons ou rayures de l'opération précédente. Une gamme de polissage pour une pièce mécanique commence tout

d'abord par un prépolissage (abrasion 2 corps) avec différentes granulométries (par exemple 180, 300, 600 et 1200 $grains/cm^2$) suivit d'opérations de polissage (abrasion 3 corps) utilisant de la pâte de diamant (par exemple 8 μm, 3 μm et 1 μm).

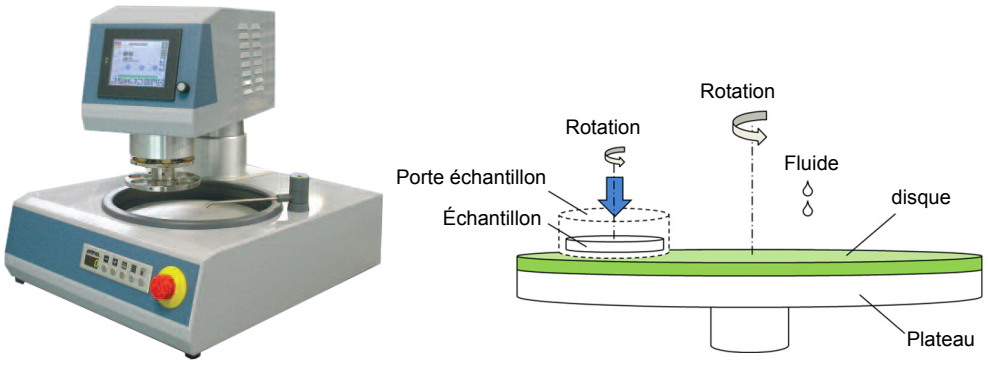
3.1 Polissage sur polisseuses conventionnelles

Les polisseuses conventionnelles permettent de polir aisément des surfaces planes. Elles sont très utilisées dans le domaine des circuits intégrés pour réaliser des couches minces et planes de semi-conducteur ou pour réaliser des éprouvettes micrographiques. Ces polisseuses sont constituées d'un plateau circulaire sur lequel est disposé un disque abrasif ou de feutre, un porte-échantillon circulaire excentré par rapport à l'axe du plateau. Les échantillons à polir sont installés sur le porte-échantillons, un système permet de régler l'effort à exercer sur l'échantillon à polir. Les surfaces étant planes, la pression de contact entre la pièce et le disque est presque constante si on néglige les effets de bord. Le débit du fluide et des particules peut être contrôlé ainsi que la position de l'arrivée de fluide.

La cinématique des polisseuses conventionnelles est détaillée dans l'annexe B. La géométrie de la polisseuse est définie par le rayon d'excentration du porte-échantillons et la seule connaissance des vitesses de rotation du plateau et du porte-échantillons donne le modèle cinématique de la machine. La vitesse relative en tout point entre l'outil et la pièce est donnée par l'équation 1.10, en utilisant les variables définies sur la figure 1.10.

$$\vec{V_A} = \vec{R_e} \times (\vec{\omega_e} - \vec{\omega_p}) - \vec{R_{pe}} \times \vec{\omega_p} \tag{1.10}$$

L'avantage de cette cinématique est d'obtenir un polissage multidirectionnel ce qui permet de réduire les défauts d'aspect et de pouvoir réaliser plusieurs pièces en même temps. Par contre, tous les points de l'éprouvette ne sont pas polis avec les mêmes vitesses, et les variations de vitesse sur un cycle sont plus ou moins importantes selon la position du point considéré (Figure B3). L'inconvénient majeur de cette polisseuse est de ne polir que des surfaces planes. Le second facteur limitant est la dimension des surfaces réalisées de l'ordre de la dizaine de cm au maximum.



(a) Photo (b) Schéma de principe

Figure 1.9 – Polisseuse conventionnelle

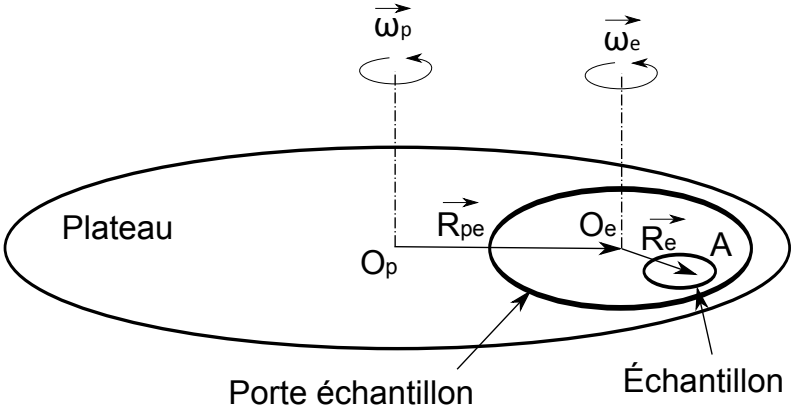
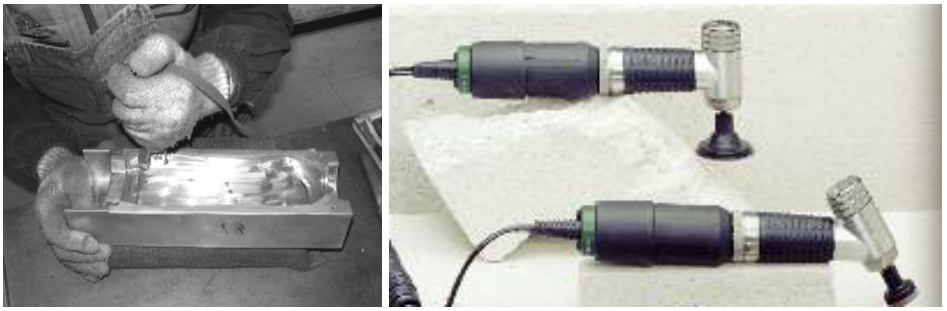


Figure 1.10 – Schéma d'une polisseuse conventionnelle

3.2 Polissage manuel

Le polissage est encore très souvent une opération manuelle dont le savoir-faire est détenu par l'expérience des polisseurs. Malgré une automatisation de la plupart des procédés, cette opération reste encore aujourd'hui manuelle, notamment pour le polissage des surfaces complexes, car il n'existe pas de mise au point aisée du processus. L'opérateur utilise des cales ou des outils rotatifs (Figure 1.11) sur lesquels il peut fixer différents types d'abrasifs. Les trajectoires de polissage couramment utilisées sont des mouvements de translation selon trois directions ou des trajectoires de type trochoïdale (Figure 1.12). La surface obtenue dépend donc de l'opérateur et peut varier pour chacune des pièces réalisées. L'avantage du polissage manuel est que le polisseur va pouvoir détecter les différents défauts d'aspect à partir de son observation et ainsi pouvoir les corriger et les supprimer. Par contre, les écarts de forme sont mal maîtrisés car l'œil humain ne permet d'observer des défauts de forme de l'ordre de 10 μm,

et il n'existe pas de moyen de mesure permettant de mesurer ces écarts en temps réel. Pour réduire le défaut de forme des pièces polies et améliorer la répétabilité, il faut automatiser le procédé de polissage.



(a) Moule de bouteille PET en phase de polissage [Nagata *et al.* (2007)]

(b) Outil de polissage manuel

Figure 1.11 – Polissage manuel

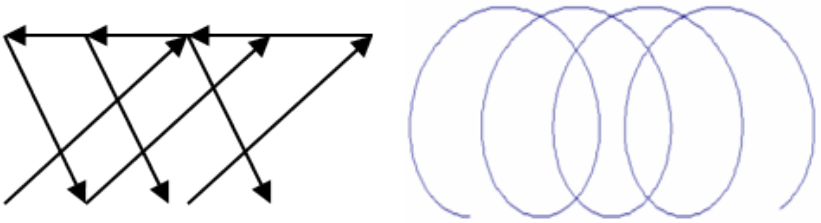


Figure 1.12 – Trajectoires de polissage manuel [Pessoles (2007)]

3.3 Polissage automatique

Pour réaliser le polissage d'une surface complexe, une solution alternative au polissage manuel est d'utiliser des systèmes multiaxes comme des robots anthropomorphes [Mizugaki *et al.* (1990)] ou des machines-outils 5 axes [Pessoles et Tournier (2009)]. Le grand nombre d'axes de ces derniers permet d'atteindre facilement une position de l'espace avec une orientation imposée. Il est possible d'utiliser un asservissement de la position à partir d'un capteur d'effort [Nagata *et al.* (2007)] pour obtenir un effort de contact le plus constant possible (ou plus rarement d'un capteur d'émission acoustique [Ahn *et al.* (2002)]). Dans les deux cas, les trajectoires utilisées sont issues du savoir-faire des polisseurs, soit des courbes

trochoïdales qui imitent les mouvements répétitifs des polisseurs. Les courbes porteuses des trochoïdes sont principalement de type balayage ou fractale [Tam *et al.* (1999)].

3.3.1 Polissage automatique avec asservissement en effort

Le polissage automatique avec asservissement en effort est souvent effectué avec des robots anthropomorphes. Dans le cadre du polissage, l'asservissement de la position par retour d'effort permet de maintenir le contact et évite de trop enlever de matière si l'effort devenait trop important [Mizugaki *et al.* (1990), Ryuh *et al.* (2006)]. Mais les modèles d'abrasion étudiés dans la partie 2.4 montrent tous que l'enlèvement de matière est fonction de la pression au niveau du contact. Pour un effort donné, le contact entre l'outil et la pièce peut évoluer en fonction de la géométrie de la pièce et de la trajectoire. Donc, même si l'effort est maintenu constant par l'asservissement, la pression de contact et donc l'enlèvement de matière ne seront pas constants. Ainsi, le maintien d'un effort constant ne permet pas de garantir une abrasion constante sur la surface.

3.3.2 Polissage automatique sans asservissement en effort

Le polissage automatique avec asservissement uniquement de la position permet de s'affranchir de l'asservissement en effort et ainsi de pouvoir utiliser des robots sans avoir recours au retour d'effort, et permet également d'étendre la liste des moyens permettant de polir, en utilisant les machines-outils 5 axes [Pessoles et Tournier (2009)]. Sans asservissement en effort, le contact varie également en fonction de la géométrie de la pièce et de la trajectoire. La figure 1.13 représente l'évolution de l'effort de polissage en fonction de l'écrasement, pour trois angles de dépinçage différents. Sans asservissement en effort, une erreur de position ne pourra pas être atténuée et risquera de marquer la pièce.

Que ce soit en polissage automatique avec asservissement en effort ou sans, pour maîtriser réellement le polissage automatique, il est nécessaire de maîtriser le contact par la position ou par l'effort.

3.3.3 Comparaison des moyens de polissage multiaxes

Les robots anthropomorphes sont déjà très utilisés dans de nombreux domaines industriels. Ils peuvent être utilisés avec ou sans contrôle en effort et permettent d'automatiser de

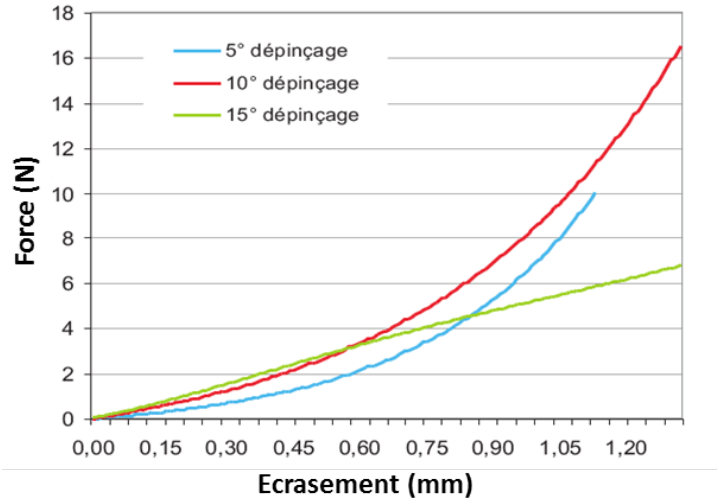
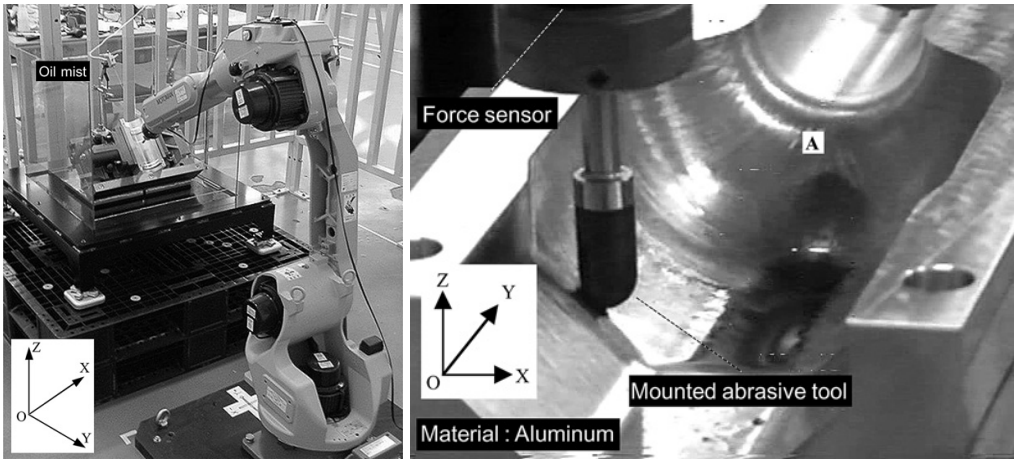


Figure 1.13 – Effort de polissage en fonction de l'écrasement [Pessoles et Tournier (2009)]

nombreuses opérations comme le soudage, la peinture, la manutention de pièce, l'ébavurage [Robin (2008)], le ponçage [Poirée *et al.* (2012)] et le polissage. Le polissage robotisé existe en effet depuis plus de 20 ans [Mizugaki *et al.* (1990)].



(a) Vue globale (b) Vue de la pièce

Figure 1.14 – Polissage robotisé avec robot industriel MOTOMAN UP-6 [Nagata *et al.* (2007)]

Les machines-outils 5 axes sont utilisées pour la finition de formes complexes, le vidage de poche 5 axes ou l'usinage sur le flanc de l'outil des turbines. Le polissage sur ces machines est assez récent, l'avantage principal de ce moyen étant de pouvoir réaliser les opérations de fraisage et de polissage sur la même machine [Pessoles et Tournier (2009)]. Le contrôle en effort des machines-outils n'est pas facile à mettre en œuvre, mais il est possible d'utiliser un

asservissement passif au niveau du porte-outil.

Figure 1.15 – Polissage automatique sur machine-outil

De manière générale, les machines-outils 5 axes ont une rigidité importante, ce qui leur confère une bonne précision (proche du μm). Les robots anthropomorphes ont une structure sérielle beaucoup moins rigide, ils n'ont pas une capabilité suffisante pour réaliser les opérations d'usinages de finition. Par contre les robots ont un volume de travail souvent plus grand, et la redondance des axes permet d'éviter plus facilement les problèmes de singularité. Mais cette redondance peut également être problématique sur le choix d'une position articulaire. Le coût d'achat d'un robot est environs cinq fois moins important que celui d'une machine-outil 5 axes. Dans le domaine de la fabrication des moules d'injection, des investissements conséquents ont été effectués pour s'équiper de machines 5 axes. Mais ces machines n'ayant pas un taux de fonctionnement plein, réaliser le polissage sur ces machines permettrait ainsi de les amortir plus rapidement.

Pour les deux types de machines, la trajectoire réelle ne correspond pas exactement à la trajectoire souhaitée. Les sources des erreurs de positionnement de l'outil par rapport à la pièce sur machines multiaxes sont multiples et peuvent se cumuler le long la chaîne numérique. Au niveau de la FAO, les erreurs sont principalement liées à la discrétisation de la trajectoire au moment de la génération. Ensuite, au niveau de la machine, la trajectoire peut être arrondie par la commande numérique pour mieux respecter les vitesses d'avance souhaitées [Siemens (2011)]. La transformée géométrique inverse (passage de l'espace des taches à l'espace articulaire) peut également engendrer des erreurs de corde malgré des temps d'interpolation des consignes de position très faible ($< 13\ ms$). Il peut y avoir des erreurs d'asservissement. Enfin, la géométrie des axes n'est jamais parfaite et les déformations ou vibrations de la structure en fonction des sollicitations peuvent également engendrer des erreurs de position [Prévost (2011)].

3.3.4 Outils de polissage automatique et paramétrage

Quel que soit le moyen ou la méthode, le polissage automatique utilise des outils déformables pour compenser les erreurs de position et épouser la surface de la pièce à polir [Tam *et al.* (1999), Liu *et al.* (2005), Tsai et Huang (2006), Pessoles et Tournier (2009)]. Les outils de polissage automatique sont les mêmes que ceux utilisés en polissage manuel à savoir principalement des disques collés sur des portes-disques de formes toriques et des outils de formes sphériques. Ces deux types d'outil sont utilisés en rotation et son illustrés sur la figure 1.16.

(a) Outil porte-disque (b) Outil porte-capuchon

Figure 1.16 – Outils de polissage automatique

Ces outils de polissage sont composés de deux parties distinctes (Figure 1.16). Un axe métallique permet de fixer l'outil sur les micromoteurs utilisés par les polisseurs manuels ou dans la broche des machines dans le cas du polissage automatique. La seconde partie est souvent en élastomère, elle peut donc subir d'importantes déformations pour épouser la surface. Ils peuvent avoir différentes tailles, la société LAMPLAN propose des portes-disques de 18 *mm* et de 30 *mm* de diamètre, ainsi que des outils sphériques à partir de 6 *mm* de diamètre. Les outils de type porte-disque permettent uniquement de polir les surfaces tendues, tandis que les outils sphériques permettent également de polir les surfaces ayant des rayons de courbures plus faibles ($R < 50$ *mm*) comme les prothèses articulaires.

Avec les portes-disques, les opérations sont effectuées en collant des disques autocollants. Dans le cas du prépolissage (abrasion 2 corps), les particules de silicium sont fixées sur le disque en tissus par une résine synthétique (Figure 1.17(a)). Il existe également des disques de

prépolissage constitués de particules de diamant agglomérés (Figure 1.17(b)). Par rapport aux disques en silicium, ces disques présentent une durée de vie plus grande, un pouvoir abrasif presque constant mais sont beaucoup plus rigides. Ils ne se déforment pas facilement et ne peuvent donc être utilisés que pour des surfaces presque planes. Pour le polissage (abrasion 3 corps), des disques en feutre (Figure 1.18) sont collés sur le porte-disque, et les particules de diamants sont directement déposées sur la pièce sous forme de pâte ou de spray.

(a) Particules en silicium (b) Particules en diamant

Figure 1.17 – Disques abrasifs pour le prépolissage LAMPLAN

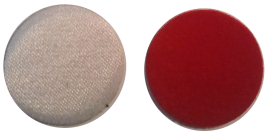
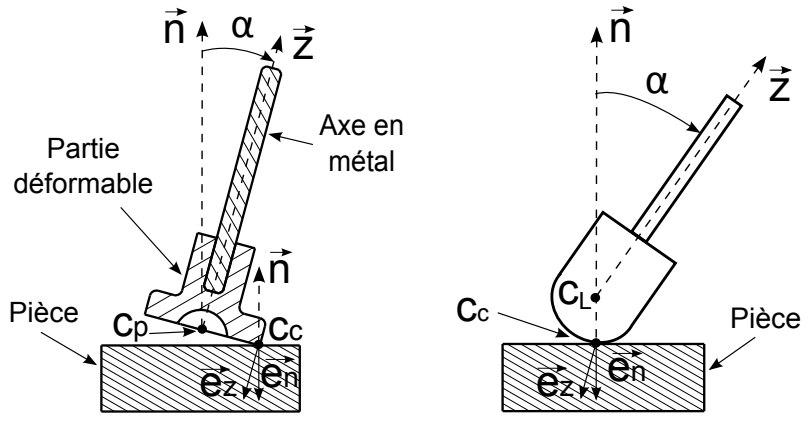


Figure 1.18 – Disques en feutre pour le polissage LAMPLAN

Pour les outils sphériques de prépolissage, un capuchon est emmanché sur le porte-capuchon. Le maintien du capuchon est obtenu uniquement par serrage, il n'y a pas de colle. Les capuchons abrasifs ont une rigidité importante, ils ne se déforment presque pas pour épouser la surface. Par contre le porte-capuchon en élastomère se déforme et permet de compenser les faibles erreurs de position. Pour le polissage, les outils ont une partie en feutre, ce qui permet de transporter directement les particules abrasives sans utiliser de capuchon (Figure 1.16(b) droite).

Le paramétrage géométrique utilisé pour piloter ces outils est le même que celui des fraises utilisées pour l'usinage 5 axes. Les paramétrages de ces deux types d'outil sont représentés sur la figure 1.19, avec un écrasement nul et une inclinaison α. Cet angle d'inclinaison ou de dépinçage correspond à l'angle entre l'axe de l'outil $\vec{z}$ et l'axe normal à la surface $\vec{n}$ au point de contact Cc. La donnée supplémentaire de l'angle de pivotement permet de définir entièrement l'orientation de l'outil. Cet angle, non représenté sur les schémas de la figure 1.19, correspond au pivotement de l'outil autour de l'axe (C_c,$\vec{n}$) [Tournier (2001)].



(a) Outil porte-disque (b) Outil porte-capuchon

Figure 1.19 – Paramétrage des outils de polissage automatique

En polissage automatique, l'utilisation d'une inclinaison non nulle permet de connaitre la zone qui est en contact dans le cas du porte-disque et d'avoir une vitesse non nulle dans le cas des outils sphériques. Les valeurs d'inclinaison utilisées avec les porte-disques varient couramment entre 5 et 15 degrés, tandis qu'avec les outils sphériques les angles d'inclinaison sont plutôt compris entre 30 et 50 degrés.

L'écrasement peut-être défini de différentes manières. Une première manière consiste à déclarer la jauge outil plus courte de l'écrasement souhaité, directement sur la machine. Dans ce cas l'écrasement sur la jauge $\vec{e_z}$ est constant pour l'opération et revient à translater l'outil sur la direction $\vec{z}$ (Figure 1.19). Une seconde solution est d'intégrer l'écrasement dans la trajectoire en modifiant la position du point piloté. Dans ce cas il est possible faire varier l'écrasement au cours de l'opération et l'écrasement peut également être effectué sur d'autres directions, par exemple un écrasement normal à la surface $\vec{e_n}$.

3.4 Comparaison des méthodes de polissage mécanique

Le polissage sur polisseuse conventionnelle est bien maîtrisé, le nombre de paramètres pilotant étant relativement faible. La pression de contact est homogène, les vitesses d'abrasion ne sont pas forcément égales sur toute la surface de l'éprouvette, par contre l'éprouvette est polie de manière multidirectionnelle ce qui évite d'obtenir un motif particulier sur la surface. Ce procédé permet d'obtenir une qualité dimensionnelle et de rugosité très bonne (polie-miroir), mais il permet uniquement de fabriquer des surfaces planes de petites dimensions ($< 100\,mm$).

Il n'est donc pas utilisable pour la fabrication des formes complexes.

Tout comme le polissage manuel, le polissage automatique multiaxes est flexible, mais le temps de mise au point est beaucoup plus important. Par son savoir-faire et son expérience, un polisseur peut directement polir n'importe quelle nouvelle pièce et s'adapter en fonction de l'avancement, tandis que le polissage automatique nécessite de générer une « bonne » trajectoire, de gérer tous les paramètres comme l'inclinaison, l'écrasement (ou l'effort), les changements d'abrasifs sans même constater l'évolution de la surface. Le polisseur peut facilement détecter un défaut géométrique ou une rayure et corriger les imperfections, ce qui n'est pas possible en polissage automatique. Par contre le polissage manuel n'est pas répétable et la qualité géométrique des pièces ne peut être garantie, tandis que la bonne répétabilité des axes des machines-outils et des robots permet de rendre le procédé plus répétable et d'avoir une meilleure maîtrise de la qualité. L'automatisation du procédé permet de gagner en productivité, c'est-à-dire en temps et potentiellement en coût de fabrication. Même s'il existe de nombreuses normes pour diminuer les risques professionnels et protéger les opérateurs [NF EN 1005-5, FD CR 1030-1, FD CR 1030-2], le métier de polisseur comporte une pénibilité relativement importante avec des mouvements répétitifs, des vibrations de l'outil, la présence de poussières.

Polissage :	conventionnel	manuel	automatique (multiaxes)
Fiabilité du procédé	++	-	+
Qualité de la rugosité	++	+	+
Précision de la forme et des dimensions	++	-	+
Faible endommagement de la sous-surface	+	+	+
Compatibilité environnementale	+	+	+
Temps de mise au point	+	++	- -
Flexibilité du procédé	- -	++	+
Taux d'enlèvement de matière	-	- -	- -
Faibles contraintes résiduelles	+	+	+

Tableau 1.3 – Comparaison qualitative des procédés de polissage mécanique

Le tableau 1.3 synthétise la comparaison des différents moyens de polir mécaniquement en s'appuyant sur les neuf critères proposés par Klocke pour comparer les procédés d'enlèvement de matière entre eux [Klocke *et al.* (2005)]. Pour qu'il y ait un réel intérêt à utiliser le polis-

sage automatique face au polissage manuel, il faut améliorer le temps de mise au point de ce procédé tout en contrôlant voire en améliorant la qualité géométrique des pièces produites. La partie suivante explique quels sont les différents verrous pour y parvenir et quels sont les travaux déjà effectués dans ce domaine. La maîtrise des défauts géométriques pendant les opérations de prépolissage est ensuite approfondie.

4 Problématiques liées au polissage automatique

Une gamme complète d'usinage et de polissage pour l'obtention d'une surface complexe poli miroir telle qu'une prothèse médicale comporte plusieurs opérations. Si on ne conserve que les opérations qui influencent l'état final, il reste trois types d'opération :

- Finition en fraisage des surfaces complexes
- Prépolissage par abrasion 2 corps (meule sphérique, capuchon ou disque de polissage)
- Polissage 3 corps (pâte à diamant et feutrine)

L'opération de finition en fraisage est relativement bien maitrisée. La génération des trajectoires en FAO et leur exécution par la commande numérique permettent de garantir un défaut de forme et une topographie de surface attendus. La rigidité de l'outil et de la machine garantissent également la répétabilité du résultat. La quantité de matière enlevée, et donc laissée, conditionne les opérations d'abrasion suivantes. Cette opération étant la mieux maîtrisée, il est préférable dans un premier temps de chercher à obtenir le meilleur état de surface possible de l'opération de fraisage plutôt que de compter sur les opérations d'abrasion automatiques suivantes, mal maitrisées.

Les opérations d'abrasion 2 corps participent à l'amélioration de l'état de surface et doivent supprimer les motifs répétitifs laissés par l'opération d'usinage précédente. Leur action abrasive, en terme de taux d'enlèvement de matière (TEM), doit donc être significative ce qui pose plusieurs difficultés. Le premier problème est de déterminer la granulométrie du ou des abrasifs à utiliser pour que leurs actions soient significatives en fonction de la topographie de surface laissée par l'usinage. Le second problème est que ces opérations ne doivent pas introduire de défaut de forme car les opérations suivantes de polissage 3 corps n'ont pas un taux d'enlèvement de matière qui permettra de les corriger ou même de les atténuer. Il y a donc un équilibre optimal à trouver entre le choix de la granulométrie, des paramètres de polissage et du temps de polissage pour garantir la qualité et la productivité.

Enfin les opérations d'abrasion 3 corps doivent procurer à la pièce son aspect poli miroir. Le taux d'enlèvement de matière n'est pas très important, mais doit tout de même gommer un maximum d'irrégularités tels que les pics laissés par les opérations d'abrasion 2 corps. Le choix des pâtes à diamant est donc important pour parvenir asymptotiquement à la topographie de surface souhaitée, en l'occurrence, des écarts géométriques inférieurs à 50 nanomètres.

Cette analyse permet d'extraire plusieurs problématiques parmi lesquelles la définition de la gamme de polissage 2 corps et 3 corps permettant de passer de la topographie fraisée à la topographie souhaitée. La difficulté réside à la fois dans la détermination des opérations justes nécessaires pour parvenir au résultat attendu et dans la maitrise de chaque opération, en particulier celle des opérations 2 corps.

La partie suivante expose des travaux récents qui ont permis d'apporter des réponses à la détermination de l'enchainement des opérations, par reproduction sur échantillons en polissage conventionnel ou par mesure in situ sur machine-outil. Ensuite, nous développerons davantage la problématique associée à la maitrise des opérations 2 corps qui fait l'objet de cette thèse.

4.1 Optimisation de l'enchainement des opérations de polissage

4.1.1 Ordonnancement et optimisation des opérations de polissage

Pendant le processus de fabrication, chacune des opérations de prépolissage puis de polissage doit totalement supprimer la texture engendrée par l'opération précédente et générer une nouvelle texture ayant un état de surface de meilleure qualité. Il est admis que l'état de surface est directement lié au bon déroulement de chacune des opérations de prépolissage puis de polissage, et que l'état de surface final dépend de la dernière opération si les précédentes se sont passées correctement.

Les différents granulométries pour le prépolissage et le polissage sont nombreuses (P12 à P2500 en prépolissage et de plus de 100 μm à 10 nm pour les pâtes abrasives), mais il n'est pas utile de multiplier le nombre d'opérations en utilisant tout ces abrasifs les uns après les autres jusqu'à obtention de l'état de surface spécifié.

Pour faciliter l'automatisation du processus de polissage et réduire les temps de fa-

brication, il serait évidemment intéressant de déterminer le nombre minimal d'opérations. Dans cette optique, Virgile Lacharnay [Lacharnay (2009), Lacharnay *et al.* (2012)] a étudié l'évolution de l'état de surface au cours d'une opération de polissage pour différents abrasifs.

Des éprouvettes en acier inoxydable $X4CrNiMnMoN$ 21-9-4-21-10-3 ont été polies sur une polisseuse conventionnelle en utilisant successivement des papiers abrasifs $P240$, $P600$, $P1200$ puis des abrasifs diamants de 9 μm et 3 μm ce qui correspond à une gamme préconisé pour préparer la surface d'une éprouvette en acier lors de son examen micrographique [NF A05-150]. Que ce soit pour la rugosité R_a (Figure 1.20) ou la profondeur de rugosité

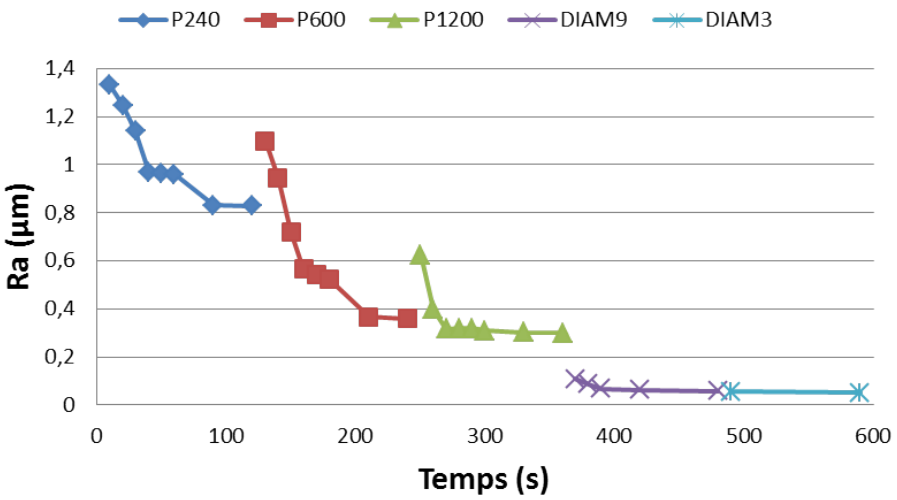


Figure 1.20 – Évolution de R_a au cours du temps (pour différents papiers)

des pics R_{pk} (Figure 1.21), il y a une forte diminution de ces paramètres et ils tendent vers une asymptote après une centaine de secondes de polissage. Pour les opérations de prépolissage, le changement de papier abrasif engendre une détérioration de l'état de surface sur le début de l'opération, avec une valeur de R_a et de R_{pk} plus importante qu'à la fin de l'opération précédente. Par contre, ce phénomène de détérioration n'apparait pas avec les opérations de polissage. En terme d'optimisation de la gamme, le papier $P1200$ faisant suite au papier $P600$ améliore l'état de surface de manière peu significative. Ainsi, l'utilisation du papier $P1200$ est peu pertinente si l'opération utilisant le $P600$ est correctement menée.

En effectuant d'autres essais avec différents efforts de pression sur les éprouvettes et différentes vitesses de rotation du plateau, Lacharnay a également montré que l'évolution des paramètres vers d'état de surface est plus rapide en augmentant la pression de contact et la vitesse d'abrasion (Figure 1.22).

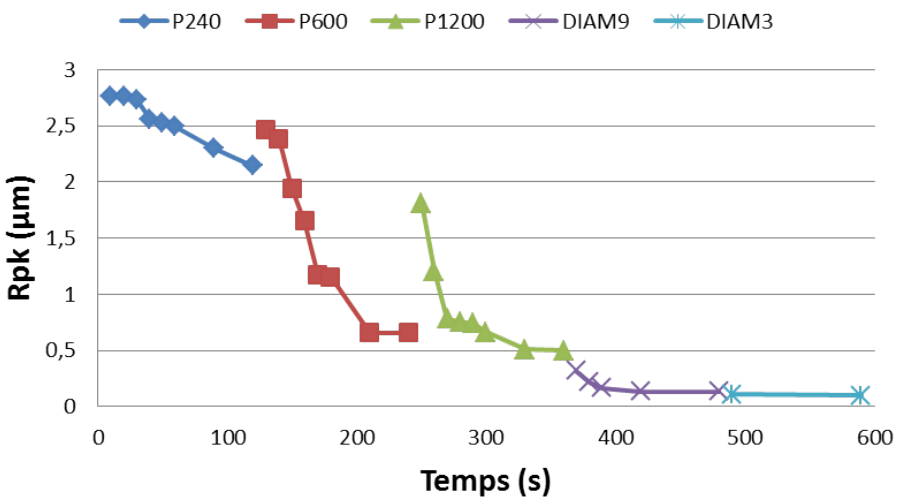
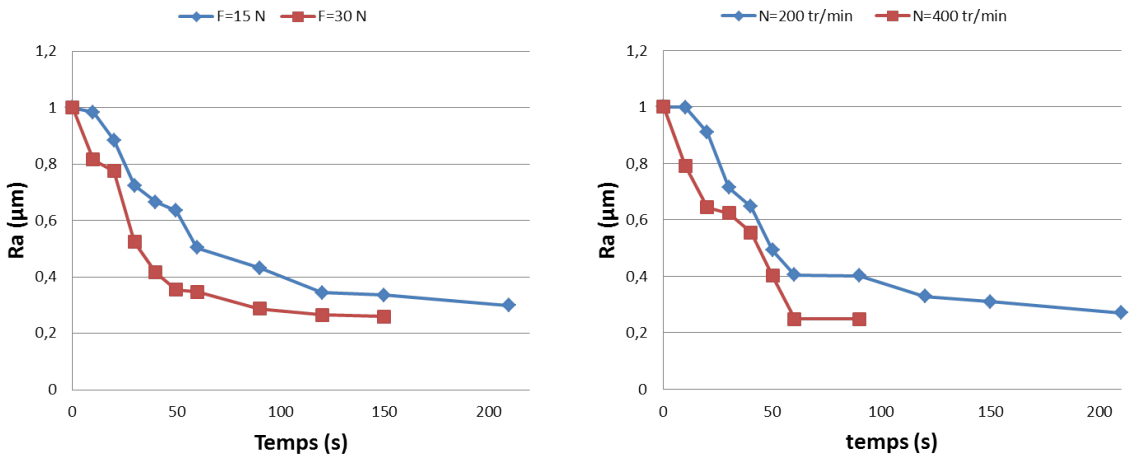


Figure 1.21 – Évolution de R_{pk} au cours du temps (pour différents papiers)



(a) Influence de l'effort

(b) Influence de la vitesse

Figure 1.22 – Influence des paramètres opératoires sur l'évolution de R_a avec un papier $P600$

L'utilisation d'une gamme de polissage réduite a permis de réaliser une surface polie miroir de manière automatique sur un centre d'usinage 5 axes (sans asservissement en effort) dans des temps réduits (12'12" contre 20' en polissage manuel). De plus, le défaut de forme de la surface est amélioré (15 μm contre 20 μm en manuel).

Ces résultats sont très intéressants pour l'amélioration de la productivité et l'automatisation du polissage. Mais, même si les résultats sont satisfaisants pour cette pièce test, le polissage sur polisseuse conventionnelle et sur machine multiaxes est très différent. L'application des résultats obtenus sur polisseuse conventionnelle pour du polissage automatique

multiaxes peut poser certains problèmes. En effet pour le polissage conventionnel, la pression est constante sur la surface de l'éprouvette, la surface est toujours en contact avec le disque abrasif, le polissage est ainsi identique sur toute l'éprouvette. Pour le polissage multiaxes, la pression de contact est variable, la surface est localement en contact avec le disque abrasif, l'usure du disque est plus importante, donc toute la surface n'est pas polie dans les mêmes conditions. Sur cet exemple d'application, l'utilisation des courbes de rugosité permet d'utiliser directement l'opération $P600$ car la surface de fraisage a une rugosité de 1 μm, mais pour une surface plus grande, le disque abrasif risque de perdre de son efficacité et de ne plus supprimer les marques de fraisage à la fin de l'opération. Enfin, même si le défaut de forme a pu être réduit de 25% par rapport au polissage manuel, il reste important (15 μm).

4.1.2 Détection automatique de la fin d'une opération ou de défauts géométriques par mesure in situ

Par rapport au polissage manuel, l'inconvénient majeur de polir des formes complexes sur des machines est de ne pas détecter automatiquement si l'ensemble de la surface est suffisamment polie pour passer à l'opération suivante, et de ne pas vérifier s'il y a des défauts à corriger comme des rayures. La seule solution est soit de faire comme en polissage manuel et d'utiliser le jugement d'un polisseur expérimenté, soit de démonter la pièce et de la mesurer sur un système dédié à la mesure. Dans le premier cas, le procédé de polissage est donc semi-automatique et nécessite d'avoir un opérateur ayant un savoir et une grande expérience du polissage. Dans le second cas, la pièce doit être démontée pour la mesure ce qui peut engendrer des erreurs géométriques supplémentaires lors de la remise en position et une perte de temps considérable. De plus, la plupart des systèmes de mesure de rugosité 3D ne permettent pas de mesurer des pièces de grandes dimensions ($> 100\ mm$) ou ayant des courbures importantes ($\rho > 20\ m^{-1}$).

Pour mesurer la rugosité sur des surfaces de grandes dimensions, Quinsat [Quinsat et Tournier (2012)] propose une méthode de mesure de la rugosité in situ, c'est à dire directement sur machine-outil. Le capteur utilise une technologie sans contact basée sur l'imagerie confocale chromatique, développée par STIL. Le principe de fonctionnement du capteur est détaillé annexe C. Pour effectuer une mesure, le capteur est fixé sur la broche (Figure 1.23) en utilisant un porte-outil spécifique. La direction de mesure est portée par l'axe $\vec{Z}$, direction théorique de l'axe de broche. Le capteur est relié à un contrôleur spécifique par une

fibre optique. La mesure 3D d'une surface s'effectue en mesurant successivement des profils 2D le long de trajectoires parallèles dans les plans XZ ou YZ.

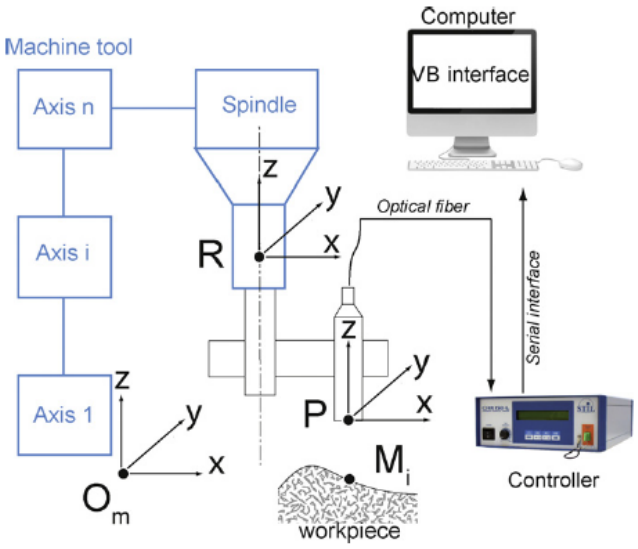


Figure 1.23 – Montage et acquisition pour la mesure in situ

Pour évaluer la méthode de mesure in situ, la méthode est utilisée sur une machine-outil 5 axes (MIKRON UCP-710). Les essais donnent une répétabilité de positionnement de l'axe Z de la machine-outil de 0,3 μm, ainsi il n'est pas possible de mesurer des défauts géométriques inférieurs à cette valeur.

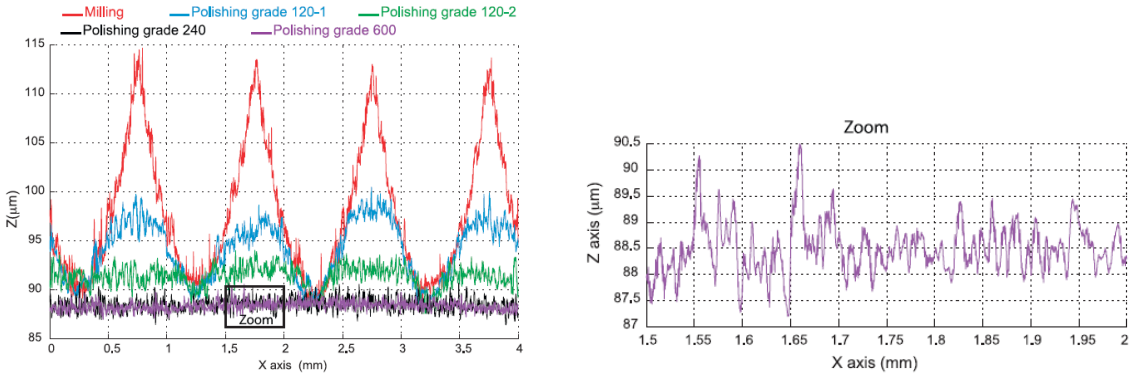
La méthode de mesure in situ et celle sur station dédiée STIL sont comparées. Une rayure calibrée de 1 μm de profondeur et 100 μm de largeur est mesurée sur machine-outil avec le capteur de 22 nm puis sur la station de mesure STIL. Malgré l'erreur de répétabilité relativement importante et un bruit important pour la mesure de la rayure sur machine, la profondeur de marche moyenne déterminée sur machine-outil est très proche de la profondeur mesurée sur la station. La comparaison est également réalisée avec la mesure de la rugosité d'un échantillon ayant une rugosité Ra certifiée de 2,97 μm (Tableau 1.4). Les erreurs obtenues avec la méthode de mesure in situ sont relativement faibles et valident l'utilisation de cette méthode malgré des défauts de répétabilité et de rectitude des axes de machines-outils.

La méthode de mesure in situ est appliquée pour la mesure de la finition d'une surface plane en acier ($X38CrMoV5$-1). Après une opération de fraisage par plans parallèles, des opérations de prépolissage automatique se succèdent avec des disques abrasifs $P120$, $P240$ et $P600$. La pièce est mesurée in situ dans une direction perpendiculaire à la trajectoire de

	$Ra\ \mu m$	$S_a\ \mu m$	$St\ \mu m$
In situ 22 nm	2,61	2,69	22,6
Station 22 nm	2.75	2,79	25,2
Station 5 nm	3,00	3,01	12,5

Tableau 1.4 – Mesure de la rugosité

fraisage après chaque opération. La figure 1.24 présente la superposition des profils obtenus. La première opération de prépolissage permet d'écrêter les sillons laissés par le fraisage en bout, mais n'est pas suffisante pour supprimer toutes les crêtes. Une seconde opération avec le même papier supprime presque toutes les crêtes. Le prépolissage $P240$ supprime les marques de fraisage restantes et les défauts géométriques sont inférieurs à 5 μm. La dernière opération avec le papier $P600$ réduit les défauts jusqu'à 3 μm. En dessous de ces valeurs, il est difficile de distinguer la rugosité du bruit de mesure.



(a) Mesure globale

(b) Zoom

Figure 1.24 – Mesure de profiles 2D in situ

Dans le cadre du polissage automatique, la mesure in situ permet de déterminer si les opérations de prépolissage ont supprimé les marques de fraisage. Par contre les défauts géométriques des axes de la machine-outil engendrent un bruit de mesure non négligeable pour mesurer des défauts inférieurs à 0,5 μm.

Ces différentes études participent au choix d'une gamme de polissage dans le but de respecter un état de surface donné. Par contre elles ne prennent pas en compte le défaut de forme de la pièce. Les travaux portant sur la maîtrise du défaut de forme sont peu nombreux. Yui [Yiu et Tam (2007)] propose une méthode permettant de réduire les écarts géométriques.

La méthode consiste à mesurer la surface réalisée afin d'obtenir une cartographie des écarts géométriques. La surface est ensuite polie à nouveau en adaptant la vitesse d'avance en fonction de la cartographie des écarts. Cette méthode permet en quelques itérations de réduire les écarts géométriques initiaux de 50 μm à 20 μm. La méthode par itération n'est pas avantageuse en terme de productivité et les écarts restent encore une fois importants.

Les solutions actuelles permettant de maîtriser les écarts géométriques ne sont pas satisfaisantes. La partie suivante présente la problématique de cette thèse qui tend à combler les lacunes dans ce domaine.

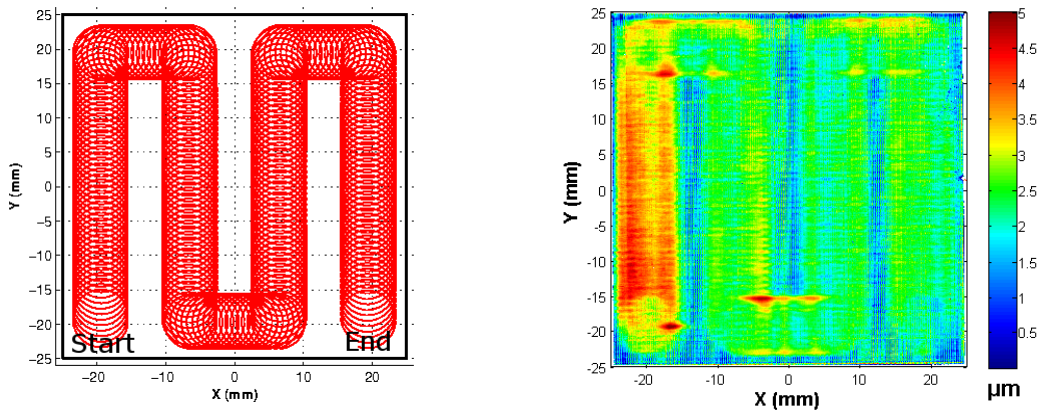
4.2 Problématique de la thèse : maîtrise des défauts macro géométriques des pièces polies

Les défauts macros géométriques des pièces après polissage sont principalement dus aux opérations de pré-polissage. En effet les opérations de polissage, utilisant des pâtes diamantées de petite granulométrie ($< 10\ \mu m$), ont un débit d'enlèvement de matière très faible. Elles ne vont pas générer de défauts significatifs en terme de défaut de forme macroscopique. Les opérations de fraisage réalisées en amont sont généralement bien maitrisées et permettent d'obtenir des surfaces respectant les défauts de forme imposés.

L'analyse de l'essai de prépolissage suivant met en évidence une grande partie des défauts engendrés par ces opérations ainsi que les paramètres opératoires intervenants. L'opération de prépolissage ($P600$) est réalisée sur une surface plane de 50 mm^2 obtenue par fraisage dans un bloc d'acier $X38CrMoV5$-1 ayant une dureté de $52HRC$. La trajectoire trochoïdale du point de contact est représentée sur la figure 1.25(a). L'écrasement, l'inclinaison de l'outil, la vitesse d'avance et la fréquence de broche sont constants pour l'essai. La figure 1.25(b) représente la profondeur mesurée par un capteur chromatique confocal après l'opération de prépolissage.

L'allure de la trochoïde se retrouve sur la cartographie en profondeur, mais l'enlèvement de matière n'est pas constant sur la surface, ni sur la trajectoire :

- Un creux se forme au niveau du point d'approche lié à un **ralentissement** dut à l'approche normale ($x = -16\ mm$; $y = -20\ mm$).
- Le long de la trochoïde, la profondeur est plus importante sur les bords ($x = -16\ mm$ et $x = -24\ mm$) que sur le centre ($x = -20\ mm$) en raison d'**une densité de trajectoire plus importante**. Ce phénomène est encore plus visible lorsque la trochoïde change de



(a) Trajectoire

(b) Cartographie de la profondeur mesurée (μm)

Figure 1.25 – Essai de prépolissage $P600$

direction ($x = -16\ mm$; $y = 16\ mm$).

- Malgré des paramètres opératoires constants pour toute la trajectoire, l'enlèvement de matière est plus conséquent au début de l'opération. Ces variations du pouvoir abrasif peuvent être induites par l'**usure des abrasifs** ou des variations du contact outil/pièce (**évolution du comportement thermomécanique**)
- Il se pose également le problème de la **couverture de la surface** pour obtenir une abrasion homogène et ne pas avoir des zones non polies comme sur cet essai.
- Dans le cas du polissage d'une forme gauche, le contact peut également évoluer en fonction de la géométrie de la pièce. Cette dernière est donc un paramètre supplémentaire à considérer.

Pour obtenir une abrasion homogène sur toute la surface, il est donc nécessaire de contrôler ou de maîtriser **le contact**, **les variations du pouvoir abrasif** et **la trajectoire**. Actuellement, il n'existe pas d'outil permettant lors de la génération de trajectoire de définir les paramètres de polissage respectant les contraintes imposées sur le défaut de forme. Les travaux menés au cours de cette thèse visent ainsi à maîtriser les défauts macroscopiques générés au cours des opérations de prépolissage. Cette maîtrise passe par la capacité à simuler l'enlèvement de matière au cours d'une opération de prépolissage afin de prédire les défauts. Cette simulation pourra ainsi être utilisée pour faire de la synthèse d'opération de prépolissage et de l'optimisation.

En s'appuyant sur le retour d'expérience et sur les modèles d'abrasion présentés dans la partie 2.4, trois causes prépondérantes de la non-homogénéité de l'abrasion ont été identifiées.

Il est tout d'abord important de maîtriser le contact quelle que soit la géométrie à polir. Ce contact dépend de la géométrie et des paramètres de polissage tels que l'écrasement et l'inclinaison. Ensuite, l'usure des abrasifs est un second élément non négligeable dans le cas du polissage automatique. Enfin la trajectoire, au sens de la géométrie et de la vitesse, qui doit avoir une densité homogène pour une abrasion homogène et qui doit être adaptée aux capacités de la machine utilisée car l'enlèvement de matière est proportionnel au temps de polissage.

Ainsi la modélisation du contact entre la surface et l'outil est présentée au chapitre 2. La géométrie, le comportement des matériaux ainsi que les conditions aux limites utilisées sont développés. Ce modèle est validé par comparaison avec des essais et un abaque est mis en place. Dans le troisième chapitre, les variations du pouvoir abrasif sont étudiées. Les paramètres influents sont isolés par la méthode des plans d'expérience et un modèle prenant en compte les variations du pouvoir abrasif est proposé. Enfin dans le dernier chapitre les modèles de contact et de pouvoir abrasif sont utilisés pour simuler une opération de prépolissage et proposer une méthode pour compenser les variations du pouvoir abrasif à partir du pilotage de la vitesse d'avance et de la fréquence de broche. Nous montrons que cette méthode permet d'obtenir une abrasion presque constante sur l'ensemble de la surface et donc d'obtenir une pièce respectant les spécifications de défaut de forme imposées.

Chapitre

2

Modélisation du contact outil/pièce

Ce chapitre est consacré à l'élaboration d'un modèle de contact entre le disque abrasif et la pièce à polir lors du polissage avec des outils de type porte-disque. Ce modèle de contact est nécessaire pour simuler l'enlèvement de matière en fonction de la pression de contact. Le contact doit ainsi pouvoir être déterminé pour tout point de la trajectoire en fonction des paramètres de position et d'orientation de l'outil par rapport à la pièce et de la géométrie de la surface de la pièce.

La première partie définit le modèle utilisé, c'est à dire la géométrie et la loi de comportement de l'outil et de la pièce, ainsi que les différents éléments ainsi que les conditions limites du modèle. La validation et les limites de ce modèle sont ensuite étudiées en comparant le contact obtenu par simulations éléments finis et par des essais expérimentaux. Une fois le modèle de contact validé pour différentes configurations, un abaque est mis en place pour faciliter la détermination du contact. L'évolution du contact est ensuite étudiée en fonction de l'écrasement, de l'orientation de l'outil et de la géométrie de la pièce avant de conclure sur le modèle de contact proposé.

Sommaire

1 Introduction 47

2 Définition du modèle 49

2.1 Géométrie et comportement des éléments 49

2.2 Les conditions limites 50

2.3 Comportement du porte-disque 52

2.4 Comportement des disques de prépolissage ($P600$) 64

3 Les paramètres de simulation 64

3.1 Les éléments utilisés 65

3.2 La taille des éléments 65

4 Validation et limites du modèle de contact 67

4.1 Validation du modèle sans disque abrasif 67

4.2 Validation du modèle de contact 70

4.3 Conclusions 76

5 Mise en place d'un abaque de contact 76

6 Conclusions 81

1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est de développer un modèle permettant de déterminer le contact entre le disque abrasif et la pièce en tout point d'une trajectoire, afin de pouvoir estimer l'enlèvement de matière et vérifier l'homogénéité de l'abrasion. Pour pouvoir simuler l'enlèvement de matière, il est nécessaire de connaitre la surface de contact, zone dans laquelle il y a un enlèvement effectif de matière, ainsi que la pression, car le pouvoir abrasif dépend de la pression de contact.

Les paramètres pouvant influer sur le contact sont liés à la géométrie de l'outil, de la pièce, au comportement mécanique des éléments constitutifs de l'outil ou encore au positionnement et à l'orientation de l'outil par rapport à la pièce. Il est donc complexe d'obtenir un modèle de contact prenant en compte l'ensemble de ces variabilités.

Lorsque le polissage s'effectue avec des outils de forme sphérique constitués d'un unique matériau, la théorie de Hertz [Hertz (1881)] permet de déterminer le contact à partir de la géométrie locale, du comportement des matériaux et de l'effort de contact. Le modèle de Hertz peut ensuite être utilisé pour estimer l'enlèvement de matière et comparer différentes trajectoires [Xi et Zhou (2005), Roswell *et al.* (2006), Savio *et al.* (2009), Wang *et al.* (2009)]. Avec le porte-disque en élastomère, la théorie de Hertz n'est pas applicable. En effet, la surface du porte-disque ne peut pas être approximée localement par une quadrique, et l'outil est constitué de plusieurs matériaux car le disque abrasif est rapporté sur le porte-disque. Il n'est donc pas possible de déterminer par le modèle de Hertz les dimensions du contact et la répartition de pression à partir de la géométrie et du comportement des deux pièces en vis-à-vis. Il est nécessaire de développer un autre modèle pour le polissage avec outil de type porte-disque.

Même si les hypothèses de la théorie de Hertz ne sont pas vérifiées, lorsque la surface est tendue (avec de grands rayons de courbure), nous supposons que la surface de contact a une forme elliptique comme décrite par la théorie de Hertz. La surface de contact elliptique est définie par les longueurs des axes de l'ellipse, le centre de l'ellipse et un angle définissant l'orientation de l'ellipse. Pour la position et l'orientation du contact elliptique, ce dernier est supposé tangent au bord du porte-disque comme représenté sur la figure 2.1. Les longueurs des demi-axes a et b sont identifiées en mesurant la largeur d'un sillon après une opération de prépolissage suivant la même direction que l'inclinaison ($\vec{Y}$ sur la figure 2.1) pour déterminer

b et dans le sens perpendiculaire à l'inclinaison ($\vec{X}$ sur la figure 2.1) pour déterminer a. L'utilisation de cette méthode avec un papier abrasif $P600$, une inclinaison de 15 degrés et un écrasement de 0,5 *mm* sur une surface plane donne des dimensions de contact a et b respectivement égales à 1,2 *mm* et 2,5 *mm*.

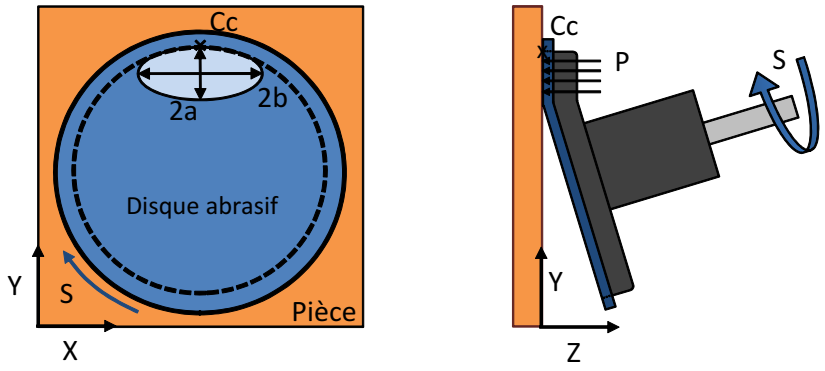


Figure 2.1 – Représentation du modèle de contact elliptique

Cette méthode permet de déterminer facilement un modèle de la surface de contact et son utilisation pour vérifier l'homogénéité de l'enlèvement de matière donne de bons résultats en supposant que la pression est constante sur toute la zone [Guiot *et al.* (2010)]. Par contre pour chaque changement de configuration (écrasement, inclinaison) ou de géométrie de la pièce, il est nécessaire de déterminer à nouveau les dimensions de l'ellipse, c'est-à-dire de réaliser un essai pour chaque configuration de la trajectoire associée à une géométrie donnée. Il est possible de capitaliser chaque mesure de contact et de réaliser un abaque de ces différents contacts. Néanmoins, avec un pas de discrétisations suffisamment fin sur chacun des paramètres, le nombre d'essais à réaliser serait beaucoup trop important pour le faire de manière expérimentale, sans compter que les essais sont également à renouveler pour chaque type de disque. Nous proposons donc de déterminer le contact à partir d'un modèle pour simuler numériquement le contact mécanique entre l'outil et la pièce.

La détermination de la zone de contact en utilisant la simulation par éléments finis présente deux intérêts majeurs :

- La simulation numérique permet de déterminer la zone de contact sans recourir à un essai expérimental qui serait à la fois plus complexe et plus long à mettre en œuvre.
- En plus de la zone de contact, la simulation permet de déterminer la répartition de pression au niveau du contact (pression qui a un rôle important sur le processus de

polissage (paragraphe 2.4) du chapitre 1). Ainsi, le champ de pression du contact peut être pris en compte lors de la simulation de l'abrasion.

Par contre, pour simuler le contact, il est nécessaire de définir entièrement un modèle, c'est-à-dire de définir la géométrie, les lois de comportement des éléments intervenant pendant l'opération (la pièce, le disque abrasif et le porte-disque) ainsi que les conditions limites en chargement et déplacement.

Le modèle permettant de simuler le contact est défini dans une première partie. Ensuite, le contact obtenu par ce modèle est comparé au contact obtenu expérimentalement pour valider les hypothèses de modélisation et discuter des limites d'un tel modèle. Par la suite, l'évolution du contact en fonction des différents paramètres de polissage et de la géométrie de la pièce est étudiée en s'appuyant sur les résultats de simulations numériques. Enfin, pour réduire les temps de détermination du contact et faciliter la détermination de celui-ci, il est proposé de réaliser un abaque de contacts obtenus numériquement.

2 Définition du modèle

2.1 Géométrie et comportement des éléments

2.1.1 Le porte-disque

La vue en coupe du porte-disque présentée sur la figure 2.2 donne les dimensions nominales du porte-disque utilisées pour constituer le modèle géométrique. Le porte-disque est une pièce composée de deux parties. La première partie est une tige en acier sur laquelle est collée une seconde partie en élastomère. Lors d'un écrasement de 1 *mm*, la déformée de la tige assimilée à une poutre en flexion ne varie que de 0,05 *mm*. Elle peut donc être considérée comme infiniment rigide par rapport à la partie en élastomère. La tige métallique n'est pas représentée dans le modèle numérique, seule la surface définissant l'interface entre la partie en élastomère et la tige métallique est modélisée par une surface rigide. La géométrie de la seconde partie est modélisée par une forme de révolution qui respecte les dimensions définies sur la figure 2.2. Cette partie déformable est supposée homogène et isotrope, et le comportement est défini dans la partie 2.3.

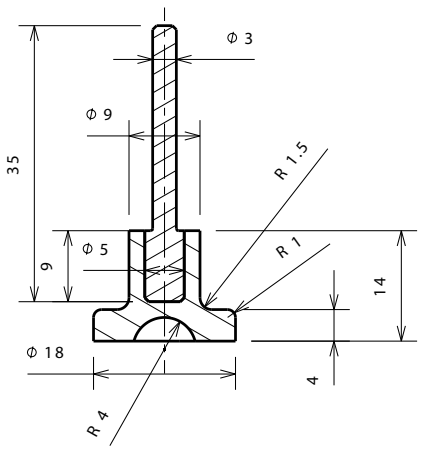


Figure 2.2 – Dimensions nominales du porte-disque

2.1.2 Le disque abrasif

Le disque abrasif ($P600$) est modélisé par un cylindre de diamètre de 21 *mm* et d'épaisseur 0,44 *mm*. Cette géométrie représente les différents éléments constitutifs du disque, incluant l'épaisseur de colle. Le disque est supposé homogène et isotrope et le comportement du disque est présenté dans le paragraphe 2.4.

2.1.3 La pièce

La géométrie de la pièce est définie par sa géométrie nominale, les défauts de forme ou de rugosité résultant des opérations précédentes ne sont pas pris en compte. Les pièces mécaniques réalisées en polissage étant principalement constituées de métaux, elles ont donc une rigidité largement supérieure à celle du porte-disque ($E_{piece}/E_{porte-disque} \approx 10000$). Les déformations de la pièce métallique sont donc négligeables devant celles du porte-disque. Ainsi, la surface de la pièce est modélisée par une surface rigide.

2.2 Les conditions limites

Les conditions limites du modèle définissent les interactions entre les différents composants et les chargements en effort ou en déplacement animant le modèle. Ces conditions limites sont développées dans les deux paragraphes suivants.

2.2.1 Les interactions

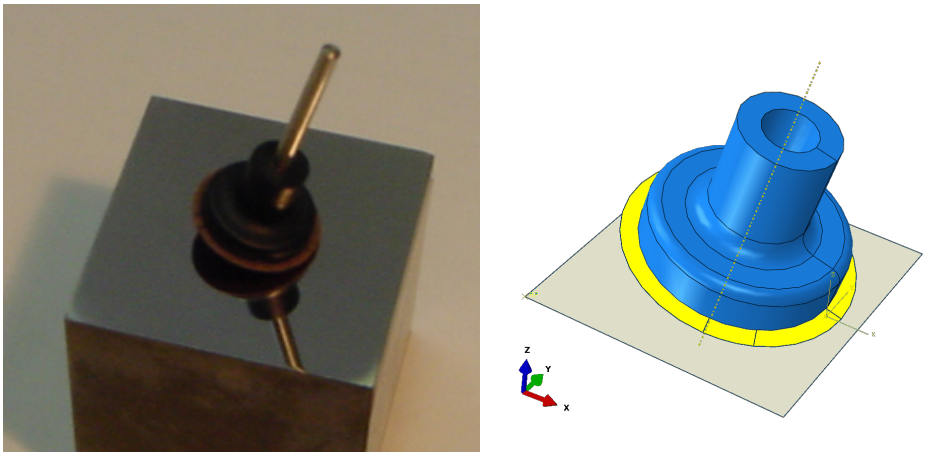
Interaction entre l'axe et la partie déformable du porte-disque : L'encastrement entre la tige et la partie souple du porte-disque est supposé parfait

Interaction entre le porte-disque et le disque abrasif : Il est possible de modéliser le collage du disque sur le porte-disque de différentes manières, soit le disque est parfaitement collé (encastré), soit il peut glisser en fonction des efforts tangentiels. Dans le modèle utilisé, la colle n'est pas prise en compte et la liaison est définie par un encastrement parfait entre les deux surfaces.

Interaction entre la pièce et le disque abrasif : Les interactions entre la pièce et le disque sont gérées par un contact purement normal ce qui revient à négliger les frottements au niveau du contact.

2.2.2 Les chargements

Dans cette modélisation, les éléments sont pilotés en déplacement tout comme ce qui est réalisé sur machine-outil. Pour le positionnement et l'orientation des éléments les uns par rapport aux autres, la surface de la pièce à polir est fixe tandis que le porte-disque est piloté par la tige métallique, définie par la surface rigide à l'interface entre la tige et la partie souple.



(a) Photo (b) Modèle géométrique

Figure 2.3 – Ensemble pièce, disque et porte-disque

2.3 Comportement du porte-disque

Concernant le comportement du porte-disque, la principale difficulté concerne la méconnaissance de l'élastomère utilisé. Le fournisseur de porte-disque affirme que celui utilisé pour la partie déformable du porte-disque est un caoutchouc, mais ne précise pas son origine naturelle ou synthétique ou encore s'il est chargé ou non. Le paragraphe suivant décrit les propriétés génériques des élastomères [Ferry (1980), Saad (2003)] pour comprendre le comportement possible du porte-disque. Par la suite, des essais numériques sont corrélés avec des essais expérimentaux pour déterminer les paramètres de la loi de comportement du porte-disque.

2.3.1 Comportement des élastomères

Les élastomères sont souvent utilisés dans l'industrie pour leurs propriétés mécaniques intéressantes :

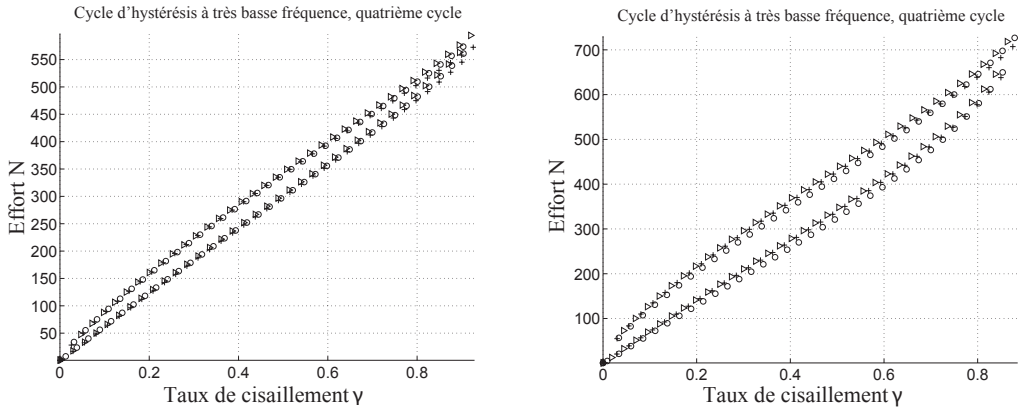
- Capacité à subir de grandes déformations (plusieurs centaines de pour cent)
- Capacité à dissiper de l'énergie (isolant vibratoire et acoustique)

Dans son état brut, le caoutchouc est peu résistant au fluage sous contraintes, mais après vulcanisation le matériau devient élastique, stable dans une gamme de température beaucoup plus large, et résistant au fluage sous contraintes. Les caoutchoucs peuvent être chargés, c'est-à-dire mélangés avec d'autres éléments, comme le noir de carbone, afin d'améliorer l'élasticité du produit et d'augmenter sa résistance.

Les élastomères sont utilisés pour leurs capacités à subir de grandes déformations puis à revenir à leur configuration initiale, mais ils ne sont pas parfaitement élastiques. En effet, l'effort mesuré pour une sollicitation donnée diffère entre la phase de charge et de décharge, il y a donc dissipation d'énergie sous forme de chaleur et la quantité d'énergie dissipée correspond à l'aire entre les courbes. Cette hystérésis est très faible pour les caoutchoucs non chargés et elle est d'autant plus importante que le matériau est chargé (Figure 2.4).

Le module de compressibilité des caoutchoucs varie entre 1000 et 2000 MPa tandis que l'ordre de grandeur du module de cisaillement est d'environ 1 MPa ce qui traduit un comportement quasi incompressible de ces matériaux.

Pour les premiers cycles de chargement, les élastomères présentent un phénomène d'assouplissement connu sous le nom d' « effet Mullins » [Saad (2003)]. Ce phénomène dépend



(a) Cas d'un mélange faiblement chargé (b) Cas d'un mélange fortement chargé

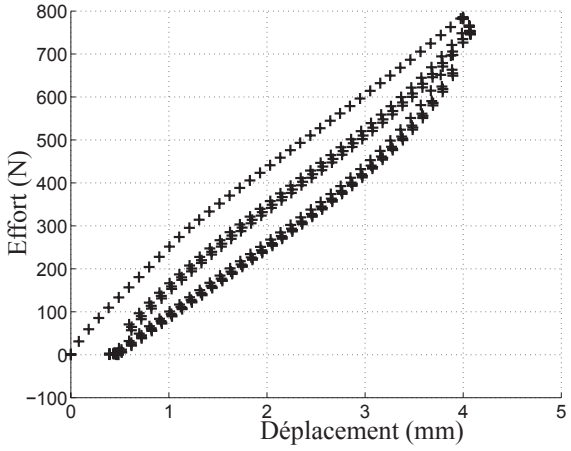
Figure 2.4 – Cycle d'hystérésis en cisaillement à 0.02 Hz pour un mélange à base de caoutchouc [Saad (2003)]

de la déformation maximale atteinte dans le matériau et de la direction de sollicitation (Figure 2.5(a)). La stabilisation du comportement intervient après 3 à 5 cycles.

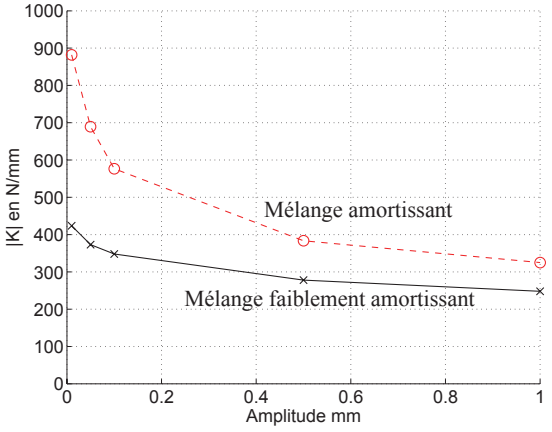
Le comportement des élastomères dépend de la vitesse des sollicitations, le module dynamique complexe E^* représente la relation entre la contrainte et la déformation dynamique. Dans le plan complexe, il s'exprime en fonction du module de conservation E' et du module de perte E'' selon l'équation 2.1. Le module de conservation E' représente la rigidité et la composante élastique du matériau tandis que le module de perte E'' représente la composante visqueuse du matériau. Le module d'élasticité dynamique peut également être exprimé en fonction de l'angle de perte δ (ou facteur de perte $tan\delta$) qui représente le déphasage entre la courbe de déplacement et d'effort, soit les dissipations d'énergie.

$$E^* = E' + iE'' = E'(1 + i \cdot tan\delta) \tag{2.1}$$

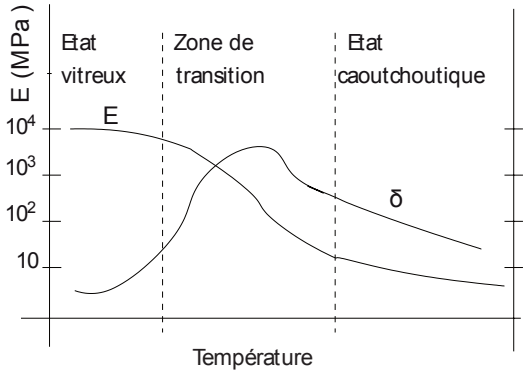
La température joue un rôle important sur la rigidité du caoutchouc (Figure 2.5(c)). Pour de faibles températures, les caoutchoucs sont dans un état vitreux et le module dynamique est élevé. Il peut atteindre 10^4 MPa pour certains types d'élastomère et l'influence de la température est moindre. Pour des températures plus élevées, le matériau est dans un état caoutchoutique, le module chute radicalement et peut être inférieur à 1 MPa. Pour des températures intermédiaires, le caoutchouc est dans la zone de transition vitreuse, la rigidité décroit fortement avec la température et l'amortissement est bien plus important que dans les états vitreux et caoutchoutiques. L'amortissement est maximum pour la température de transition vitreuse.



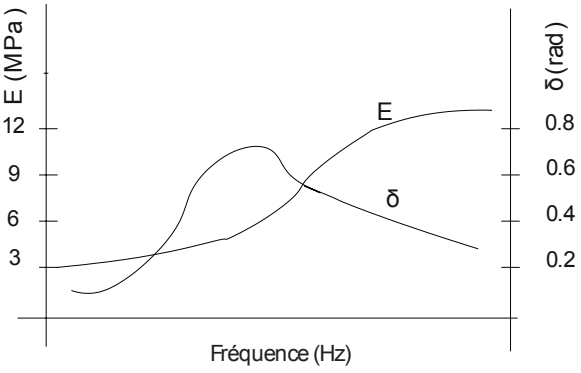
(a) Effet Mullins. Chargement cyclique de cisaillement



(b) Effets de l'amplitude sur la rigidité



(c) Courbes tendances des effets de la température sur la rigidité et l'amortissement



(d) Courbes tendances des effets de la fréquence sur la rigidité et l'amortissement

Figure 2.5 – Facteurs influents sur la rigidité des caoutchoucs [Saad (2003)]

Le module dynamique faible à basse fréquence augmente avec la fréquence des sollicitations puis tend vers une asymptote (Figure 2.5(d)). L'amplitude des sollicitations a également une influence sur la rigidité du matériau. La diminution de la rigidité en fonction de l'amplitude est souvent appelée « effet Payne » (Figure 2.5(b)).

Des essais de fluage et de relaxation permettent de mettre en évidence le comportement viscoélastique des élastomères. En effet, lorsque le caoutchouc est maintenu avec une déformation constante, les contraintes diminuent en fonction du temps pour tendre vers une valeur d'équilibre.

En résumé, les élastomères ou caoutchoucs peuvent subir des déformations importantes et possèdent une grande capacité d'amortissement qui peut se traduire par un échauffement du matériau. Le comportement mécanique dépend fortement de la température, de la fréquence, des amplitudes et de l'antériorité des sollicitations avec des phénomènes d'hystérésis. Enfin, leurs comportements sont plutôt assimilables à un comportement viscoélastique qu'élastiques.

Les paramètres d'une opération de polissage ou prépolissage peuvent ainsi être influents sur le comportement du porte-disque, car la fréquence des sollicitations est directement liée à la fréquence de rotation de la broche, l'amplitude dépend de l'écrasement et de l'inclinaison, et la température peut varier à cause de l'autoéchauffement et des dissipations thermiques dues aux frottements entre le disque et la pièce.

2.3.2 Mesure expérimentale du comportement de l'élastomère constituant le porte-disque

Habituellement, le comportement d'un matériau est déterminé par différents essais mécaniques normalisés effectués sur des éprouvettes spécifiques, mais dans notre cas, il est difficile d'obtenir une éprouvette régulière extraite de la partie déformable du porte-disque. Pour observer quel type de comportement peut présenter l'élastomère et quels paramètres peuvent être influents sur le comportement du porte-disque, nous proposons d'observer la réponse en effort du porte-disque lorsqu'il se déforme sur une surface plane.

La mesure de l'effort de contact est réalisée sur une machine outil 5 axes (Mikron UCP 710) suivant le schéma de la figure 2.6. Le capteur d'effort utilisé est un capteur piézoélectrique uniaxial Kistler 9011*A* (rondelle de charge à quartz) relié à un conditionneur Kistler 5015. L'acquisition de l'effort s'effectue au cours du temps sur ordinateur par le biais

d'un dispositif de collecte de données USB (Vernier LabPro). Le capteur est positionné sur un montage spécifique permettant de mesurer l'effort normal au plan de la surface.

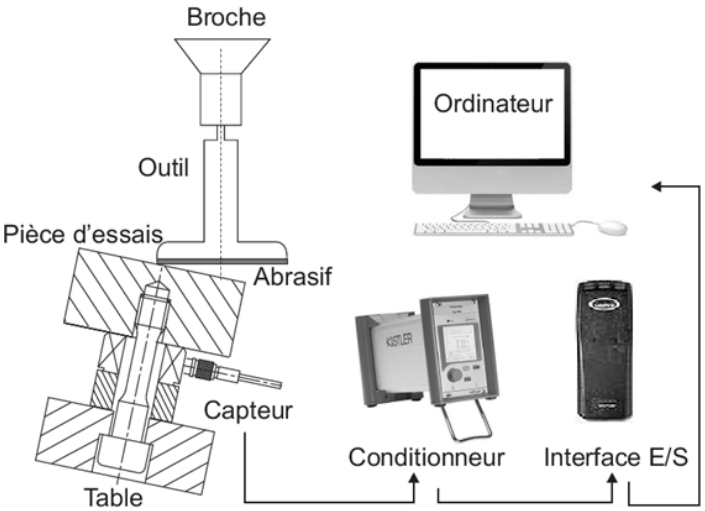


Figure 2.6 – Dispositif expérimental de la mesure d'effort [Pessoles et Tournier (2009)]

Les capteurs piézoélectriques sont intéressants pour la mesure d'effort car ils ont une bonne réponse en fréquence élevée, ils sont de petites tailles, robustes et linéaires. Par contre, ils sont sensibles aux variations de température, ont une mauvaise stabilité, la valeur du zéro change après un choc et la mesure peut avoir une dérive pour des fréquences faibles. Cette dérive est principalement liée à l'amplificateur de charge, élément qui convertit la charge délivrée par le capteur piézoélectrique en une tension proportionnelle.

Ces capteurs étant peu performants en mesure quasi statique, la mesure de l'effort pour des écrasements variant de 0 à 2 mm se décompose en plusieurs cycles de charge puis décharge avec une vitesse de 50 mm/min. Malgré ces cycles de charges et décharges, la mesure de l'effort présente tout de même une dérive pour certains essais, la valeur de l'effort mesuré sans chargement diminue (Figure 2.7). Les déplacements de la machine-outil (écrasement) et la mesure d'effort sont synchronisés en supposant que l'effort est maximal pour l'écrasement maximal. Lorsque la dérive du capteur existe, elle est corrigée en supposant que l'effort est nul s'il n'y a pas de contact. Il est ainsi possible de tracer les courbes d'effort en fonction des déplacements (écrasements) pour les différents cycles de charge puis décharge.

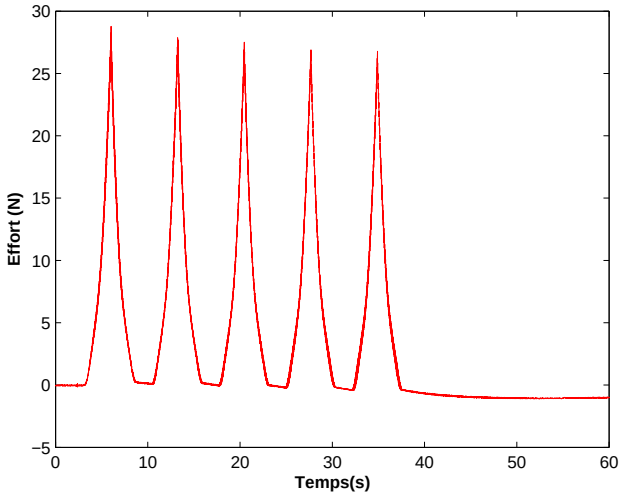


Figure 2.7 – Mesure brute de l'effort

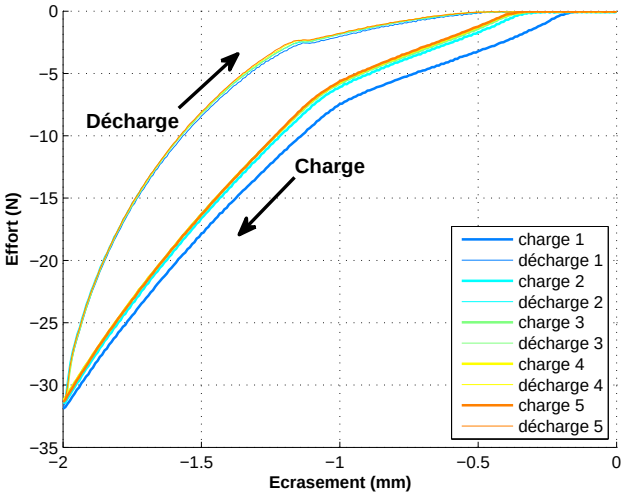
2.3.3 Comportement sans rotation de la broche

La mesure de l'effort pour un angle de 15 degrés et sans rotation de la broche (Figure 2.8(a)) permet de retrouver certaines propriétés des élastomères :

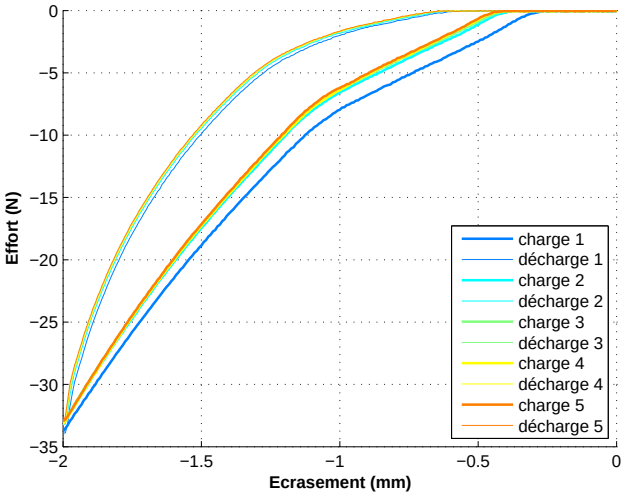
- La première charge induit un effort plus important que les suivantes, sans doute à cause de l'effet Mullins, mais les courbes sont semblables après le premier cycle.
- L'hystérésis entre les phases de charge et de décharge est importante, ce qui prouve que le matériau n'a pas un comportement purement élastique, mais plutôt viscoélastique.
- De faibles écrasements ne génèrent pas du tout d'effort, car le porte-disque reste légèrement déformé par l'essai précédent.

À faible fréquence de sollicitation (0,2 Hz), la réponse en effort correspond bien à un comportement viscoélastique du matériau.

L'essai est également réalisé en utilisant un disque abrasif $P600$ et sans rotation de broche (Figure 2.8(b)). Cet essai montre que même si le disque $P600$ est ajouté, le disque a peu d'influence sur l'effort au contact. Les courbes d'effort avec disque sont très similaires à celles sans disque avec l'effet Mullins sur le premier cycle et une relaxation importante sur la phase de décharge. La valeur maximale de l'effort atteint 35 N contre 33 N sans disque. Le disque P600 augmente légèrement la rigidité de l'ensemble, mais nous pouvons donc supposer que l'effort observé avec disque abrasif est principalement lié au comportement du porte-disque.



(a) Sans papier ($N = 0\ tr/min$)



(b) Avec P600 ($N = 0\ tr/min$)

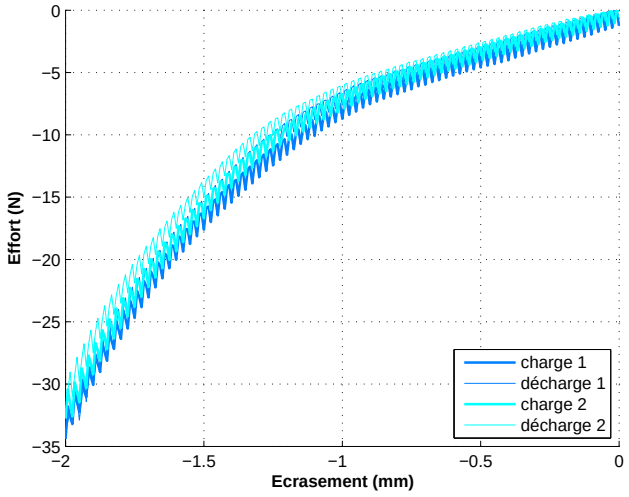
Figure 2.8 – Courbes d'effort en fonction de l'écrasement normal (15 degrés)

2.3.4 Comportement avec rotation de la broche

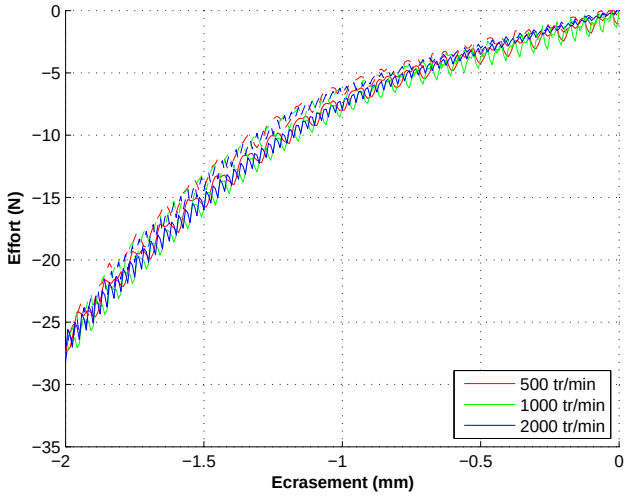
Pour étudier le comportement du porte-disque avec une fréquence de sollicitation plus élevée, le même essai est réalisé en faisant tourner la broche à 2000 tr/min. Mais pour ne pas détériorer le porte-disque, l'essai est uniquement réalisé avec un disque abrasif $P600$ collé sur le porte-disque (Figure 2.9(a)).

Avec la rotation de broche et le disque $P600$, seuls deux cycles de charges et décharges sont réalisés, car le papier creuse la surface et modifie la géométrie du plan au cours du temps. Ces deux cycles sont semblables (Figure 2.9(a)), l'effet Mullins est presque absent, car il a

lieu dans les cycles de rotations. En effet, sur un tour de l'outil, une portion du porte-disque passe d'une configuration déformée au niveau du contact à une configuration non déformée un demi-tour plus tard. Avec rotation de broche, la fréquence des sollicitation correspond à la fréquence de broche. Le comportement global du porte-disque avec rotation ne fait presque pas apparaitre d'hystérésis, les allures de charge et de décharge sont très proches et l'allure correspond à celle de la phase de charge sans rotation de la broche. Avec rotation de la broche, le comportement du porte-disque est « globalement » élastique, le déphasage entre la phase de charge et de décharge et très faible comparé aux essais sans rotation de broche.



(a) Avec P600 ($N = 2000\ tr/min$)



(b) Influence de la fréquence de broche

Figure 2.9 – Courbes d'effort en fonction de l'écrasement normal (15 degrés)

La rigidité des élastomères peut évoluer en fonction de la fréquence des sollicitations. Pendant une phase de polissage, la fréquence de sollicitations correspond à la fréquence de rotation de la broche et d'une opération à l'autre la fréquence de broche choisie peut être différente. Des essais sont donc réalisés avec des fréquences de broche différentes pour étudier l'influence de ce paramètre sur la rigidité du porte-disque.

L'étude est réalisée avec une feutrine pour ne pas modifier la géométrie locale de la pièce au cours de l'essai contrairement à ce qu'il se passe avec le papier abrasif $P600$ qui creuse la pièce. Les fréquences de broche utilisées sont de 500, 1000 et 2000 tr/min et l'inclinaison est de 15 degrés. Sur chacune des courbes, les oscillations de faibles amplitudes ($\approx 1\ N$) ont une période qui correspond exactement à celle de la fréquence de broche de l'essai (Figure 2.9(b)). Ces oscillations dont la période correspond à un tour de l'outil montrent que la géométrie de l'outil n'est pas parfaitement de révolution ou que les matériaux ne sont pas homogènes. Sans tenir compte de ces petites oscillations, les trois courbes d'effort obtenues sont presque identiques quelle que soit la fréquence de broche. Ainsi, la rigidité du matériau n'est pas modifiée par l'évolution de la fréquence des sollicitations pour la gamme utilisée en polissage. Les essais ont également été effectués avec une inclinaison de 10 et 5 degrés, et les observations sont identiques pour ces deux autres inclinaisons.

Les études menées ont permis de vérifier que le comportement du porte-disque est bien viscoélastique pour des sollicitations à faible fréquence ($< 0.2\ Hz$). Mais lorsque la broche tourne, les sollicitations sont plus rapides ($> 500\ Hz$) et le comportement global s'apparente à un comportement élastique, car l'hystérésis entre la charge et la décharge est presque absente. La rigidité ne dépend pas de la fréquence de broche pour les plages utilisées en polissage. Comme le modèle de contact doit permettre d'évaluer le contact pendant une opération de polissage, la loi de comportement de la partie en élastomère est choisie élastique. Ce choix traduit le comportement global observé sur l'effort pendant une opération de polissage et permet de simplifier la simulation du modèle. Le comportement élastique est totalement défini par son module d'élasticité E et son coefficient de Poisson ν, deux paramètres à déterminer. Le coefficient de Poisson est fixé à 0,5, car les élastomères sont réputés incompressibles tandis que la détermination du module d'élasticité est présentée dans le paragraphe suivant.

2.3.5 Détermination du module d'élasticité par corrélation entre essais et simulations

Les observations précédentes ont montré que le comportement global du porte-disque s'apparente à un comportement élastique pendant une phase de polissage. La valeur du module d'élasticité est déterminée de façon à ce que les résultats de simulation du modèle corrèlent avec les résultats expérimentaux au niveau de l'effort de contact.

L'effort entre l'outil et la pièce est comparé entre un essai expérimental et une simulation numérique par éléments finis du modèle. Le porte-disque est écrasé sur une surface plane avec une inclinaison de l'outil de 5, 10 et 15 degrés par rapport à la normale au plan et un écrasement variant de 0 à 2 mm.

La simulation est réalisée à partir du modèle présenté dans le paragraphe 2 en conservant uniquement le porte-disque (pas de disque). Les paramètres de simulations sont détaillés dans le paragraphe 3. La partie en élastomère est maillée avec des éléments volumiques à 4 nœuds (tétraèdre) en choisissant une taille de maille de 1 mm dans la partie haute du porte-disque et 0,5 mm dans la partie du contact. Le comportement du porte-disque est élastique, avec un module d'élasticité E restant à déterminer. Pour initialiser la valeur de E, un essais préliminaire de compression est tout de même réalisé sur une éprouvette extraite d'un porte-disque.

2.3.6 Essai préliminaire de compression

Une éprouvette parallélépipédique d'environs $9 \times 4{,}1 \times 4{,}3\ mm^3$ est découpée dans un porte-disque de diamètre 18 mm. Un essai de compression est alors réalisé à température ambiante ($\approx 20°C$) suivant deux directions orthogonales (Figure 2.10). Les faces en contact sont lubrifiées et l'essai est réalisé avec une faible vitesse de déformation (2 mm/min) sur une course de 1 mm. Dans les deux cas, la courbe de traction obtenue n'est pas parfaitement linéaire, car les faces de l'éprouvette ne sont pas parfaitement planes et le comportement des élastomères n'est pas purement élastique. Le module d'élasticité est tout de même estimé à $\approx 7{,}8\ MPa$ sur la face de $9 \times 4{,}3 mm^2$ (et $\approx 7{,}4\ MPa$ sur la face $9 \times 4{,}1 mm^2$).

Cette méthode permet d'obtenir l'ordre de grandeur du module d'élasticité à utiliser dans la simulation par éléments finis ($\approx 8\ MPa$), mais les résultats ne sont pas très fiables, car la découpe de l'éprouvette directement dans le porte-disque n'est pas précise. De plus la valeur est obtenue pour une vitesse de déformation faible qui n'est pas représentative des vitesses de

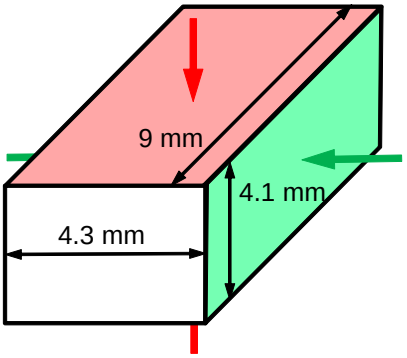


Figure 2.10 – Éprouvette en élastomère pour essai de compression

déformation pendant une opération de polissage.

2.3.7 Détermination du module d'élasticité

Le module d'élasticité du modèle est déterminé de manière à ce que l'effort simulé à partir du modèle corrèle avec l'effort mesuré pendant une opération de polissage.

Sur la figure 2.11, plusieurs courbes de l'effort de contact sont représentées en fonction de l'écrasement. Les trois couleurs correspondent aux résultats pour les trois inclinaisons de 5, 10 et 15 degrés. Les courbes en trait fin et pointillé correspondent aux résultats de simulations effectuées avec un module d'élasticité du porte-disque de 8 MPa, déterminé par l'essai préliminaire. Les courbes en trait épais et continu correspondent aux résultats obtenus expérimentalement en utilisant un disque abrasif et une fréquence de rotation de broche de 2000 tr/min.

Quelle que soit l'inclinaison, l'allure de la courbe d'effort obtenue par simulation est similaire à la courbe expérimentale. Par contre, les efforts obtenus par simulation sont inférieurs à ceux mesurés. La rigidité du disque est donc sous-estimée, il faut ainsi augmenter la valeur du module d'élasticité.

La valeur optimale du module d'élasticité est obtenue en minimisant la somme des carrés des écarts entre l'effort expérimental et l'effort de simulation cumulés pour les inclinaisons de 5, 10 et 15 degrés. Suite à plusieurs itérations, le module d'élasticité minimisant l'écart entre les courbes est de 13 MPa.

Les courbes en trait épais et pointillé représentent les courbes obtenues par simulation avec le module d'élasticité de 13 MPa. En utilisant cette valeur, les écarts sur les courbes

d'effort sont plus importants pour l'inclinaison de 5 degrés avec une erreur sur l'effort pouvant atteindre 50%, mais pour les inclinaisons de 15 et 10 les erreurs sont moins importantes, elles sont respectivement d'environs 25% et 30% au maximum.

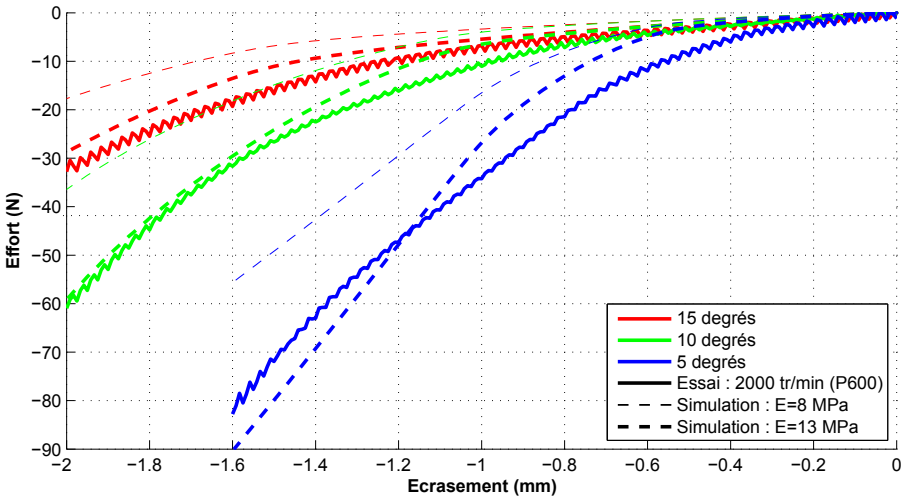


Figure 2.11 – Comparaison de l'effort entre les essais et le modèle sans disque

Le module d'élasticité de 13 MPa, déterminé en fonctionnement est supérieur à celui déterminé pendant l'essai préliminaire de 8 MPa. Cette augmentation est conforme aux propriétés des élastomères dont la rigidité augmente avec la fréquence de sollicitation.

La corrélation entre les efforts expérimentaux et simulés a permis de déterminer le module d'élasticité de la loi de comportement élastique du porte-disque. Le porte-disque est modélisé avec un comportement élastique isotrope de module d'élasticité 13 MPa et de coefficient de Poisson 0,5.

D'après la mesure d'effort effectuée avec et sans disque abrasif, l'ajout du disque modifie peu l'effort induit par les déformations (erreur $<$ 10%). Par contre, la mesure des traces laissées par une bande de prépolissage ont montré que le contact simulé en statique et sans disque ne correspond pas au contact obtenu pendant une opération de prépolissage [Guiot *et al.* (2011)]. Il est donc nécessaire de modéliser le disque abrasif dans le modèle de contact par éléments finis. Le paragraphe suivant propose un modèle de comportement pour les disques abrasif $P600$.

2.4 Comportement des disques de prépolissage ($P600$)

Les disques abrasifs de prépolissage utilisés sont constitués de particules de silicium agglomérées par une résine synthétique sur un support tissé. Ces disques sont de faibles épaisseurs ($\approx$ 0,44 mm pour le $P600$) et ont un diamètre de 21 mm ce qui permet de couvrir entièrement la surface du porte-disque même si le disque n'est pas parfaitement centré.

La modélisation du comportement des disques abrasifs est complexe car ils sont constitués de matériaux différents (silicium, résine et support tissé) ayant des comportements différents (le support tissé a probablement un comportement anisotrope). Le comportement de chacun des éléments n'est pas connu et les proportions en quantité non plus. En plus des éléments cités, les disques contiennent de la colle sur une des faces ce qui permet de les fixer sur le porte-disque. Pour simplifier, le disque est modélisé par un élément ayant un comportement homogène, isotrope et élastique. Le module d'élasticité de 22 MPa utilisé dans le modèle est déterminé en effectuant un essai de compression sur un empilage de dix disques abrasifs. Les résultats de simulations numériques en utilisant différents coefficients de Poisson ν (0,2 ; 0,3 ; 0,4 ; 0,5) on montré que le contact n'est pas sensible à la modification du coefficient de Poisson du disque, ce dernier est ainsi choisi arbitrairement avec une valeur de 0,4.

Les comportements du disque et du porte-disque sont définis par des lois élastiques isotropes et homogènes :

- Porte-disque : $E = 13\ MPa$, $\nu =$ 0,5
- Disque abrasif ($P600$) : $E = 22\ MPa$, $\nu =$ 0,4

3 Les paramètres de simulation

Le contact outil/pièce est déterminé par une simulation par éléments finis en utilisant le code de calcul Abaqus. La mise en données et l'analyse des résultats sont facilitées par l'utilisation de l'interface graphique Abaqus Cae.

La simulation du modèle précédemment présenté est une simulation statique ce qui permet de réduire les temps de calcul par rapport à une simulation dynamique où il faut en plus discrétiser le temps. Cette simulation en statique est possible à cause des différentes hypothèses de modélisation suivantes :

- Les effets thermiques ne sont pas modélisés.

– Les effets dynamiques ne sont pas modélisés.
– Les lois de comportement sont élastiques et ne font ainsi pas intervenir les vitesses de déformation ou la température.

Les principaux paramètres de réglage de la simulation correspondent au choix des éléments finis pour la discrétisation de la géométrie et au choix de la taille de ces éléments. Ces paramètres sont détaillés dans les deux paragraphes suivants.

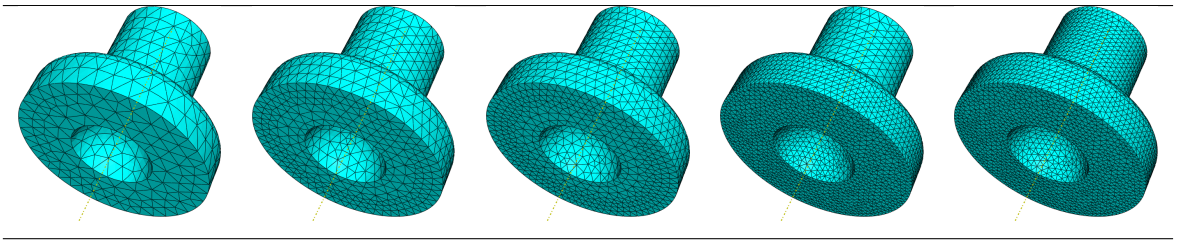
3.1 Les éléments utilisés

La partie déformable du porte-disque est discrétisée par des éléments volumiques 3D de forme tétraédrique à dix nœuds (C3D10M). Étant donné la faible épaisseur du disque, il est discrétisé par des éléments coques à trois nœuds (S3). L'utilisation d'éléments coques permet de réduire le nombre d'éléments par rapport à un maillage volumique. Cinq points d'intégration de Gauss sont utilisés dans l'épaisseur pour garantir une bonne qualité du résultat. Les surfaces rigides constituant la surface de la pièce et la surface de la tige du porte-disque sont discrétisées par des éléments rigides surfaciques à trois ou quatre nœuds (R3D3 ou R3D4).

3.2 La taille des éléments

La méthode de simulation par éléments finis permet de simuler un modèle complexe, mais le résultat de simulation obtenu peut être plus ou moins juste selon les paramètres de la simulation. L'avantage de la méthode par éléments finis est que l'erreur induite par les éléments finis tend vers zéro lorsque la taille des éléments temps également vers zéros, par contre les temps de calcul explosent. Le choix de la taille des différents maillages consiste à effectuer un compromis entre qualité de la solution obtenue et temps de calcul. Pour définir notre choix nous allons nous appuyer sur la simulation de l'écrasement du porte-disque (sans disque) sur un plan avec une inclinaison de 15 degrés et un écrasement variant entre 0 et 2 *mm* pour différents choix de taille de maille. La simulation est effectuée avec un incrément de $1/40$ soit une solution de contact tous les 0,05 *mm* d'écrasement. Les différents maillages utilisés sont représentés sur le tableau 2.1, ils vont d'un maillage grossier avec une taille moyenne de 1,5 *mm* à une taille plus fine de 0,5 *mm*.

Les mailles comprises entre 1,5 et 0,5 *mm* ne modifient pas les courbes d'effort de manière



1,5 mm	1 mm	0,8 mm	0,8/0,5 mm	0,5 mm

Tableau 2.1 – Représentations des différents maillages en fonction de la taille de maille

significative (variations $< 0.1\%$), par contre il est évident que le nombre d'éléments au niveau du contact devra être relativement important pour avoir une bonne approximation de ce dernier. Pour obtenir des résultats cohérents au niveau des interfaces, il faut que les éléments en vis-à-vis aient des tailles équivalentes, ou que la surface esclave de l'interface ait un maillage plus fin que la surface maître. Ensuite, le nombre d'éléments et le temps de calcul explosent avec la diminution de la taille des mailles. En passant d'une taille de 1,5 à 0,5 *mm* le temps de calcul est multiplié par plus de cent (Tableau 2.2). Le nombre maximal d'éléments à utiliser pour une simulation par EF est limité par les capacités mémoires de l'ordinateur utilisé ce qui peut également définir une limite basse de la taille de maille pour la simulation de gros modèles.

Maille (mm)	Nb d'éléments	Nb de nœuds	Temps CPU (s)	Temps /inc (s)
1.5	4646	11959	275	7
1	11648	29267	1099	27
0.8	23913	59180	3819	95
0.8/0.5	44648	109249	11220	280
0.5	76820	187828	32743	818

Tableau 2.2 – Influence de la taille de maille sur le temps de calcul

Pour le porte-disque, le compromis consiste à mailler grossièrement la partie haute, avec des éléments de 1 *mm*, pour réduire les temps de calcul. Les mailles sont affinées uniquement dans la partie basse avec des éléments de 0,5 *mm*, zones proches du contact pour obtenir une bonne image du contact et de la répartition de pression. Les éléments du disque doivent avoir une taille de maille équivalente à celle du porte-disque en vis-à-vis, soit 0,5 *mm*. La surface de la pièce est discrétisée par des éléments rigides, et ces éléments doivent être suffisamment

petits pour bien approximer la surface et obtenir de bons résultats au niveau de l'interface entre la pièce et le disque (0,5 *mm*).

4 Validation et limites du modèle de contact

L'objectif de ce paragraphe est de comparer le modèle de contact précédemment défini avec le contact réel, c'est-à-dire d'estimer l'écart entre le réel et le modèle pour pouvoir valider les hypothèses de modélisation. Les hypothèses et différences avec le réel de cette modélisation sont :

- Loi de comportement élastique, homogène et isotrope pour le porte-disque malgré le comportement viscoélastique des élastomères
- Loi de comportement élastique, homogène et isotrope pour le disque malgré les différents matériaux
- Modélisation mécanique statique
- Frottements non pris en compte

Les différents modèles définis précédemment sont validés en comparant les résultats d'essais expérimentaux et numériques. C'est tout d'abord le cas du modèle du porte-disque qui est validé par une comparaison de la forme du contact entre le porte-disque et une surface plane. Puis, le modèle de contact global, comprenant à la fois le modèle du porte-disque et celui du disque abrasif, est validé par comparaison de l'effort et du contact. Dans cette démarche comparative, la difficulté réside dans l'obtention du contact par expérimentation, c'est-à-dire obtenir la surface de contact et la répartition de pression si possible.

4.1 Validation du modèle sans disque abrasif

Le but de ce paragraphe est de vérifier que le modèle utilisé pour le porte-disque est représentatif de la réalité. Pour effectuer cette validation, le contact réel obtenu entre le porte-disque et une surface plane est comparé au contact obtenu à partir du modèle en utilisant la simulation par éléments finis.

Le dispositif expérimental présenté sur la figure 2.12 permet de prendre une photo de la zone de contact au travers d'une paroi en plexiglas. Afin de pouvoir dissocier la zone du porte-disque en contact avec le plexiglas du reste et d'atténuer les frottements, il est nécessaire de

lubrifier le contact. La lubrification doit être légère, car dans le cas contraire, un ménisque d'huile se forme et étend la zone de contact observée. La mesure du contact a été répétée 4 fois en tournant le porte-disque d'un quart de tour entre chaque répétition, et les zones de contact observées sont identiques.

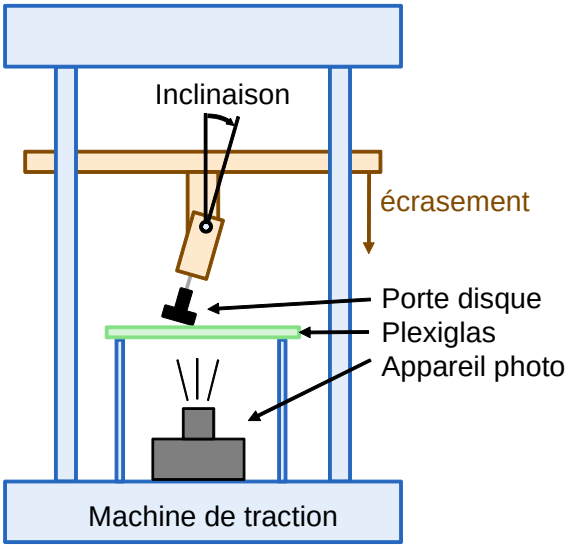


Figure 2.12 – capture de la surface de contact porte-disque/plan

Le tableau 2.3 présente les zones de contact obtenues par simulation et par l'utilisation du dispositif expérimental de la figure 2.12 lors de l'écrasement du porte-disque sur un plan avec une inclinaison de 15 degrés. Les résultats pour des inclinaisons de 10 et 5 degrés sont fournis en annexe E.

Les formes de contact obtenues de manière expérimentale et par simulation sont similaires. La corrélation est très bonne pour l'inclinaison de 15 degrés, mais pour les inclinaisons de 5 et 10 degrés il semblerait que la zone de contact expérimentale évolue plus rapidement que la zone de contact issue de la simulation. Par exemple pour 5 degrés d'inclinaison, le contact mesuré avec 0,3 *mm* d'écrasement (Figure E1(c)) a une meilleure corrélation avec le contact simulé ayant un écrasement de 0,5 *mm* (Figure E1(e)).

Pour étudier la sensibilité du contact simulé vis-à-vis de la loi de comportement élastique, la simulation est réalisée en faisant varier le module d'élasticité E et le coefficient de Poisson ν. Le tableau 2.4 présente les contacts obtenus pour un écrasement et une inclinaison fixés (15 degrés et 1,6 *mm*). D'après les différentes simulations, le module d'élasticité n'a aucune influence sur la zone de contact, mais seulement sur la valeur de la pression au contact et donc sur l'effort global. La répartition de pression est proportionnelle à la valeur du module

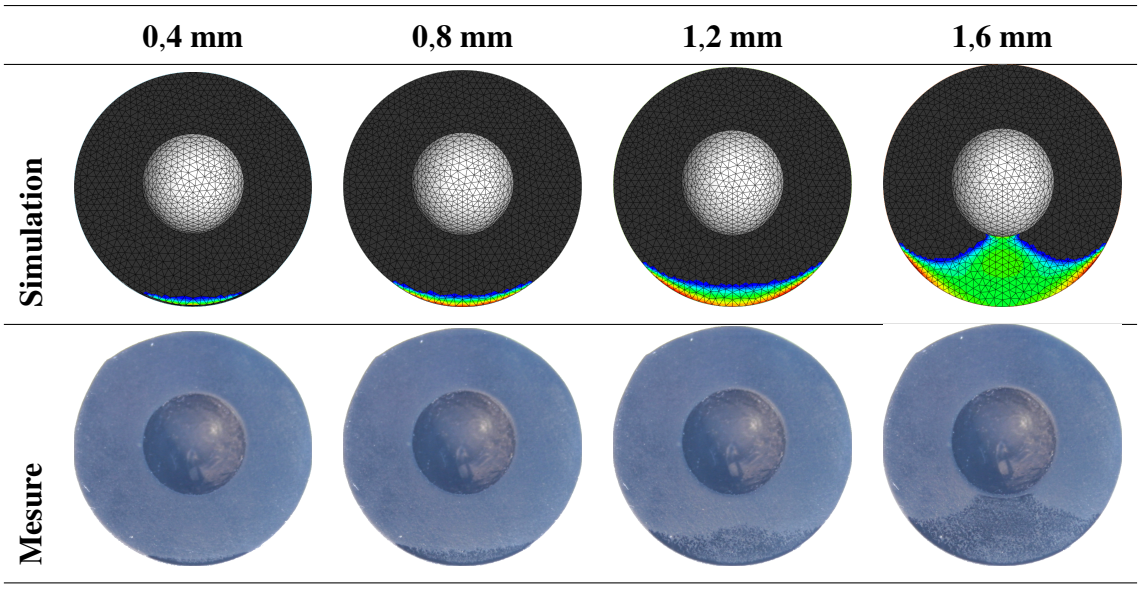


Tableau 2.3 – Zone de contact selon écrasement pour 15 degrés

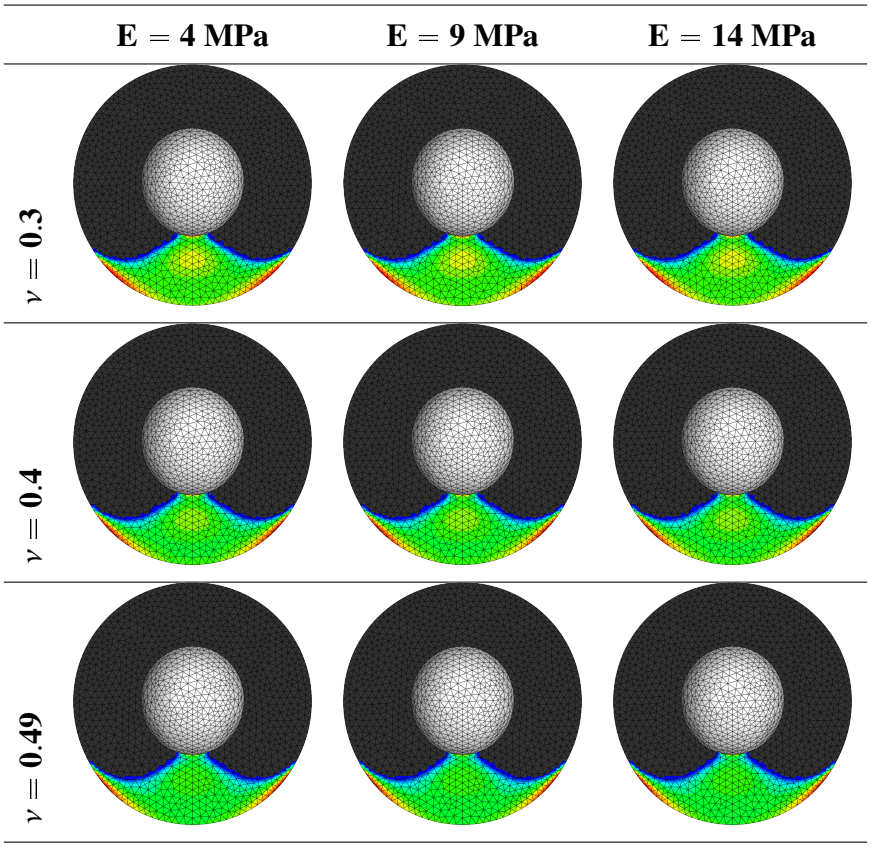


Tableau 2.4 – Influence de E et ν sur la zone de contact

d'élasticité. Le coefficient de Poisson ν a une légère influence sur la zone de contact, mais les variations sont faibles, en tout point de la surface de contact, les variations de la pression sont inférieurs à 20 %. Ces observations sont également valables pour d'autres configurations d'inclinaison et d'écrasement.

Que ce soit sur la zone de contact ou sur l'effort, les différences observées ne peuvent pas être réduites en modifiant uniquement les paramètres de la loi élastique. Ces différences sont sans doute liées à l'approximation du comportement du porte-disque par un modèle purement élastique et aux différences géométriques entre le modèle et le réel.

Même si des différences persistent entre les simulations et les essais expérimentaux, les résultats sont très satisfaisants pour l'inclinaison de 15 degrés. Pour les inclinaisons plus faibles, les erreurs sont plus importantes, mais restent acceptables.

4.2 Validation du modèle de contact

4.2.1 Effort au contact

L'effort obtenu avec le modèle global de contact (Figure 2.13) est proche de l'effort obtenu avec le modèle sans disque abrasif (Figure 2.11). Malgré un module d'élasticité supérieur pour le disque ($22 > 13\ MPa$), dans la simulation, le disque abrasif apporte peu de rigidité à l'ensemble de l'outil et modifie donc peu les courbes d'effort. Les conclusions sur la corrélation entre l'effort du modèle global et la mesure de l'effort pendant une opération de prépolissage sont donc identiques à celles du paragraphe 2.3.7, c'est-à-dire que l'effort de contact est correctement estimé pour l'inclinaison de 15 degrés, mais les écarts atteignent environs 50% pour l'inclinaison de 5 degrés. Si l'ajout du disque modifie peu l'effort, nous allons maintenant vérifier s'il modifie la forme du contact et s'il permet de mieux estimer la zone de contact pendant une opération de prépolissage.

4.2.2 Zone de contact

La mesure expérimentale du contact avec le disque abrasif est plus difficile car il n'est pas possible d'observer directement la surface de contact à travers une pièce transparente comme il a été fait dans le paragraphe 4.1. En effet le contact entre les particules abrasives et le plexiglas ne modifie pas le contraste de l'image observée. Plusieurs méthodes ont été envisagées. Il est possible de mesurer le contact expérimental est d'utilisant du « papier pression » ou des capteurs de champ de pression tel que le système I-Scan de la marque Tekscan. Ces derniers capteurs sont en réalité des capteurs matriciels pouvant mesurer des efforts sur des zones réduites (248 $capteurs/cm^2$). Les propriétés du capteur 5027 correspondent à nos besoins pour la mesure du contact (résolution spatiale $0{,}2 \times 0{,}2\ mm^2$, surface de mesure $29 \times 29\ mm^2$,

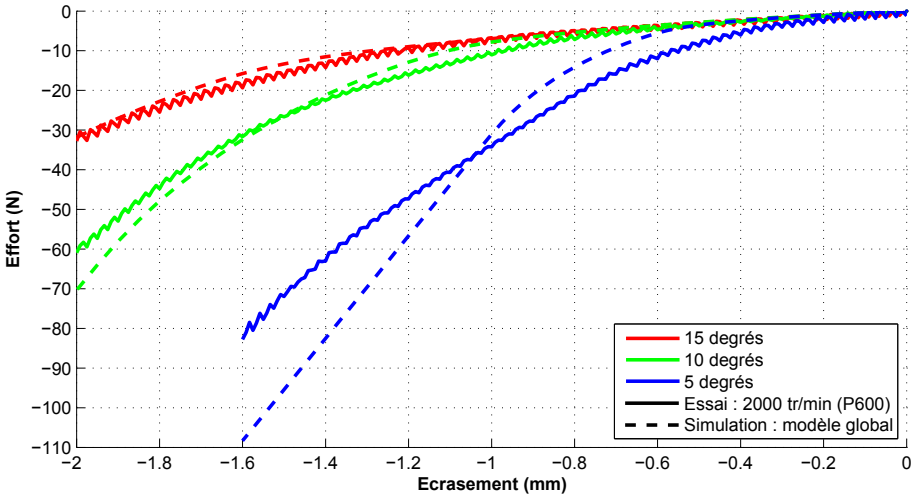


Figure 2.13 – Comparaison de l'effort entre les essais et le modèle global

pression jusque 3,5 MPa), mais cette solution de capteur matriciel a été écartée pour des raisons de coût (capteur, boitier d'acquisition USB, driver, logiciel pour $\approx$ 30000 euros).

Les papiers pression (Prescale film) de la même marque Tekscan se colorent plus ou moins en fonction de la pression qui est exercée. Ce film est constitué d'une couche de matériau colorant micro-encapsulé, d'une couche de matériau de développement et une couche en polyester pour maintenir le tout. Sous une charge, les capsules révèlent leurs couleurs, et l'intensité de la couleur permet de déterminer la valeur locale de la pression à partir d'un étalonnage préalable. L'inconvénient de cette technique est qu'elle ne permet pas d'observer la pression en faisant tourner la broche sans arracher le papier. Pour obtenir de bons résultats, il faut utiliser des filtres géométriques conséquents ($\approx$ 1 mm), car l'intensité est bruitée [Liggins *et al.* (1995)]. La mesure du champ de pression est donc réalisée sans rotation de la broche avec un film pour ultra faible pression ($0{,}05 - 0{,}6$ MPa). L'image de la figure 2.14 donne la coloration du papier pour une inclinaison de 15 degrés et pour différents écrasements normaux. Pour l'écrasement de 0,5 mm, la zone de contact observée a des dimensions et une forme similaire à la zone de contact simulée ayant une pression supérieure à 0,25 MPa (Figure 2.15(b)), par contre le dégradé de couleur ne permet pas d'observer la forme du champ de pression.

L'utilisation des films pression ne permettant pas d'effectuer une mesure du contact en faisant tourner la broche, nous proposons d'utiliser une méthode de mesure indirecte du contact en observant la trace laissée par l'outil sur la pièce tout en faisant tourner la broche. La surface de contact correspond à l'étendue de la trace laissée par l'outil. Et sous certaines hypothèses

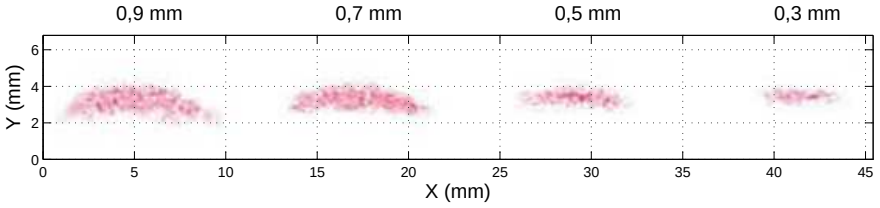


Figure 2.14 – Coloration du contact avec film pression (15 degrés)

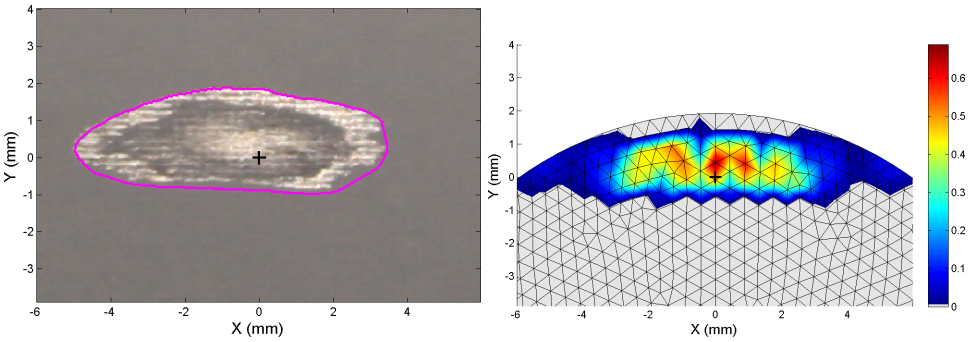
développées par la suite, les variations de pression correspondent à la profondeur de la marque laissée sur la pièce après une courte durée de polissage. Nous proposons deux protocoles différents pour observer dans un premier temps la surface de contact et dans un second temps la répartition de pression.

4.2.3 Mesure de la surface de contact

Pour faciliter l'observation de la surface de contact, une poudre blanche (révélateur de ressuage) est tout d'abord déposée sur la pièce. L'épaisseur du dépôt de poudre d'environ 25 μm ne modifie pas la géométrie de la pièce de manière significative [Contri (2002)]. Pour chacune des configurations choisies, l'outil tournant à 2000 tr/min descend en contact puis remonte selon une direction normale au plan, avec une avance de 500 mm/min. Après cette opération, la zone sans poudre blanche correspond théoriquement à la zone de la pièce qui a été en contact avec l'outil. La photo obtenue sur la figure 2.15(a) peut être comparée avec la zone de contact de la figure 2.15(b) obtenue par simulation. La cartographie de la figure 2.15(b) représente le champ de pression au niveau du contact entre le disque et la surface plane. Les éléments gris du disque ne sont pas en contact avec la surface.

4.2.4 Mesure de la répartition de pression

L'évaluation des variations de pression consiste à mesurer la forme laissée par l'outil de prépolissage sur la pièce, sans déplacement et pendant une courte durée. En supposant que l'enlèvement de matière vérifie la loi de Preston ($TEM = K \cdot P \cdot V$) et que la vitesse d'abrasion V est constante sur le contact, le taux d'enlèvement de matière est proportionnel à la pression. Ainsi pour des paramètres de polissage figés, la forme de la trace laissée est représentative de la pression au contact. Cette méthode est utilisée avec une fréquence de broche de 2000 tr/min



(a) Zone touchée (b) Champs de pression (MPa)

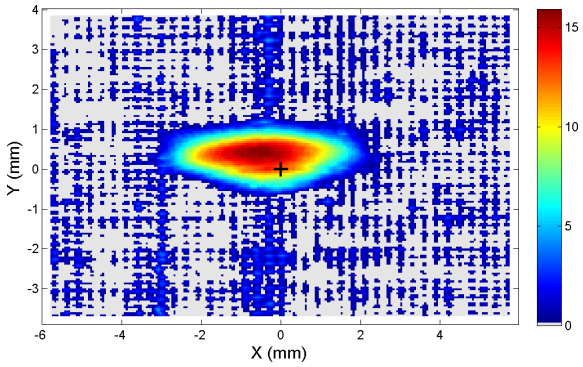
Figure 2.15 – Comparaison de la zone de contact : inclinaison 5 degrés et écrasement de 0,3 mm

et le contact est maintenu pendant 2 secondes. La surface est mesurée sur la station de mesure STIL et permet d'obtenir une cartographie en profondeur de la trace laissée par l'outil (Figure 2.16(a)), tandis que la répartition de pression est obtenue par simulation (Figure 2.16(b)).

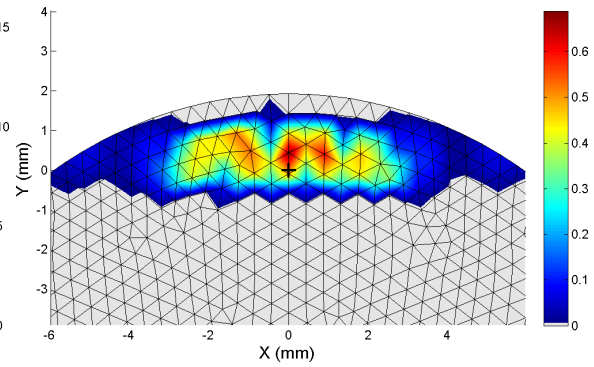
4.2.5 Comparaison des contacts expérimentaux et simulés

L'observation de la trace permet d'avoir une estimation de la surface de contact et de la répartition de pression pendant une véritable opération de prépolissage. Pour pouvoir comparer plus facilement les résultats, les différents contacts sont adimensionnés et superposés sur une même figure (Figure 2.16(c)). Le champ de pression obtenu par simulation est représenté par la cartographie, la profondeur mesurée ($\approx$ pression mesurée) est représentée par des contours équiprofondeurs et le contour violet représente le contour obtenu avec la poudre. De plus, sur chacune des représentations du contact, le point théorique de contact Cc_0 pour un écrasement nul et sans déformation des éléments (Figure 2.17) est représenté par une croix noire. Ce point de référence permet de positionner chacun des contacts et le plan de symétrie théorique de l'outil. L'ensemble des résultats pour les inclinaisons de 5, 10 et 15 degrés et différents écrasements sur une surface plane sont fournis dans l'annexe F avec la superposition des contacts sur la figure F1.

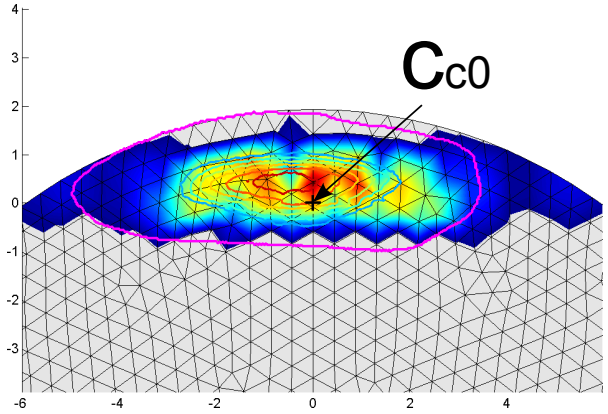
Pour chaque configuration, le carré des écarts moyens $\bar{e}^2$ entre les répartitions de pressions expérimentales et simulées est calculé à partir de l'ensemble des points du maillage du disque présent sur l'image avec superposition. Ce paramètre $\bar{e}^2$ permet de quantifier la corrélation entre les répartitions de pression, il est exprimé en % car la pression simulée et la profondeur



(a) Profondeur creusée (μm)



(b) Champs de pression (MPa)



(c) Superposition des résultats

Figure 2.16 – Comparaison du contact : inclinaison 15 degrés et écrasement de 0,5 mm

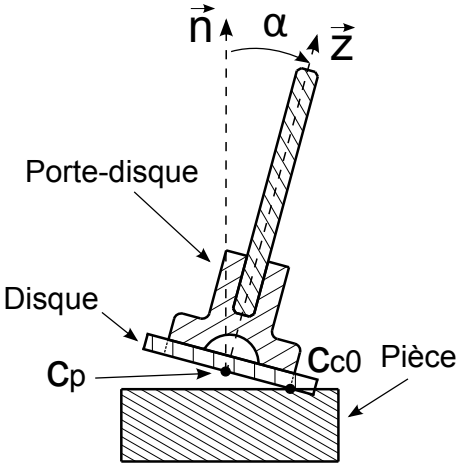


Figure 2.17 – Schéma de l'ensemble disque et porte-disque

mesurée ont préalablement été adimensionnées pour pouvoir être comparées. Le tableau 2.5 répertorie les différentes valeurs de cet indice de corrélation en fonction de l'angle d'inclinaison et de l'écrasement.

$\bar{e}^2$ (%)	5 degrés	10 degrés	15 degrés
0,3 mm	3,5	3,3	2,7
0,5 mm	**8,2**	2,2	1,6
0,7 mm	2,5	**5,2**	2,2
0,9 mm	×	**9,1**	4,3

Tableau 2.5 – Estimateur de la corrélation entre les pressions simulées et mesurées en fonction de l'inclinaison et de l'écrasement

Les figures de comparaison des contacts (Figure F1) montrent que la zone de contact mesurée n'est pas toujours symétrique et le contact se décale jusqu'à 1 *mm* sur la gauche lorsque l'écrasement, donc l'effort, augmente. Ce décalage et cette asymétrie sont dus aux frottements entre la pièce et le disque qui tourne dans le sens horaire. Le sens du décalage est bien sûr inversé en changeant le sens de rotation de la broche. Pour prendre en compte ce décalage et cette asymétrie du contact, il est possible d'améliorer le modèle de contact en ajoutant des forces modélisant les efforts tangentiels de frottements.

Malgré le décalage et l'asymétrie dus au frottement, la forme du contact et la répartition de pression sont relativement bien estimées pour l'inclinaison de 15 degrés. Avec 5 degrés d'inclinaison, la corrélation est bonne pour les écrasements de 0,3 *mm* et de 0,7 *mm* pour lesquels le contact se fait respectivement sur la périphérie et le centre du porte-disque. Par contre pour l'écrasement de 0,5 *mm*, la corrélation n'est pas très bonne, le contact simulé se situe en périphérie, tandis que le contact mesuré se situe à mi-rayon du porte-disque. L'évolution de la zone de contact en fonction de l'écrasement semble décalée, tout comme dans le paragraphe 4.1, où les contacts sont comparés sans le disque. Pour l'inclinaison de 10 degrés, l'effet du décalage sur l'évolution du contact est également observé pour les écrasements supérieurs à 0,5 *mm*. En résumé, le modèle de contact est bon pour de faibles écrasements et pour les écrasements importants, c'est-à-dire avec les configurations où le contact a lieu en périphérie du porte-disque ou au centre du porte-disque, soit les configurations qui évitent la zone de transition sur l'évolution du contact.

4.3 Conclusions

Le modèle de contact est peu sensible aux modifications des valeurs du module d'élasticité et du coefficient de Poisson des lois de comportement élastiques. Le décalage sur l'évolution du contact et la différence d'allure sur les courbes d'effort ne proviennent donc pas d'une mauvaise estimation de ces valeurs, mais plutôt des hypothèses de modélisation comme le choix d'un comportement élastique pour le porte-disque.

Les différences peuvent également être liées à une erreur sur la géométrie des éléments. Par exemple, la géométrie réelle des portes-disques n'est pas parfaite et sur un lot de porte-disques, le défaut de faux rond mesuré est de $0.2^{\pm}0.09$ *mm*, ce qui est important par rapport aux dimensions du porte-disque. Il y a donc une différence entre la géométrie réelle du porte-disque et celle du modèle qui est parfaitement de révolution.

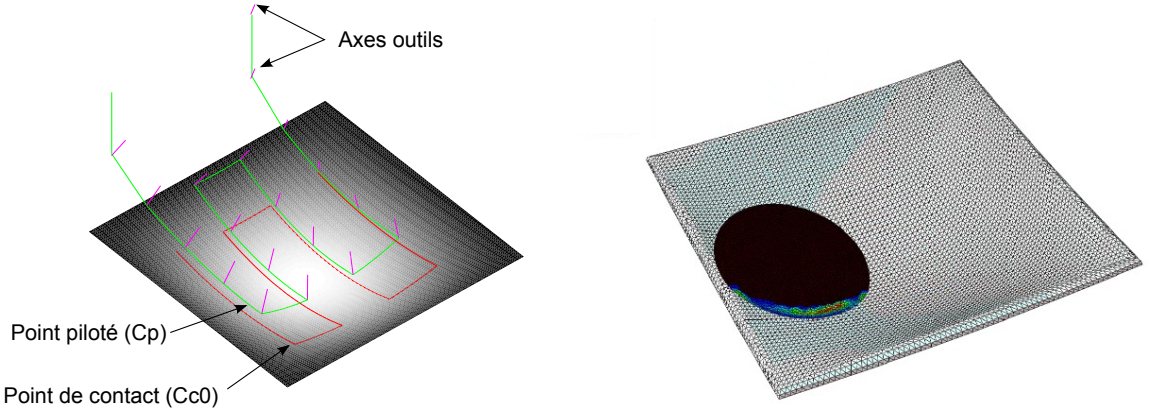
Les effets thermodynamiques qui sont négligés dans le modèle peuvent également avoir une influence sur le contact, car la rigidité du porte-disque peut diminuer avec l'élévation de température. Les variations de température au cours d'un essai de polissage sont étudiées dans le chapitre suivant.

L'expérience montre que pour une surface plane, le disque se décolle pour un écrasement supérieur à 0,8 *mm* et une orientation de 15 degrés, à 0,7 *mm* pour 10 degrés et à 0,4 *mm* pour 5 degrés. Dans la plage de configuration permettant de réduire considérablement le risque de décoller le disque, le modèle de contact est bien approximé et le décalage du contact par rapport au point de référence est toujours inférieur à 0,5 *mm*. Par conséquent, le modèle utilisé parait pertinent pour estimer correctement la surface de contact et la répartition de pression lors d'une opération de prépolissage.

5 Mise en place d'un abaque de contact

Lors d'une opération de prépolissage, il est important de contrôler le contact, car il va définir la largeur de la zone affectée par l'opération lors d'un trajet et la répartition de pression joue un rôle important sur le taux enlèvement de matière. Il est possible de déterminer la zone de contact en tout point d'une discrétisation de la trajectoire en simulant par éléments finis les déplacements de l'outil par rapport à la surface nominale de la pièce. En observant les variations de la forme de contact et des valeurs de pressions, il est possible de desceller les

zones où l'abrasion risque de ne pas être homogène. Ce type de simulation est très intéressant pour vérifier que le contact est homogène le long de la trajectoire et qu'il n'y a pas de collision entre l'outil et la pièce, risquant de marquer la pièce. Mais elle est aussi très longue en temps de calcul surtout pour les trajectoires trochoïdales où la longueur de trajet est importante. Aussi pour diminuer les temps de calcul, nous proposons de simuler le contact à partir de la géométrie locale et de réaliser un abaque des contacts.



(a) Trajectoire (b) Pression de contact

Figure 2.18 – Simulation du contact à partir de la géométrie nominale et de la trajectoire

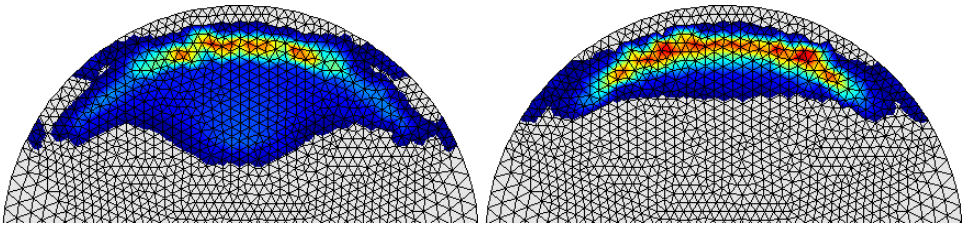
Un abaque de la zone de contact est réalisé en fonction d'un ensemble de configurations correspondant à différents écrasements, inclinaisons et formes de pièce. Dans ce cas, les zones de contact sont déterminées pour une certaine discrétisation de l'ensemble des paramètres afin de constituer l'abaque. Par la suite, la zone de contact d'une configuration donnée pourra être approximée par une interpolation des configurations voisines connues. L'avantage d'une telle méthode est qu'une fois l'abaque correctement constitué, il est facile et rapide de déterminer la zone de contact pour n'importe quelle configuration. Par contre, il est nécessaire de réaliser suffisamment de cas pour représenter l'ensemble des configurations possibles.

Les surfaces quadratiques de type plan, paraboloïde et paraboloïde hyperbolique permettent une bonne approximation locale des surfaces continues et tendues. La seule donnée des courbures principales et secondaires permet de décrire l'une des quadriques précédentes [Leon (1991)]. Par convention, les surfaces convexes ont des courbures principales positives et les surfaces concaves ont des courbures négatives.

Avec un abaque, il est possible de déterminer la pression de contact pour une configuration et une géométrie locale donnée en un temps réduit. La durée d'interpolation est inférieure à 3

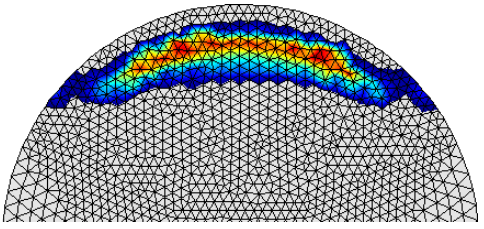
secondes par interpolation de l'abaque avec MATLAB (sans parallélisation) contre 4 minutes en moyenne pour simuler un contact avec la surface réelle dans Abaqus (parallélisation sur 6 cœurs). Néanmoins en utilisant cet abaque, le contact est obtenu en ajoutant des erreurs liées à l'interpolation et à l'approximation de la géométrie de la surface. Le pas de discrétisation des différents paramètres doit être judicieusement choisi pour que l'erreur liée à l'interpolation soit suffisamment faible et que le nombre de calculs ne soit pas trop important.

Prenons l'exemple du pas de discrétisation de l'écrasement. Les trois contacts représentés sur la figure 2.19 correspondent à l'estimation du contact dans le cas d'une surface plane, un écrasement de 0,45 *mm* et une inclinaison de 5 degrés. Le premier (Figure 2.19(a)) correspond au contact obtenu par interpolation des contacts simulés ayant un écrasement de 0,3 *mm* et 0,6 *mm*, soit un pas de discrétisation de 0,3 *mm*, tandis que le second (Figure 2.19(b)) correspond au contact obtenu par interpolation avec un pas de discrétisation plus faible de 0,1 *mm*. Le dernier (Figure 2.19(c)) contact est notre référence, il est obtenu directement par simulation du modèle de contact.



(a) 0,45 *mm* interpolé entre 0,3 et 0,6 *mm*

(b) 0,45 *mm* interpolé entre 0,4 et 0,5 *mm*



(c) 0,45 *mm* simulé

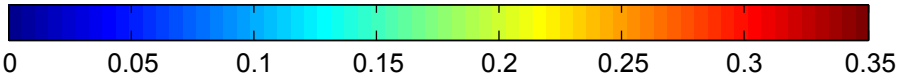


Figure 2.19 – Influence du pas de discrétisation des écrasements lors de l'interpolation de l'abaque

Pour obtenir un ensemble représentatif de l'ensemble des configurations, l'abaque est réalisé avec des pas de discrétisation de 0,1 *mm* pour l'écrasement. L'orientation de l'outil

est définie par l'angle d'inclinaison qui est discrétisé tous les degrés et l'angle de pivotement qui est discrétisé tout les 15 degrés. Les quadriques admettent deux plans de symétries correspondant aux plans de courbures principales (Figure 2.20). Ces deux plans sont orthogonaux entre eux et leur intersection correspond à la normale au contact. Ces symétries permettent de réduire le nombre de calculs en estimant uniquement les contacts pour un angle de pivotement compris entre 0 et 90 degrés.

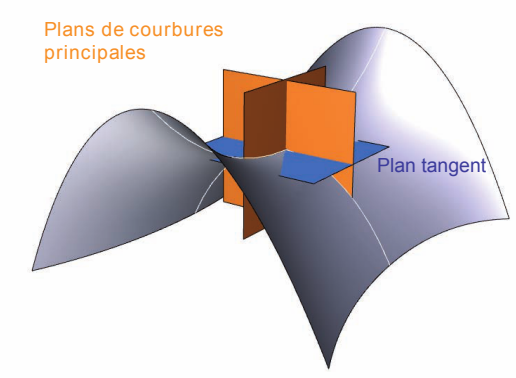


Figure 2.20 – Plans de symétrie d'une quadrique

La géométrie locale est définie à partir des deux valeurs de courbures principales, les rayons de courbure utilisés pour réaliser l'abaque sont de 30, 50, 100, 200 mm pour les courbures positives (convexes) et de 50, 100, 200 mm pour les courbures négatives (concaves) en plus des courbures nulles qui représentent les surfaces planes. Il n'est pas possible de réduire le rayon de courbure des surfaces concaves, car il y a un risque d'avoir un contact prépondérant sur l'arrière de l'outil si l'angle d'inclinaison est faible (Figure 2.21). Sur une surface sphérique concave, le porte-disque est tangent à la surface sur toute la périphérie si l'inclinaison et le rayon de courbure respectent l'équation 2.2. Le contact n'est pas calculé pour les formes concaves ayant un rayon de courbure de 50 mm si l'angle d'inclinaison est inférieur à 10 degrés. La figure 2.22 représente l'ensemble des rayons de courbure utilisés, l'outil de polissage est représenté avec une inclinaison de 15 degrés.

$$\alpha = asin(\frac{R_{porte-disque}}{R_c}) \qquad R_c = \frac{R_{porte-disque}}{sin(\alpha)} \tag{2.2}$$

Un abaque constitué de 48 433 zones de contact est ainsi réalisé en utilisant les paramètres listés dans le tableau 2.6. Chaque calcul dure 40 minutes en moyenne lorsqu'il est parallélisé

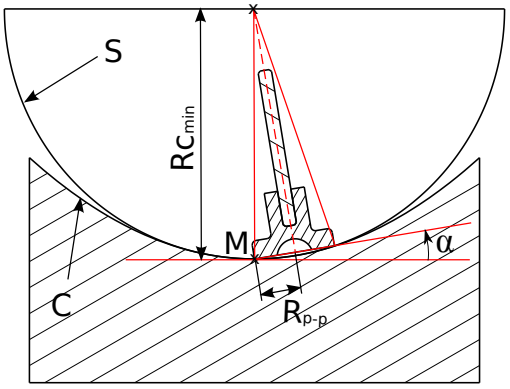


Figure 2.21 – Risque de contact double pour les surfaces concaves

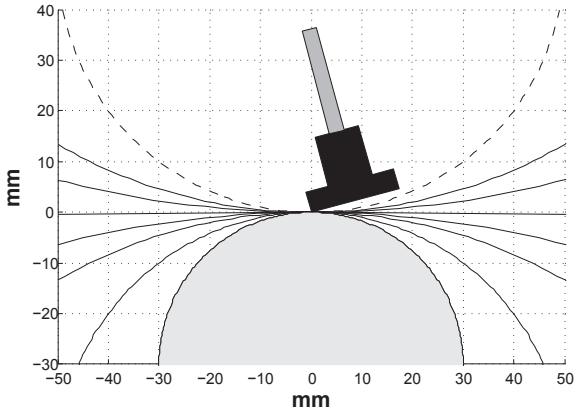


Figure 2.22 – Rayons de courbure utilisés pour créer l'abaque

sur 6 cœurs et fourni les 11 contacts correspondants aux différents écrasements. Une interface a été développée dans Matlab pour visualiser les différentes configurations de l'abaque et les configurations obtenues par interpolation. Cette interface est représentée sur la figure 2.23.

Facteur	Valeur min	Valeur max	Pas	Nombre de niveaux
Écrasement (mm)	0	1	0.1	11
Inclinaison (degrés)	5	15	1	11
Pivotement (degrés)	0	75	15	6
Courbure Principale (mm^{-1})	50^{-1}	-30^{-1}	variable	7 ou 8 selon inclinaison
Courbure Secondaire (mm^{-1})	50^{-1}	-30^{-1}	variable	7 ou 8 selon inclinaison

Tableau 2.6 – Paramètres de l'abaque réalisé

Les paramètres pilotant la trajectoire (position, orientation) et la forme de la pièce sont des

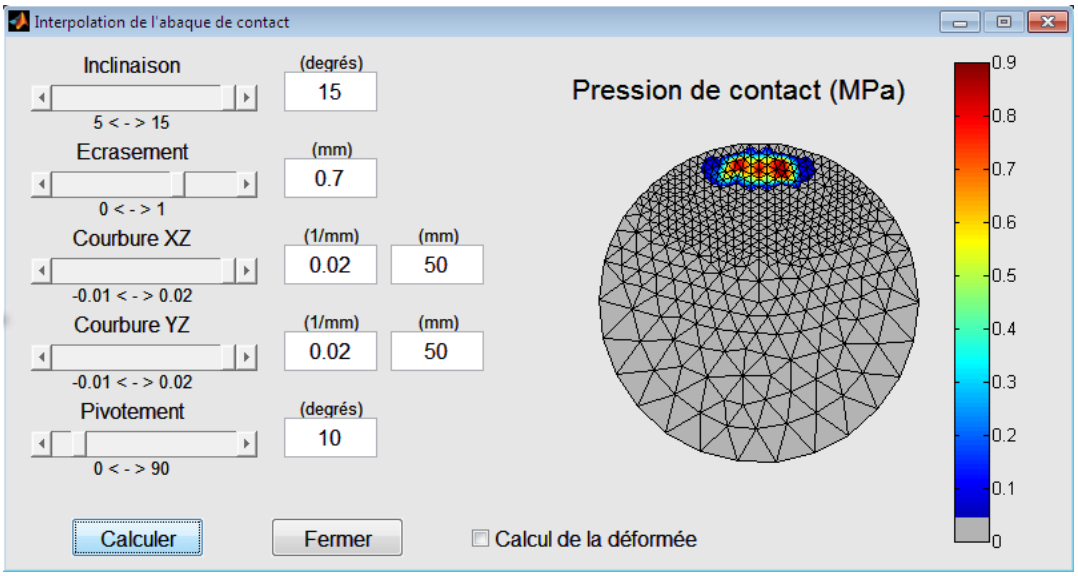


Figure 2.23 – Interface permettant d'interpoler l'abaque de contact

paramètres influents sur la forme du contact. L'annexe G présente l'évolution du contact en fonction de ces paramètres.

6 Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons présenté un modèle permettant de déterminer la zone de contact entre la pièce et l'outil de polissage de type porte-disque. La mesure de l'effort de contact entre la pièce et l'outil en fonctionnement montre que le comportement global du porte-disque peut être modélisé comme élastique, malgré le comportement viscoélastique des élastomères qui constituent le porte-disque.

Pour définir le comportement du porte-disque, nous proposons une méthode de détermination du module d'élasticité en modifiant ce paramètre tel que la corrélation entre des résultats expérimentaux et des résultats de simulations soit la meilleure possible. La corrélation est effectuée sur l'effort de contact, qui est sensible à la rigidité. La valeur optimale du module d'élasticité est déterminée par minimisation d'une fonctionnelle qui correspond à l'erreur entre les courbes d'effort selon le critère des moindres carrés. Le comportement du disque abrasif est également modélisé par un comportement élastique, le module d'élasticité est cette fois-ci déterminé par un essai de compression.

La simulation du contact proposée ne tient pas compte des effets dynamiques, des frotte-

ments et de la température. Mais malgré ces hypothèses de modélisation, la comparaison entre les contacts simulé et mesuré donne de bons résultats pour des configurations où l'effort de contact est faible. Des différences plus importantes sont observées avec des efforts plus importants, lorsque la zone de contact s'étend de la périphérie jusqu'au centre. Dans ce cas, les différences peuvent provenir des hypothèses effectuées, mais également de l'approximation de la géométrie qui peut varier de plusieurs dixièmes de millimètres. Certaines différences observées peuvent être améliorées, c'est le cas des frottements qui causent une asymétrie et un décalage du contact pouvant atteindre 1 *mm* pour les écrasements importants qui ne se retrouve pas sur le contact simulé.

Pour la validation du modèle, la mesure directe du contact n'est pas toujours aisée, surtout lorsque l'outil est en rotation. Nous proposons ainsi deux méthodes pour mesurer le contact. Le contact entre une surface plane et le porte-disque sans rotation est obtenu par une prise de vue au travers d'une paroi transparente. Le contact entre une surface plane et l'outil de prépolissage en rotation est obtenu par une méthode indirecte en observant la trace laissée sur la pièce après une petite durée de prépolissage. Cette méthode permet d'obtenir la forme du contact et une indication de la répartition de pression.

La méthode de détermination des paramètres de la loi de comportement et les méthodes de mesure du contact sont ici utilisées pour développer un modèle de contact pour un outil spécifique de prépolissage. Mais l'ensemble de la démarche peut facilement être transposable à un autre type d'outil pour lequel il n'existe pas de modèle de contact analytique.

Après la validation du modèle, un abaque de contact est mis en place pour faciliter l'utilisation du modèle de contact lors de la simulation de l'enlèvement de matière. Cet abaque est réalisé pour différents écrasements, orientations et géométries de pièce. L'abaque est finalement utilisé pour étudier l'évolution du contact en fonction des différents paramètres.

Chapitre 3

Modélisation expérimentale du pouvoir abrasif

Le pouvoir abrasif dépend des paramètres de l'opération de polissage, et dans le cas des opérations de prépolissage (abrasion 2 corps) automatique avec des disques abrasifs, la capacité d'abrasion décroit fortement au cours du temps ce qui est néfaste pour l'obtention d'une abrasion homogène. L'objectif de ce chapitre est d'étudier et de modéliser l'évolution du pouvoir abrasif afin de simuler au mieux les défauts géométriques générés pendant une opération de prépolissage.

Après l'observation des phénomènes d'usure et d'encrassement sur un disque abrasif, les travaux traitant de la modélisation de l'abrasion prenant en compte ces variations sont passés en revue. Ensuite, un essai permettant d'observer ces variations d'efficacité est mis en place. L'influence des paramètres opératoires sur l'enlèvement de matière est étudiée par la méthode des plans d'expériences, puis un modèle prenant en compte les variations du pouvoir abrasif est proposé. Le modèle et le protocole expérimental permettant d'identifier le modèle seront finalement discutés avant de conclure.

Sommaire

1 Les variations d'efficacité en prépolissage 85

1.1 Étude de cas 85

1.2 Corrélation avec l'évolution de l'état d'un disque abrasif ($P600$) 86

1.3 Bibliographie sur l'évolution du pouvoir abrasif 91

2 Définition d'un essai sur MOCN 5 axes pour l'étude des variations d'efficacité de l'abrasion 93

2.1 Les contraintes du procédé et des moyens 93

2.2 Protocole expérimental 94

2.3 Mesure de l'éprouvette et traitements des données 95

3 Essais préliminaires 96

3.1 Définition des paramètres de l'essai 96

3.2 Observations générales 99

3.3 Effet des paramètres étudiés 102

4 Modélisation des variations du pouvoir abrasif 106

4.1 Modification du protocole 106

4.2 Définition des essais pour la modélisation 107

4.3 Modélisation du pouvoir abrasif 109

5 Analyse du modèle de variation du pouvoir abrasif 113

5.1 Prédiction du pouvoir abrasif par interpolation du modèle 113

5.2 Mesure des variations thermiques pendant une opération de polissage 115

5.3 Limites du protocole et du modèle 118

6 Conclusions 119

1 Les variations d'efficacité en prépolissage

Au cours des opérations de prépolissage automatique (abrasion 2 corps) avec des papiers abrasifs à base de silicium, une diminution du pouvoir abrasif est observée (paragraphe 4.2 du chapitre 1). L'opération de prépolissage génère un enlèvement de matière plus important au début que sur la fin et peut ne pas être suffisante pour supprimer les traces laissées par l'opération précédente (fraisage ou prépolissage plus grossier).

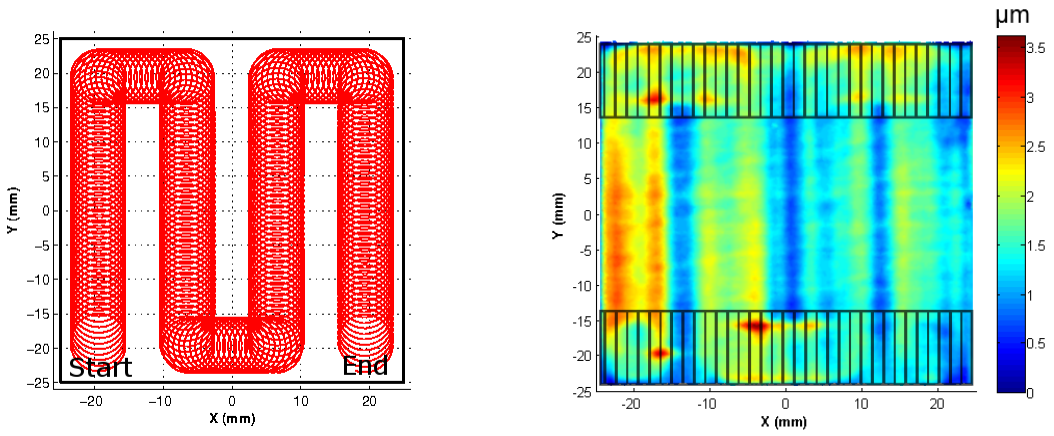
Cette baisse du pouvoir abrasif au cours du temps est une contrainte forte pour obtenir une surface ayant des défauts géométriques réguliers. Même si la trajectoire est définie la plus homogène possible, l'utilisation de paramètres de prépolissage constants sur l'opération ne permet pas d'obtenir une abrasion homogène sur toute la surface et donc une qualité constante. Pour maîtriser au mieux la qualité des surfaces, nous proposons d'étudier et de modéliser les variations d'enlèvement de matière.

1.1 Étude de cas

Pour mettre en évidence la perte d'efficacité de l'abrasion au cours d'une opération de prépolissage, nous allons nous appuyer sur une opération de prépolissage avec du papier abrasif P600 sur une surface plane obtenue par fraisage. La trajectoire utilisée pour l'opération est une trochoïde de pas 0,8 mm et de diamètre 8 mm. La courbe porteuse est définie par une trajectoire en Zigzag de telle manière que la courbe trochoïdale ne se chevauche pas. La figure 3.1(a) représente la trajectoire du point de contact théorique entre le porte-disque et la pièce. À l'exception des points d'approche et de retrait où il y a des ralentissements, l'ensemble des paramètres sont constants sur toute la trajectoire avec une vitesse d'avance de 2 m/min, une fréquence de broche de 2000 tr/min, un écrasement de 0,5 mm et une inclinaison de 15 degrés.

La figure 3.1(b) représente une cartographie de la profondeur de la surface obtenue après l'opération de polissage. Sur cette cartographie, les zones hachurées correspondant aux zones avec changements de direction ont été ignorées dans un premier temps pour plus de simplicité.

Sur cet exemple, la profondeur d'abrasion diminue au cours du temps. La profondeur d'abrasion est d'environ 2,7 μm au début et 1,5 μm à la fin de l'opération. L'efficacité de l'abrasion est donc divisée par deux après les trois minutes de prépolissage. La baisse d'efficacité est plus importante au début de l'opération. À la fin de la première bande, soit après 30



(a) Trajectoire

(b) Cartographie de la profondeur mesurée (μm)

Figure 3.1 – Essai de prépolissage $P600$

secondes de prépolissage, la profondeur d'abrasion a diminué de 30%. Par contre sur les trois portions rectilignes suivantes le pouvoir abrasif est presque constant, la profondeur d'abrasion diminue en moyenne de 10%.

De nombreux modèles d'abrasions portant sur du polissage dit conventionnel supposent que le taux d'enlèvement de matière (TEM) n'est pas fonction du temps, c'est-à-dire que la perte d'efficacité est inexistante ou négligeable. En effet, contrairement au prépolissage sur polisseuse conventionnelle, les disques abrasifs utilisés sur MOCN ont des dimensions de 18 ou 30 mm de diamètre contre 150 à 300 mm sur polisseuse conventionnelle. Ainsi pour polir une surface de même dimension, c'est-à-dire pour enlever une quantité de matière équivalente, le disque abrasif est beaucoup plus sollicité en polissage automatique ($\times 125$ en raisonnant sur les surfaces de disque). De plus, avec la méthode de polissage automatique, le disque abrasif n'est pas utilisé sur la totalité de sa surface, ce qui accentue encore le rapport entre la surface de papier abrasif utile et la surface polie.

1.2 Corrélation avec l'évolution de l'état d'un disque abrasif ($P600$)

Pour étudier l'usure des disques abrasifs, la géométrie d'un disque abrasif $P600$ est comparée avant et après une opération de prépolissage. L'opération de prépolissage est réalisée sur une surface plane d'un acier $XC38$, avec une inclinaison de 15 degrés, un écrasement de 0,7 mm, une avance de 60 mm/min et une fréquence de broche de 2000 tr/min. La trajectoire

est constituée de quatre bandes de 90 *mm* et le temps effectif de prépolissage est de 6 *min*. Pour cet essai, la profondeur de prépolissage est de 10 μm au début de l'opération et de 2 μm à la fin de l'opération, soit une efficacité finale de l'abrasion égale à 20%. L'efficacité est considérée égale à 100% lorsque l'outil est neuf, soit au début de l'opération.

Pour la comparaison, le disque après l'opération de prépolissage est observé et mesuré dans trois zones différentes (Figure 3.2). La zone 1 correspond au centre du disque, soit la partie du disque qui n'a jamais été en contact avec la pièce à polir. Cette zone non usée est notre référence pour la comparaison, elle représente l'état neuf du disque. La zone 3 correspond à la zone usée, zone la plus sollicitée du disque pendant l'opération. La zone 2 est une zone intermédiaire proche de la zone la plus sollicitée usée.

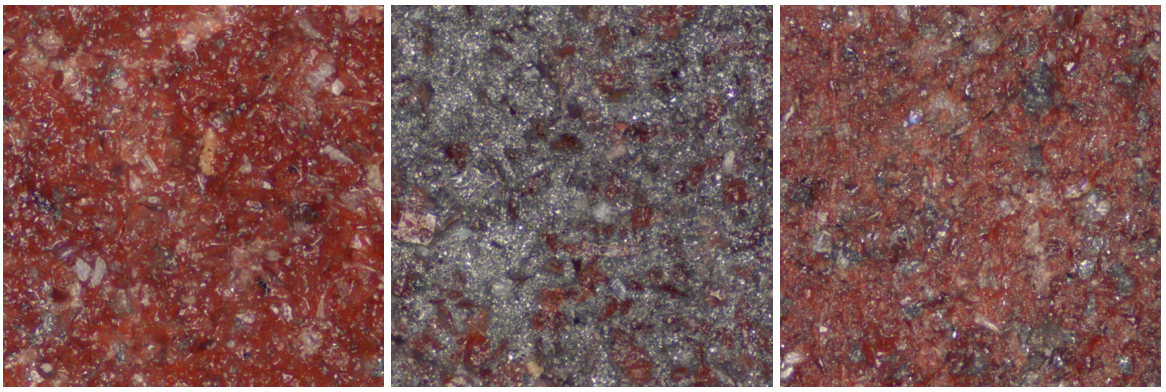
Les images des figures 3.3 et 3.4(gauche) correspondent aux prises de vue optiques et électroniques des trois zones. Les images électroniques sont obtenues en observant la surface avec un microscope électronique à balayage (MEB). Pour améliorer la qualité de l'observation, une couche de carbone d'environ 30 *nm* est déposée par sublimation sur le disque.

Sur la partie neuve, la densité de particules abrasives est élevée et la géométrie des particules est vive, tandis que dans la zone usée, la densité de particule a fortement diminué, plus des trois quarts des particules initialement présentes se sont désolidarisées du disque. Seules les particules les plus ancrées dans la résine ont pu résister à l'opération de prépolissage. Dans la zone intermédiaire, on observe un encrassement par des microcopeaux beaucoup plus importants que dans les autres parties. Ce phénomène d'encrassement est difficile à quantifier et il est variable selon la quantité et la qualité de la lubrification.

(a) Disque entier

(b) Zoom sur la périphérie du disque ($3{,}23 \times 4{,}18\ mm^2$) non-usée (1) / intermédiaire (2) / usée (3)

Figure 3.2 – Photo de papier *P*600 (diamètre 21 *mm*)

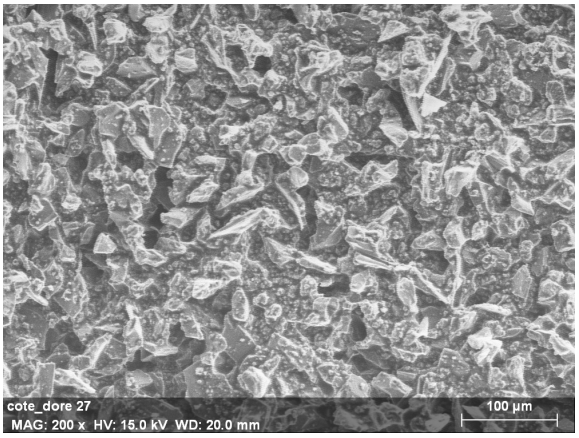


(a) Zone non usée (b) Zone intermédiaire (c) Zone usée

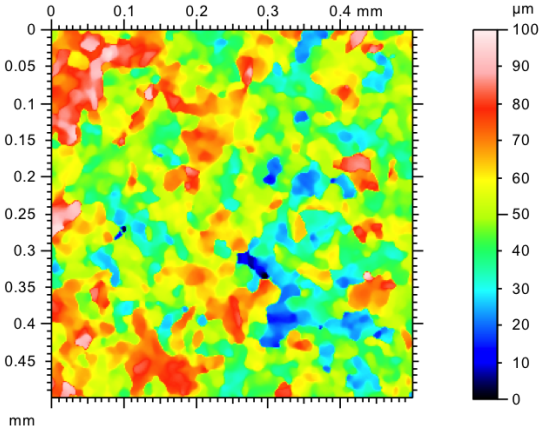
Figure 3.3 – Photo des trois zones (0,5 × 0,5 mm^2)

Les trois zones sont également mesurées, avant le dépôt de carbone, avec le dispositif Infinite Focus-Standard de la marque Alicona basé sur le principe de variation focale [Danzl *et al.* (2009)]. Les cartographies des altitudes des trois zones sont représentées sur la figure 3.4 en utilisant les mêmes étendues d'échelle pour faciliter la comparaison (les représentations 3D sont données en annexe H sur la figure H1). Sur la zone de référence, l'étendue entre les pics les plus hauts et les vallées les plus basses est de l'ordre de 90 μm, la répartition des particules est relativement homogène et aléatoire. Sur la zone intermédiaire, l'étendue des hauteurs est de l'ordre de 60 μm et le nombre de particules semble avoir considérablement diminué. Dans la zone usée, l'étendue des hauteurs a fortement diminué également (autour de 30 μm), la surface apparait comme un plateau avec quelques irrégularités. Pour mieux quantifier les différences géométriques entre le papier neuf et le papier usé, plusieurs paramètres de rugosité surfacique [ISO 25178-2] et de densité de pics sont extraits des mesures réalisées. Les paramètres utilisés sont listés ci-dessous et les valeurs de paramètres obtenues sont fournies dans le tableau 1.2.

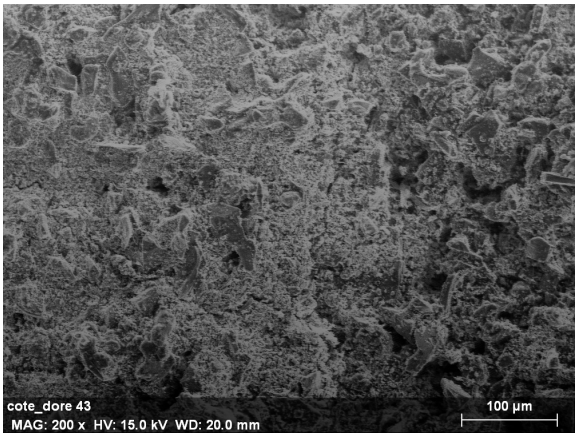
- S_a : Rugosité arithmétique.
- S_{ds} : densité de pic (seuls sont comptés les pics conservés après discrimination par segmentation de 5% du Sz)
- SP_c : densité de pics entre deux niveaux (pour les valeurs calculées dans le tableau 1.2, les seuils sont choisis de 0 et 10 μm par rapport au plan moyen. Un pic est compté s'il dépasse de la borne haute et redescend en dessous la borne basse).
- S_k : la rugosité du noyau (correspond à la hauteur du profil de rugosité sans tenir compte des pics élevés susceptibles de disparaître au rodage, ni des creux trop profonds pour



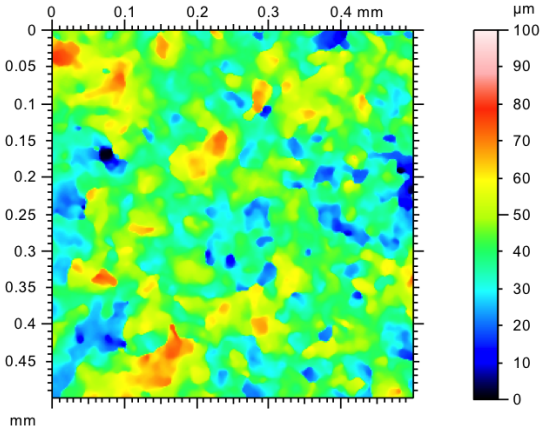
(a) Zone non usée (0,6 × 0,45 mm^2)



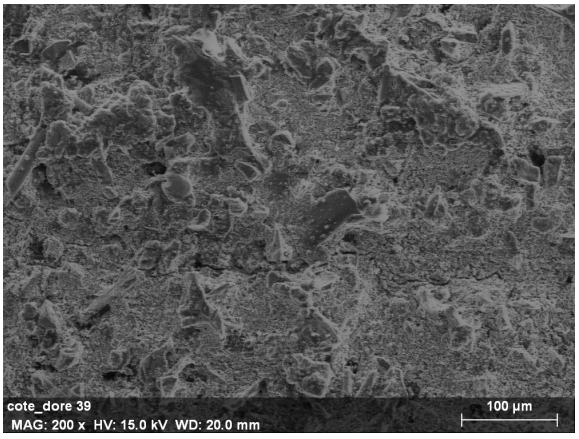
(b) Zone non usée (0,5 × 0,5 mm^2)



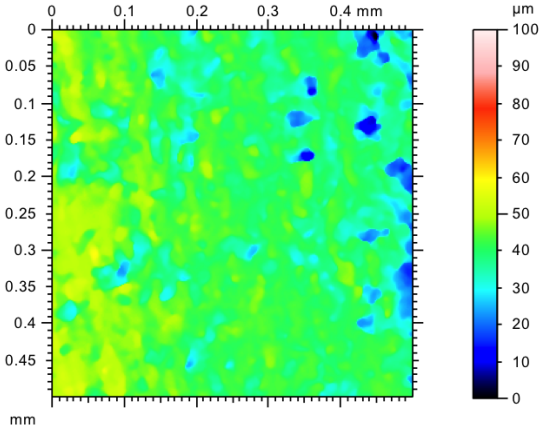
(c) Zone intermédiaire (0,6 × 0,45 mm^2)



(d) Zone intermédiaire (0,5 × 0,5 mm^2)



(e) Zone usée (0,6 × 0,45 mm^2)



(f) Zone usée (0,5 × 0,5 mm^2)

Figure 3.4 – Mesure des trois zones du disque P600 : observation au MEB (gauche) et cartographie de la hauteur (droite)

Zone :	non-usée (3)	intermédiaire (2)	usée (1)
S_a (μm)	12,2	8,59	4,39
S_k (μm)	37,2	26,2	10,6
S_{vk} (μm)	13,4	11,3	11,2
S_{pk} (μm)	16,3	12	4,95
S_{ds} $(pics/mm^2)$	780	540	556
SP_c $(pics/mm^2)$	92	68	4

Tableau 3.1 – Calcul des paramètres sur les trois zones du papier $P600$

intervenir dans un éventuel frottement).

- S_{vk} : rugosité des vallées.
- S_{pk} : rugosité des pics.

Les paramètres S_k, S_{vk} et S_{pk} sont des paramètres fonctionnels basés sur la courbe d'Abbot-Firestone de taux de surface portante, ils sont l'extension surfacique des paramètres de profils R_k, R_{vk} et R_{pk}. Les courbes d'Abbott-Firestone sont fournies en annexe H (Figure H2).

L'aplanissement observé sur les cartographies se retrouve dans les différents paramètres de rugosité comme la rugosité arithmétique, la rugosité du noyau et celle des pics qui sont divisées par trois en moyenne. Ces variations montrent que le changement de géométrie et donc l'usure des abrasifs est importante. Par contre, le paramètre de rugosité relatif aux vallées n'est réduit que de 20% ce qui peut correspondre à un remplissage des creux par des particules désolidarisées du support ou des microcopeaux. Les modèles d'abrasion analytiques tiennent souvent compte du nombre de particules actives, nous nous sommes donc intéressés à l'évolution de la densité de pics. Sans regarder la taille des pics, la densité de tous les pics baisse de 30% entre la zone intacte et les zones usées. Mais en regardant la densité des pics de plus de 10 μm de hauteur par rapport au plan moyen, la densité initiale de 92 $pics/mm^2$ est réduite de 25% dans la zone intermédiaire soit la zone de contact subissant de faibles pressions d'après le modèle de contact. Dans la zone de pression maximale la densité de ces pics est réduite de plus de 95%, le nombre de particules permettant d'enlever significativement de la matière est donc fortement diminué.

L'observation et la mesure d'un disque abrasif avant et après une opération de prépolissage montrent que la géométrie des aspérités présentes sur le disque est grandement modifiée et que cette évolution dépend de la zone observée sur le disque. Les zones où la pression de contact

est la plus importante sont les zones les plus affectées. Dans ces zones, le nombre de particules diminue beaucoup et les particules restantes sont de plus petites tailles que celles présentes initialement. En plus de cette usure du disque abrasif, il y a un encrassement sur le bord de la zone la plus sollicitée, les vallées du disque sont remplies. Certaines particules sont recouvertes de microcopeaux, ce qui tend également à réduire le nombre de particules actives, soit les particules qui enlèvent de la matière ou modifient l'état de surface [Poirée *et al.* (2012)].

La diminution du pouvoir abrasif au cours de l'opération de prépolissage est donc bien corrélée avec une évolution de la géométrie du papier abrasif. Cette évolution correspond à la baisse du nombre de particules actives et à la présence de particules actives de plus en plus petites. Les diminutions du nombre et de la taille des particules sont dues à la fois à l'usure du disque abrasif et à l'encrassement du disque par des microcopeaux ou particules abrasives désolidarisées du support.

Pour simuler au mieux les défauts géométriques pendant les opérations de prépolissage, le modèle d'abrasion doit tenir compte des variations du pouvoir abrasif car ces variations sont importantes. Le paragraphe suivant traite de différentes études et modélisations de l'évolution du pouvoir abrasif pour les opérations de prépolissage et plus largement pour d'autres procédés d'abrasion.

1.3 Bibliographie sur l'évolution du pouvoir abrasif

D'après l'entreprise LAMPLAN, fournisseur de disques abrasifs, leurs disques à base de silicium comme les $P400$, $P600$ ou $P1200$ ont un pouvoir abrasif qui diminue au cours du temps. La diminution de l'enlèvement de matière suit les allures de la figure 3.5. Même si les conditions expérimentales et les unités des axes ne sont pas spécifiées, ces courbes montrent que l'enlèvement de matière est plus important pour les papiers ayant une plus grosse granulométrie et que la baisse du pouvoir abrasif est rapide. Quel que soit le disque, le pouvoir abrasif est divisé par deux après deux minutes de polissage et par dix après dix minutes.

La gamme de disques Platinium, présentée dans le paragraphe 3.3.4 du chapitre 1, a un pouvoir abrasif presque constant dans le temps et une durée de vie beaucoup plus importante. Ces propriétés sont très intéressantes pour obtenir une abrasion homogène sur la totalité d'une surface, mais leur utilisation n'est pas possible dans le cas du polissage automatique de formes complexes, car ces disques sont beaucoup plus rigides que les disques abrasifs silicium et

n'épousent donc pas la forme des surfaces complexes.

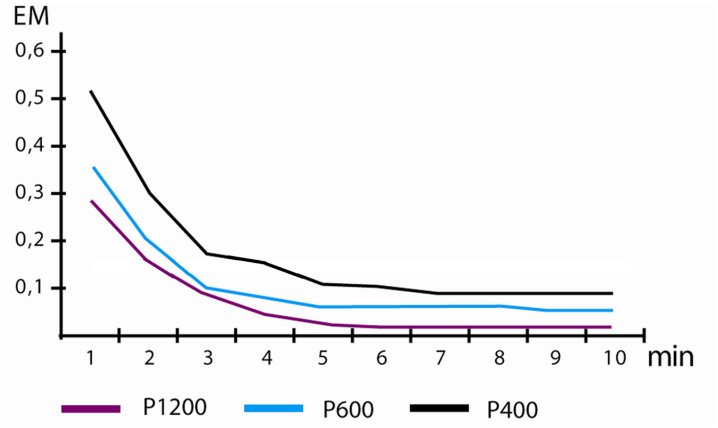


Figure 3.5 – Comparatif d'enlèvement de matière selon disques abrasifs (source LAMPLAN)

Les études portant sur la diminution du pouvoir abrasif pour les disques de prépolissage à base de silicium sont rares voir inexistantes.

Il existe d'autres procédés comme le toilage qui utilise le même type d'abrasifs sous forme de longues toiles au lieu de petites pastilles, mais contrairement au prépolissage, pendant une opération de toilage les particules abrasives sont continuellement renouvelées par le défilement de la bande. Les problématiques rencontrées en toilage sont donc différentes de celles de prépolissage. Le problème n'est pas d'estimer l'usure des abrasifs pour la compenser comme nous souhaitons le faire, mais de déterminer le bon compromis sur la vitesse de défilement de la bande pour obtenir l'état de surface souhaité sans consommer trop de bandes abrasives [Khellouki *et al.* (2007)].

Le meulage est également une opération d'abrasion 2 corps, mais dans ce cas les abrasifs sont agglomérés sous la forme de meules, soit des outils peu déformables et n'épousant donc pas la surface. L'usure des meules se traduit par une modification de la forme de la meule, les particules abrasives usées ou arrachées laissant place à des particules neuves. Les particules actives sont donc renouvelées en permanence et les études consistent à estimer l'évolution de la géométrie de la meule et non pas les variations du TEM [Li *et al.* (2004)].

Les essais de prépolissage montrent qu'il y a une baisse de l'efficacité de l'abrasion au cours d'une opération et des corrélations ont pu être observées entre cette chute du pouvoir abrasif et une usure des abrasifs ou un encrassement du disque abrasif. Les études de l'usure pour les procédés d'abrasion 2 corps sont rares ou ne correspondent pas à nos attentes, car pour

les autres procédés, il y a un renouvellement des particules abrasives. Aucun modèle existant ne permet de définir l'efficacité de l'abrasion au cours d'une opération de prépolissage. Nous proposons donc d'étudier le pouvoir abrasif des disques abrasifs $P600$ et ces variations par une approche expérimentale. Le paragraphe suivant traite de la mise en place d'un essai pour cette étude.

2 Définition d'un essai sur MOCN 5 axes pour l'étude des variations d'efficacité de l'abrasion

L'objectif des essais est de pouvoir observer puis de modéliser les variations du taux d'enlèvement de matière au cours d'une opération de prépolissage. Il est choisi de réaliser des essais sous conditions réelles de prépolissage automatique, donc sur une MOCN 5 axes. Pour quantifier les variations du taux d'enlèvement de manière, nous observons l'évolution de la profondeur de polissage obtenue lorsque l'ensemble des paramètres est constant le long d'une trajectoire.

Pour observer uniquement les variations du pouvoir abrasif en mesurant les profondeurs polies, il faut qu'en tout point de la trajectoire, la trace de polissage soit obtenue sous les mêmes conditions. Ceci impose d'avoir un contact constant, une trajectoire sans recouvrement et des paramètres de procédé constants. Ces paramètres sont la vitesse d'avance, la fréquence de broche, l'écrasement, l'angle d'inclinaison, l'angle de pivotement, la lubrification.

L'essai idéal serait de réaliser une bande de prépolissage rectiligne suffisamment longue pour observer la baisse de l'efficacité jusqu'à obtenir en enlèvement de matière presque nul. En raison des contraintes liées à la méthode (polissage automatique sur MIKRON UCP 710) et aux moyens utilisés (station de mesure STIL), ceci n'a pas pu être possible.

2.1 Les contraintes du procédé et des moyens

Les points suivants développent différentes contraintes liées aux moyens expérimentaux utilisés et à la méthode de polissage automatique.

Dimensions de l'éprouvette : la première contrainte correspond aux courses des machines, la station de mesure STIL a des courses de $100\ mm \times 100\ mm$, il n'est donc pas possible

de mesurer une éprouvette ayant des dimensions supérieures. De plus le poids embarqué sur la table de la station de mesure ne doit pas être excessif afin de garantir la qualité de la mesure.

Choix de la vitesse d'avance : il faut choisir une vitesse d'avance suffisamment faible pour pouvoir observer la trace laissée par l'abrasion et suffisamment rapide pour se rapprocher de conditions réelles de polissage. Au-dessus de 200 mm/min, les traces laissées par le prépolissage ont une profondeur inférieure à 2 μm, les bandes sont donc peu observables, car les sillons laissés par le fraisage sont du même ordre de grandeur. Plus la vitesse est importante plus la longueur du trajet doit être importante pour pouvoir observer le même temps de polissage. Par exemple, pour observer 5 minutes de polissage à 200 mm/min, il faut une trajectoire d'une longueur de 1 m.

Respect de la vitesse d'avance programmée : la machine-outil ayant une certaine cinématique et dynamique, il faut vérifier que la vitesse d'avance programmée est bien atteinte et constante sur toute la trajectoire. Des ralentissements sont possibles si la trajectoire n'est pas continue ou si les axes rotatifs sont fortement sollicités.

Lubrification homogène : pour le prépolissage sur machine-outil, le lubrifiant est pulvérisé manuellement sur la pièce avant l'opération. La quantité de lubrifiant est variable selon la zone de la pièce et il a tendance à s'écouler lorsque la surface est inclinée par rapport à l'horizontale. Cette méthode de lubrification ne garantit donc pas une lubrification constante pendant les essais de polissage, l'opérateur doit prendre ses précautions lors de cette opération.

2.2 Protocole expérimental

Les essais sont réalisés sur des éprouvettes parallélépipédiques de section $50 \times 100\ mm^2$ préalablement découpées dans du profilé. La surface plane est obtenue par un balayage de fraisage en bout, comme il serait fait pour une surface complexe. Les paramètres de l'opération de fraisage sont les suivants :

- Fraise hémisphérique 2 dents de 12 mm de diamètre
- Profondeur de passe de 0,5 mm
- Trajectoire par plans parallèles ayant un pas transversal de 0,3 mm selon la direction $\vec{X}$
  $\rightarrow$ Hauteur de crête théorique inférieure à 2 μm

- Inclinaison de l'outil de 20 degrés pour éviter la coupe au centre
- Avance de 500 mm/min
- Fréquence de broche de 5000 tr/min

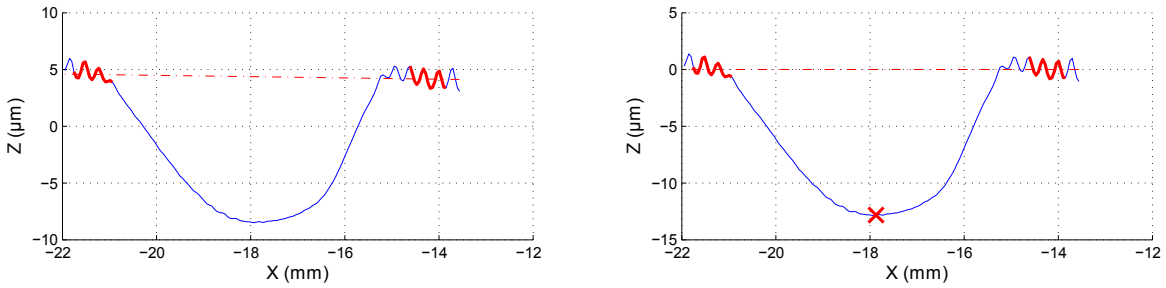
Pour éviter les ralentissements de la machine-outil pendant l'opération de prépolissage, nous proposons de réaliser sur une même éprouvette plusieurs bandes parallèles de 90 mm. Ce choix permet d'utiliser la machine-outil en 5 axes positionnés et d'éviter les ralentissements dus aux axes de rotation. Les paramètres opératoires de l'essai sont constants sur l'ensemble des bandes. Sur chaque bande, l'approche et le retrait sont réalisés par une rampe à 15 degrés et 10 mm de longueur, sous les mêmes conditions que l'essai en cours. L'utilisation de rampe couplée à la fonction de lissage $G642$ présente dans le directeur de commande numérique Siemens Sinumerik 840D permet d'éviter les ralentissements au niveau des points d'approche et de retrait.

2.3 Mesure de l'éprouvette et traitements des données

Les éprouvettes sont mesurées sur la station de mesure STIL en utilisant les réglages ci-dessous. Ces paramètres permettent d'acquérir la totalité de la surface de l'éprouvette en deux heures et quarante minutes, puis les points de mesure aberrants sont supprimés en utilisant le logiciel Mountain Maps.

- Capteur avec résolution de 22 nm
- Profils mesurés dans la direction perpendiculaire aux bandes
- Distance entre profils de 50 μm selon $\vec{Y}$
- Mesures tous les 50 μm sur les profils (direction $\vec{X}$)
- Fréquence d'acquisition de 300 Hz

Lors de la mesure de la profondeur des traces de prépolissage, il faut différencier les défauts dus au polissage de ceux dus au fraisage, car les défauts de forme dus au fraisage sur la Mikron UCP 710 utilisée peuvent atteindre jusqu'à 10 μm sur une longueur de 100 mm. Pour limiter les erreurs liées aux défauts de formes de la pièce, la valeur de la profondeur de bande est obtenue par une mesure « locale » et non « globale ». Avant de déterminer la profondeur maximale, chaque profil de mesure est redressé à partir des stries de fraisage restantes de chaque côté de la bande polie (Figure 3.6). La courbe de profondeur de la bande est ainsi reconstruite et représentée en fonction de la longueur ou du temps de polissage, en effectuant cette opération sur plusieurs profils consécutifs.



Profil mesuré Profil redressé

Figure 3.6 – Exemple de redressement de profil

Pour utiliser cette méthode de redressement, la distance transversale entre les bandes doit être suffisante pour laisser apparaitre une bande de surface fraisée entre deux bandes de prépolissage.

3 Essais préliminaires

3.1 Définition des paramètres de l'essai

L'objectif de ces essais est d'étudier l'influence de différents paramètres d'exécution d'une opération de prépolissage sur l'enlèvement de matière. Les paramètres influents sur le taux d'enlèvement de matière sont nombreux (paragraphe 2.4 du chapitre 1). Dans le cadre du protocole expérimental proposé, la géométrie de la surface et la trajectoire sont fixées, il est ainsi possible d'étudier l'influence de l'ensemble des autres paramètres opératoires qui sont : le matériau de la pièce, le choix du disque abrasif, la vitesse d'avance, la fréquence de broche, l'écrasement, l'angle d'inclinaison, l'angle de pivotement et la lubrification. Nous décidons de figer certains paramètres en utilisant des disques abrasifs $P600$, un angle de pivotement nul, un angle d'inclinaison de 15 degrés et le lubrifiant de la marque LAMPLAN MM 712. Pour diminuer le nombre d'essais vis-à-vis d'un plan d'expérience factoriel complet, nous utilisons un plan d'expérience factoriel fractionnaire de Taguchi L_8 (2^7). La table L_8 est un plan factoriel qui permet d'étudier l'influence de trois facteurs ainsi que l'influence des interactions entres ces facteurs. En supposant que les interactions du second ordre sont négligeables, il est possible d'étudier l'influence d'un quatrième facteur avec les mêmes essais. Les paramètres étudiés et les niveaux choisis pour le plan d'expérience sont :

Le matériau : les essais sont réalisés sur deux matériaux métalliques ayant des propriétés mécaniques différentes. Le premier est un acier non allié et non traité $XC38$ (170 HV) et un acier faiblement allié ayant subi un traitement thermique $X37CrMoV5-1$ ($52HRC \approx 550HV$) utilisé pour la fabrication des moules. Ces matériaux sont choisis pour leur grande différence en terme de dureté, car cette dernière est la caractéristique mécanique qui influe principalement sur l'abrasion [Felder (2009b)].

La fréquence de broche : la vitesse d'abrasion est directement liée à la fréquence de broche, ce paramètre est donc potentiellement influent sur le pouvoir abrasif. Les niveaux sont fixés à 2000 et 3000 tr/min, fréquence maximale préconisée par LAMPLAN.

L'écrasement : la modification de l'écrasement permet de modifier la pression de contact. Les deux niveaux de 0,5 et 0,7 mm sont choisis afin de se mettre dans les conditions couramment utilisées en polissage automatique. D'après le modèle de contact défini dans le chapitre 2, cette augmentation de l'écrasement entraine une augmentation de la surface de contact de 20% et une augmentation de la pression de 12%.

La vitesse d'avance : les faibles vitesses d'avance de 30 et 60 mm/min sont utilisées pour obtenir des profondeurs de bandes suffisantes et pour pouvoir observer une durée de polissage importante sans multiplier la longueur de la trajectoire.

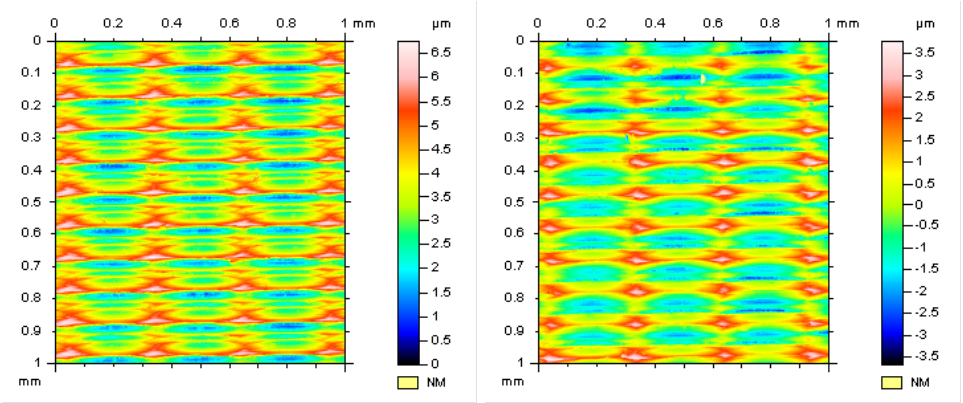
Le tableau 3.2 récapitule les niveaux des paramètres utilisés pour les 8 essais. Chaque essai est répété trois fois afin de déceler si l'une des séries n'est pas aberrante et de vérifier la bonne répétabilité des essais.

Numéro de l'essai	**1**	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**
Écrasement (mm)	0,5	0,5	0,5	0,5	0,7	0,7	0,7	0,7
Vitesse d'avance (mm/min)	30	30	60	60	30	30	60	60
Fréquence de broche (tr/min)	2000	3000	2000	3000	2000	3000	2000	3000
Matériau (Dureté HV)	170	550	550	170	550	170	170	550

Tableau 3.2 – Paramètres des essais préliminaires

L'état de surface initial de la pièce ayant probablement une influence sur le taux d'enlèvement de matière et sur l'usure des abrasifs, il est mesuré pour les deux matériaux utilisés. Quel que soit le matériau, les motifs générés sur la surface après fraisage sont très proches (Figure 3.7), la différence sur les paramètres de rugosité S_a, S_q est inférieure à 6%

et 15% sur S_z (Tableau 3.3). La microgéométrie de l'éprouvette avant prépolissage est donc presque identique pour les deux matériaux. Par contre, la hauteur de crête théorique est sous-estimée, cette différence provient certainement du défaut de faux rond de la fraise.



(a) $X37CrMoV5$-1 (b) $XC38$

Figure 3.7 – État de surface après fraisage

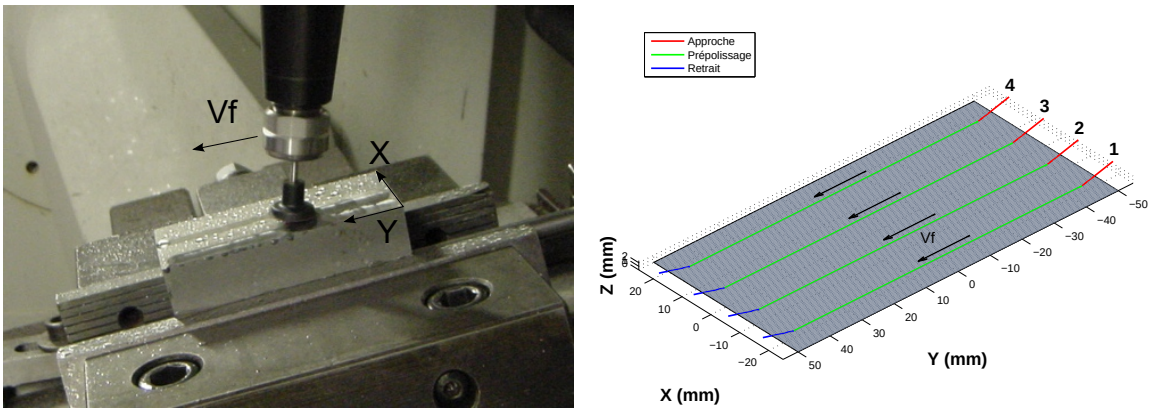
	$S_a(\mu m)$	$S_q(\mu m)$	$S_z(\mu m)$
$XC38$	0,941	1,15	7,73
$X37CrMoV5$-1	0,879	1,08	6,54

Tableau 3.3 – Paramètres d'état de surface après fraisage

Suite au fraisage, la surface obtenue est nettoyée afin de retirer l'huile de coupe et de déposer le lubrifiant servant à l'opération de prépolissage (Figure 3.8(a)). Cette opération est réalisée avec les paramètres suivants :

- Porte disque de diamètre 18 mm
- Inclinaison de 15 degrés de 4 bandes parallèles de 90 mm de longueur en aller simple(Figure 3.8(b)).
- Disque abrasif $P600$ neuf pour chaque essai
- Lubrification de la surface par pulvérisation avant l'opération (fluide Lamplan MM 712)
- L'avance, la fréquence de broche et l'écrasement sont définis par le plan d'expérience.

La mesure de la vitesse montre que la faible vitesse d'avance programmée, toujours inférieure à 60 mm/min, permet d'exécuter la trajectoire sans aucun ralentissement sur la MOCN utilisée. La durée totale d'un essai comprenant de fraisage de la surface initiale et le prépolissage des 4 bandes est d'environ une heure et demie.



(a) Photo

(b) Trajectoire du point extrémité du porte-disque

Figure 3.8 – Définition de l'essai

La cartographie de la figure 3.9(a) représente le résultat de mesure de la première série de l'essai 1. Sur cette mesure il est difficile d'observer directement l'évolution de la profondeur des bandes de prépolissage, car le défaut de forme de la surface initiale est de plusieurs μm, soit du même ordre de grandeur que la profondeur des bandes. La méthode de redressement de profil (Figure 3.6) en s'appuyant sur les bords de la bande polie est donc appliquée sur chaque profil. La profondeur locale de la bande de polissage est ainsi déterminée sans tenir compte des défauts géométriques présents sur la surface avant prépolissage ou induit par les axes de la table mesurante. La topographie de la surface peut ensuite être reconstruite en utilisant l'ensemble des profils redressés comme sur la figure 3.9(b), et la profondeur de prépolissage peut être représentée en fonction de la longueur parcourue ou du temps passé comme sur la figure 3.9(c).

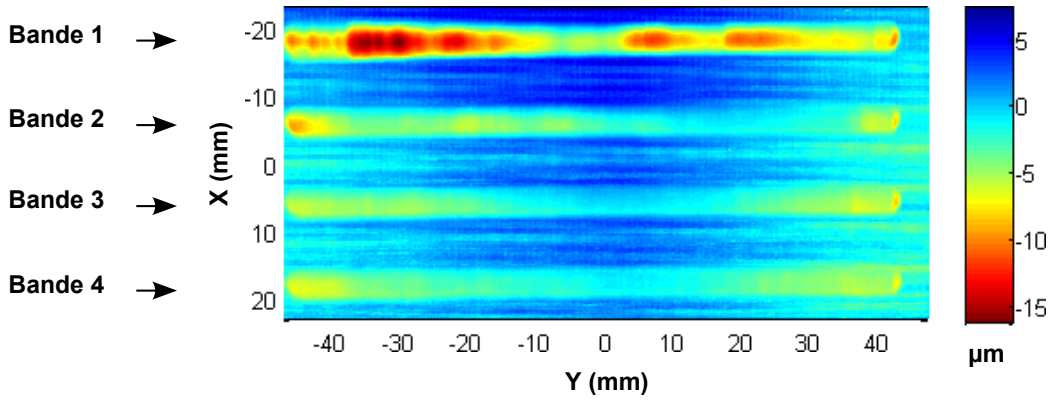
Les topographies de surfaces obtenues par redressement de profils et les courbes de la profondeur d'abrasion de l'ensemble des essais sont représentées en annexe I.

3.2 Observations générales

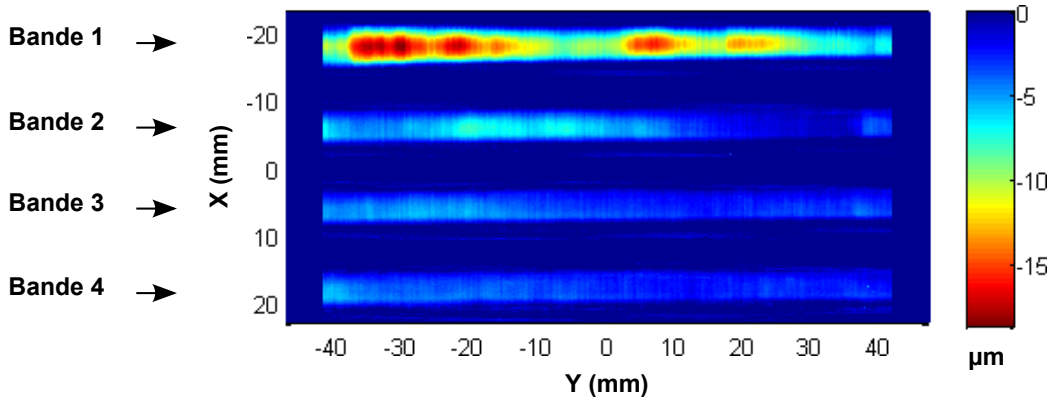
3.2.1 Mauvaise répétabilité

En terme de répétabilité, l'allure générale et les ordres de grandeur des trois séries sont très semblables pour l'essai 2, mais pour les autres essais ce n'est pas toujours le cas.

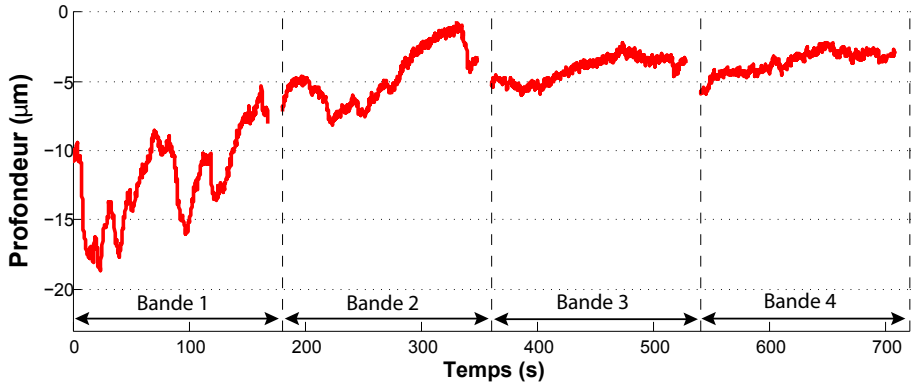
– Sur l'essai 8, la zone transitoire de la série 2 et plus importante que celle de la série 1 et la série 3 a une allure totalement différente des deux autres avec une profondeur



(a) Cartographie de la mesure brute



(b) Cartographie de la mesure redressée



(c) Courbes de profondeur extraites

Figure 3.9 – Profondeur de prépolissage de l'essai 1 (série 1)

d'abrasion deux fois plus importante sur les deux dernières bandes que sur les deux premières.

– Le même phénomène est également observé sur la série 2 de l'essai 6. Un creux presque deux fois plus important que sur toute les autres mesures est présent sur le début de

l'essai 6.

- Pour l'essai 5, la série numéro 3 ne présente presque pas de zone transitoire par rapport aux deux autres séries.
- Les courbes de l'essai 3 ont toutes la même allure, mais pas le même ordre de grandeur, les profondeurs de la série 1 sont trois fois plus importantes que celles de la série 2.
- Enfin, l'essai 4 est celui qui interpelle le plus, car pour les 3 séries, des creux relativement importants apparaissent au début de la bande 2. Ces creux ne sont pas expliqués, car le protocole est identique pour tous les essais. Ils ne peuvent pas être dus à une diminution de la dureté dans cette zone comme l'attestent les mesures de dureté sur l'ensemble de la surface.

3.2.2 Une évolution du pouvoir abrasif pas toujours décroissante

Quel que soit l'essai, la profondeur d'abrasion est plus importante au début qu'à la fin de l'opération, ce qui signifie que efficacité de l'abrasion est globalement décroissante. Mais, contrairement aux courbes fournies par LAMPLAN (Figure 3.5), l'évolution du pouvoir abrasif n'est pas monotone pour tous les essais. Prenons l'exemple de la première série de l'essai 6 (Fig. I1 et I4) où la profondeur d'abrasion est plus importante au début qu'à la fin de l'opération de prépolissage. Sur la première bande, il apparait de fortes ondulations qui semblent difficilement explicables. Ces ondulations sont également présentes sur la première bande de polissage des autres essais, mais elles sont beaucoup moins importantes, les variations sont en général inférieures à 30%. L'origine de ces variations aléatoires est difficile à identifier, elles pourraient sans doute être liées à :

- un comportement thermomécanique transitoire lié à l'échauffement du porte-disque jusqu'à un régime stationnaire.
- une abrasion irrégulière pendant une phase de rodage du disque abrasif comme observé sur l'usure des outils coupants.
- une lubrification irrégulière ou insuffisante entrainant un régime d'abrasion instable.

En plus des variations pas toujours décroissantes au cours d'une bande de polissage, il n'y a pas toujours continuité de la profondeur entre la fin d'une bande et le début de la bande suivante, et dans certains cas, la profondeur d'abrasion sur une bande est plus importante que sur une des bandes précédentes comme sur la troisième série de l'essai 5.

3.2.3 Pouvoir abrasif plus important dans les matériaux « tendres »

Les traces les plus profondes sont celles des essais 1, 4, 6 et 7 ce qui correspond au matériau $XC38$ qui a une dureté de 170 HV moins importante que le $X37CrMoV5$-1 ayant une dureté de 550 HV. Cette observation confirme certains modèles d'abrasion pour lesquels le taux d'enlèvement de matière est inversement proportionnel à la dureté Vikers du matériau (HV) [Felder (2009b)].

3.3 Effet des paramètres étudiés

Pour mieux quantifier les effets de chacun des facteurs sur le pouvoir abrasif, deux quantités d'intérêts sont extraites des courbes de profondeur :

Profondeur initiale (Pi) : la profondeur initiale permet de mettre en évidence les effets des facteurs sur le pouvoir abrasif en début d'opération, quand le disque abrasif est proche de son état neuf. Comme les résultats expérimentaux sont fortement bruités sur le début de l'opération, la profondeur initiale Pi est évaluée par la moyenne de la profondeur pendant les 30 premières secondes de l'essai.

Efficacité finale (γf) : l'efficacité en fin d'opération est déterminé par le ratio entre la profondeur moyenne finale (Pf) et la profondeur moyenne initiale (Pi). Le temps de prépolissage est différent selon les essais, car il y a deux vitesses d'avance différentes. Ainsi pour pouvoir comparer tous les essais entre eux, la profondeur moyenne finale (Pf) est évaluée après 5 minutes de prépolissage en effectuant également une moyenne de la profondeur sur 30 secondes. L'efficacité est considérée égale à 1 au début de l'opération. L'efficacité finale γf doit normalement être comprise entre 0 et 1. Elle est proche de 1 si l'efficacité n'évolue pas et elle est proche de 0 s'il y a une perte important d'efficacité de l'abrasion.

Les effets de chacun des facteurs sont calculés en prenant en compte l'ensemble des essais et leurs répétitions. Les figures 3.10 et 3.12 représentent les graphes des effets des quatre facteurs étudiés sur la profondeur initiale Pi et sur l'efficacité finale $\gamma f = Pi/Pf$. Les figures 3.11 et 3.13 représentent les graphes des interactions au premier ordre entre les trois premiers facteurs. Les interactions du second ordre sont supposées négligeables et sont incluses dans le calcul de l'effet du matériau.

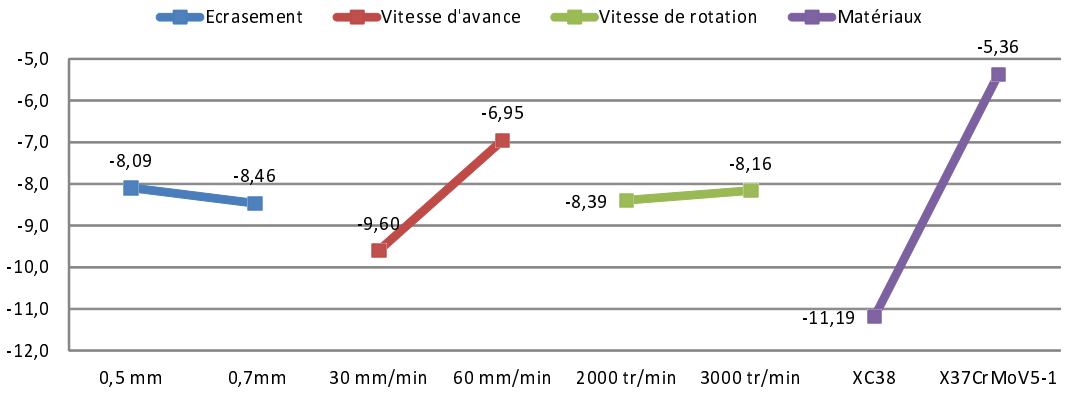
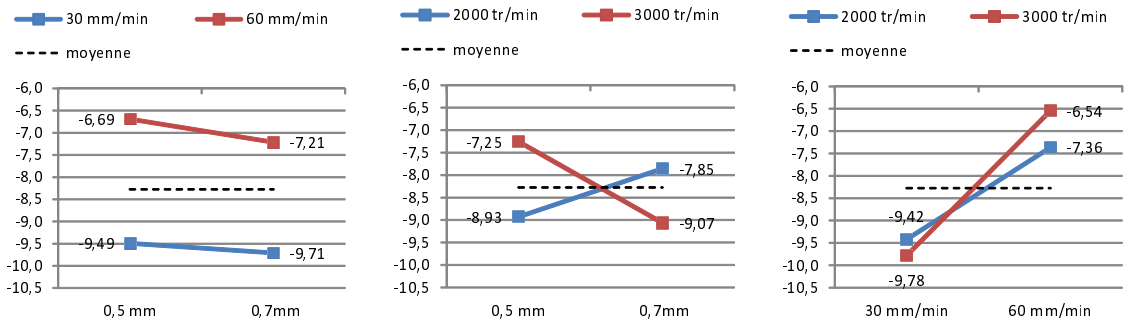


Figure 3.10 – Graphe des effets des facteurs sur la profondeur initiale Pi (μm)



(a) Écrasement / vitesse d'avance (b) Écrasement / fréquence de broche (c) Vitesse d'avance / fréquence de broche

Figure 3.11 – Graphes des interactions des facteurs sur la profondeur initiale Pi (μm)

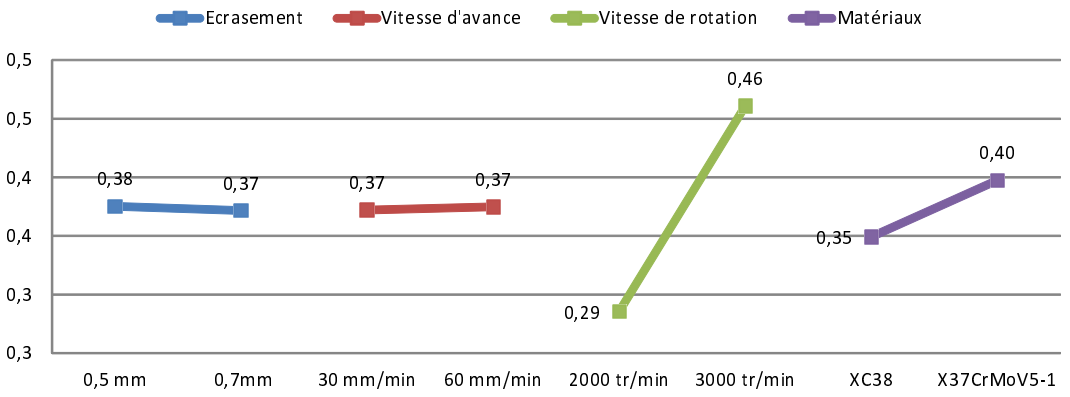
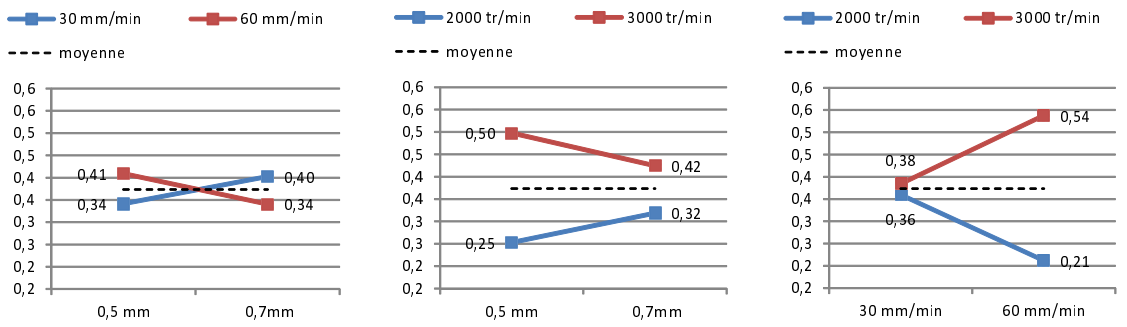


Figure 3.12 – Graphe des effets des facteurs sur le rapport $\gamma = Pi/Pf$



(a) Écrasement/vitesse d'avance (b) Écrasement/fréquence de broche (c) Vitesse d'avance/fréquence de broche

Figure 3.13 – Graphes des interactions des facteurs sur le rapport $\gamma = Pi/Pf$

3.3.1 Effet de l'écrasement

Les graphes des effets de l'écrasement montrent que l'augmentation de l'écrasement engendre une augmentation de la profondeur initiale et donc du pouvoir abrasif lorsque l'outil et presque neuf. Par contre, l'augmentation du pouvoir abrasif est seulement de 6% lorsque l'écrasement augmente de 40%. D'après le modèle de Preston, l'enlèvement de matière est proportionnel au temps d'abrasion et à la pression de contact. Ici l'augmentation de l'écrasement entraine une augmentation de l'effort de contact de 40% (de 3,2 N à 4,4 N). Cette augmentation de l'effort est due à l'augmentation de la pression qui est ici d'environ 15% pour la valeur maximale d'après le modèle de contact, et de l'extension de la zone de contact. Donc même si l'augmentation sur la profondeur initiale n'est que de 6%, il est possible que l'enlèvement de matière s'approche du modèle de Preston. Dans la plage des valeurs d'écrasements testées, l'écrasement n'a pas un effet significatif sur l'efficacité finale.

3.3.2 Effet de la vitesse d'avance

La vitesse d'avance a un effet important sur le pouvoir abrasif initial, en doublant la vitesse d'avance, la profondeur initiale de prépolissage chute de 30%. Par contre, la vitesse d'avance n'a pas d'effet direct sur l'efficacité en fin d'opération.

3.3.3 Effet de la fréquence de broche

D'après les résultats, la fréquence de broche est un facteur peu influent et sa diminution augmente le pouvoir abrasif. Ce résultat est en contradiction avec les modèles d'abrasion issus de la littérature. De plus, le comportement dépend fortement de l'écrasement. Pour 0,5 *mm* d'écrasement, l'augmentation de la fréquence de broche entraine une diminution de l'enlèvement de matière, tandis que pour un écrasement de 0,7 *mm*, l'enlèvement de matière augmente avec la fréquence de broche conformément aux différents modèles d'abrasion.

La vitesse de rotation de la broche est le paramètre le plus influent sur l'efficacité finale, l'efficacité de l'abrasion est meilleure lorsque la fréquence de broche augmente. Ici encore, le comportement ne semble pas naturel et dépend fortement des autres paramètres, car à faible vitesse d'avance, la fréquence de broche n'a pas d'influence sur l'efficacité et à vitesse plus élevée, l'augmentation de la fréquence de broche permet de maintenir une meilleure efficacité.

3.3.4 Effet du matériau

Pour ces essais, les propriétés du matériau sont les paramètres les plus influents sur le pouvoir abrasif. Le débit d'enlèvement de matière initial pendant l'opération de prépolissage est deux fois plus important dans l'acier non trempé que dans l'acier trempé, ce qui confirme les résultats de la littérature. L'efficacité chute plus rapidement avec l'acier non traité qui est pourtant moins dur, sans doute à cause d'un encrassement plus important du disque, lié au volume de matière enlevé qui est plus important.

3.3.5 Conclusions

Ce plan d'expérience montre que les propriétés du matériau et la vitesse d'avance ont une grande influence sur le pouvoir abrasif initial et que la vitesse d'avance n'a pas d'influence sur l'usure des abrasifs. Néanmoins, les résultats de ce plan d'expérience sont à relativiser en raison de la mauvaise répétabilité des essais en début de prépolissage et des phénomènes aléatoires qui apparaissent dans cette même zone. De plus, certains paramètres difficilement contrôlables comme la quantité de lubrifiant ont une influence non négligeable sur l'encrassement du disque et donc sur le pouvoir abrasif, ce qui peut en partie expliquer les variabilités obtenues entre les différentes séries d'un même essai.

Les caractéristiques mécaniques de la pièce à polir est le facteur le plus influent sur le

pouvoir abrasif, les paramètres opératoires sont donc à adapter pour chaque type de matériau. Pour un matériau donné, il n'est pas possible de modifier fortement l'écrasement, car il y a un risque de décoller le disque avec un écrasement important. Pour augmenter ou diminuer le pouvoir abrasif il est donc possible de modifier la vitesse d'avance et la fréquence de broche qui ont tous les deux une influence plus ou moins importante sur le pouvoir abrasif.

En terme de variation de l'efficacité, les résultats ne sont pas très révélateurs de l'influence majeure de l'un des paramètres, car les effets des interactions sont du même ordre de grandeur, voire supérieurs aux effets des facteurs.

Ainsi, pour obtenir des résultats plus réguliers et répétables, de nouveaux essais sont réalisés en modifiant le protocole expérimental. Ces modifications consistent à roder le disque abrasif avant l'essai et à rester en contact avec la pièce entre les bandes. Ces essais développés dans la partie suivante permettront d'identifier un modèle de l'évolution du pouvoir abrasif au cours d'une opération de prépolissage avec un disque $P600$.

4 Modélisation des variations du pouvoir abrasif

L'objectif est de développer un modèle permettant de prédire le pouvoir abrasif est son évolution au cours de l'opération de prépolissage, pour pouvoir contrôler la quantité de matière enlevée en chaque point de la pièce.

4.1 Modification du protocole

Pour ce nouveau protocole, plusieurs précautions sont prises pour limiter les variations aléatoires et irrégulières observées sur certains des essais de la partie précédente :

- La première bande de prépolissage est utilisée comme une bande de rodage du disque abrasif. Des phénomènes aléatoires sont présents au début des opérations de prépolissage, la bande de rodage ne sera donc pas prise en compte pour la modélisation du pouvoir abrasif. Pour que le disque soit dans un état de rodage comparable pour tous les essais, les paramètres utilisés sur la bande de rodages sont identiques pour tous les essais avec une avance de 120 mm/min, une fréquence de broche de 2000 tr/min, un écrasement de 0,5 mm et une inclinaison de 15 degrés.
- Pour éviter les discontinuités observées entre les bandes suivantes, les trajets hors

matière sont supprimés à partir de la seconde bande en liant les trajets rectilignes du point de contact par des demi-cercles. Le suivi de la trajectoire s'effectue avec une inclinaison constante et un pivotement nul par rapport à la trajectoire du point de contact. Ce choix d'orientation par rapport à la trajectoire du point de contact engendre des discontinuités au niveau de la trajectoire du point piloté et donc potentiellement des ralentissements (figures 3.14 et 3.15).

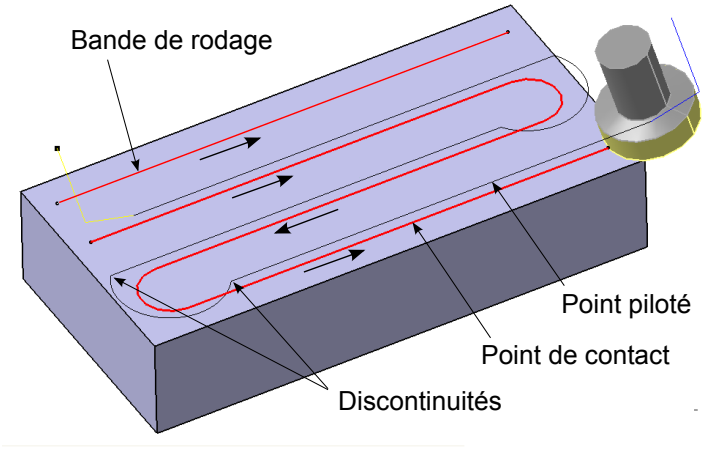


Figure 3.14 – Trajectoire des essais pour la modélisation du pouvoir abrasif

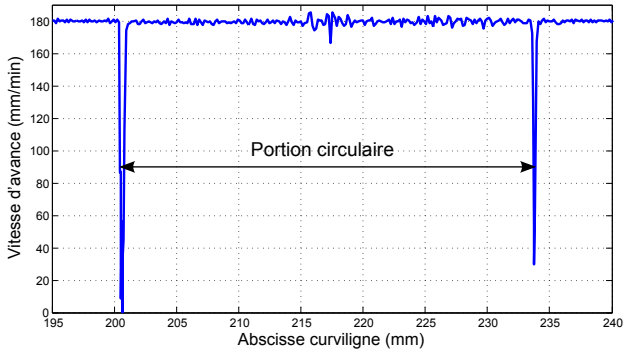


Figure 3.15 – Vitesse centre-outil mesurée le long d'une portion circulaire

4.2 Définition des essais pour la modélisation

Pour ces nouveaux essais, la surface plane initiale est toujours obtenue par fraisage en utilisant les mêmes paramètres définis dans le protocole. Le matériau utilisé est uniquement l'acier traité $X37CrMoV5$-1 ayant une dureté de 52 HRC.

Les deux paramètres étudiés sont la vitesse d'avance V_f et la fréquence de broche N, soit deux paramètres facilement contrôlables et modifiables sur les commandes numériques industrielles, tant que les limites dynamiques de la machine utilisée ne sont pas atteintes. Le plan d'expérience est réalisé en choisissant deux niveaux pour chacun des deux paramètres étudiés, le plan complet est donc constitué de 4 essais. Par rapport aux essais précédents, la vitesse d'avance a été augmentée pour se rapprocher des conditions réelles de polissage en utilisant des vitesses de 90 et 180 mm/min. De même le niveau supérieur de la fréquence de broche est également augmentée pour mieux mettre évidence l'influence de ce paramètre sur le pouvoir abrasif et son évolution en utilisant une fréquence de 2000 et 4000 tr/min. Le tableau 3.4 récapitule les niveaux des paramètres utilisés pour chacun des essais et la figure 3.16 donne la cartographie obtenue pour l'essai 1.

Essai	**1**	**2**	**3**	**4**
Vitesse d'avance (mm/min)	90	90	180	180
Fréquence de broche (tr/min)	2000	4000	2000	4000

Tableau 3.4 – Paramètres des essais pour la modélisation de l'usure

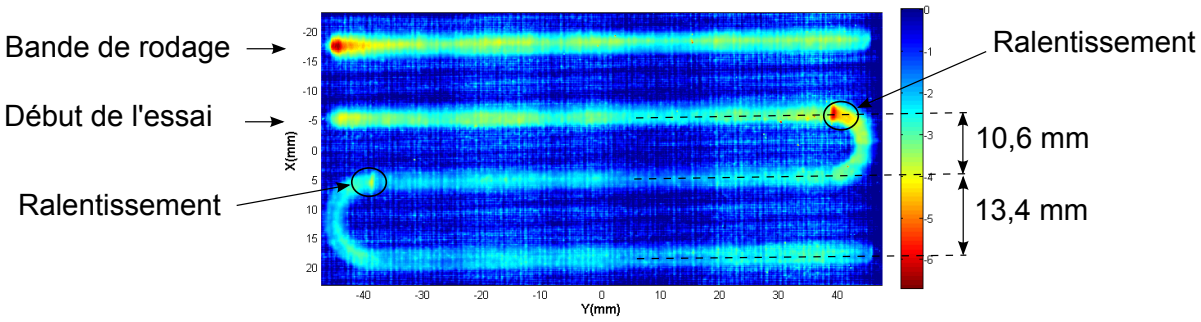


Figure 3.16 – Cartographie de la profondeur mesurée pour l'essai 1 :$V_f = 180\ mm/min$ et $N = 2000\ tr/min$ (sauf rodage)

Sur les bandes de rodage réalisées à 120 mm/min et 2000 tr/min, il y a bien une baisse importante du pouvoir abrasif sur le début de la bande. Les variations aléatoires observées sur les essais du plan d'expérience précédent ont fortement diminué, comme il est possible de le constater sur la figure 3.17 qui représente les courbes de profondeurs des 4 bandes de rodage. Mais la perte du pouvoir abrasif ne varie pas toujours de manière monotone, comme sur la bande de rodage de l'essai 1. Cette amélioration de la régularité de l'abrasion semble due à

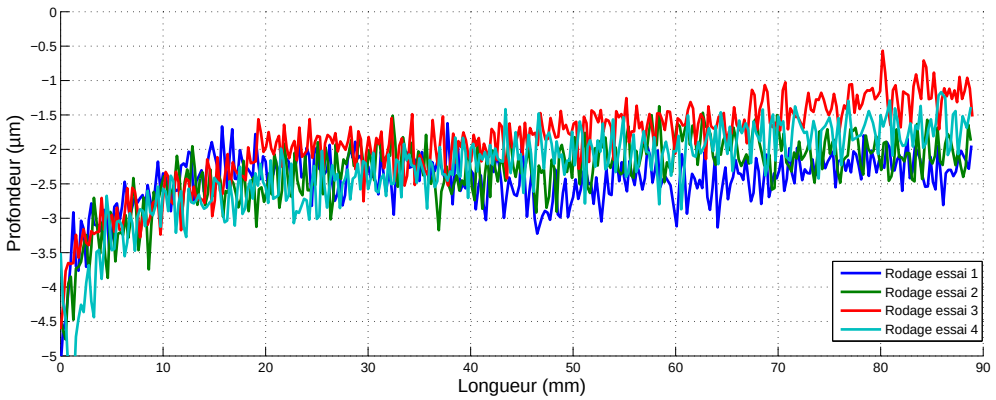


Figure 3.17 – Profondeur des quatre bandes de rodage :$V_f = 120\ mm/min$ et $N = 2000\ tr/min$

l'augmentation de la vitesse d'avance, car c'est le seul paramètre ayant fortement changé par rapport à l'ensemble des essais précédents.

4.3 Modélisation du pouvoir abrasif

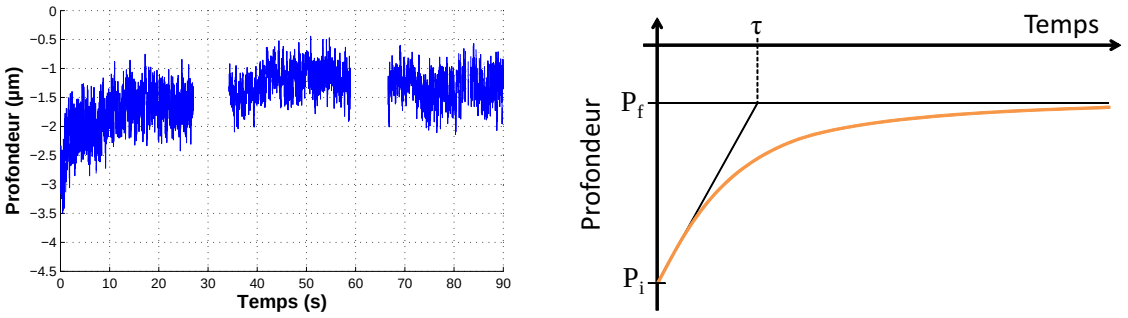
4.3.1 Mise en place du modèle

La courbe de la figure 3.18(a) représente l'évolution de la profondeur de l'essai 4 sans prendre en compte la bande de rodage. Sur cette courbe, la profondeur de prépolissage évolue de manière semblable aux courbes d'enlèvement de matière fournie par LAMPLAN (Figure 3.5), avec une baisse importante du pouvoir abrasif au début de l'opération suivie d'une stabilisation progressive de l'enlèvement de matière. Nous proposons donc de modéliser l'évolution de la profondeur sous la forme de l'équation 3.1 également équivalente à l'équation 3.2. L'évolution au cours du temps de la profondeur $P(t)$ s'exprime en fonction de la profondeur initiale Pi et de l'efficacité au cours du temps $\gamma(t)$. L'évolution de l'efficacité au cours du temps s'exprime à partir de la constante de temps τ et de l'efficacité finale γf.

$$P(t) = Pf + (Pi - Pf) * e^{\frac{-t}{\tau}} \tag{3.1}$$

$$P(t) = Pi \cdot \gamma(t) = Pi \cdot \left(\gamma f + (1 - \gamma f) * e^{\frac{-t}{\tau}}\right) \tag{3.2}$$

- La profondeur initiale Pi représente le pouvoir abrasif du disque lorsqu'il est neuf.
- L'efficacité finale γf permet de savoir si le disque est encore efficace à la fin de l'essai ou s'il est nécessaire de le changer.



(a) Profondeur mesurée

(b) Modèle de profondeur

Figure 3.18 – Évolution de la profondeur

- La constante de temps τ permet d'apprécier à quelle vitesse l'efficacité diminue.
- La profondeur finale Pf s'exprime comme le produit de la profondeur initiale et de l'efficacité finale.

4.3.2 Identification et analyse du modèle

Pour chaque essai, les trois constantes définissant le modèle (Pi, γf, τ) sont déterminées en minimisant la somme des carrés des écarts entre les points de la courbe mesurée et les points de la courbe du modèle proposé. Seules les 90 premières secondes, correspondant au temps total des essais les plus courts, sont prises en comptes pour l'identification du modèle. Sur les courbes en profondeur, les parties manquantes correspondent aux portions circulaires qui ne sont pas prises en compte en raison des ralentissements observés pendant l'opération. Les profondeurs des quatre essais ainsi que les modèles identifiés par le critère des moindres carrés sont représentés dans le tableau 3.5.

Pour chacun des quatre essais, le modèle identifié permet d'obtenir une très bonne approximation de la profondeur mesurée ce qui valide en partie le choix de modèle utilisé. Les graphes des effets des paramètres et de leurs interactions sur la profondeur initiale Pi, l'efficacité finale γf et la constante de temps τ sont respectivement représentés sur les figures 3.19, 3.20 et 3.21.

En doublant la vitesse d'avance, la profondeur initiale est divisée par deux, tandis qu'en doublant la fréquence de broche, la profondeur initiale est multipliée par 1,6 (Figure 3.19(a)). Au début de l'opération, le modèle d'abrasion s'apparente ainsi au modèle de Klocke [Klocke *et al.* (2010)], rappelé dans l'équation 3.3.

$$TEM = K \cdot P^{\alpha} \cdot V^{\beta} \quad \text{avec} \quad \beta = ln(1{,}6)/ln(2) = 0{,}68 \tag{3.3}$$

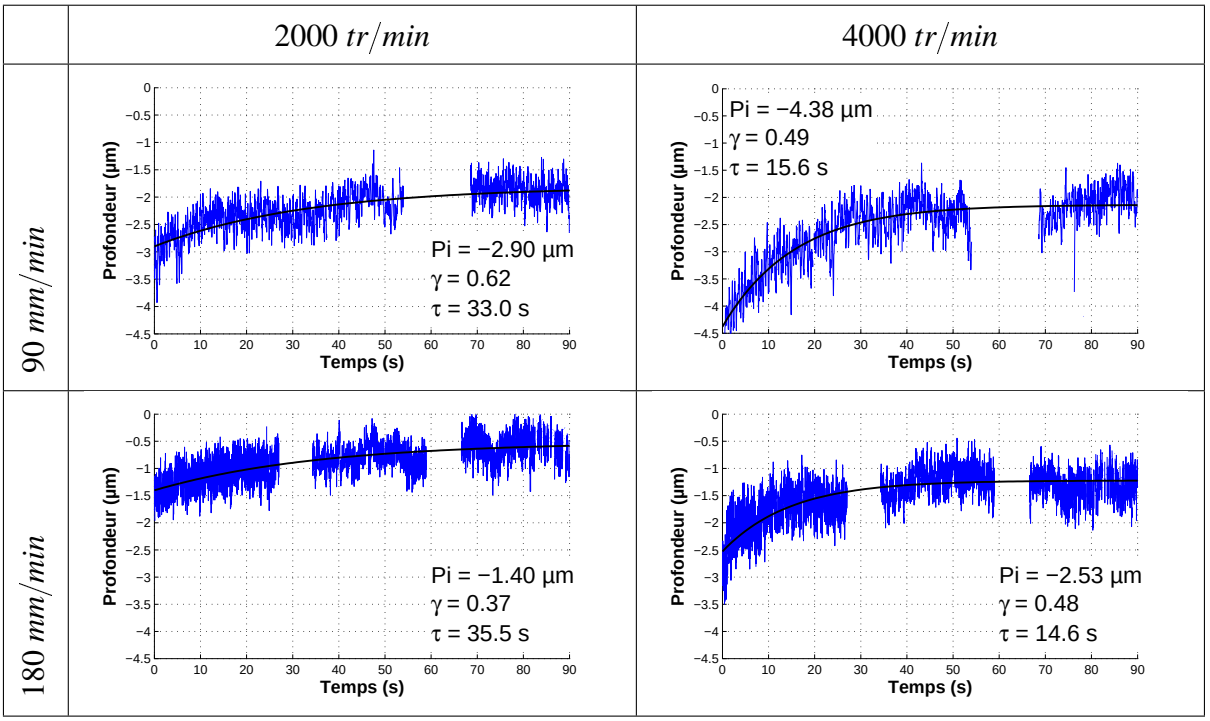
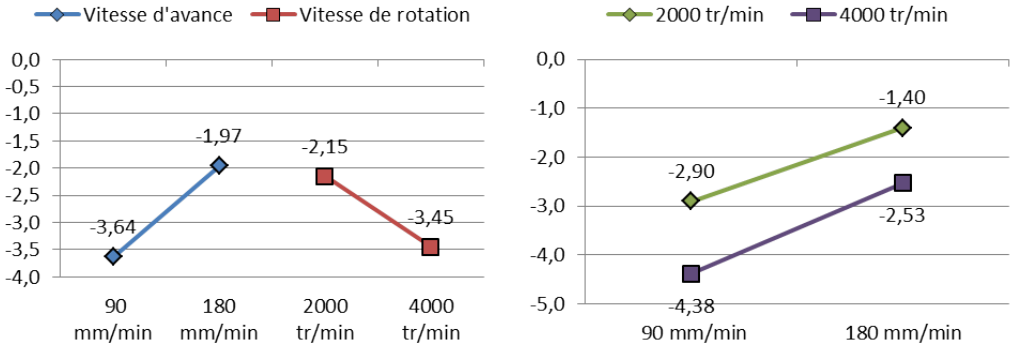


Tableau 3.5 – Profondeurs mesurées et modèle identifié



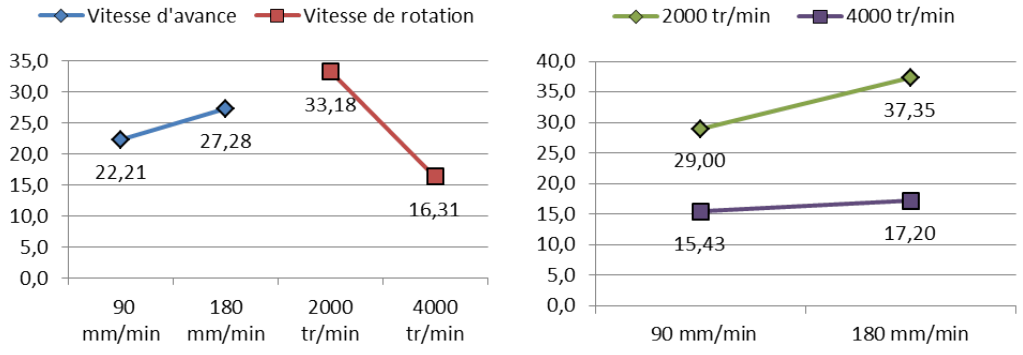
(a) Effets des paramètres

(b) Effets des interactions

Figure 3.19 – Effets des paramètres sur la profondeur initiale *Pi*

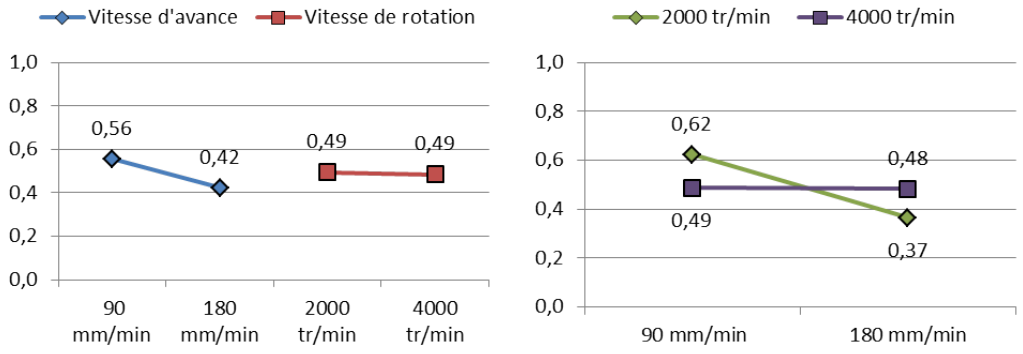
Les interactions n'ont pas d'influence sur la constante de temps τ, ainsi que la vitesse d'avance (Figure 3.20). Par contre, la fréquence de broche a une influence importante, car en doublant cette dernière, la constante de temps est divisée par deux. En effet, les particules abrasives sont passées deux fois plus souvent et deux fois plus vite. Il parait donc logique que l'usure des disques soit plus rapide en augmentant la fréquence de broche.

Il est difficile de tirer des conclusions sur l'influence de la vitesse d'avance et de la fréquence de broche sur l'efficacité finale de l'abrasion, car les interactions sont



(a) Effets des paramètres (b) Effets des interactions

Figure 3.20 – Effets des paramètres sur la constante de temps τ



(a) Effets des paramètres (b) Effets des interactions

Figure 3.21 – Effets des paramètres sur l'efficacité finale γf

prédominantes. À 4000 tr/min, la vitesse d'avance n'a pas d'influence, tandis qu'a 2000 tr/min il faut privilégier une vitesse d'avance plus faible pour maintenir une bonne efficacité. Il est possible que l'usure du disque abrasif dépende également de l'état de surface avant prépolissage, les crêtes laissées par le fraisage constituant des obstacles endommageant les particules du disque. Dans le cas d'une vitesse d'avance réduite, la surface de crêtes supprimée pour un même temps de prépolissage est inférieure, le disque est donc moins usé. Dans tous les cas, le disque n'est jamais totalement usé ou intact sur cette courte durée de prépolissage. Après 90 secondes, l'abrasion est 50 % moins efficace qu'au départ à plus ou moins 10 %.

Les résultats obtenus avec ce second plan d'expérience sont plus réguliers et ont permis d'approximer les essais par le modèle d'efficacité proposé (équation 3.2). Les conclusions sur l'analyse de la profondeur initiale correspondent davantage aux modèles d'abrasion

présentés dans le chapitre 1. La baisse du pouvoir abrasif est importante et rapide sur le début de l'opération ce qui correspond bien aux courbes fournies par LAMPLAN. La fréquence de broche est influente sur la vitesse de perte d'efficacité. Pour préserver une bonne efficacité le plus longtemps possible, il faut réduire la fréquence de broche. Cependant pour augmenter le débit de matière, il faut augmenter la vitesse de broche, il y a donc un compromis à faire sur le choix de la fréquence pour obtenir un débit matière souhaité et limiter l'usure du disque. Par contre, ni la vitesse d'avance ni la fréquence de broche n'influent considérablement sur l'efficacité après 90 secondes.

5 Analyse du modèle de variation du pouvoir abrasif

5.1 Prédiction du pouvoir abrasif par interpolation du modèle

Le but de cette partie est de vérifier s'il est pertinent d'utiliser un modèle issu des quatre essais précédents, pour un choix de vitesse d'avance et de fréquence de broche différent. Un nouvel essai est réalisé selon la même procédure que décrite dans la partie précédente, avec la même bande de rodage. Seules l'avance et la fréquence de broche des trois bandes suivantes sont modifiées ($V_f = 120\ mm/min$, $N = 3000\ tr/min$). Les paramètres sont choisis entre les valeurs basses et hautes des essais précédents pour pouvoir obtenir le modèle de profondeur par interpolation de Pi, γ et τ. L'essai est répété quatre fois et le résultat de la mesure des profondeurs est représenté sur la figure 3.22. Sur cette même figure sont également représentés deux modèles respectant la forme de l'équation 3.2.

Pour le premier, « Modèle interpolé », les coefficients du modèle sont obtenus par une interpolation linéaire de la solution précédemment obtenue, ce modèle constitue la prédiction de la profondeur. Les paramètres du second modèle, intitulé « Modèle MC », sont obtenus par un calcul des moindres carrés avec les 4 essais et l'équation 3.2. Les valeurs des paramètres du modèle interpolé et des moindres carrés sont données dans le tableau 3.6.

Modèle interpolé	$Pi = -3{,}02\ \mu m$	$\gamma = 0{,}51$	$\tau = 24{,}57\ s$
Modèle moindres carrés	$Pi = -3{,}96\ \mu m$	$\gamma = 0{,}53$	$\tau = 13{,}12\ s$

Tableau 3.6 – Valeurs des paramètres des modèles de profondeur

Les quatre essais sont relativement semblables, ils convergent tous vers une profondeur de

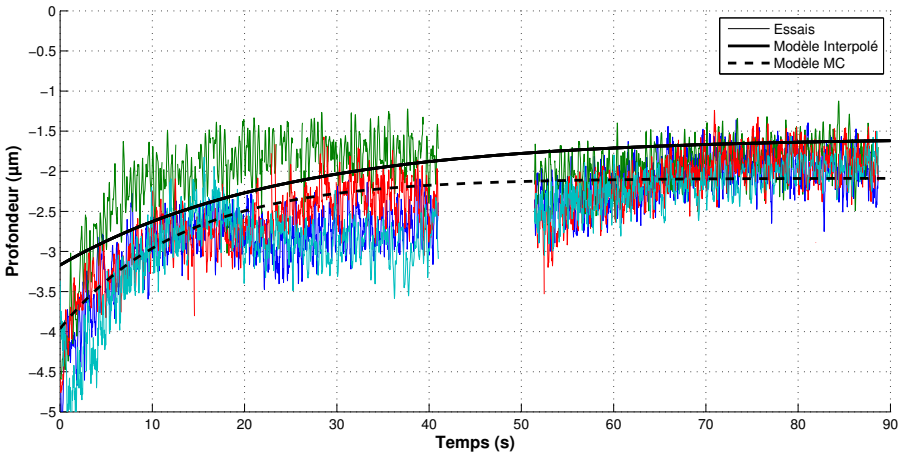


Figure 3.22 – Profondeurs mesurées et modèles associés

$-2\ \mu m$ au bout de 90 secondes. Par contre sur les 40 premières secondes, l'un de ces essais est moins profond de 1 μm, ce qui est relativement important comparé à l'ordre de grandeur des profondeurs allant de $-5\ \mu m$ à $-2\ \mu m$. La répétabilité des essais est donc toujours mise en cause malgré la bande de rodage. Le modèle prédictif permet d'avoir une bonne estimation de la profondeur sur la fin de l'essai, même si la profondeur est sous-estimée de 20 % environ.

Par contre, la perte d'efficacité est plus rapide sur les essais que sur le modèle et la profondeur initiale est sous-estimée de plus de 30 %. Nous avions jusqu'à présent supposé que la chute du pouvoir abrasif était principalement liée à l'usure de l'abrasif et à l'encrassement du disque, mais ce ne sont peut-être pas les seules sources de cette baisse de l'enlèvement de matière. Les variations du contact sont probablement également mises en cause.

En effet, sur les essais du second protocole, il y a une perte importante du pouvoir abrasif au début de l'essai malgré la bande de rodage. Si la perte d'abrasion était uniquement due à l'usure et à l'encrassement du disque abrasif, la baisse du pouvoir abrasif au début de l'essai devrait être du même ordre de grandeur que celle à la fin de la bande de rodage, or ce n'est pas le cas. D'après les lois usuelles régissant le TEM (paragraphe 2.4 du chapitre 1), cette perte de pouvoir abrasif correspondrait donc à une chute de pression au niveau du contact. Les paramètres opératoires étant constants, ceci correspondrait à une diminution des caractéristiques mécaniques du porte disque d'après le modèle de contact développé au chapitre 2.

Lors de l'opération de prépolissage une élévation de température du porte disque est possible. Entre la fin de la bande de rodage et le début de la bande suivante, l'outil est hors

matière pendant une durée comprise entre 18 et 27,5 secondes selon la vitesse d'avance de l'essai (Tableau 3.7) ce qui pourrait être suffisant pour avoir une diminution significative de la température du porte disque. Or les caractéristiques mécaniques des caoutchoucs [Saad (2003)] étant dépendantes de la température, le contact serait différent entre la fin de la bande de rodage et le début de la bande suivante. Pour vérifier cette hypothèse, il n'est malheureusement pas possible de mesurer directement la pression au cours d'une opération. Les méthodes indirectes de mesure du contact proposées dans le chapitre 2 ne conviennent pas non plus pour effectuer une mesure continue du contact. Aussi, nous allons mesurer les variations de température de l'outil de polissage au cours d'une opération et vérifier la corrélation entre les variations de température.

Protocole expérimental	1	1	2	2	2
Vitesse mm/min	30	60	90	180	120
Essais	1, 2, 5 et 6	3, 4, 7 et 8	1 et 2	3 et 4	5
Temps hors matière	42 s	22 s	27,5 s	18 s	23 s

Tableau 3.7 – Temps hors matière entre les bandes

5.2 Mesure des variations thermiques pendant une opération de polissage

L'étude du contact menée au chapitre 2 a été réalisée en assimilant le comportement du matériau du porte-disque à un matériau élastique et non visco-élastique. Il a été montré que cette approximation donne de bons résultats lors de la comparaison entre le contact simulé et mesuré. Or, lors d'une opération de prépolissage, le porte-disque subit un chargement cyclique dont l'amplitude dépend de l'écrasement et la fréquence des sollicitations dépend de la fréquence de broche. Pour un matériaux visco-élastique, ce chargement cyclique peut engendrer une élévation de température dans les zones les plus sollicitées. De plus, le frottement outil-pièce n'a pas été pris en compte dans l'étude du contact. Ce frottement est une cause supplémentaire d'élévation de température dans le porte-disque.

Pour vérifier la pertinence de ces hypothèses, les variations de température sont mesurées pendant une opération de polissage en utilisant une caméra thermique (ou caméra infrarouge).

Le capteur de la caméra mesure en chaque pixel le rayonnement infrarouge R. Ce rayonnement s'exprime en fonction de la température T_{ob} et de l'émissivité ϵ_{ob} de l'objet, et de la température de l'environnement T_{env} selon l'équation 3.4. Chacun des pixels de la matrice CCD de la caméra est un capteur qu'il convient de calibrer. Pour cela on réalise des images d'un corps noir (étalon en rayonnement infrarouge) réguler tous les 2 °C entre 10 et 30 °C (la plage de température de travail). Le corps noir est un objet qui absorbe toute l'énergie électromagnétique reçue et reflète uniquement des radiations thermiques.

$$R = \epsilon_{ob} \cdot T_{ob}^4 + (1 - \epsilon_{ob}) \cdot T_{env} \tag{3.4}$$

Chaque essai consiste à observer les variations de température du porte-disque pendant une phase en contact avec la pièce (6 minutes) puis une phase sans contact (6 minutes) pour différents paramètres. Les essais sont réalisés avec un disque de polissage en feutrine pour pouvoir rester au même endroit sans modifier la géométrie de la pièce pendant la phase en contact. La surface plane est obtenue par fraisage en bout (fraise de diamètre 12 mm, pas transversal de 0,3 mm) dans une pièce en acier de nuance $X37CrMoV5-1$. Les 12 essais du plan complet sont réalisés en faisant varier les paramètres suivants :

- Fréquence de rotation de broche (maintenue pendant la phase sans contact) : 1500 et 3000 tr/min ;
- Écrasement normal (pendant la phase en contact) : 0,5 et 0,7 mm ;
- Inclinaison de l'outil : 5, 10 et 15 degrés.

Les résultats de la figure 3.23 correspondent à l'essai réalisé avec une inclinaison de 15 degrés, un écrasement normal de 0,5 mm et une fréquence de broche de 1500 tr/min. La photo infrarouge est celle du moment où l'outil entre en contact avec la pièce ($t = 0\ s$).

D'après l'équation du rayonnement 3.4 et la calibration utilisant le corps noir ($\epsilon_{ob} \approx 1$), la mesure de température est juste uniquement pour les objets ayant une émissivité égale à 1. Ainsi sur la photo infrarouge de la figure 3.23, la mesure de température est la plus juste au niveau de la partie en élastomère du porte-disque qui a une émissivité proche de 1. Les trois courbes présentes sur la partie droite de la figure tracent l'évolution de la température en trois points du porte-disque. Les courbes rouge, verte et bleue correspondent respectivement à la mesure de la température au niveau des marqueurs carrés rouge, vert et bleu de la photo.

Avant même de débuter les essais, on peut observer un gradient de température au niveau du porte-disque. Le bas du porte-disque a une température proche de la température

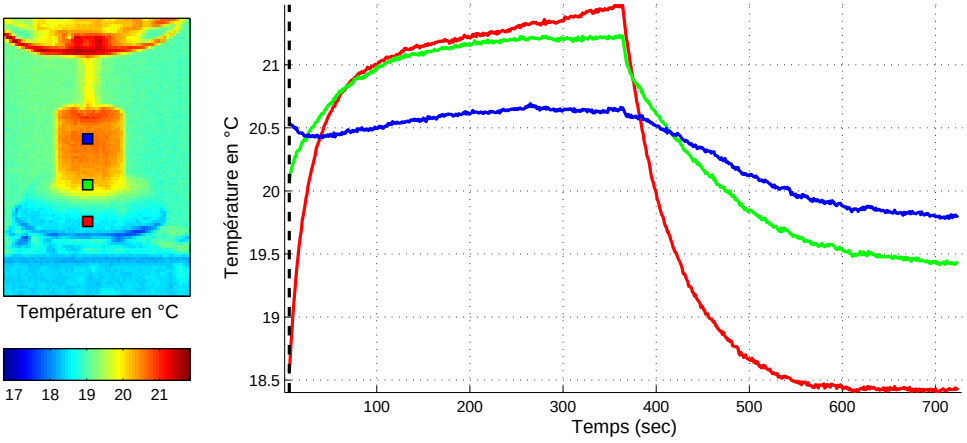


Figure 3.23 – Mesure de la température : 15 degrés d'inclinaison, 1500 tr/min et 0,5 mm d'écrasement

ambiante (18,5°C), tandis que le haut du porte-disque a une température de 20,5 °C, proche de la température de régulation de la broche qui est autour de 22 °C. Le flux de chaleur passant par tige métallique est donc important. La tige va ainsi contribuer à réguler la température du porte-disque à la même température que celle de la broche.

Pendant la phase en contact, il y a une élévation de température de 3° dans la zone proche du contact (point bas) au bout de 6 minutes de polissage. La cinétique de ce changement de température est relativement rapide car l'élévation atteint 63% de la valeur finale (+2°) en moins de 40 secondes ($\tau \approx 30\ s$). Après deux minutes de polissage, la température augmente encore, mais avec une cinétique beaucoup plus faible (0,09°$/min$). Pendant la phase sans contact, il y a refroidissement du porte-disque avec une cinétique aussi rapide que pendant l'échauffement, et les températures tendent vers le régime stationnaire qui était observé avant de commencer l'essai.

Les courbes de température des 12 essais sont données en annexe J. L'analyse de l'ensemble des essais montre que plus l'écrasement et plus la fréquence de rotation de broche sont importants et plus l'élévation de température est importante tandis que l'augmentation de l'inclinaison diminue l'élévation de température. La température atteinte est un compromis entre les deux sources de chaleur (frottements et autoéchauffement) et la régulation de la broche.

L'élévation thermique du porte-disque peut dépasser 10° selon les paramètres choisis. Il est très probable qu'avec un disque $P600$ l'élévation de température soit encore plus importante

à cause des frottements.

Le modèle de contact présenté dans le chapitre 2 fait intervenir des lois de comportement élastiques qui ne tiennent pas compte des effets de la température et l'élévation de température n'est pas estimée. La température a généralement une influence sur la rigidité des élastomères, mais cette influence n'a pas été quantifiée. Une augmentation de la température peut ainsi entrainer une diminution du pouvoir abrasif en raison de la baisse de la rigidité du porte-disque et donc de la pression de contact.

D'après les essais réalisés, pour limiter les variations de pouvoir abrasif dues aux changements de comportement thermomécanique, il faut limiter les variations de température en choisissant un écrasement, et une fréquence de broche faible et des inclinaisons importantes (15 degrés). Dans le cas contraire, il pourrait être intéressant de modéliser l'élévation de température et les variations de comportement liées à la température pour pouvoir compenser l'évolution de la pression au cours du temps et obtenir une abrasion plus constante.

5.3 Limites du protocole et du modèle

D'après les mesures de variations thermiques du porte-disque effectuées dans la partie précédente, la cinétique des changements de température en échauffement et refroidissement est rapide avec des constantes de temps de l'ordre de 45 secondes. Cette cinétique est suffisamment rapide pour que le porte-disque ait le temps de se refroidir partiellement après la bande de rodage. Il y a ainsi une corrélation entre les variations de température et la diminution du pouvoir abrasif.

La baisse du pouvoir abrasif est le résultat de différents phénomènes comme l'usure des abrasifs, l'encrassement du disque abrasif et également l'élévation de température de l'outil. Il est très difficile de savoir quelle est la part de chacun de ces phénomènes dans la perte de l'efficacité et à quel moment ils interviennent. L'efficacité a été modélisée comme la réponse d'un système du premier ordre, mais il pourrait sans doute être préférable de la modéliser comme la superposition de deux réponses de systèmes du premier ordre pour différencier les variations dues à la thermique intervenant principalement au début de l'opération, de celles dues à l'usure et l'encrassement intervenant très probablement sur toute la durée de l'essai comme représenté sur la figure 3.24.

Pour améliorer les résultats, il faut enrichir le modèle d'efficacité en distinguant la part

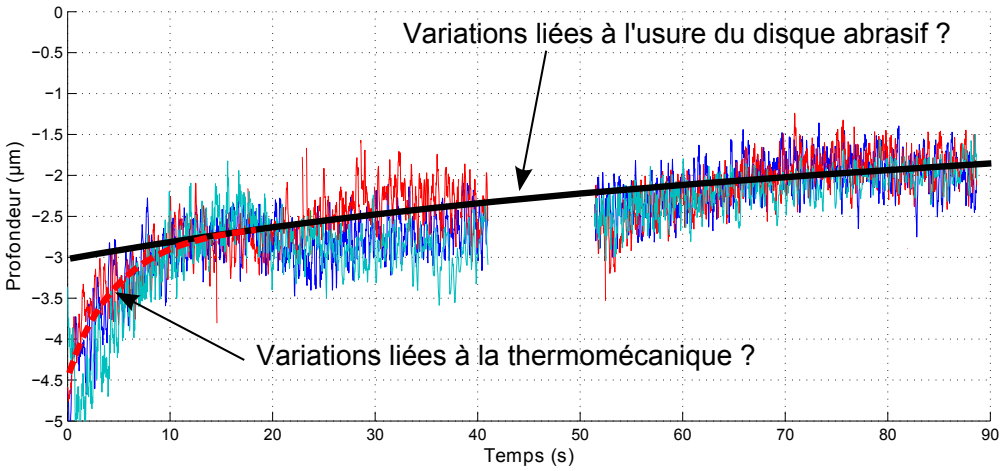


Figure 3.24 – Vers un nouveau modèle d'efficacité

due à de la température de celle due à l'usure. Pour bien distinguer les deux phénomènes et bien distinguer l'usure, les essais devront être réalisés sur une plus longue durée.

Une seconde manière de prendre en compte les variations de l'enlèvement de matière due aux variations de température serait de modéliser les variations de température et leurs influences au niveau du modèle de contact. Dans ce cas de figure, il faut imaginer un nouveau protocole permettant d'évaluer les variations d'abrasions dues uniquement à l'usure des abrasifs et de l'encrassement.

6 Conclusions

Pour améliorer la qualité géométrique des surfaces polies par la méthode de polissage automatique, il est nécessaire de modéliser les variations du pouvoir abrasif au cours des opérations de prépolissage. Les travaux et modèles dans ce domaine sont rares et ne correspondent pas exactement à nos attentes. Nous avons donc étudié puis modélisé l'influence de certains paramètres sur le pouvoir abrasif et son évolution. La mise en place d'un essai pour cette étude est complexe. L'idéal serait de définir un essai avec des paramètres opératoires constants, ce qui n'est pas possible en raison des moyens utilisés pour réaliser et analyser les essais. Les courses de la table mesurante du STIL sont limitées et ne permettent donc pas de polir continument une surface sur une longueur de plus de 100 *mm*. Avec une trajectoire non rectiligne, ce sont les capacités cinématiques de la MOCN qui sont mises en cause, car la vi-

tesse d'avance programmée n'est pas toujours respectée. Un protocole est proposé pour étudier les variations d'efficacité de l'enlèvement de matière à partir des différentes contraintes. Les résultats n'étant pas toujours répétables, le protocole est amélioré par l'ajout d'une phase de rodage du disque.

Les essais ont révélé que le matériau et notamment sa dureté est un paramètre très influent sur le pouvoir abrasif, il faut donc adapter les conditions opératoires en fonction du matériau pour obtenir l'abrasion souhaitée. L'écrasement n'est pas un paramètre facilement modifiable à cause des risques de décollement du disque, son influence est donc faible pour la plage d'utilisation. Par contre pour régler le pouvoir abrasif, il est possible de modifier la vitesse d'avance et la fréquence de broche qui ont une grande influence, qui sont deux paramètres facilement contrôlables sur centre d'usinage. Pour augmenter le taux d'enlèvement de matière, il faut réduire l'avance ou augmenter la fréquence de broche. Pour le couple abrasif/matière correspondant au disque abrasif $P600$ et à l'acier faiblement allié $X37CrMoV5$-1, le modèle d'abrasion correspondant le mieux aux essais est celui de Klocke ($TEM = K \cdot P^{\alpha} \cdot V^{\beta}$).

Lorsque les paramètres de l'opération sont constants, le pouvoir abrasif décroit fortement au début de l'opération puis se stabilise peu à peu. Un modèle du premier ordre faisant intervenir 3 constantes est proposé, l'identification des constantes s'effectue à partir d'un essai expérimental pour un choix de paramètres de polissage. Cette méthode d'identification est contraignante car il est nécessaire de réaliser un essai pour chaque jeu de paramètres, mais il est possible de déterminer les 3 constantes par interpolation de résultats obtenus pour des essais ayant des paramètres proches. Dans ce cas, l'interpolation permet d'obtenir le bon ordre de grandeur et la bonne allure de la profondeur enlevée, même si les écarts peuvent atteindre 30%. Ces écarts obtenus par interpolation sont relativement importants, mais ils sont du même ordre de grandeur que les défauts de répétabilité d'un essai de prépolissage.

Les différents essais ont permis de mettre en évidence l'influence non négligeable du comportement thermomécanique de l'outil au début de l'opération en plus de l'usure des abrasifs. Le modèle proposé ne permet pas de différencier les phénomènes d'usure de ceux de la thermique. Pour améliorer le modèle d'efficacité, il faudrait différencier les deux phénomènes qui n'interviennent pas en même temps. Il serait intéressant de réaliser les essais sur une plus longue durée pour observer l'efficacité jusqu'à la dégradation totale du disque et estimer à partir de quand il est avantageux de changer de disque abrasif.

La maîtrise et la modélisation de l'abrasion lors des opérations de prépolissage auto-

matique sont complexes, car les causes des variations observées sont multiples : perte et dégradation de particules abrasives, variations du comportement thermomécanique du porte-disque, variations de la quantité de lubrification, etc. Malgré toutes ces variations, le modèle proposé permet d'estimer correctement l'évolution du pouvoir abrasif en début d'opération, il pourra donc être utilisé pour compenser les défauts sur la première minute de prépolissage. Par contre, en raison des variations observées après un trajet hors matière, ce modèle ne peut être utilisé que si l'outil reste toujours en contact avec la pièce.

Pour améliorer le protocole, la répétabilité et faciliter l'automatisation du procédé de polissage, il serait également intéressant d'automatiser la lubrification de la pièce. La lubrification est en effet un paramètre mal maîtrisé qui peut jouer un rôle important sur les résultats obtenus, car elle permet de limiter l'encrassement.

Chapitre

4

Maîtrise des défauts géométriques en prépolissage

Les paramètres permettant de définir totalement une opération de polissage sont nombreux et influent directement sur la qualité géométrique de la pièce réalisée. Le choix de ces paramètres constitue le savoir-faire des polisseurs, qui s'acquière par l'expérience. L'objectif de ce chapitre est de proposer un outil de simulation permettant de comparer l'impact de différentes stratégies de polissage sur les défauts géométriques de la pièce. Cet outil pourra par la suite servir à automatiser le choix des paramètres de polissage afin de garantir la qualité géométrique de la pièce. Cet outil permet de s'affranchir d'essais expérimentaux et d'obtenir une information sur l'origine des défauts géométriques observés.

Ce chapitre s'articule en trois parties. La première partie présente les différents types de trajectoires utilisées en usinage et plus particulièrement en polissage. La seconde partie présente une nouvelle méthode permettant de simuler les défauts générés pendant une opération de prépolissage. La simulation tient compte des différents paramètres opératoires et intègre les modèles développés dans les chapitres précédents. Cette méthode est validée en comparant les résultats de simulations à des résultats expérimentaux. La dernière partie présente plusieurs solutions permettant d'obtenir un enlèvement de matière constant au cours d'une trajectoire afin de limiter les défauts géométriques.

Sommaire

1 Les trajectoires 126

1.1 Les trajectoires de fraisage 127

1.2 Les trajectoires de polissage 128

2 Simulation de l'enlèvement de matière 131

2.1 Simulation des opérations de polissage 131

2.2 Méthode proposée pour la simulation de l'enlèvement de matière 135

2.3 Validation de l'outil de simulation 138

2.4 Conclusions 142

3 Obtention d'un enlèvement de matière constant 143

3.1 Compensation de l'efficacité par la vitesse d'avance 143

3.2 Compensation de la perte d'efficacité par la fréquence de broche 148

3.3 Exemple d'une compensation mixte 151

4 Conclusions 154

Introduction

Les opérations de polissage et de prépolissage sont utilisées pour obtenir un état de surface de faible rugosité ($Ra < 200\ nm$) ou ayant un bon aspect visuel, jusqu'à l'aspect poli miroir. L'obtention de ces états de surface est bien maîtrisée car elle dépend principalement de la dernière opération de polissage. Par contre les défauts géométriques du premier et second ordre le sont moins car ils dépendent de l'ensemble des opérations.

L'enlèvement de matière pendant les opérations de polissage est peu significatif, par contre lors des opérations de prépolissage avec des granulométries supérieures, il est plus important et peut atteindre plus de 20 μm. Ces opérations ont une influence importante sur le défaut de forme final de la pièce, il est donc important de les maîtriser pour garantir la qualité géométrique de la pièce.

La maîtrise des opérations de prépolissage est complexe car les facteurs influents sont nombreux (Chapitre 1). D'après les différents modèles développés dans les chapitres précédents, au cours d'une opération de polissage ou de prépolissage, l'enlèvement de matière dépend de :

La vitesse d'avance : La profondeur d'abrasion augmente lorsque la vitesse d'avance diminue, il faut donc éviter les ralentissements qui risqueraient de marquer la pièce.

La fréquence de broche : Le pouvoir abrasif augmente avec la fréquence de broche, ce paramètre peut donc être utilisé pour compenser certains défauts.

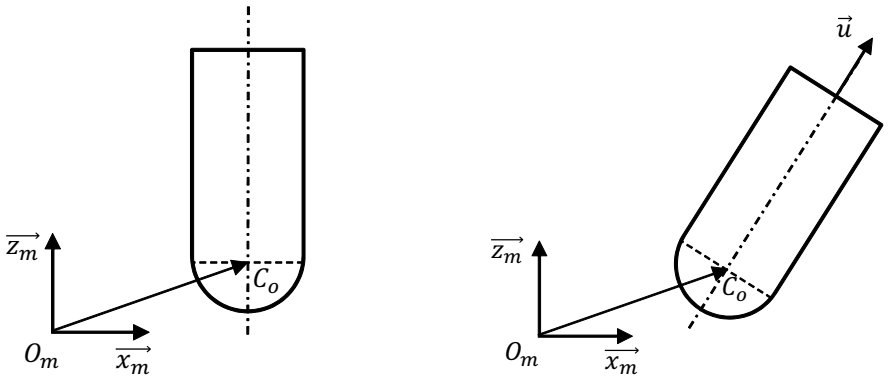
Le temps : Le pouvoir abrasif n'est pas constant, il diminue au cours du temps à cause de l'usure des abrasifs, de l'encrassement du disque et des variations de température sur le début de l'opération.

Le contact : L'angle d'inclinaison d'outil et l'écrasement influent sur le contact et donc sur le pouvoir abrasif qui dépend de la pression.

L'enlèvement de matière en chaque point de la surface dépend de l'évolution du taux d'enlèvement de matière au cours du temps et de la trajectoire utilisée. C'est en effet le choix de la trajectoire qui conditionne la complétude et l'homogénéité de l'abrasion sur la surface. Pour estimer les défauts géométriques d'une surface, il est donc nécessaire de simuler l'enlèvement de matière pendant les opérations de prépolissage. Le paragraphe suivant présente et analyse différentes trajectoires.

1 Les trajectoires

La trajectoire permet de définir la position et l'orientation de l'outil par rapport à la pièce, ainsi que les vitesses d'avance et de coupe. Pour les trajectoires 3 axes, l'orientation est fixée et correspond conventionnellement à l'axe $\vec{Z}$ des machines-outils, il suffit de décrire la position du centre outil C_o par rapport à la machine-outil (Om,$\vec{x_m}$,$\vec{y_m}$,$\vec{z_m}$) (Figure 4.1(a)). Dans le cas de l'usinage 5 axes, en plus des trois coordonnées correspondant à la position de l'outil, il est nécessaire de décrire l'orientation par les trois coordonnées d'un vecteur unitaire $\vec{u}$ représentant l'axe outil ou de donner directement les coordonnées articulaires des axes gérants l'orientation (Figure 4.1(b)). Que ce soient en 3 ou 5 axes, il existe différents formats d'inter-



(a) 3 axes (b) 5 axes

Figure 4.1 – Position et orientation d'un outil

polation. Les commandes numériques industrielles proposent couramment l'interpolation de type linéaire et circulaire. Les directeurs de commande numérique gèrent également d'autres formats d'interpolation plus performants pour la fabrication de formes complexes comme l'interpolation polynomiale de type Splines ou Nurbs [Wang et Yang (1993)]. L'interpolation polynomiale garantit une continuité en courbure de la trajectoire, ce qui limite les variations de la vitesse d'avance et garantit ainsi un enlèvement de matière régulier . Ce type l'interpolation permet également de réduire la taille des programmes d'usinage par rapport à une interpolation linéaire. Malgré les performances accrues de cette dernière, l'interpolation linéaire reste largement plus utilisée en raison de sa simplicité de mise en œuvre au moment de la génération de trajectoires. Pour pallier les limites de l'interpolation linéaire, il existe des fonctions comme le compactage qui permettent d'améliorer l'exécution de la trajectoire tout en contrôlant les écarts de position et d'orientation.

Le paragraphe suivant se focalise plus particulièrement sur les différents types de trajectoires utilisées dans le cadre de l'usinage de formes complexes et plus spécifiquement pour des opérations de polissage.

1.1 Les trajectoires de fraisage

L'utilisation de centres d'usinage de plus en plus performants et de logiciels de FAO ont facilité l'usinage de formes gauches. De nombreuses types de trajectoires ont été développés pour optimiser les opérations selon différents critères comme la productivité ou la maitrise de la qualité [Boujelbene *et al.* (2004), Tournier et Duc (2002)]. La plupart de ces trajectoires peuvent être classées selon trois catégories [Toh (2004), Lasemi *et al.* (2010)].

Dans **les trajectoires à direction parallèles** (Figure 4.2(a)), deux modes de génération se distinguent. Le mode zigzag, dans lequel l'outil effectue des aller-retours suivant des plans parallèles, ce qui se traduit dans le cas du fraisage par une alternance entre de la coupe en avalant et en opposition. Si les mêmes lignes parallèles sont toujours parcourues dans la même direction, il est alors question d'un mode de type aller simple. Dans ce cas, entre deux trajets, l'outil effectue un trajet hors matière ce qui a pour effet d'augmenter le temps d'usinage. La détermination des trajectoires de type zigzag ou aller simple est de la même complexité et reste relativement facile à calculer par rapport à d'autres trajectoires plus complexes. La trajectoire zigzag permet de réduire le temps d'usinage, tandis que celle en aller simple permet de privilégier la qualité et l'intégrité de surface.

Les trajectoires à contours parallèles comme les spirales, ou le morphing, sont souvent construites à partir du contour de la surface à usiner (Figure 4.2(b)). Chaque trajet est construit par décalage (vers l'intérieur) du trajet précédent jusqu'au recouvrement total de la surface. Ce type de stratégie régulièrement utilisé pour l'usinage de poches à tendance à limiter le nombre d'approches et de retraits et donc les trajets hors matière.

La troisième catégorie concerne **les trajectoires décrient dans l'espace paramétrique** de la surface (Figure 4.2(c)). Les surfaces complexes sont dans la plupart des cas définies à partir de carreaux ou d'assemblages de carreaux de Bézier ou Nurbs, il est donc facile de s'appuyer sur des courbes isoparamétriques d'un carreau pour générer une trajectoire décrivant la totalité de la surface. Cette méthode est très utilisée pour décrire les trajectoires de polissage automatique [Pessoles et Tournier (2009)].

Cette liste n'est évidemment pas exhaustive, certaines trajectoires ne correspondent pas à l'une de ces trois catégories bien que celles-ci couvrent la plupart des stratégies couramment utilisées en industrie. Actuellement, il n'y a pas véritablement de règles fondamentales sur le choix de la meilleure stratégie d'usinage, elle dépend de la surface à usiner, des outils disponibles et du cahier des charges donné.

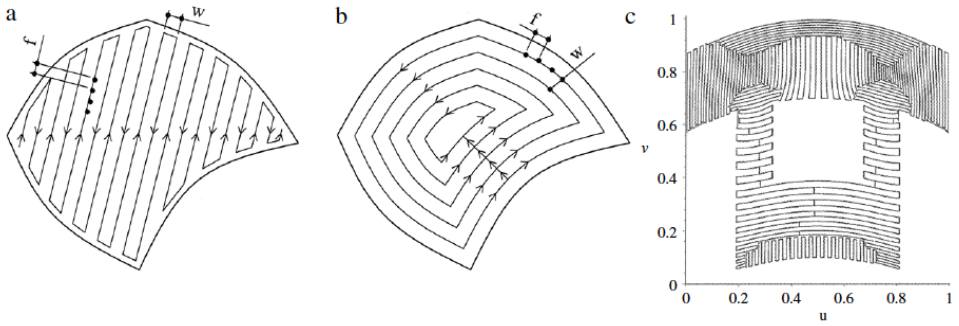


Figure 4.2 – Différentes trajectoires : (a) Directions parallèles, (b) Contours parallèles et (c) Espace paramétrique [Lasemi *et al.* (2010)]

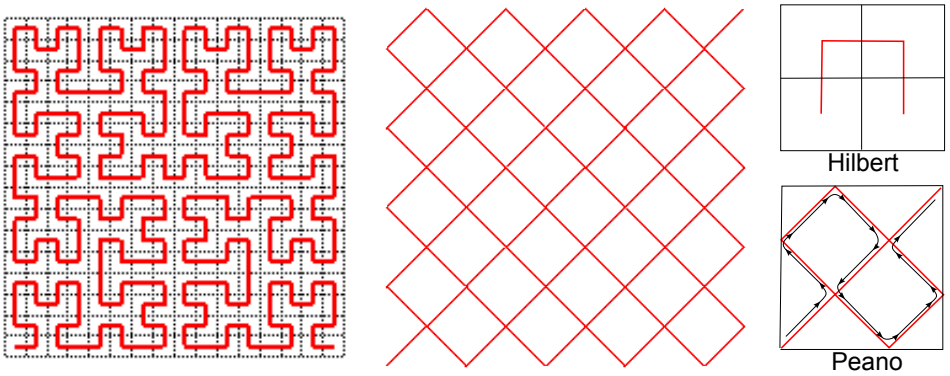
Il existe également des stratégies permettant d'optimiser la qualité de la surface usinée. Tournier s'appuie sur le concept de la surface d'usinage pour calculer une trajectoire permettant d'obtenir une surface de fraisage isocrête et permet ainsi d'obtenir une qualité de la pièce uniforme malgré les variations de courbures [Tournier et Duc (2002)]. Une surface isocrête est sans doute intéressante pour les opérations de polissage, car dans ce cas, une abrasion homogène de la surface permettrait d'obtenir une surface homogène. Il faut donc définir une stratégie de polissage « isoabrasion » permettant d'obtenir une abrasion homogène sur l'étendue de la surface.

1.2 Les trajectoires de polissage

Les trajectoires en zigzag et en aller simple s'appuyant sur des plans parallèles ont été reprises dès le début du polissage robotisé en raison de leur simplicité de mise en œuvre. [Tam (1999)] et [Rososhansky et Xi (2011)] déforment des courbes de type zigzag pour couvrir les surfaces complexes le plus uniformément possible.

Les trajectoires fractales, comme les courbes d'Hilbert et de Peano présentées sur la figure 4.3, font également leur apparition dans le cadre du polissage, car elles évitent d'obtenir une

surface avec des motifs répétitifs d'ondulation [Mizugaki *et al.* (1992), Tam et Cheng (2010)].



(a) Hilbert d'ordre 4) (b) Peano (c) Motifs

Figure 4.3 – Courbes fractales utilisées en polissage [Tam et Cheng (2010)]

Les **trajectoires trochoïdales** sont souvent utilisées pour définir les trajectoires de polissage car elles imitent les mouvements répétitifs des polisseurs. L'utilisation de ces trajectoires est possible en polissage automatique car les centres d'usinage à grande vitesse ont vu leur dynamique s'améliorer ce qui permet aujourd'hui d'effectuer des usinages avec des temps compétitifs malgré une longueur de trajectoire beaucoup plus grande et de nombreux trajets hors matière [Otkur et Lazoglu (2007), Rauch *et al.* (2009a)]. Une trochoïde est une courbe obtenue en traçant le mouvement décrit par un point d'un disque roulant sans glisser sur une courbe (Figure 4.4). Une trajectoire trochoïdale peut également être définie par la combinaison d'un mouvement de translation correspondant à la courbe guide ou porteuse et d'un mouvement circulaire correspondant au roulement (au sens des mathématiques, une cycloïde est une trochoïde pour laquelle $R_c = D_{TR}$). Cette trajectoire a l'avantage d'être continue ce qui est préférable vis-à-vis de la cinématique de la machine-outil. Cette stratégie est également utilisée dans le cas du vidage de poches et plus généralement en ébauche des matériaux durs car elle permet d'améliorer la productivité.

Les trochoïdes sont utilisées sur différentes courbes porteuses comme des plans parallèles, des contours parallèles ou des courbes fractales. L'utilisation d'une porteuse de type fractale permet encore une fois d'éviter d'obtenir un motif régulier sur la pièce [Pessoles et Tournier (2009)]. Hauth [Hauth et Linsen (2011)] utilise l'équivalent d'une trajectoire proche d'une trochoïde le long d'une double spirale, ce qui permet de recouvrir toute la surface avec une trajectoire continue, sans chevauchement et en limitant les variations de

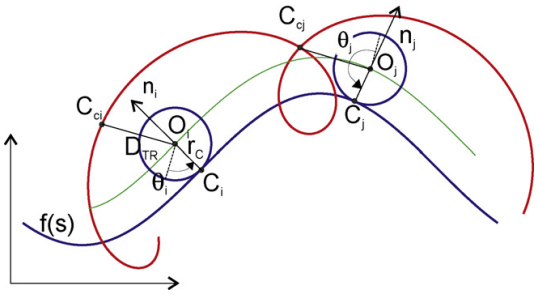


Figure 4.4 – Courbe trochoïdale [Pessoles et Tournier (2009)]

distance entre deux trajets adjacents.

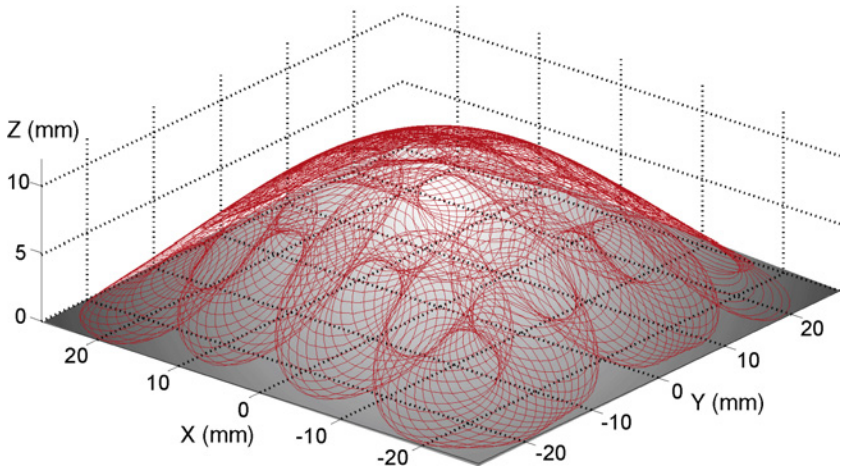
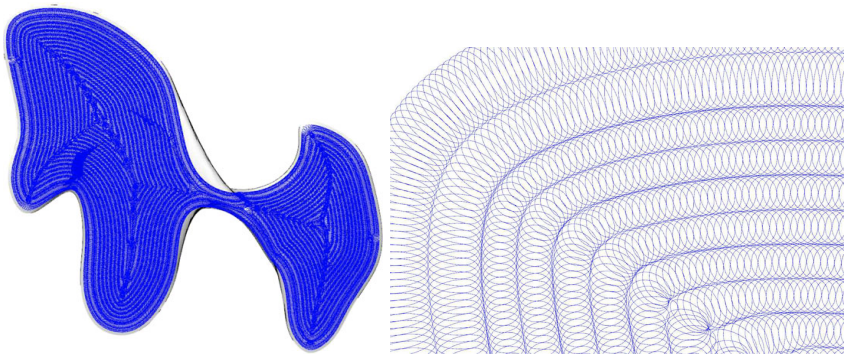


Figure 4.5 – Trajectoire trochoïdale sur courbe de Hilbert [Pessoles et Tournier (2009)]



(a) Recouvrement total de la surface

(b) Zoom sur la cycloïde

Figure 4.6 – Trajectoire cycloïdale le long d'une double spirale [Hauth et Linsen (2011)]

Il n'existe pas de règle pour choisir la trajectoire la plus adéquate. Le choix du type de trajectoire et des paramètres comme la distance entre passes dépendent du type d'opération à

effectuer et de la surface à polir. Par contre, même si la géométrie de la trajectoire est choisie la plus homogène possible, l'abrasion résultante ne sera pas toujours homogène car elle dépend également de nombreux autres paramètres comme le contact. Pour pouvoir comparer différentes stratégies en terme d'homogénéité d'abrasion ou de couverture, il est nécessaire de simuler l'abrasion en tenant compte de l'ensemble des paramètres. La partie suivante présente différentes méthodes de simulation de l'abrasion avant d'en proposer une nouvelle.

2 Simulation de l'enlèvement de matière

2.1 Simulation des opérations de polissage

2.1.1 Les méthodes de simulation

La forme finale d'une pièce polie dépend des opérations de polissage, mais également des opérations de fraisage effectuées avant le polissage. De nombreux modèles permettent de prédire convenablement les défauts générés pendant une opération de fraisage. Parmi ceux-ci, la technique du N-Buffer consiste à déterminer la topographie de la surface usinée en calculant l'intersection entre l'outil et un faisceau de droites pour chaque position de l'outil successivement posé sur la trajectoire [Jerard *et al.* (1989)]. En utilisant la fréquence de broche et la vitesse d'avance réelle, il est ainsi possible de voir l'effet de chacune des dents de la fraise sur la forme finale [Quinsat *et al.* (2011)]. Pour des conditions de coupe bien choisies, les arrachements sont faibles et la corrélation entre les surfaces de fraisage simulée et mesurée est très bonne.

Dans le cas des opérations de polissage et plus largement d'abrasion, la forme finale de la pièce ne correspond pas directement à la forme laissée par le passage de l'outil, il faut prendre en compte le taux d'enlèvement de matière correspondant à la vitesse de pénétration de l'outil dans la matière et le temps local de polissage. Les travaux ci-dessous présentent des méthodes permettant de prédire l'état de surface d'une pièce après une opération de polissage mécanique.

Savio [Savio *et al.* (2009)] calcul le volume de matière enlevé par unité de surface en se basant sur le modèle d'abrasion de Preston et sur le modèle de contact de Hertz. Connaissant la topologie de la surface avant l'opération (Figure 4.7(a)), cette surface est tronquée à une altitude Z^* tel que le volume contenu dans les pics corresponde au volume de matière

théoriquement enlevé. Les paramètres de rugosité sont ensuite calculés à partir de la surface tronquée (Figure 4.7(b)). Cette méthode permet de déterminer les paramètres de rugosité tels que S_a, S_q ou S_z, il est ainsi possible de tenir compte de la géométrie de la surface avant l'opération de polissage. Par contre le fait de tronquer la surface par un plan ne permet pas d'observer les défauts géométriques générés pendant l'opération de polissage. Xi [Xi et Zhou (2005)] utilise une méthode similaire où l'état de surface est obtenu à partir d'une surface de fraisage obtenue par simulation.

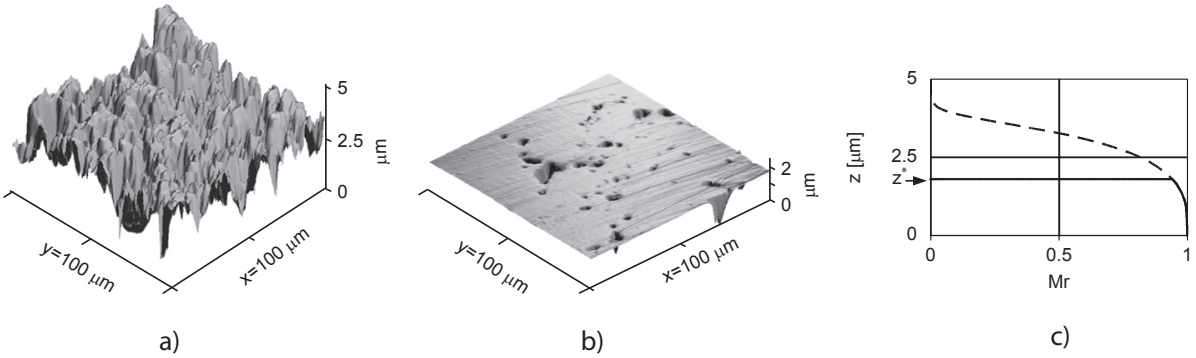
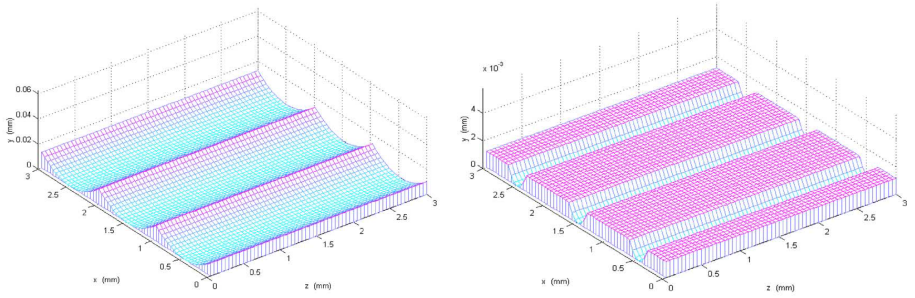


Figure 4.7 – a) Surface avant polissage, b) Surface après polissage, c) Courbes de portances [Savio *et al.* (2009)]

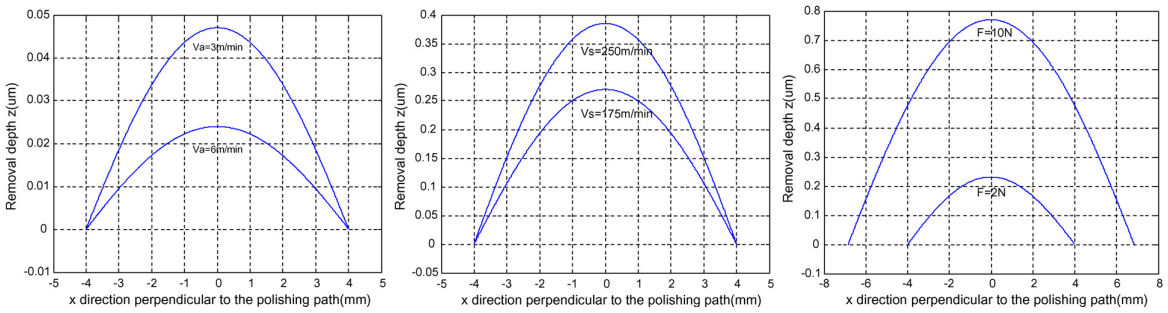


(a) Surface fraisée (b) Surface polie (grit 320)

Figure 4.8 – Simulation de la topographie avant et après polissage [Xi et Zhou (2005)]

Dans les travaux de Wang [Wang *et al.* (2009)] et Tam [Tam et Cheng (2010)], un contact elliptique est obtenu en utilisant la théorie de Hertz. Ils montrent que la trace laissée par un trajet rectiligne a une forme parabolique. La profondeur de la trace dépend du modèle d'abrasion utilisé et des paramètres de l'opération (Figure 4.9). Nous verrons plus tard que Tam utilise ensuite ce type de profil parabolique pour comparer différents types de trajectoires et optimiser la distance entre les plans parallèles d'une trajectoire. Cette méthode ne prend

en compte ni les défauts de forme, ni la rugosité avant l'opération. Par contre, elle permet de déterminer des défauts de formes générés par l'opération de polissage ou prépolissage.



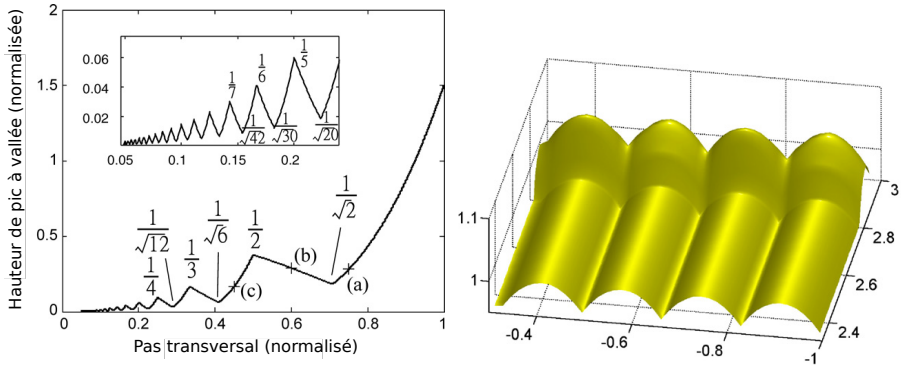
(a) Vitesse d'avance (b) Vitesse d'abrasion (c) Force de contact

Figure 4.9 – Influence de différents paramètres sur la profondeur de matière enlevée [Wang *et al.* (2009)]

2.1.2 Étude de différentes trajectoires

[Tam et Cheng (2010)] étudie l'influence de différentes trajectoires de polissage sur l'enlèvement de matière. La zone de contact est elliptique, et dans le cas où l'outil se déplace le long d'une ligne droite, le profil de matière enlevé est parabolique. Le rapport entre le haut des pics et le bas des vallées est calculé en fonction de la distance entre deux trajets parallèles successifs et permet de trouver le pas transversal optimal pour garantir une bonne homogénéité de l'abrasion (Figure 4.10(a)). De plus, il est mis en évidence que la liaison entre deux trajets successifs fait apparaitre un enlèvement de matière plus important à cause du changement de direction (Figure 4.10(b)). Quelle que soit la trajectoire, plus la densité de trajectoire est grande, c'est-à-dire plus le pas transversal est petit, meilleure est l'homogénéité de l'abrasion. Les trajectoires zigzags simples et croisées font apparaitre des motifs réguliers correspondant à des sillons parallèles ou à un quadrillage de pics. Un tel motif n'est pas visible avec la trajectoire d'Hilbert, par contre pour une même densité de trajectoire, le seuil entre le haut des pics et le bas des vallées est trois fois supérieur qu'avec les trajectoires à directions parallèles.

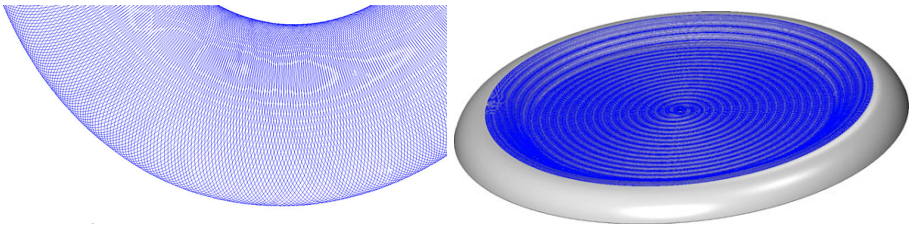
L'étude de Hauth [Hauth et Linsen (2011)] ne précise pas par quelle méthode l'enlèvement de matière est simulé, mais les simulations effectuées par l'IPT (Institute for Production Technology of Fraunhofer) mettent en évidence que la densité de trajectoire est plus importante sur les bords de la trochoïde et par conséquent avec une vitesse d'avance constante, l'enlèvement



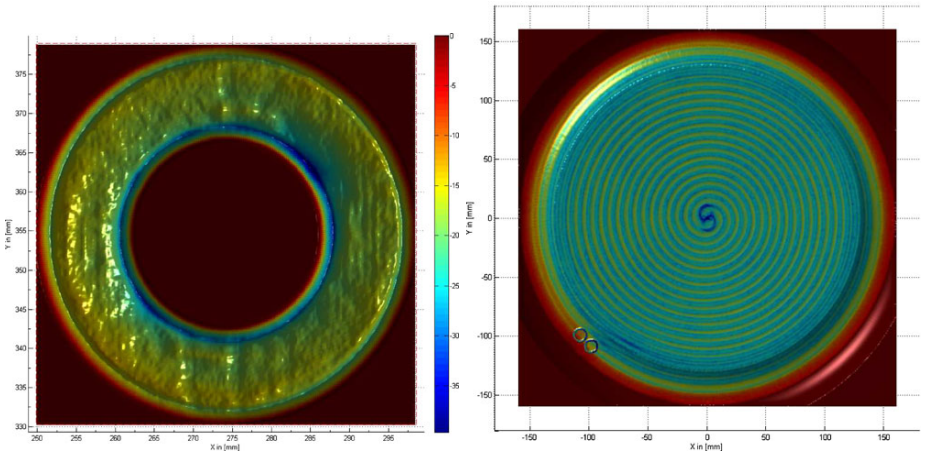
(a) Courbe des hauteurs pics/vallées (b) Cartographie avec effet des liaisons

Figure 4.10 – Étude de l'enlèvement de matière pour une trajectoire à directions parallèles [Tam et Cheng (2010)]

de matière est plus important dans ces mêmes zones (Figure 4.11(c)). Pour cette même raison, le motif de la double spirale est clairement identifiable sur la surface et le centre présente des défauts plus importants (Figure 4.11(d)).



(a) Cycloïde guidée par un cercle (b) Moule frisbee avec forte courbure



(c) Simulation de l'EM sur cycloïde (d) Simulation de l'EM sur frisbee

Figure 4.11 – Étude de l'enlèvement de matière pour une trajectoire cycloïdale [Hauth et Linsen (2011)]

Ces modèles de simulation de l'enlèvement de matière sont tous basés sur un modèle de contact de Hertz ou elliptique et ne prennent pas en compte l'évolution du pourvoir abrasif. De plus, ils ne permettent pas toujours de simuler des trajectoires autres que des plans parallèles et supposent tous que la vitesse d'avance est constante. Le paragraphe suivant présente une autre méthode de simulation de l'enlèvement de matière permettant de prendre en compte des paramètres supplémentaires comme les ralentissements.

2.2 Méthode proposée pour la simulation de l'enlèvement de matière

Pour expliquer le principe de fonctionnement de la simulation de l'enlèvement de matière, nous supposons que l'abrasion suit le modèle de Preston $TEM = K \cdot P \cdot V$. Le principe est identique pour d'autres modèles d'abrasion qui dépendent de la pression P et de la vitesse d'abrasion V.

Dans le cas d'une surface de normale $\vec{Z}$, le taux d'enlèvement de matière est égale à la dérivée de l'altitude Z par rapport au temps. L'application de cette équation pendant un petit temps Δt permet d'exprimer l'épaisseur de matière enlevée ΔZ.

$$TEM = \frac{dZ}{dt} = K \cdot P \cdot V \quad \Longrightarrow \quad \Delta Z = K \cdot P \cdot V \cdot \Delta t \tag{4.1}$$

2.2.1 Répartition de pression et vitesse constante

En supposant que la pression et la vitesse de glissement sont constantes sur la zone de contact, le taux d'enlèvement de matière est constant sur le contact (Eq. 4.2). Dans ce cas, l'enlèvement de matière est directement proportionnel au temps d'abrasion (Eq. 4.3).

$$TEM = K \cdot P_0 \cdot V_0 = TEM_0 \tag{4.2}$$

$$\Delta Z = TEM_0 \cdot \Delta t \tag{4.3}$$

Pour obtenir une cartographie de l'homogénéité de l'abrasion, il suffit ainsi de déterminer le temps local d'abrasion en considérant la surface, la trajectoire de polissage, la zone de contact et la vitesse d'avance Vf. La méthode permettant d'obtenir le temps local d'abrasion se décompose en plusieurs étapes :

Discrétisation de la surface : Dans une première étape, la surface nominale de la pièce est discrétisée en m nœuds qui forment un maillage (Figure 4.12(a)). La taille de ce maillage est un paramètre de contrôle de la simulation d'enlèvement de matière.

Discrétisation de la trajectoire : Ensuite la trajectoire est discrétisée selon un paramètre de simulation Δl pour obtenir n points $M(i)$ de la trajectoire de polissage (Figure 4.12(b)).

Détection de la zone d'abrasion en $M(i)$: En chaque point $M(i)$ de la trajectoire précédemment obtenue, la zone de contact est positionnée et orientée sur la surface discrétisée (Figure 4.12(c)). Les nœuds $N(j)$ appartenant à la zone de contact sont détectés et mémorisés dans une matrice $IN(i,j)$ de dimension (n,m).

$$\begin{cases} IN(i,j) = 1 & \text{Si le nœud } N(j) \text{ appartient au contact positionné en } M(i) \\ IN(i,j) = 0 & \text{S'il n'y a pas contact} \end{cases} \tag{4.4}$$

Estimation du temps d'abrasion pour le trajet $M(i) \rightarrow M(i+1)$: Sur le trajet i, compris entre les points de la trajectoire $M(i)$ et $M(i+1)$, la vitesse d'avance est supposée constante, égale à la moyenne des vitesses entre les points $M(i)$ et $M(i+1)$. Ainsi lorsque Δl est suffisamment petit, les nœuds inclus dans la zone de contact ont un temps d'abrasion de $\Delta t(i) = \Delta l / Vf(i)$ pour le trajet liant les points $M(i)$ et $M(i+1)$.

Estimation de la profondeur d'abrasion : Une fois l'ensemble des pas de simulation calculés, le temps d'abrasion au nœud $N(j)$ de la surface est obtenu en sommant les $\Delta t(i)$ intervenant :

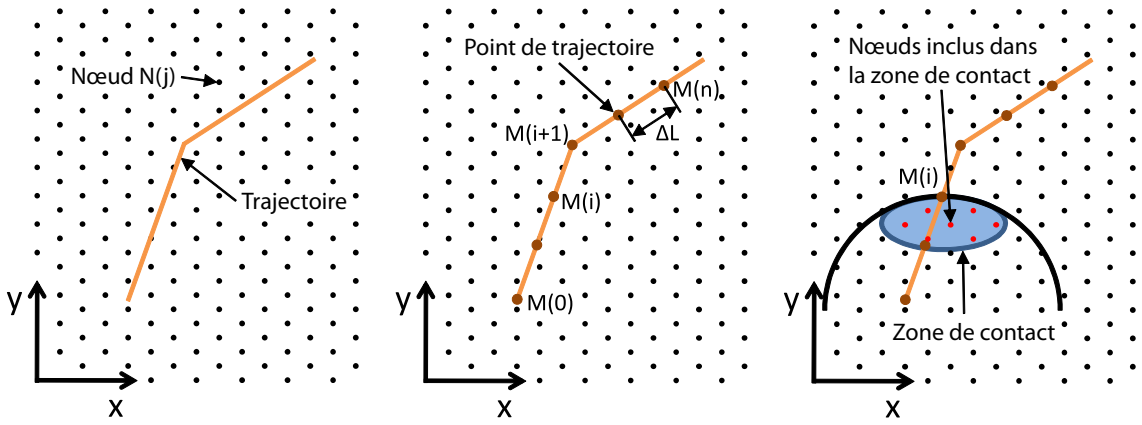
$$T(j) = \sum_{i=1}^{n} \Delta t(i) \cdot IN(i,j) \tag{4.5}$$

Il est également possible d'estimer la profondeur $Prof$ si le taux d'enlèvement de matière nominal TEM_0 est connu :

$$Prof(j) = TEM_0 \cdot T(j) = K \cdot P_0 \cdot V_0 \cdot \sum_{i=1}^{n} \Delta t(i) \cdot IN(i,j) \tag{4.6}$$

Le temps local d'abrasion et la profondeur d'abrasion estimés à un nœud de la surface sont indépendants de la taille du maillage de la surface de la pièce. Le choix de la taille de maillage lors de la discrétisation de la surface nominale influe uniquement sur la représentation de l'abrasion et sur le nombre de nœuds pour lesquels il faut estimer l'enlèvement de matière.

Par contre, le paramètre de discrétisation de la trajectoire Δl influe sur l'estimation de la profondeur. Le résultat de simulation de l'abrasion tend vers la solution exacte du modèle lorsque Δl tend vers 0. Dans la pratique il faut vérifier que Δl soit petit devant les dimensions de la zone de contact avec un rapport d'au moins 10 pour obtenir des résultats cohérents.



(a) Discrétisation de la surface (b) Discrétisation de la trajectoire (c) Détection de la zone d'abrasion

Figure 4.12 – Simulation de l'enlèvement de matière

2.2.2 Prise en compte des répartitions de pression et de vitesse d'abrasion

Lorsque la répartition de pression et de vitesse d'abrasion n'est pas constante sur la zone de contact, le taux d'enlèvement de matière n'est pas constant sur la zone de contact.

À chaque pas de la simulation (i), en plus de détecter si un nœud est inclus dans la zone de contact, il faut estimer le taux d'enlèvement de matière pour chacun des nœuds. Pour estimer ce taux d'enlèvement de matière il suffit d'estimer la pression $P(i,j)$ et la vitesse d'abrasion $V(i,j)$ pour chaque nœud $N(j)$ en projetant la pression puis la vitesse sur la maillage de la pièce à chaque pas de simulation. La pression est déterminée à partir d'un modèle de contact, elle est nulle s'il n'y a pas de contact. Dans le cas du prépolissage avec le disque $P600$, la pression pourra être estimée à partir de l'abaque de contact défini dans le chapitre 2.

La profondeur d'abrasion au nœud $N(j)$ se calcul en utilisant l'équation 4.7.

$$Prof(j) = \sum_{i=1}^{n} \Delta t(i) \cdot (K \cdot P(i,j) \cdot V(i,j)) \tag{4.7}$$

2.2.3 Prise en compte des variations d'efficacités

Pendant les opérations de prépolissage, le taux d'enlèvement de matière n'est pas constant, il y a une baisse de l'efficacité de l'abrasion. Ces variations ont été étudiées dans le chapitre 3, elles sont liées à l'usure et à l'encrassement du disque abrasif, ainsi qu'aux changements de températures de l'outil qui modifient la rigidité de l'outil et donc la pression de contact. L'efficacité de l'abrasion est modélisée en fonction du temps comme une fonction décroissante

dont l'efficacité initiale est égale à 1. La loi d'efficacité est notée $\gamma(t)$.

Dans ce cas où l'abrasion n'est pas constante, nous supposons que le coefficient multiplicateur de la loi d'abrasion évolue suivant la loi d'efficacité $K(t) = K \cdot \gamma(t)$. Le modèle d'abrasion de Preston avec la loi d'efficacité s'écrit sous la forme de l'équation 4.8.

$$TEM(t) = (K \cdot P \cdot V) \cdot \gamma(t) \tag{4.8}$$

Pour prendre en compte l'efficacité de l'abrasion, il suffit d'estimer l'efficacité $\gamma(t(i))$ de l'abrasion à chaque pas de simulation i. La profondeur au nœud $N(j)$ est ensuite calculée en utilisant l'équation 4.9 lorsque les répartitions de vitesse et de pression sont supposées constantes ou l'équation 4.10 dans le cas général.

$$Prof(j) = TEM_0 \cdot \sum_{i=1}^{n} \Delta t(i) \cdot \gamma(t(i)) \cdot IN(i,j) \tag{4.9}$$

$$Prof(j) = K \cdot \sum_{i=1}^{n} \Delta t(i) \cdot \gamma(t(i)) \cdot P(i,j) \cdot V(i,j) \tag{4.10}$$

La méthode proposée permet de simuler l'enlèvement de matière à partir de la trajectoire, de la vitesse d'avance, de la fréquence de broche, de la pression de contact et d'un modèle d'abrasion. Un générateur et un simulateur de trajectoire de polissage ont été programmés dans MATLAB à partir de l'algorithme précédemment présenté. Les interfaces graphiques correspondantes sont présentées dans l'annexe K.

2.3 Validation de l'outil de simulation

Des résultats de simulation de l'abrasion sont comparés à des résultats d'essais expérimentaux pour valider l'outil de simulation proposé.

2.3.1 L'essai

Un essai expérimental est réalisé sur une surface plane, dans une éprouvette en $X37CrMoV5$-1 de dureté 52 HRC. La surface avant prépolissage est obtenue par fraisage en bout avec une trajectoire par plans parallèles. La fraise de diamètre 12 mm et le pas transversal de 0,3 mm permettent d'obtenir une hauteur de crête théorique de 2 μm.

Ensuite, une opération de prépolissage est réalisée avec un disque abrasif de granulométrie $P600$ collé sur le porte-disque de diamètre 18 mm. Le contact résulte d'une inclinaison de

15 degrés par rapport à la normale au plan et d'un écrasement de 0,5 mm. La trajectoire de polissage est une trajectoire trochoïdale de diamètre 8 mm et d'un pas de 0,8 mm. La figure 4.13(a) représente la trajectoire du point de contact théorique entre l'outil est la pièce. La fréquence de broche est de 2000 tr/min et la vitesse d'avance programmée est de 2 m/min. Le prépolissage est réalisé avec une interpolation linéaire, mais pour favoriser le respect de la vitesse d'avance et la fluidité du mouvement, la fonction de compactage « COMPON » de la commande numérique Sinumerik 840D est activée, ainsi que la commande anticipatrice « FFWON ». La vitesse programmée est respectée le long de la trajectoire trochoïdale sauf au niveau de l'approche et du retrait normal à la surface. La vitesse chute à 300 mm/min au niveau de ces coins.

La surface est mesurée par imagerie confocale chromatique avec un pas de mesure de 50 μm suivant deux directions orthogonales. La cartographie de la figure 4.14(a) représente la profondeur obtenue après mesure, suppression des points aberrants et suppression du défaut de forme dû au fraisage.

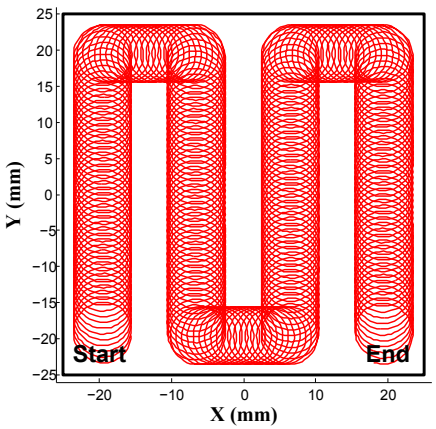
2.3.2 La simulation

La simulation de l'enlèvement de matière est réalisée suivant la méthode décrite dans le paragraphe 2.2. La trajectoire utilisée pour la simulation ne tient pas compte de l'approche et du retrait. La vitesse d'avance est supposée constante même au niveau de l'approche et du retrait. Le modèle d'abrasion utilisé est celui de Preston, complété par la loi d'efficacité définie dans le chapitre 3. Le taux d'enlèvement de matière est ainsi modélisé par l'équation 4.11. Pour la simulation, le coefficient de Preston K est choisi unitaire, le résultat de la simulation n'est donc pas une cartographie en profondeur. La cartographie simulée permet uniquement de vérifier si l'homogénéité de l'abrasion est bien respectée. Les paramètres de la loi d'efficacité sont déterminés à partir des résultats expérimentaux du chapitre 3. La constante de temps τ de la loi d'efficacité est de 35,5 secondes, et l'efficacité en fin d'opération γ_f est égale à 0,37.

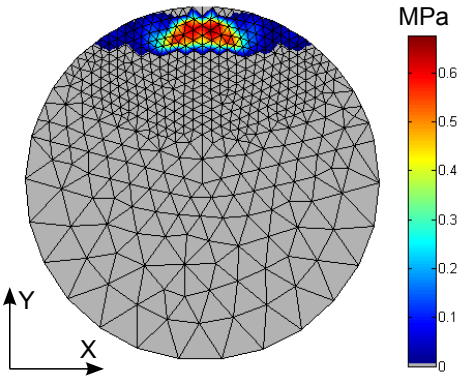
$$TEM(t) = K \cdot P \cdot V \cdot \gamma(t) = K \cdot P \cdot V \cdot \gamma_f + (1 - \gamma_f) * e^{\frac{-t}{\tau}} \tag{4.11}$$

Le contact est déterminé en utilisant l'abaque de contact défini dans le chapitre 2, il est représenté sur la figure 4.13(b).

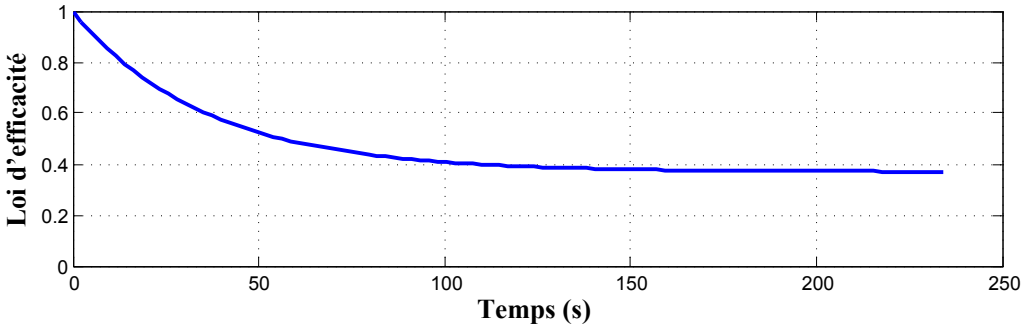
Lors de la simulation, la surface initiale est maillée avec des éléments de dimension maximale de 0,5 mm et la trajectoire est discrétisée suivant un pas Δ_l de 0,2 mm. Le résultat de la



(a) Trajectoire du point de contact



(b) Contact simulé

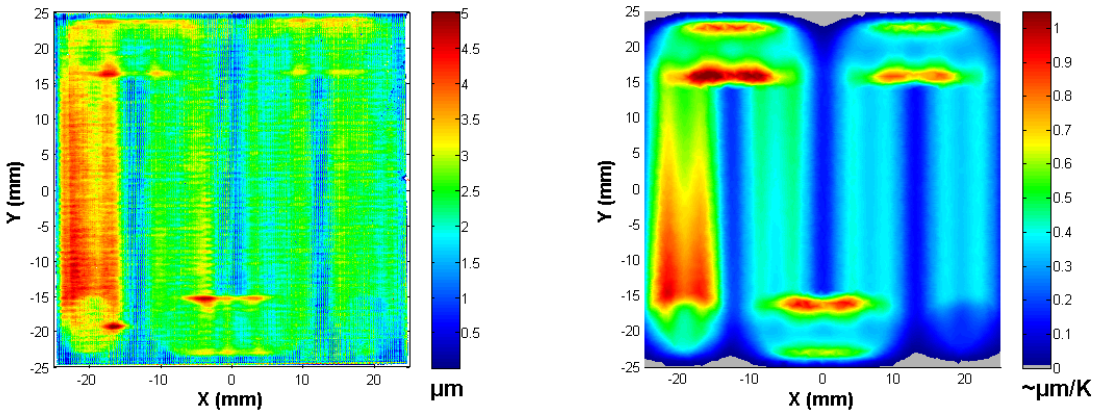


(c) Loi d'efficacité

Figure 4.13 – Paramètre de simulation de l'enlèvement de matière

simulation est représenté sur la figure 4.14(b). Sur cette cartographie, les zones rouges sont celles où l'enlèvement de matière est le plus important. L'échelle est normalement proportionnelle à une profondeur en μm avec un coefficient de proportionnalité égale au coefficient de Preston K. La simulation des 6 m de la trajectoire trochoïdale sous Matlab, dure environ 6 minutes avec un CPU à 2,13 GHz.

Les deux cartographies de la figure 4.14, l'une obtenue par mesure d'un essai expérimental (Figure 4.14(a)) et l'autre par simulation du même essai (Figure 4.14(b)), ont des répartitions d'abrasion très proches. La trace laissée par la trajectoire trochoïdale se distingue sur les deux cartographies avec une abrasion plus importante au début de l'opération. Au niveau du point d'approche situé en $x = -16$ mm et $y = -20$ mm, un creux de 5 μm de profondeur se forme à cause de l'approche normale à la surface et du ralentissement de la vitesse d'avance pour passer ce coin. Cette marque ne se retrouve pas dans la simulation, car ni l'approche, ni le ralentissement n'ont été simulés, mais il serait possible de le faire. Pour éviter de laisser de



(a) Cartographie de la profondeur mesurée (μm)

(b) Homogénéité de l'abrasion simulée

Figure 4.14 – Comparaison de l'homogénéité de l'abrasion

telles marques sur la pièce, il faut utiliser une approche en rampe ou circulaire pour limiter les ralentissements et éviter de polir au même endroit pendant l'approche.
Lorsque la courbe porteuse de la trochoïde évolue dans la direction X, des creux plus importants se forment sur les deux bords de la trochoïde. Ces creux apparaissent sur la simulation car le modèle de contact est plus grand dans la direction X que la direction Y (Figure 4.13(b)). Sur la mesure les creux apparaissent également, mais sont beaucoup moins importants que sur la simulation. Pour expliquer cette différence, deux hypothèses sont envisagées :

- Le contact simulé ne représente pas correctement le contact réel. Le contact simulé est étendue suivant la direction Y, mais le contact réel serait plus ramassé, avec des dimensions équivalentes dans les directions X et Y.
- Une autre explication pourrait venir du fait que le taux d'enlèvement de matière dépende également de l'état surface de la pièce. Dans ce cas, il est sans doute plus aisé d'enlever la matière correspondant aux crêtes laissées par l'opération de fraisage que d'enlever la matière sous ces crêtes.

Hormis les différences sur l'approche et sur les portions horizontales de la trochoïde, la corrélation entre les deux cartographies est très bonne. L'abrasion décroit rapidement sur la première bande de la trochoïde, soit sur les 36 premières secondes, ce qui correspond à la constante de temps τ de la loi d'efficacité. Le rapport entre le pouvoir abrasif final et initial est de l'ordre de $2{,}5\mu m/4{,}5\mu m = 0{,}55$ sur l'essai, tandis que le rapport sur la simulation est de l'ordre de $0{,}4/0{,}95 = 0{,}42 \approx \gamma_f$. Cette différence montre que le l'efficacité finale γ_f est sous-estimée de 20% dans la loi d'efficacité.

La simulation de l'enlèvement permet d'obtenir une cartographie de la répartition de l'abrasion très proche de ce qui est réellement obtenu avec un temps de simulation de 6 minutes qui reste raisonnable par rapport à la mise en œuvre de l'essai. Ces résultats valident la méthode et les modèles utilisés pour simuler l'enlèvement de matière. Il est ainsi possible d'utiliser cette simulation pour comparer le résultat de différentes stratégies de prépolissage sur le défaut de forme de la pièce.

2.4 Conclusions

Dans cette partie, nous avons proposé une méthode pour simuler l'enlèvement de matière au cours d'une opération de polissage. La solution retenue permet de simuler l'enlèvement de matière à partir d'un modèle de contact, de la surface théorique de la pièce, de la trajectoire et d'un modèle d'abrasion. Le modèle de contact peut être analytique ou numérique comme celui proposé dans le chapitre 2. Les principaux avantages de cette méthode sont de pouvoir utiliser un modèle d'abrasion pour lequel le taux d'enlèvement de matière n'est pas constant dans le temps comme celui proposé dans le chapitre 3, et de pouvoir faire évoluer les paramètres de l'opération au cours de la trajectoire. La comparaison entre les résultats de simulations et expérimentaux a permis de valider la méthode de simulation de l'enlèvement de matière ainsi que les modèles mis en place pour les opérations de prépolissage P600 sur de l'acier $X37CrMoV5$-1. Pour simuler l'enlèvement de matière d'une autre opération de prépolissage, les modèles de contact et d'efficacité devront sans doute être à nouveau déterminés en fonction du disque abrasif et de la matière à polir. Les disques abrasifs sont en effet de différentes épaisseurs et rigidités. Par exemple, les disques abrasifs P240 ($\approx$ 0,68 mm) sont 60% plus épais que les disques P600 et ont une rigidité supérieure qui peut légèrement modifier le contact. Les différentes tailles de particules peuvent également influer sur l'efficacité par le biais de l'usure, de l'encrassement du disque et de l'échauffement du porte-disque qui peuvent être différents.

La partie suivante présente différentes solutions pour compenser les variations d'enlèvement de matière liées à la perte d'efficacité. La validation des méthodes proposées s'effectuera à partir de la simulation de l'opération et d'un essai. L'utilisation d'une telle méthode avec une trajectoire homogène et un contact relativement constant devrait permettre d'obtenir une abrasion homogène sur la surface polie.

3 Obtention d'un enlèvement de matière constant

L'objectif de cette partie est d'optimiser les paramètres d'une opération pour obtenir un enlèvement de matière constant le long de la trajectoire malgré les variations de l'efficacité de l'abrasion. Le taux d'enlèvement de matière est défini par l'équation 4.12.

$$TEM(t) = K \cdot P \cdot V \cdot \gamma(t) = K \cdot P \cdot V \cdot \left(\gamma_f + (1 - \gamma_f) * e^{\frac{-t}{\tau}}\right) \tag{4.12}$$

Les paramètres qui ont le plus d'impact sur l'abrasion et qui sont facilement contrôlables sur centre d'usinage sont la pression P en jouant sur l'écrasement et l'inclinaison de l'outil, la vitesse relative V entre la pièce et l'outil en faisant varier la vitesse de rotation de la broche et le temps local d'abrasion en modifiant la vitesse d'avance Vf.

Parmi ces paramètres, la pression peut être estimée en fonction de la position, de l'orientation de l'outil par rapport à la pièce et de la géométrie locale à partir de l'abaque de contact. Mais il n'est pas simple de déterminer à priori l'écrasement et l'inclinaison à utiliser pour obtenir une pression souhaitée. De plus, en modifiant l'écrasement ou l'inclinaison, la pression varie, mais également la zone de contact et donc le temps local de polissage. Le contrôle du pouvoir abrasif en modifiant ces deux paramètres n'est donc pas judicieux.

Par contre d'après le modèle d'abrasion proposé (Eq. 4.12), l'enlèvement de matière est proportionnel à la fréquence de broche et inversement proportionnel à la vitesse d'avance. De plus ces paramètres sont facilement contrôlables sur machine-outil. Pour compenser la perte d'efficacité et obtenir un enlèvement de matière constant, nous proposons donc de faire varier ces deux paramètres.

3.1 Compensation de l'efficacité par la vitesse d'avance

3.1.1 La méthode

Pour obtenir un enlèvement de matière constant, l'ensemble des paramètres autre que la vitesse d'avance sont figés. La répartition de pression est supposée constante en choisissant une géométrie plane et en imposant un écrasement et une inclinaison constants. La fréquence de broche constante permet d'avoir une vitesse d'abrasion constante et une loi d'efficacité figée. Sous ces conditions de pression et vitesse d'abrasion constantes, en tout point du contact, le taux d'enlèvement de matière s'écrit sous la forme de l'équation 4.13 où TEM_0 est une

constante.

$$TEM(t) = K \cdot P \cdot V \cdot \gamma(t) = TEM_0 \cdot \gamma(t) \tag{4.13}$$

L'enlèvement de matière Δz correspondant à un petit déplacement du contact Δl_0 s'exprime sous la forme :

$$\Delta z(t) = TEM(t) \cdot \Delta t = (TEM_0 \cdot \gamma(t)) \cdot \left(\frac{\Delta l_0}{Vf(t)}\right) \tag{4.14}$$

Pour obtenir un enlèvement de matière constant Δz_0 sous les conditions de pression et vitesse d'abrasion constante, la vitesse d'avance doit être proportionnelle à la loi d'efficacité.

$$Vf(t) = \left(\frac{TEM_0 \cdot \Delta l_0}{\Delta z_0}\right) \cdot \gamma(t) \tag{4.15}$$

3.1.2 Validation expérimentale de la méthode

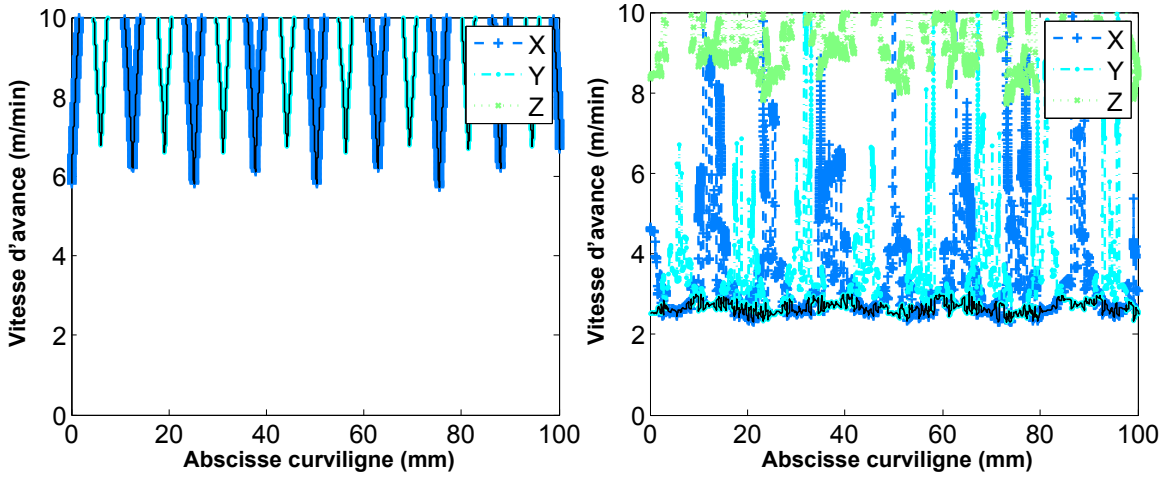
Les conditions expérimentales sont identiques à celles utilisées pour l'essai du paragraphe 2.3. L'opération de prépolissage est réalisée avec la trajectoire trochoïdale présentée sur la figure 4.13(a), par contre l'approche et le retrait sont réalisés avec des rampes de 10 degrés pour limiter les ralentissements. L'écrasement de 0,5 *mm*, l'inclinaison de 15 degrés et la fréquence de broche de 2000 tr/min sont gardés constants, tandis que la vitesse d'avance est choisie proportionnelle à la loi d'efficacité.

$$Vf(t) = Vf_0 \cdot \gamma(t) = Vf_0 \cdot \left(\gamma_f + (1 - \gamma_f) * e^{-t/\tau}\right) \tag{4.16}$$

En utilisant cette méthode, la vitesse d'avance est maximale au début de l'opération, puis diminue pour compenser la perte d'efficacité. La vitesse initiale Vf_0 doit être choisie suffisamment grande pour ne pas enlever trop de matière, mais pas trop grande pour que la machine-outil puisse respecter la consigne. La trajectoire étant cyclique, nous allons donc déterminer la vitesse maximale que peut atteindre la machine-outil Mikron UCP 710 sur un tour de la trochoïde de diamètre 8 *mm*.

La vitesse maximale est déterminée en utilisant le simulateur VPOp (Velocity Profile Optimization) développé au Lurpa [Beudaert *et al.* (2012)] et vérifiée expérimentalement. Le simulateur VPOp permet de déterminer la vitesse maximale de passage et également de savoir quel est le facteur qui limite la vitesse d'avance [Beudaert *et al.* (2011)]. Sur l'essai réalisé, l'inclinaison est constante le long de la trajectoire, les axes de rotation de la machine-outil ne sont donc pas sollicités. Les figures 4.15(a) et 4.15(b) représentent les vitesses d'avance maximales atteignables en fonction des trois axes de translation pour quatre tours de trochoïde. Ces

graphiques montrent que la vitesse d'avance est limitée à 2,6 m/min en raison des limites de jerk sur les axes X et Y. Les limites de jerk sont atteintes à cause des changements de direction sur ces deux axes.



(a) Limite en accélération

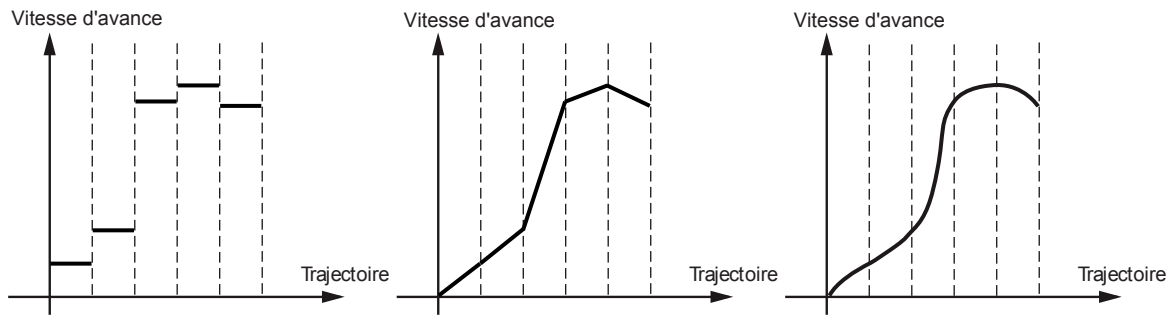
(b) Limite en jerk

Figure 4.15 – Limites de la vitesse d'avance estimée par VPOp

La vitesse V_0 est choisie égale à 2,6 m/min, ce qui permet d'éviter les ralentissements au cours de la trajectoire. La vitesse d'avance est calculée en fonction de l'abscisse curviligne à partir de l'équation 4.16, ce qui permet de définir à chaque bloc du programme d'usinage la vitesse souhaitée. Sur la commande numérique Sinumérik 840D, il existe trois possibilités pour faire varier la vitesse d'avance. Par défaut, la fonction FNORM est active, elle définit une consigne de vitesse d'avance constante pour le bloc courant (Figure 4.16(a)). Les fonctions FLIN et FCUB permettent de réaliser respectivement une interpolation de type linéaire (Figure 4.16(b)) et spline cubique (Figure 4.16(c)) entre deux blocs consécutifs. Le choix s'est porté sur la fonction FCUB pour une meilleure continuité de la consigne de vitesse.

Les courbes de la figure 4.17 représentent la consigne de vitesse d'avance en fonction de l'abscisse curviligne obtenue à partir de l'équation 4.16 et la vitesse d'avance mesurée pendant l'essai. La consigne de vitesse est bien respectée sauf au niveau du point d'approche où il y a un ralentissement de 30% malgré l'approche avec la rampe à 10 degrés. Pour éviter ou réduire ce genre de ralentissement, il est possible d'utiliser des approches de type circulaire ou spline qui auront une meilleure continuité au niveau de la tangence ou de la courbure.

La surface est mesurée après l'opération de prépolissage avec un capteur chromatique confocal. La cartographie en profondeur de la surface obtenue est représentée sur la figure



(a) FNORM (b) FLIN (c) FCUB

Figure 4.16 – Format d'interpolation de la vitesse d'avance sur Sinumerik 840D

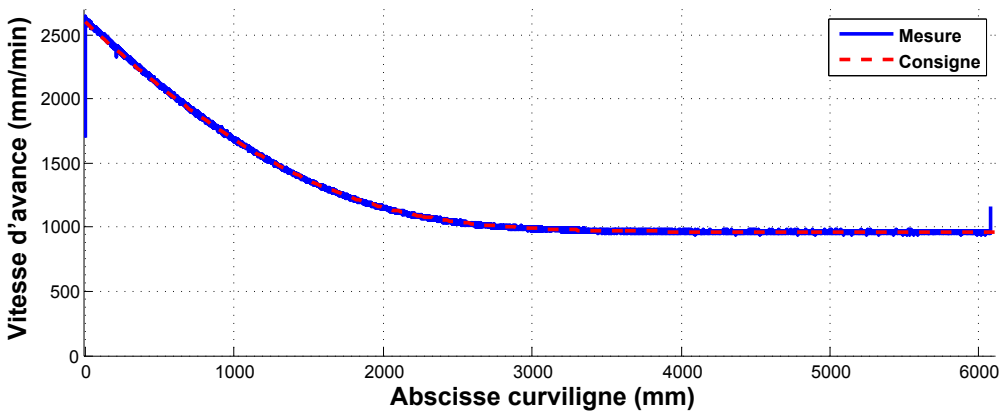
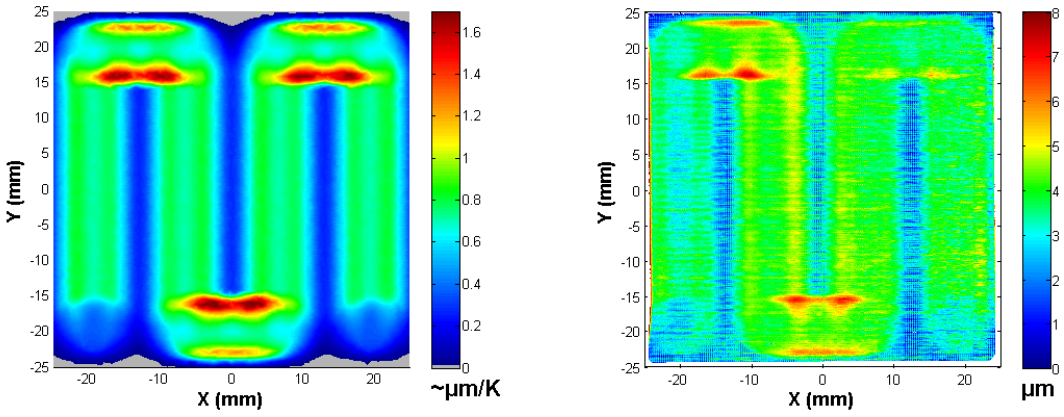


Figure 4.17 – Vitesse d'avance en fonction de l'abscisse curviligne

4.18(b). La simulation de cette opération de prépolissage est également représentée sur la figure 4.18(a). Elle tient compte de la loi d'efficacité et de la vitesse d'avance variable.

Tout comme dans l'essai de validation de la simulation d'enlèvement de matière, les portions de trochoïde horizontales et verticales n'ont pas la même profondeur, car la zone de contact est plus grande dans la direction X que Y. Dans les coins de la trochoïde, la profondeur est la plus importante car la densité de trajectoire est plus importante. L'influence de la trajectoire et du sens de déplacement ont été traités dans le paragraphe 1. Nous nous intéressons uniquement aux portions de trochoïdes dans la direction Y. Le creux présent à l'approche de l'essai est supprimé en utilisant l'approche en rampe malgré le ralentissement de 30%.

La vitesse d'avance est déterminée pour compenser la perte d'efficacité, il est donc normal que la trace laissée par la trochoïde soit constante au niveau de la simulation (Figure 4.18(a)).



(a) Homogénéité de l'abrasion simulée

(b) Cartographie de la profondeur mesurée (μm)

Figure 4.18 – Comparaison de l'homogénéité de l'abrasion

Sur l'essai expérimental, la profondeur d'abrasion est un peu plus faible sur le début de l'opération que sur la fin, la vitesse d'avance est donc, soit trop rapide au début, soit trop lente à la fin. Cette différence signifie encore une fois que l'efficacité finale γ_f a été légèrement sous-estimée dans la loi d'efficacité. L'enlèvement de matière est tout de même presque constant le long de la trochoïde avec des variations de profondeur inférieures à 20% (Figure 4.18(b)), tandis que lors de l'essai sans compensation de la perte d'efficacité, les variations de profondeur sont de plus de 50% (Figure 4.14(a)).

Ces résultats permettent encore une fois de valider les différents modèles proposés ainsi que la méthode de simulation, car la corrélation entre les résultats de simulation et expérimentaux est très bonne. L'utilisation de cette méthode devrait ainsi permettre d'obtenir une abrasion homogène sur la surface polie et limiter les défauts générés pendant les opérations de prépolissage.

Cette méthode de compensation de l'efficacité admet tout de même certaines limites, car il n'est pas toujours possible de respecter la consigne de vitesse d'avance. En effet, des ralentissements peuvent apparaitre en fonction de la trajectoire et de la machine utilisées, provoquant un enlèvement de matière plus important dans ces zones. Pour compenser la perte d'efficacité, il est également possible de modifier la fréquence de broche qui influe sur la vitesse d'abrasion.

3.2 Compensation de la perte d'efficacité par la fréquence de broche

3.2.1 La méthode

Pour compenser l'efficacité en faisant varier la fréquence de broche, il suffit de reprendre l'équation de l'enlèvement de matière sous sa forme générale (Eq. 4.17). La vitesse d'abrasion V s'exprime en fonction de la fréquence de broche N à partir de l'équation 4.18, si la composante due aux mouvements de translation est négligée et que la zone de contact est située à une distance R de l'axe de rotation de la broche.

$$\Delta z(t) = TEM(t) \cdot \Delta t = (K \cdot P \cdot V \cdot \gamma(t)) \cdot \left(\frac{\Delta l_0}{Vf(t)}\right) \tag{4.17}$$

$$V = \frac{2\pi \cdot N}{60} \cdot R \tag{4.18}$$

Pour obtenir un enlèvement de matière constant Δz_0 sous la condition de pression constante, il suffit de déterminer la fréquence de broche en fonction des autres paramètres. La fréquence de broche doit être proportionnelle à la fonction définie par le rapport entre la vitesse d'avance obtenue sur la machine-outil $Vf(t)$ et de la loi d'efficacité $\gamma(t)$.

$$N(t) = \frac{\Delta z_0 \cdot 60}{\Delta l_0 \cdot 2\pi \cdot K \cdot P} \cdot \frac{Vf(t)}{\gamma(t)} = \frac{N_0}{Vf_0} \cdot \frac{Vf(t)}{\gamma(t)} \tag{4.19}$$

La méthode de compensation par la fréquence de broche peut être utilisée pour compenser directement l'efficacité lorsque la vitesse d'avance est constante ou pour compenser les ralentissements de la vitesse d'avance. Lorsque la fréquence de broche est constante, la loi d'efficacité est modélisée comme une fonction du temps $\gamma(t)$, mais les coefficients de la loi dépendent de la fréquence de broche pendant l'opération de prépolissage. Ainsi, en modifiant la fréquence de broche, la loi d'efficacité proposée dans le chapitre 3 ne sera pas tout à fait correcte. Pour compenser au mieux la perte d'efficacité par la fréquence de broche, il faudrait connaitre la loi d'efficacité en fonction du temps et de l'évolution de la fréquence de broche N. Pour utiliser la méthode de compensation avec la loi d'efficacité, il est donc préférable de ne pas trop s'éloigner de la fréquence utilisée pour déterminer la loi d'efficacité. Ceci est le cas si la fréquence de broche est utilisée uniquement pour compenser les zones où la vitesse d'avance compensée ne peut être respectée.

En pratique, il n'est pas courant de faire varier la fréquence de broche en fraisage et les DCN présents sur les cellules de fraisage ne présentent pas ce genre de fonctionnalité.

La commande numérique Sinumerik 840 D ne propose pas de fonction pour interpoler les consignes de la fréquence de broche de manière continue. Lorsque la valeur de la fréquence est changée au niveau d'un bloc, une sécurité empêche les déplacements tant que la consigne de fréquence de broche n'est pas atteinte. Siemens a développé spécifiquement des fonctions permettant de désactiver ou d'activer la sécurité bloquant l'avance pendant que la fréquence de broche varie [Seguy (2008)]. Ces fonctions ont été implantées sur une machine-outil 3 axes utilisant le même DCN que la machine-outil utilisée pour nos essais. Il est donc possible de faire varier la fréquence de broche sur une cellule de fraisage, mais ceci nécessite l'intervention du fabricant de la commande numérique voir également de la machine-outil pour modifier certaines fonctions dans l'automate.

La méthode de compensation de l'efficacité par la fréquence de broche n'a pas pu être validée par un essai expérimental, car les fonctions n'ont pas été installées sur la Mikron UCP 710 du LURPA. Il serait très intéressant de réaliser ces essais pour valider cette seconde méthode de compensation de l'efficacité. Contrairement à la compensation par la vitesse d'avance, elle a l'avantage de ne pas augmenter la durée de l'opération car la vitesse d'avance peut être choisie constante ou au maximum des capacités de la machine utilisée.

3.2.2 Exemple d'application

Même si l'essai expérimental n'a pas pu être réalisé, nous proposons d'étudier un exemple pour illustrer comment la méthode pourrait être utilisée. Les conditions expérimentales sont identiques à celles utilisées précédemment (paragraphe 2.3).

Dans ce cas où la vitesse d'avance est constante, la fréquence de broche permettant de compenser l'efficacité doit être inversement proportionnelle à la loi d'efficacité $\gamma(t)$ (équation 4.20).

$$N(t) = \frac{N_0}{\gamma(t)} = \frac{N_0}{\gamma_f + (1-\gamma_f) * e^{-t/\tau}} \tag{4.20}$$

Pour obtenir une profondeur correspondante à la profondeur finale de l'essai sans compensation une fois les variations passées, il faut que la fréquence de broche à la fin de l'essai soit environ égale à 2000 tr/min. La fréquence de broche initiale se déduit ainsi de l'équation 4.21.

$$N(t=\infty) = 2000 = \frac{N_0}{\gamma(t=\infty)} \quad \Rightarrow \quad N_0 = 2000 \cdot \gamma_f = 740\ tr/min \tag{4.21}$$

Connaissant la vitesse d'avance, la fréquence de broche à renseigner dans le programme d'usinage est estimée en fonction de l'abscisse curviligne. La fréquence obtenue est représentée sur

la figure 4.19.

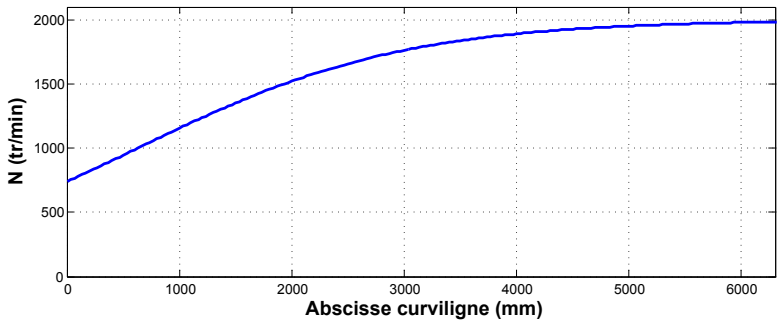
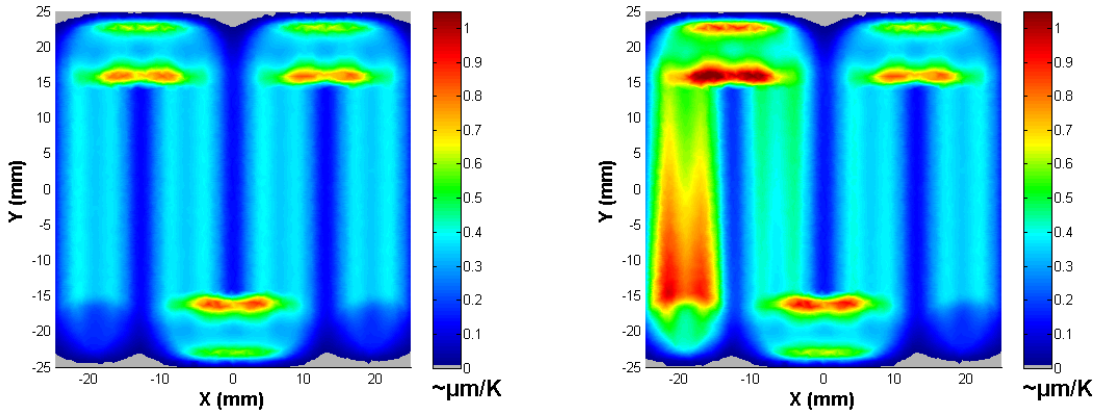


Figure 4.19 – Fréquence de broche

Les figures 4.20(a) et 4.20(b) représentent respectivement la simulation de la profondeur d'abrasion avec et sans compensation, au coefficient K près. La simulation avec compensation permet d'obtenir un taux d'enlèvement de matière constant et valide ainsi la méthode de calcul des consignes de fréquence de broche. La comparaison des deux simulations valide le choix de fréquence de broche initiale N_0 pour obtenir un enlèvement de matière de (0,4 $\mu m/K$) à partir de l'équation 4.19.



(a) Avec compensation sur la fréquence

(b) Sans compensation

Figure 4.20 – Comparaison de l'homogénéité de l'abrasion

L'essai expérimental n'a pas pu être réalisé en raison des contraintes techniques développées précédemment. L'essai devra être mené afin de vérifier si l'abrasion obtenue est bien constante sur la trochoïde. Dans le cas où l'abrasion n'est pas suffisamment homogène, il est fortement probable que la non-homogénéité soit liée au modèle d'efficacité. En effet,

le modèle d'efficacité est déterminé expérimentalement pour des paramètres constants, tandis que dans l'essai avec compensation sur la fréquence, la fréquence de broche évolue de 740 à 2000 tr/min.

3.3 Exemple d'une compensation mixte

Les paragraphes 3.1 et 3.2, présentent deux méthodes permettant de compenser les variations d'efficacité en faisant varier respectivement la vitesse d'avance Vf et la fréquence de broche N. La première méthode a pu être validée expérimentalement. La vitesse d'avance à peu d'influence sur les paramètres de la loi d'efficacité, ce qui n'est pas le cas de la fréquence de broche. La loi d'efficacité utilisée pour déterminer la fréquence de broche dans la seconde méthode est sans doute légèrement faussée.

Par contre la méthode de compensation sur Vf présente un inconvénient majeur. En effet, pour respecter la consigne de vitesse sur la trajectoire, il faut choisir une vitesse initiale suffisamment faible, ce qui entraine des vitesses d'avance très réduites sur la fin de l'opération et donc un temps d'usinage important. Pour ne pas trop rallonger le temps de polissage sans trop dégrader l'homogénéité de l'abrasion, il est également possible de faire un compromis entre les deux méthodes.

L'idée est donc d'utiliser la méthode de compensation par la vitesse d'avance en utilisant une vitesse initiale supérieure, et lorsque la consigne de vitesse n'est pas respectée, la fréquence de broche pourra évoluer de manière à compenser les ralentissements. Cette méthode permettant d'effectuer un compromis entre temps d'usinage et abrasion homogène est illustrée en s'appuyant sur l'essai du paragraphe 2.3. Seules les consignes de vitesse d'avance et de fréquence de broche sont modifiées.

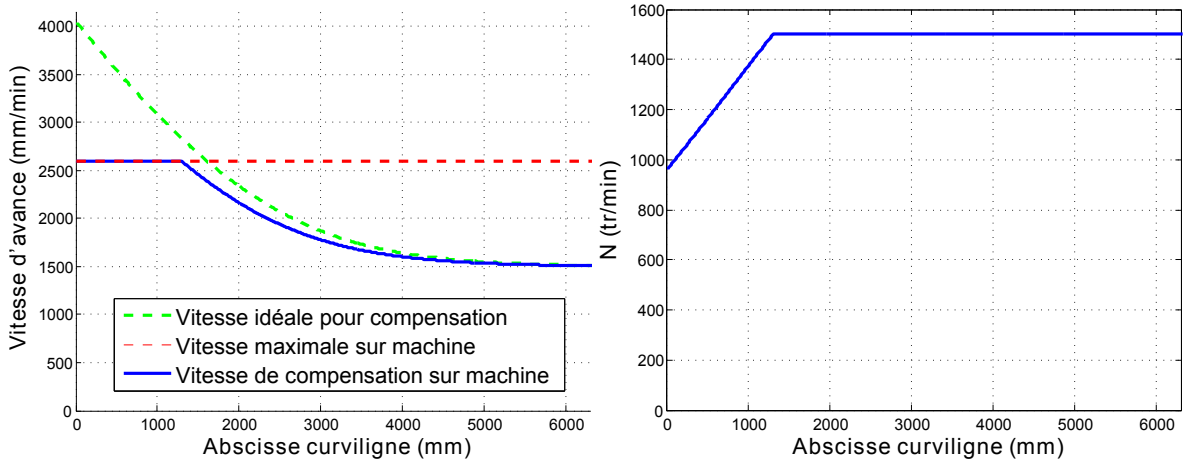
La vitesse initiale est déterminée à partir de l'équation 4.22, de manière à ce que la consigne de vitesse ne soit jamais inférieure à 1500 mm/min pour ne pas trop augmenter le temps de polissage. Cette vitesse de compensation est représentée sur la figure 4.21(a) en fonction de l'abscisse curviligne lorsqu'elle est respectée.

$$Vf(t=\infty) = 1500 = Vf_0 \cdot \gamma(t=\infty) \quad \Rightarrow \quad Vf_0 = \frac{1500}{\gamma_f} = 4054\ mm/min \tag{4.22}$$

La vitesse maximale atteignable est déterminée en fonction de l'abscisse curviligne, à partir d'une mesure sur machine ou en utilisant l'outil de simulation VPOp. Pour cet exemple,

la vitesse ne peut dépasser 2,6 m/min. À partir de la vitesse de consigne idéale en fonction du temps et de la vitesse maximale atteignable en fonction de la position, la nouvelle vitesse de consigne est déterminée. Cette vitesse est représentée sur le graphique 4.21(a) sous le nom de vitesse de compensation sur machine, elle prend en compte le retard dû au non-respect de la vitesse de consigne idéale.

Ensuite, la fréquence de broche est déterminée à partir de l'équation 4.19, elle est représentée sur la figure 4.21(b). La fréquence nominale N_0 est choisie égale à 1500 tr/min pour obtenir une pseudo profondeur de 0,4 $\mu m/K$ tout comme sur la fin de l'essai sans compensation. Sur les premiers 1300 mm de la trajectoire, la fréquence de broche est réduite pour compenser l'efficacité. Une fois que la vitesse d'avance idéale de compensation peut être atteinte, la fréquence de broche est constante, c'est la vitesse d'avance qui compense la perte d'efficacité.



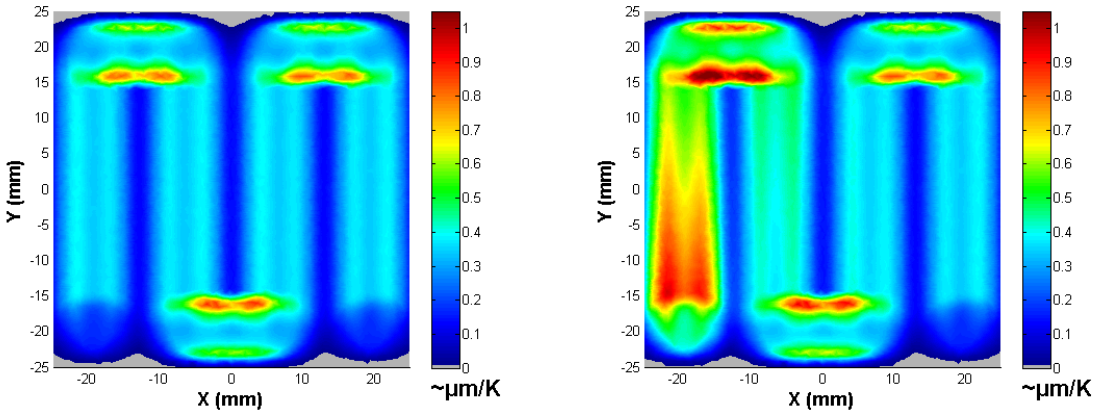
(a) Vitesse d'avance

(b) Fréquence de broche

Figure 4.21 – Consignes pour compenser la perte d'efficacité

La simulation de l'enlèvement de matière en utilisant les consignes de vitesse d'avance et de fréquence de broche précédemment décrite permet d'obtenir un enlèvement de matière constant et ainsi de compenser la perte d'efficacité (figure 4.22(a)).

Pour le moment, nous ne sommes pas capables de juger réellement de la qualité des trois méthodes proposées pour obtenir un enlèvement de matière constant car les essais expérimentaux faisant varier la fréquence de broche non pas pu être réalisés. Mais sachant que l'influence de la fréquence de broche sur la loi d'efficacité n'est pas prise en compte, la méthode de compensation par la vitesse d'avance devrait donner les meilleurs résultats



(a) Avec compensation sur la vitesse et la fréquence

(b) Sans compensation

Figure 4.22 – Comparaison de l'homogénéité de l'abrasion

en terme d'homogénéité de l'abrasion. La méthode mixte devrait suivre car la fréquence de broche varie peu par rapport à la valeur nominale, puis la compensation totale par la fréquence de broche pour laquelle les approximations sont maximales.

En termes de temps de prépolissage, le classement des méthodes de compensation est inversé. Le tableau 4.1 fournit le temps théorique de prépolissage selon la méthode de compensation. La compensation par la fréquence de broche permet de réduire le temps d'usinage en choisissant la vitesse d'avance maximale atteignable sur la machine. Au contraire la méthode de compensation par la vitesse d'avance donne des temps de prépolissage beaucoup plus importants car la vitesse finale est conditionnée par la vitesse maximale sur le début de l'opération.

Méthode de compensation	**Vf initiale**	**Vf finale**	**Durée de l'opération**
par Vf	2600 mm/min	962 mm/min	5 minutes et 21 secondes
par N	2600 mm/min	2600 mm/min	2 minutes et 21 secondes
mixte	2600 mm/min	1500 mm/min	3 minutes et 17 secondes

Tableau 4.1 – Temps de prépolissage selon méthode de compensation

4 Conclusions

Les écarts géométriques après une opération de prépolissage dépendent de plusieurs paramètres tels que la géométrie des trajectoires et le taux d'enlèvement de matière. Différentes trajectoires de polissage sont utilisées dans la littérature pour assurer la couverture de la surface à polir. Cependant, la géométrie de la trajectoire seule ne permet pas d'assurer l'homogénéité de l'abrasion.

Pour comparer l'impact de différentes stratégies de polissage sur le défaut de forme de la surface, il est nécessaire de simuler l'enlèvement de matière. Les méthodes de simulation existantes prennent en compte uniquement la géométrie des trajectoires, sans tenir compte de la vitesse d'avance et le la perte d'efficacité qui ont une influence directe sur l'enlèvement de matière. Une méthode de simulation de l'enlèvement de matière est proposée dans ce chapitre. Elle permet de tenir compte des ralentissements et des variations d'efficacité de l'abrasion. La corrélation entre des essais expérimentaux et la simulation donne de très bons résultats. La méthode de simulation proposée peut ainsi être utilisée pour vérifier si les paramètres de l'opération permettent d'obtenir une abrasion homogène.

La dernière partie de ce chapitre développe une méthode permettant de compenser la perte d'efficacité de l'abrasion et d'obtenir un enlèvement de matière constant le long d'une trajectoire. L'enlèvement de matière constant est obtenu en modifiant la vitesse d'avance ou la fréquence de broche, soient deux paramètres facilement contrôlables sur machine-outil. Les consignes de vitesse d'avance ou de fréquence de broche sont calculées à partir du modèle d'abrasion et de la loi d'efficacité. La compensation de la perte d'efficacité par la vitesse d'avance permet de réduire les variations d'enlèvement de matière en dessous de 20%, tandis que sans compensation les variations sont au-dessus de 50 %. La méthode de compensation par la fréquence de broche n'a pas pu être validée expérimentalement en raison de la machine-outil utilisée, mais cette méthode devrait être avantageuse pour ne pas augmenter la durée de l'opération. La méthode mixte permet de compenser à la fois avec la vitesse d'avance et la fréquence de broche. Elle devrait permettre de réaliser un compromis entre durée de l'opération et qualité de la surface, mais reste à valider expérimentalement.

Conclusions et perspectives

Conclusions

Les travaux présentés dans ce mémoire concernent la modélisation et la maîtrise des opérations de prépolissage automatique dans le but réaliser des surfaces complexes devant satisfaire des exigences géométriques sévères ($R_a < 200\ nm$, défaut de forme $< 20\ \mu m$).

Actuellement, le polissage de formes complexes s'effectue principalement de manière manuelle car le polissage automatique sur machine multiaxes nécessite une mise au point importante et systématique. Le premier chapitre montre que le polissage automatique permet de diminuer les écarts géométriques, d'améliorer la répétabilité du polissage et d'augmenter la productivité. Différents travaux ont été menés pour modéliser et améliorer ce procédé de polissage automatique. Mais ils ne permettent pas de contrôler le défaut de forme des surfaces fabriquées, ou d'aboutir à des écarts suffisamment faibles. Pour maîtriser les écarts géométriques au cours de la gamme de fabrication et plus particulièrement au cours des opérations de prépolissage avec porte-disque, il est ainsi proposé d'élaborer un outil de simulation de l'enlèvement de matière des opérations de prépolissage. Un modèle de contact et un modèle d'abrasion sont ensuite définis pour réaliser la simulation.

Le second chapitre présente ainsi un modèle permettant de déterminer la zone de contact entre la pièce et l'outil de prépolissage de type porte-disque. Ce contact est nécessaire pour simuler l'abrasion, car l'enlèvement de matière dépend de la pression de contact. Le modèle de contact est obtenu à partir d'une simulation par éléments finis. Le comportement du porte-disque est modélisé par un comportement élastique, et son identification s'effectue par corrélation entre résultats expérimentaux et simulés. La mesure directe du contact n'étant pas possible lorsque l'outil est en rotation, une méthode de mesure indirecte est donc proposée pour valider ce modèle de contact. Elle consiste à observer la trace laissée sur la pièce après une courte durée de prépolissage. Cette méthode permet d'obtenir la forme du contact et une indication de la répartition de pression. Même si le modèle de contact proposé ne tient pas

compte des effets dynamiques, des frottements et de la température, la comparaison entre le contact simulé et mesuré donne de bons résultats. L'analyse de ce modèle montre que la pression de contact et donc le taux d'enlèvement de matière (TEM) dépendent fortement de l'inclinaison et de l'écrasement de l'outil par rapport à la pièce, ainsi que de la géométrie de la pièce. La démarche utilisée pour déterminer et valider le modèle de contact est ici appliquée à un outil de type porte-disque et un disque abrasif $P600$, mais elle peut être transposée à d'autres formes d'outil pour lesquelles il n'existe pas de modèle de contact.

Le troisième chapitre se consacre à la modélisation du pouvoir abrasif. Les modèles d'abrasion sont nombreux, ils montrent que le taux d'enlèvement de matière dépend principalement de la pression de contact et de la vitesse relative entre l'outil abrasif et la pièce. Mais ces modèles ne tiennent pas compte de la perte d'efficacité qui peut être observée au cours d'une opération de prépolissage. Une étude expérimentale est donc mise an place pour analyser ces variations du pouvoir abrasif. La définition d'un essai pour cette étude est complexe car les traces laissées par le prépolissage sont du même ordre de grandeur que le défaut de forme initial de la surface. Un protocole expérimental est proposé en tenant compte des différentes contraintes liées au procédé et aux moyens. Les résultats obtenus avec ce protocole permettent de proposer un modèle représentant correctement l'évolution de la profondeur au cours du temps. L'identification du modèle d'efficacité montre que la vitesse d'avance n'a pas d'influence sur la perte d'efficacité, par contre l'augmentation de la fréquence de rotation à tendance à accélérer la perte d'efficacité. Le modèle proposé est contraignant car il doit être identifié à partir un essai pour chaque jeu de paramètres. Mais il permet d'estimer correctement l'évolution du pouvoir abrasif en début d'opération et peut être utilisé pour simuler et optimiser le début d'une opération de prépolissage.

Les défauts géométriques générés pendant une opération de prépolissage dépendent de nombreux paramètres, mais principalement de la trajectoire. Celles utilisées en prépolissage et polissage automatique sont principalement des trajectoires trochoïdales qui s'appuient sur différentes courbes porteuses. En polissage, le choix d'une trajectoire homogène ne permet pas de garantir l'homogénéité de l'abrasion et des écarts géométriques obtenus. Pour réellement déterminer l'impact d'une trajectoire sur les écarts géométriques, il est nécessaire de simuler l'enlèvement de matière. Une méthode de simulation est donc proposée pour simuler les opérations de prépolissage. Cette simulation s'effectue en utilisant la vitesse d'avance réelle, elle intègre le modèle de contact et le modèle de pouvoir abrasif développés dans cette

thèse. La corrélation entre des résultats expérimentaux et de simulation d'une opération de prépolissage est très bonne, ce qui permet de valider la méthode de simulation et les modèles utilisés. Ce simulateur d'enlèvement de matière permet ainsi de vérifier si l'opération de prépolissage génère une abrasion homogène et limite donc les écarts géométriques sur la surface finale.

Dans le cas où l'abrasion n'est pas homogène à cause de la perte d'efficacité de l'abrasion, une méthode permettant de compenser cette perte d'efficacité est proposée. La compensation s'effectue en modifiant les consignes de vitesse d'avance ou de fréquence de broche au cours de l'essai. La compensation par la vitesse d'avance permet de réduire les variations d'enlèvement de matière en dessous de 20%, tandis que sans compensation les variations sont au-dessus de 50 %. La méthode de compensation par la fréquence de broche n'a pas pu être validée expérimentalement en raison de la machine-outil utilisée, mais elle devrait être avantageuse en terme de productivité.

Perspectives

Les premières perspectives envisagées concernent l'amélioration des modèles mis en place. Le modèle de contact donne une bonne estimation du contact réel, hormis en terme de position où un décalage pouvant atteindre 0,5 *mm* est observé. Pour retrouver ce décalage sur le contact simulé, il faudrait identifier puis modéliser les frottements au niveau du contact outil/pièce en fonction du sens de rotation de la broche. Le modèle utilisé pour simuler la zone de contact pourrait également être utilisé pour définir et optimiser une nouvelle géométrie d'outil afin d'améliorer la répartition de pression entre l'outil et la pièce.

la compréhension et la modélisation de la perte d'abrasion sont encore loin d'être totalement maîtrisées. Les différents essais ont permis de mettre en évidence l'influence non négligeable du comportement thermomécanique de l'outil au début de l'opération en plus de l'usure et de l'encrassement des abrasifs. Pour améliorer le modèle proposé, il faudrait sans doute distinguer les effets thermiques des effets d'usure qui interviennent à des moments différents et dans des proportions différentes au cours d'une opération de prépolissage.

Ensuite, les essais permettant de valider et comparer les méthodes de compensation pourront être réalisés en faisant varier la fréquence de broche. Ces essais permettront de réellement conclure sur les avantages et les inconvénients de la compensation de la perte d'efficacité

en modifiant la vitesse d'avance ou la fréquence de broche. Il faudrait également quantifier le gain obtenu en terme de défaut géométrique sur une forme complexe industrielle comme une prothèse médicale. Ces méthodes permettent en effet d'obtenir un taux d'enlèvement de matière constant dans le cas d'une surface plane car la géométrie de la pièce est constante. Mais pour une forme complexe, les variations de la géométrie locale modifient le contact et ainsi le taux d'enlèvement de matière. Dans ce cas, il y a donc un travail d'optimisation supplémentaire à réaliser pour obtenir un enlèvement de matière constant.

La plupart des études portant sur la synthèse de trajectoires de polissage tiennent uniquement compte de la géométrie de la pièce, de l'outil et de la trajectoire, sans se soucier des problèmes d'usure, de comportement thermomécanique ou encore du respect des vitesses d'avance. L'utilisation du démonstrateur présenté permet de simuler les défauts géométriques lors d'une opération de prépolissage en intégrant les données géométriques du problème, mais également les données liées à la perte d'efficacité et la vitesse d'avance réelle observée pendant l'opération. Ce démonstrateur peut donc être utilisé pour réaliser la synthèse de trajectoire de manière plus pertinente. Un type de trajectoire pourra ainsi être déterminé en fonction de l'opération réalisée et de la forme de la surface à polir.

Nous avons proposé de faire varier les vitesses pour compenser la perte d'efficacité, mais cette méthode ne permet pas de garantir une abrasion homogène car la surface obtenue dépend du pouvoir abrasif, mais également de la trajectoire et de la gestion du contact qui peut fortement varier en fonction de la géométrie locale de la pièce. Pour obtenir une abrasion homogène, il faut donc optimiser l'ensemble des paramètres opératoires (l'écrasement et l'inclinaison de l'outil, la géométrie de la trajectoire, la vitesse d'avance, la fréquence de broche, la lubrification), pour pouvoir gérer au mieux le contact, l'efficacité de l'abrasion et la couverture de la surface qui influent directement sur l'abrasion. Les relations liant les paramètres pilotant à l'homogénéité de l'abrasion n'étant pas toujours linéaire, l'optimisation d'une opération de prépolissage pourra se faire par un processus itératif, à partir de simulations successives en utilisant par exemple le démonstrateur développé au cours de cette thèse. De plus lors de cette optimisation, il faudra également tenir compte du moyen utilisé, et bien vérifier que la machine utilisée est capable de respecter les vitesses d'avance désirées. Dans le cas contraire, l'optimisation devra prendre en compte les limites cinématiques et dynamiques de la machine.

Lorsque les défauts macro et micro-géométrique des opérations de prépolissage et de polissage seront correctement maîtrisées, l'ensemble de la gamme ne fabrication d'une pièce

polie pourra être optimisée en fonction de différents critères, comme la minimisation du temps de fabrication ou du coût pour une qualité fixée.

Bibliographie

[Agrawal *et al.* (2009)] P. M. Agrawal, R. Narulka, S. Bukkapatnam, L. Raff et R. Komanduri : A phenomenological model of polishing of silicon with diamond abrasive. *Tribology International*, 2009.

[Ahn *et al.* (2002)] J. Ahn, M. Lee, H. Jeong, S. Kim et K. Cho : Intelligently automated polishing for high quality surface formation of sculptured die. *Journal of Materials Processing Technology*, 130-131(0):339 – 344, 2002. ☞.

[Archard (1953)] J. Archard : Contact and rubbing of flat surfaces. *Journal of Applied Physics*, 24:981–988, 1953.

[Bai *et al.* (2007)] J. Bai, Y. Zhao et Y. Wang : A mathematical model for material removal and chemical-mechanical synergy in chemical-mechanical polishing at molecular scale. *Applied surface science*, 253:8489–8494, 2007.

[Beudaert *et al.* (2012)] X. Beudaert, S. Lavernhe et C. Tournier : Feedrate interpolation with axis jerk constraints on 5-axis nurbs and g1 tool path. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 57(0):73 – 82, 2012. ☞.

[Beudaert *et al.* (2011)] X. Beudaert, P.-Y. Pechard et C. Tournier : 5-axis tool path smoothing based on drive constraints. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(12):958 – 965, 2011. ☞.

[Boujelbene *et al.* (2004)] M. Boujelbene, A. Moisan, N. Tounsi et B. Brenier : Productivity enhancement in dies and molds manufacturing by the use of c1 continuous tool path. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(1):101 – 107, 2004.

[Brinksmeier *et al.* (2010)] E. Brinksmeier, Y. Mutlugünes, F. Klocke, J. Aurich, P. Shore et H. Ohmori : Ultra-precision grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 59 (2):652 – 671, 2010. ☞.

[Brown *et al.* (1981)] N. Brown, P. Baker et R. Maney : Optical polishing of metals. *Proceedings of the Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers*, 306:42–57, 1981.

[Chevalier et Bohan (1998)] A. Chevalier et J. Bohan : *Guide du technicien en productique : Pour maîtriser la production industrielle*. 1998.

[CIRP (2004)] CIRP : *Dictionnaire des techniques de production Mécanique Vol.2 Procédés d'enlèvement de matière*. 2004.

[Contri (2002)] A. Contri : *Qualité géométrique de la mesure de surfaces complexes par moyens optiques*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan, 2002.

[Danzl *et al.* (2009)] R. Danzl, F. Helmli et S. Scherer : Focus variation – a new technology for high resolution optical 3d surface metrology. *Dans The 10th International Conference of the Slovenian Society for Non-Destructive Testing*, 2009.

[Fanchon (2001)] J.-L. Fanchon : *Guide des sciences et technologies industrielles*. 2001.

[Felder (2009a)] E. Felder : Usinage par abrasion - analyses expérimentale et théorique bm-7053. *Techniques de l'ingénieur*, 2009a.

[Felder (2009b)] E. Felder : Usinage par abrasion - principes généraux bm-7052. *Techniques de l'ingénieur*, 2009b.

[Ferry (1980)] J. Ferry : *Viscoelastic Properties of Polymers*. 1980.

[Guiot *et al.* (2010)] A. Guiot, C. Tournier et L. Mathieu : Simulation of the material removal rate and tool wear to improve 5-axis automatic polishing operations. *Dans 8th International conference on Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering - Virtual Concept 2010*, 2010.

[Guiot *et al.* (2011)] A. Guiot, S. Pattofatto, C. Tournier et L. Mathieu : Modeling of a polishing tool to simulate material removal. *Dans Advanced Material Research*, vol. 223, p. 754–763, 2011.

[Hauth et Linsen (2011)] S. Hauth et L. Linsen : Cycloids for polishing along double-spiral toolpaths in configuration space. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, p. 1–14, 2011. ☞.

[Hertz (1881)] H. Hertz : Über die berührung fester elastischer körper (sur le contact entre corps élastiques). *J. für reine und angewandte Mathematik*, 92:156 – 171, 1881.

[Jerard *et al.* (1989)] R. Jerard, R. Drysdale, K. Hauck, B. Schaudt et J. Magewick : Sculptured surfaces—methods for detecting errors in numerically controlled machining of sculptured surfaces. *IEEE Computer Graphics & Applications*, 9:26–39, 1989.

[Jiang *et al.* (2008)] J.-Z. Jiang, Y.-W. Zhao, Y.-G. Wang et J.-B. Luo : A chemical mechanical polishing model based on the viscous flow of the amorphous layer. *Wear*, 265:992–998, 2008.

[Khellouki *et al.* (2007)] A. Khellouki, J. Rech et H. Zahouani : The effect of abrasive grain's wear and contact conditions on surface texture in belt finishing. *Wear*, 263(1-6):81 – 87, 2007. ☞.

[Khellouki *et al.* (2010)] A. Khellouki, J. Rech et H. Zahouani : The effect of lubrication conditions on belt finishing. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(10):917 – 921, 2010. ☞.

[Klocke *et al.* (2005)] F. Klocke, E. Brinksmeier et K. Weinert : Capability profile of hard cutting and grinding processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(2):22 – 45, 2005. ☞.

[Klocke *et al.* (2010)] F. Klocke, A. Chandra, R. Zunke et P. Karra : Modeling of material removal in polishing of advanced ceramics. *Other Abrasive Machining Processes*, p. 597–604, 2010.

[Klocke *et al.* (2011)] F. Klocke, O. Dambon et B. Behrens : Analysis of defect mechanisms in polishing of tool steels. *Production Engineering*, 5:475–483, 2011. ☞.

[Komanduri *et al.* (1997)] R. Komanduri, D. Lucca et Y. Tani : Technological advances in fine abrasive processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 46(2):545 – 596, 1997. ☞.

[Kremer (2000)] Kremer : Usinage par électroérosion bm7251. *Techniques de l'ingénieur*, 2000.

[Lacharnay *et al.* (2012)] V. Lacharnay, C. Tournier et G. Poulachon : Design of experiments to optimise automatic polishing on five-axis machine tool. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 12:76 – 87, 2012.

[Lacharnay (2009)] V. Lacharnay : Méthodologie expérimentale en vue de l'industrialisation du polissage sur mocn 5 axes. Mémoire de master, ENS Cachan, 2009.

[Lasemi *et al.* (2010)] A. Lasemi, D. Xue et P. Gu : Recent development in cnc machining of freeform surfaces : A state-of-the-art review. *Computer-Aided Design*, 42(7):641 – 654, 2010. ☞.

[Lavernhe (2006)] S. Lavernhe : *Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV*. Thèse de doctorat, ENS CACHAN, 2006.

[Leon (1991)] J.-C. Leon : *Modélisation et construction de surfaces pour la CFAO*. 1991.

[Li *et al.* (2004)] Y. Li, P. Funkenbusch, S. Gracewski et J. Ruckman : Tool wear and profile development in contour grinding of optical components. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(4):427 – 438, 2004. ☞.

[Liggins *et al.* (1995)] A. Liggins, W. Hardie et J. Finlay : The spatial and pressure resolution of fuji pressure-sensitive film. *Experimental Mechanics*, 35:166–173, 1995. ☞.

[Liu *et al.* (2005)] C. Liu, C.-C. Chen et J.-S. Huang : The polishing of molds and dies using a compliance tool holder mechanism. *Journal of Materials Processing Technology*, 166 (2):230 – 236, 2005. ☞.

[Luo *et al.* (1998)] Q. Luo, S. Ramarajan et S. Babu : Modification of the preston equation for the chemical-mechanical polishing of copper. *Thin solid films*, 335:160–167, 1998.

[Mizugaki *et al.* (1990)] Y. Mizugaki, M. Sakamoto, K. Kamijo et N. Taniguchi : Development of metal-mold polishing robot system with contact pressure control using cad/cam data. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 39:523–526, 1990.

[Mizugaki *et al.* (1992)] Y. Mizugaki, M. Sakamoto et T. Sata : Fractal path generation for a metal-mold polishing robot system and its evaluation by the operability. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 41(1):531 – 534, 1992. ☞.

[Nagata *et al.* (2007)] F. Nagata, T. Hase, Z. Haga, M. Omoto et K. Watanabe : Cad/cam-based position/force controller for a mold polishing robot. *Mechatronics*, 17(4-5):207 – 216, 2007. ☞.

[Nasri et Bolmsjo (1995)] H. Nasri et G. Bolmsjo : A process model for robotic disc grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(4):503 – 510, 1995.

[Oh et Seok (2009)] S. Oh et J. Seok : An integrated material removal model for silicon dioxide layers in chemical mechanical polishing processes. *Wear*, 266:839–849, 2009.

[Otkur et Lazoglu (2007)] M. Otkur et I. Lazoglu : Trochoidal milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(9):1324 – 1332, 2007. ☞.

[Pessoles (2007)] X. Pessoles : Obtention d'état de surface « poli glace » sur centre ugv 5 axes. Mémoire de master, ENS Cachan, 2007.

[Pessoles et Tournier (2009)] X. Pessoles et C. Tournier : Automatic polishing process of plastic injection molds on a 5-axis milling center. *Journal of Materials Processing Technology*, 209:3665–3673, 2009.

[Poirée *et al.* (2012)] R. Poirée, S. Garnier et B. Furet : Nouveau modèle d'abrasion mécanique appliqué dans le cas du ponçage : Étude de l'influence de la méthode d'analyse de l'angle d'attaque des grains actifs sur le pouvoir abrasif. *Dans 13ème colloque national AIP PRIMECA - Démarche et innovation dans la conception et la production des systèmes intégrés*, 2012.

[Preston (1927)] F. Preston : The theory and design of plate glass polishing machines. *Journal of the Society of Glass Technology*, 11:214–256, 1927.

[Prévost (2011)] D. Prévost : *Modélisation avancée du couple Machine Outil / Commande Numérique dans un contexte UGV pour l'optimisation du calcul de trajectoires multi axes*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan, 2011.

[Quinsat *et al.* (2011)] Y. Quinsat, S. Lavernhe et C. Lartigue : Characterization of 3d surface topography in 5-axis milling. *Wear*, 271(3–4):590 – 595, 2011. ☞.

[Quinsat et Tournier (2012)] Y. Quinsat et C. Tournier : In situ non-contact measurements of surface roughness. *Precision Engineering*, 36(1):97 – 103, 2012. ☞.

[Rauch *et al.* (2009a)] M. Rauch, J.-Y. Hascoet, J.-C. L. Hamann et Y. Plenel : Tool path programming optimization for incremental sheet forming applications. *Computer-Aided Design*, 2009a.

[Robin (2008)] V. Robin : *Contribution à la mise en œuvre et l'optimisation d'une cellule robotisée : aplication au parachèvement des pièces de fonderie*. Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal - Clermont II, 2008.

[Rososhansky et Xi (2011)] M. Rososhansky et F. J. Xi : Coverage based tool-path planning for automated polishing using contact mechanics theory. *Journal of Manufacturing Systems*, 30(3):144 – 153, 2011. ☞.

[Roswell *et al.* (2006)] A. Roswell, F. J. Xi et G. Liu : Modelling and analysis of contact stress for automated polishing. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(3-4):424 – 435, 2006. ☞.

[Ryuh *et al.* (2006)] B.-S. Ryuh, S. M. Park et G. R. Pennock : An automatic tool changer and integrated software for a robotic die polishing station. *Mechanism and Machine Theory*, 41:415–432, 2006.

[Saad (2003)] P. Saad : *Modélisation et identification du comportement non linéaire des cales en caoutchouc*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, 2003.

[Savio *et al.* (2009)] G. Savio, R. Menghello et G. Concheri : A surface roughness predictive model in deterministic polishing of ground glass moulds. *International journal of machine tool and manufacture*, 49:1–7, 2009.

[Seguy (2008)] S. Seguy : *De l'adaptation à la variation continue de la vitesse de broche afin de contrôler le broutement en fraisage de parois minces : modélisations et études expérimentales*. Thèse de doctorat, Université de Toulouse, 2008.

[Siemens (2011)] Siemens, éd. *SINUMERIK 840D sl / 828D Notions de base - Manuel de programmation*. 2011.

[Tam (1999)] H.-Y. Tam : Toward the uniform coverage of surfaces by scanning curves. *Computer-Aided Design*, 31(9):585 – 596, 1999. ☞.

[Tam et Cheng (2010)] H.-Y. Tam et H. Cheng : An investigation of the effects of the tool path on the removal of material in polishing. *Journal of Materials Processing Technology*, 210(5):807 – 818, 2010.

[Tam *et al.* (1999)] H.-Y. Tam, O. C.-H. Lui et A. C. Mok : Robotic polishing of free-form surfaces using scanning paths. *Journal of Materials Processing Technology*, 95:191–200, 1999.

[Toh (2004)] C. Toh : A study of the effects of cutter path strategies and orientations in milling. *Journal of Materials Processing Technology*, 152(3):346 – 356, 2004. ☞.

[Tournier (2001)] C. Tournier : *Contribution à la conception des formes complexes : la surface d'usinage en fraisage 5 axes isocrêtes*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2001.

[Tournier et Duc (2002)] C. Tournier et E. Duc : A surface based approach for constant scallop heighttool-path generation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 19:318–324, 2002. ☞.

[Tsai et Huang (2006)] M. J. Tsai et J. F. Huang : Efficient automatic polishing process with a new compliant abrasive tool. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 30(9-10):817–827, 2006.

[Wang *et al.* (2002)] C.-C. Wang, S.-C. Lin et H. Hochen : A material removal model for polishing glass-ceramic and aluminium magnesium storage disk. *International journal of machine tool and manufacture*, 42:979–984, 2002.

[Wang et Yang (1993)] F.-C. Wang et D. Yang : Nearly arc-length parameterized quintic-spline interpolation for precision machining. *Computer-Aided Design*, 25(5):281 – 288, 1993. ☞.

[Wang *et al.* (2009)] G. Wang, Y. Wang et Z. Xu : Modeling and analysis of the material removal depth for stone polishing. *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (5):2453 – 2463, 2009. ☞.

[Xi et Zhou (2005)] F. Xi et D. Zhou : Modeling surface roughness in the stone polishing process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45(4-5):365–372, avr. 2005.

[Yiu et Tam (2007)] K.-L. Yiu et H.-Y. Tam : An alternate approach to free-form surface fabrication. *Journal of Materials Processing Technology*, 192-193:465 – 469, 2007.

Normes

[NF EN 1005-5] Sécurité des machines - performance physique humaine - partie 5 : appréciation du risque relatif à la manutention répétitive à fréquence élevée, 2007.

[FD CR 1030-1] Vibrations main-bras - guide pour la réduction des risques de vibrations - partie 1 : mesures techniques lors de la conception des machines, 1995.

[FD CR 1030-2] Vibrations main-bras - guide pour la réduction des risques de vibrations - partie 2 : mesures de prévention sur le lieu de travail, 1995.

[ISO 21534] Implants chirurgicaux non actifs - implants de remplacement d'articulation - exigences particulières, 2009.

[ISO 25178-2] Spécification géométrique des produits (gps) - État de surface : Surfacique - partie 2 : Termes, définitions et paramètres d'états de surface, 2012.

[ISO 6106] Produits abrasifs - vérification de la dimension des grains de superabrasifs, 2005.

[ISO 6344-1] Abrasifs appliqués - granulométrie - partie 1 : contrôle de la distribution granulométrique, 1998.

[ISO 6344-2] Abrasifs appliqués - granulométrie - partie 2 : détermination de la distribution granulométrique des macrograins p12 à p220, 1998.

[ISO 6344-3] Abrasifs appliqués - granulométrie - partie 3 : Détermination de la distribution granulométrique des micrograins p240 à p2500, 1998.

[NF A05-150] Produits en acier - techniques d'examen micrographique, 1985.

Annexes

Sommaire

A Principaux abrasifs industriels 172

B Cinématique des polisseuses conventionnelles 173

C Mesure par imagerie chromatique confocale 178

D Caractéristiques de la MIKRON UCP 710 180

E Contact entre le porte-disque et une surface plane 181

F Contact entre le disque et une surface plane 184

G Évolution du contact 185

G1 Influence de l'écrasement et de l'inclinaison 185

G2 Influence de la forme de la pièce 186

H Usure des disques abrasifs P600 189

I Essais portant sur l'influence des paramètres sur le pouvoir abrasif . . 190

J Courbes de températures du porte-disque pendant une opération de polissage 194

K Interfaces développées dans MATLAB 196

A Principaux abrasifs industriels

Principaux abrasifs industriels : nature et ordre de grandeur des propriétés physiques et mécaniques à 20 °C				
Nature	Abrasifs conventionnels		Superabrasifs	
	Alumine Al_2O_3 α	Carbure de silicium SiC α	Nitrure de bore cubique cBN*	Diamant C
Lettre d'identification dans les meules	A	C	B	D
Structure cristalline	Hexagonale		Cubique	
Masse volumique ρ (kg/dm^3)	3,98	3,22	3,48	3,52
Température de fusion (°C)	2 040	~ 2 830	~ 3 200 (à 10 GPa) (point triple)	~ 3 700 (à 13 GPa) (point triple)
Dureté Knoop HK (GPa)	2 100 (21)	2 400 (24)	4 700 (47)	8 000 (80)
Module d'Young E (GPa)	400	435	600-700	1 140
Coefficient de Poisson ν	0,234	0,17		0,07
Ténacité K_{1c} (MPa · m$^{1/2}$)	3,4	4		3,4-5
Conductivité thermique K (W/m · K)	35	100	240-1 300	2 000
Chaleur massique C (J/kg · K)	765	710	506	511
Diffusivité thermique a (mm^2/s)	11,5	44	136-738	1 110
Effusivité thermique b (kW/m^2 · s$^{-1/2}$ · K)	10,3	15,1	20-48	60
Coefficient de dilatation thermique linéaire α_T (10^{-6} K^{-1})	8,8	4,3		1

* Noté le plus souvent « CBN », dénomination posant problème puisque C est le symbole chimique du carbone.

Tableau A1 – Propriétés des abrasifs industriels [Felder (2009b)]

B Cinématique des polisseuses conventionnelles

Une polisseuse conventionnelle est constituée de trois éléments : un bâti (0), un plateau (1) et une tête (2). Le plateau est en rotation autour l'axe $\vec{z}$ par rapport au bâti avec une vitesse de rotation de $\omega_{1/0} = \dot{\theta}_1$, il correspond à la partie outil du procédé. La tête permet de mettre en position et de maintenir une ou plusieurs pièces à polir. Elle est également en rotation par rapport au bâti selon la même direction $\vec{z}$, mais avec un distance entre les axes de $\overrightarrow{O_1O_2} = R\overrightarrow{x_0}$. Le point P est défini par $\overrightarrow{O_2P} = r\overrightarrow{x_2}$ et $\widehat{\overrightarrow{x_0},\overrightarrow{x_2}} = \theta_2$

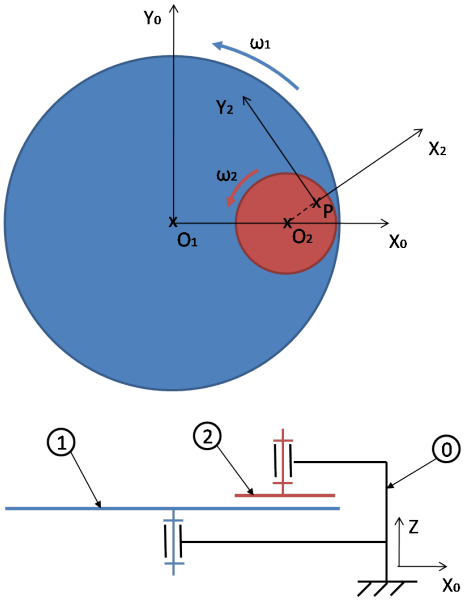


Figure B1 – Schéma d'une polisseuse conventionnelle

La vitesse de glissement au point P est égale à $|\vec{V_{P\in 2/1}}|$.

$$\overrightarrow{V_{P\in 2/1}} = \overrightarrow{V_{P\in 2/0}} - \overrightarrow{V_{P\in 1/0}}$$

$$\left\{T_{1/0}\right\}_{O_1} = \left\{\begin{array}{l} \overrightarrow{\Omega_{1/0}} = \dot{\theta}_1\vec{z} \\ \overrightarrow{V_{O_1\in 1/0}} = \vec{0} \end{array}\right\} \qquad \left\{T_{2/0}\right\}_{O_2} = \left\{\begin{array}{l} \overrightarrow{\Omega_{2/0}} = \dot{\theta}_2\vec{z} \\ \overrightarrow{V_{O_2\in 2/0}} = \vec{0} \end{array}\right\}$$

$$\overrightarrow{V_{P\in 2/0}} = \overrightarrow{V_{O_2\in 2/0}} + \overrightarrow{PO_2} \wedge \overrightarrow{\Omega_{2/0}}$$
$$\overrightarrow{V_{P\in 2/0}} = -r\vec{x_2} \wedge \dot{\theta}_2\vec{z} = r\dot{\theta}_2\vec{y_2}$$

$$\overrightarrow{V_{P\in 1/0}} = \overrightarrow{V_{O_1\in 1/0}} + \overrightarrow{PO_1} \wedge \overrightarrow{\Omega_{1/0}}$$
$$\overrightarrow{V_{P\in 1/0}} = (-r\vec{x_2} - R\vec{x_0}) \wedge \dot{\theta}_1\vec{z} = r\dot{\theta}_1\vec{y_2} + R\dot{\theta}_1\vec{y_0}$$

$$\boxed{\overrightarrow{V_{P\in 2/1}} = r\left(\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_1\right)\vec{y_2} - R\dot{\theta}_1\vec{y_0}}$$

En supposant les vitesses de rotation constantes ($\theta_2 = \dot{\theta}_2 t$ et $\theta_2 = \dot{\theta}_2 t$), la vitesse s'exprime dans la base liée au bâti :

$$\vec{y_2} = -sin(\dot{\theta}_2 t)\vec{x_0} + cos(\dot{\theta}_2 t)\vec{y_0} \quad et \quad \vec{y_0} = sin(\dot{\theta}_2 t)\vec{x_2} + cos(\dot{\theta}_2 t)\vec{y_2}$$

$$\overrightarrow{V_{P\in 2/1}}(\vec{x_0},\vec{y_0}) = \left| \begin{array}{c} -r\left(\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_1\right) sin(\dot{\theta}_2 t) \\ r\left(\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_1\right) cos(\dot{\theta}_2 t) - R\dot{\theta}_1 \end{array} \right.$$

$$\overrightarrow{V_{P\in 2/1}}(\vec{x_2},\vec{y_2}) = \left| \begin{array}{c} -R\dot{\theta}_1 sin(\dot{\theta}_2 t) \\ r\left(\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_1\right) - R\dot{\theta}_1 cos(\dot{\theta}_2 t) \end{array} \right.$$

Application numérique du modèle :

La société POLILAM, fournisseur d'outils de polissage, propose des polisseuses conventionnelles comme la MM 8055 A (Figure B2). Cette dernière est destinée au polissage métallographique, et elle présente les caractéristiques suivantes :

- Un diamètre de plateau de 200 ou 300 mm.
- Une vitesse de rotation de plateau variant entre 50 et 600 tr/min.
- De 1 à 6 échantillons de diamètre 25 à 50 mm.
- Une vitesse de rotation de tête de $120tr/min$.
- Un effort de 5 à 100 N par échantillon.
- Un porte échantillons de diamètre 130 ou 160 mm.

A partir des données de la polisseuse précédemment citée, nous étudions les champs de vitesse issus de cette cinématique avec un plateau de $300mm$. Le porte échantillons est supposé de diamètre $130mm$, et les échantillons de diamètre $50mm$ sont situés sur la périphérie. Ainsi pour notre modèle le point P situé sur l'échantillon est défini par $R = 85$ et $R_i = 15 \leqslant r \leqslant R_e = 65mm$. La vitesse de rotation du porte échantillons est imposée à $120tr/min$, et celle du plateau peut varier entre 50 et $600tr/min$. Nous pouvons donc regarder les champs de vitesses de glissement sur un tour de porte échantillons, en fonction de la vitesse de rotation plateau.

Figure B2 – Polisseuse MM 8055 A

Les figures B3 et B4 permettent de vérifier que le champs de vitesses produits par la cinématique de la machine, permet à un point P de la pièce d'être parcouru par l'abrasif selon l'ensemble des directions du plan sur un tour de porte échantillons, par contre la valeur de la vitesse est variable selon la direction. Par exemple sur la figure B4, la vitesse d'un point P situé sur le rayon extérieur Re varie entre 2 et 8,6m/s. Le maximum est obtenu pour $\theta_2 = 0\,°$, la vitesse étant dirigée dans le sens de $-\vec{y_2}$ tandis que le minimum est obtenu à l'opposé, en $\theta_2 = 180\,°$, la vitesse étant portée par $+\vec{y_2}$. Suivant chacune des directions, on peut regrouper les sens opposés deux à deux et obtenir une valeur moyenne des vitesses avec de faibles variations.

Ceci n'est pas toujours valide, notamment lorsque la vitesse de rotation due au plateau est inférieure à celle due au porte échantillons : $|r\dot{\theta}_1\vec{y_2} + R\dot{\theta}_1\vec{y_0}| < |r\dot{\theta}_2\vec{y_2}|$ On peut le vérifier sur la figure B3 au niveau du rayon extérieur, dans ce cas la vitesse de glissement résulte principalement de la rotation du porte échantillons. L'ensemble des directions sont représentées sur un tour, mais dans un seul sens.

Je pense que pour utiliser ces polisseuses et pour obtenir un polissage le plus uniforme possible il est préférable d'avoir une vitesse de rotation de plateau bien supérieure à celle de la tête. Ainsi la vitesse de glissement découle principalement de la rotation du plateau et la rotation de la tête permet d'obtenir un polissage multidirectionnel.

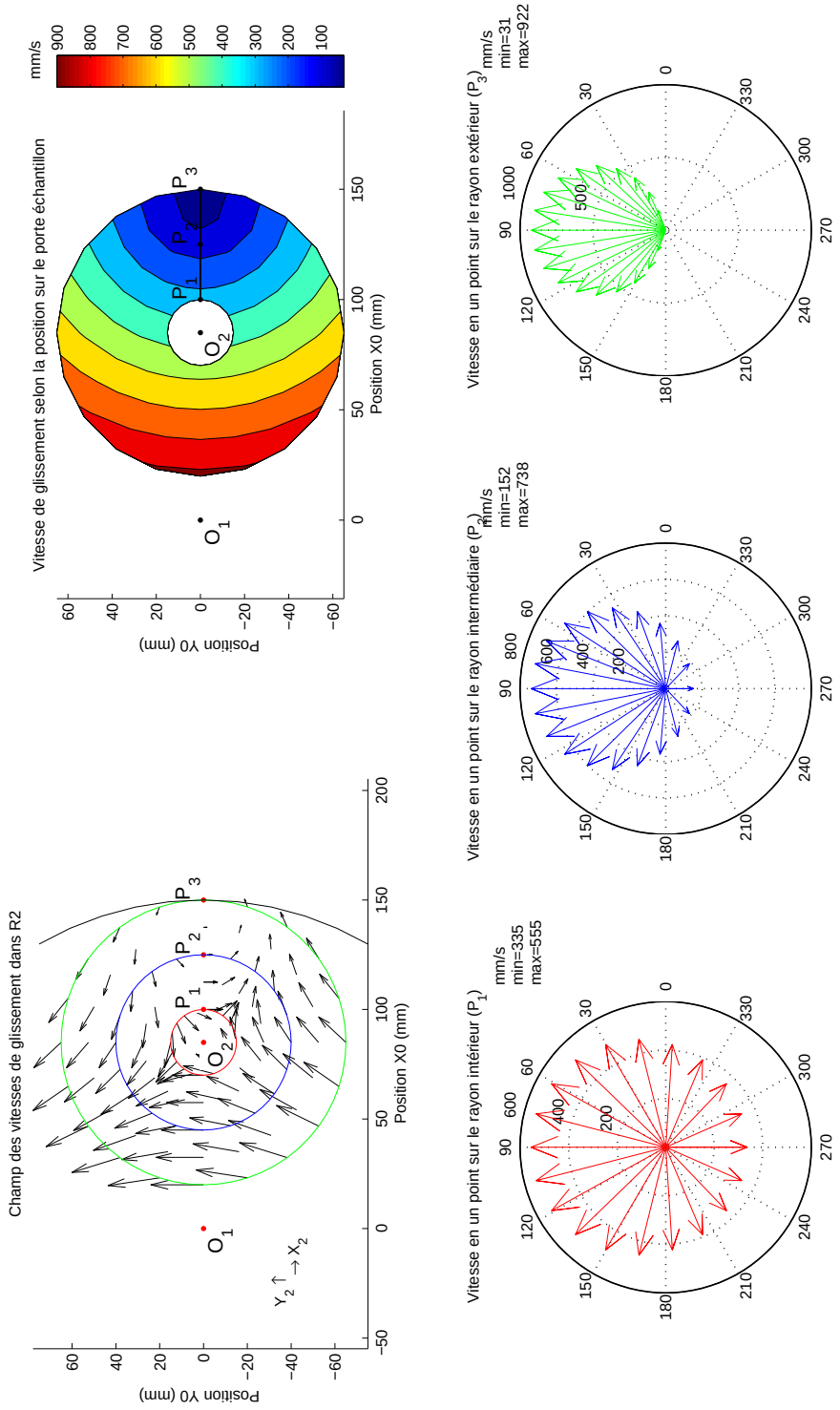


Figure B3 – Champ de vitesse $\omega_1 = 50tr/min$

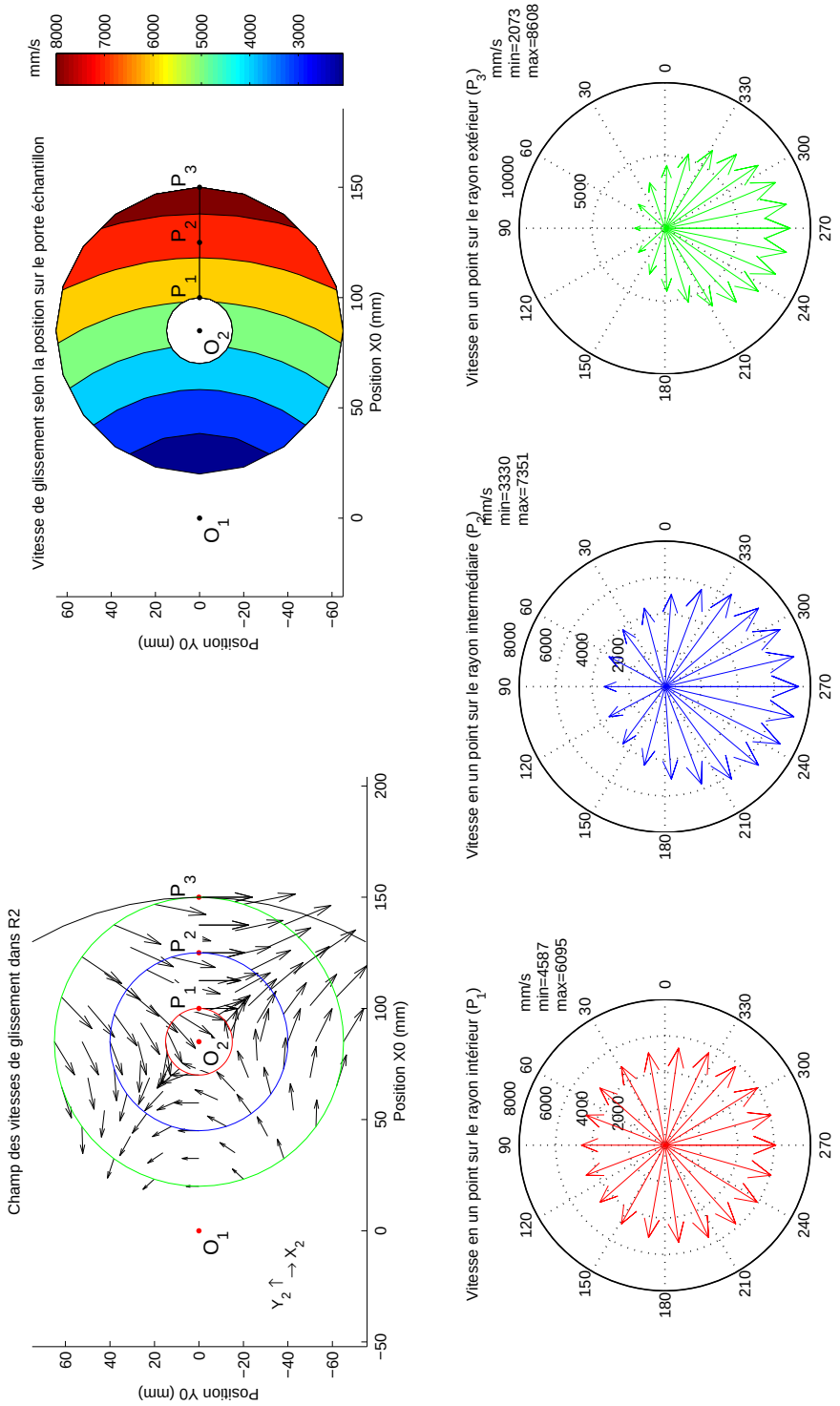


Figure B4 – Champ de vitesse $\omega_1 = 600tr/min$

C Mesure par imagerie chromatique confocale

Principe de fonctionnement

source : `www.stilsa.com`

L'imagerie confocale chromatique (Brevet STIL) a été inventée en 1995 et est reconnue mondialement comme une technique précise et fiable pour la mesure d'épaisseur et de distance. Elle fait partie des rares techniques de métrologie 3D recommandée par la norme internationale ISO 25178.

Configuration :

Un objectif chromatique L projette l'image d'un point source W selon un continuum d'images monochromatiques localisées sur l'axe optique (« codage chromatique »). Un échantillon placé dans cette zone de codage chromatique voit sa surface diffuser 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, λM. La lumière collectée est analysée par un spectrographe S. La position de l'échantillon est en relation directe avec la longueur d'onde détectée λM.

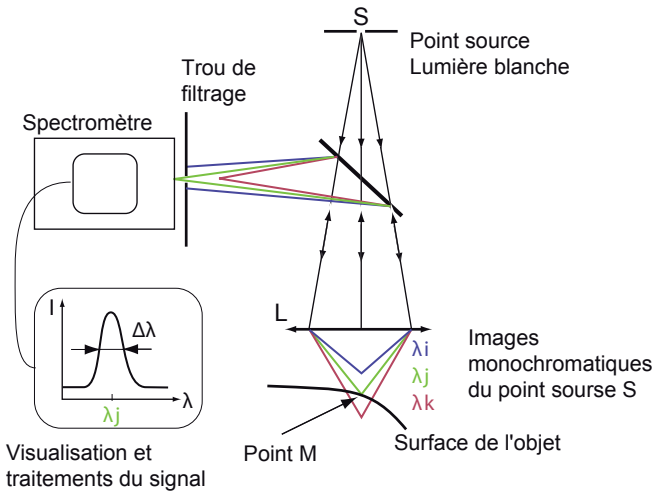


Figure C1 – Principe de la mesure par imagerie chromatique confocale

Avantages :

- Haute résolution,
- Rapport signal à bruit élevé,
- Fonctionne avec tous types de matériaux,
- Large choix de gamme de mesure,
- Compatible avec des pentes locales importantes,
- Géométrie coaxial (pas d'ombrage),
- Pas d'effet « Speckle ».

D Caractéristiques de la MIKRON UCP 710

Le centre d'usinage 5 axes disponible sur la plate forme du LURPA est composé de trois axes de translation X, Y, Z, ainsi que de deux axes de rotation A et C. L'architecture est de type CAXYZ. Le berceau est en liaison pivot d'axe A avec le bâti. Le plateau est en liaison pivot d'axe C avec le berceau (Figure D1). L'axe C est parallèle à l'axe Z pour $A = 0$.

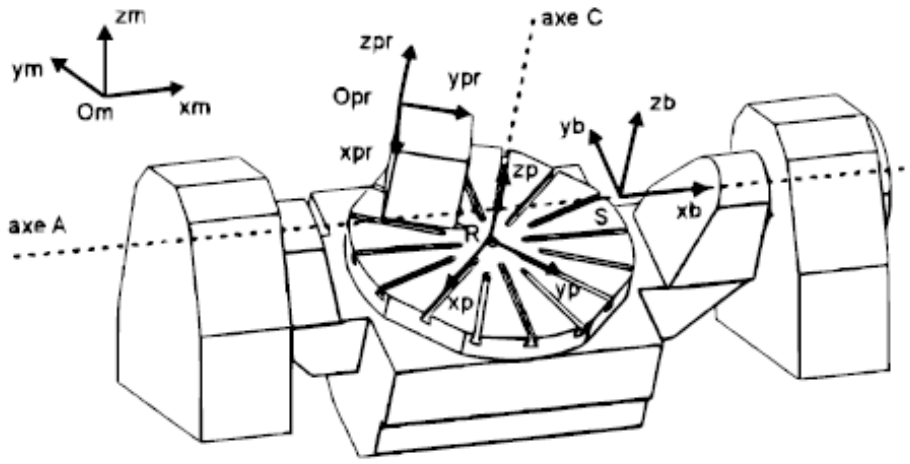


Figure D1 – Modélisation géométrique du centre d'usinage Mikron UCP 710

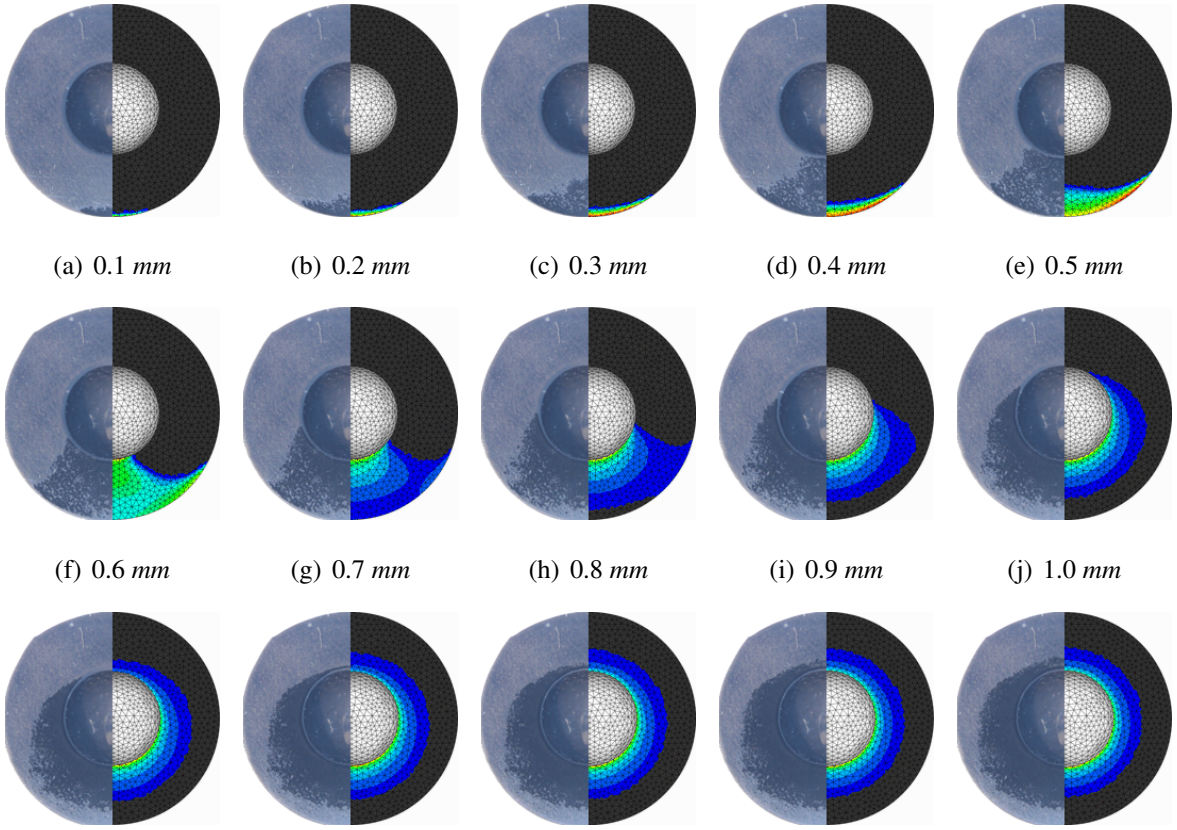
Le directeur de commande numérique (DCN) qui équipe cette machine est un SINUMERIK 840D de la marque Siemens. Le tableau D1 récapitule l'ensemble des caractéristiques cinématiques maximales pour chacun des axes.

Paramètre	**Axe X**	**Axe Y**	**Axe Z**	**Axe A**	**Axe C**
Courses	710 mm	650 mm	500 mm	151°	∞
Vitesse max	30 m/min	30 m/min	30 m/min	15 tr/min	20 tr/min
Accélération max	2,5 m/s^2	3 m/s^2	2,1 m/s^2	0,83 tr/s^2	0,83 tr/s^2
Jerk max	5 m/s^3	5 m/s^3	50 m/s^3	5 tr/s^3	50 tr/s^3

Tableau D1 – Paramètre CN des performances cinématiques de la Mikron UCP 710 [Lavernhe (2006)]

E Contact entre le porte-disque et une surface plane

Les figures suivantes présentent la comparaison entre les contacts mesurés et simulés. Les contacts entre le porte-disque et une surface plane sont obtenus pour des inclinaisons de 5,10 et 15 degrés et différents écrasements normaux.



(a) 0.1 *mm* (b) 0.2 *mm* (c) 0.3 *mm* (d) 0.4 *mm* (e) 0.5 *mm*

(f) 0.6 *mm* (g) 0.7 *mm* (h) 0.8 *mm* (i) 0.9 *mm* (j) 1.0 *mm*

(k) 1.1 *mm* (l) 1.2 *mm* (m) 1.3 *mm* (n) 1.4 *mm* (o) 1.5 *mm*

Figure E1 – Zones de contact entre le porte-disque et un plan selon écrasement normale à la surface plane (5 degrés d'inclinaison)

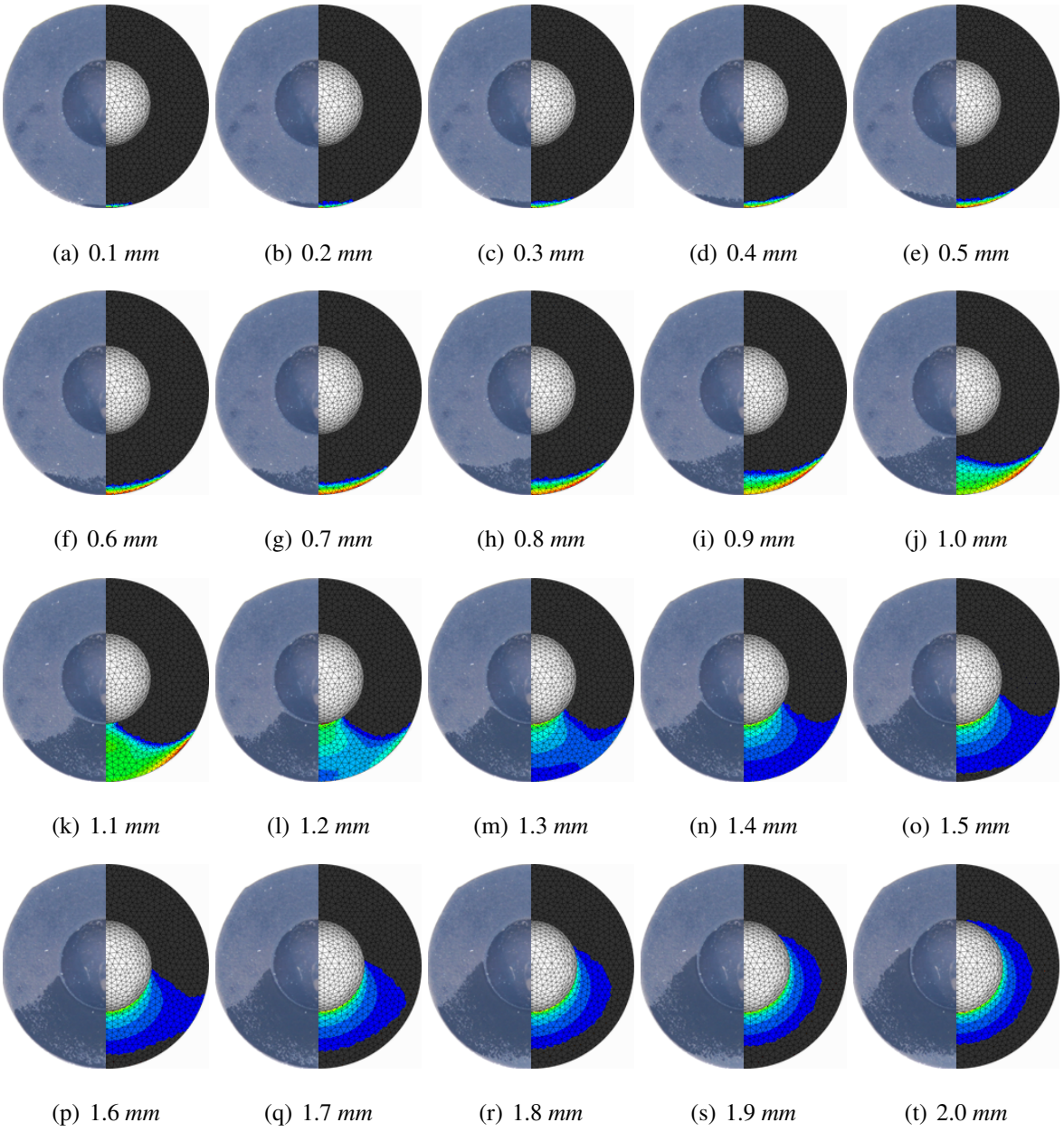
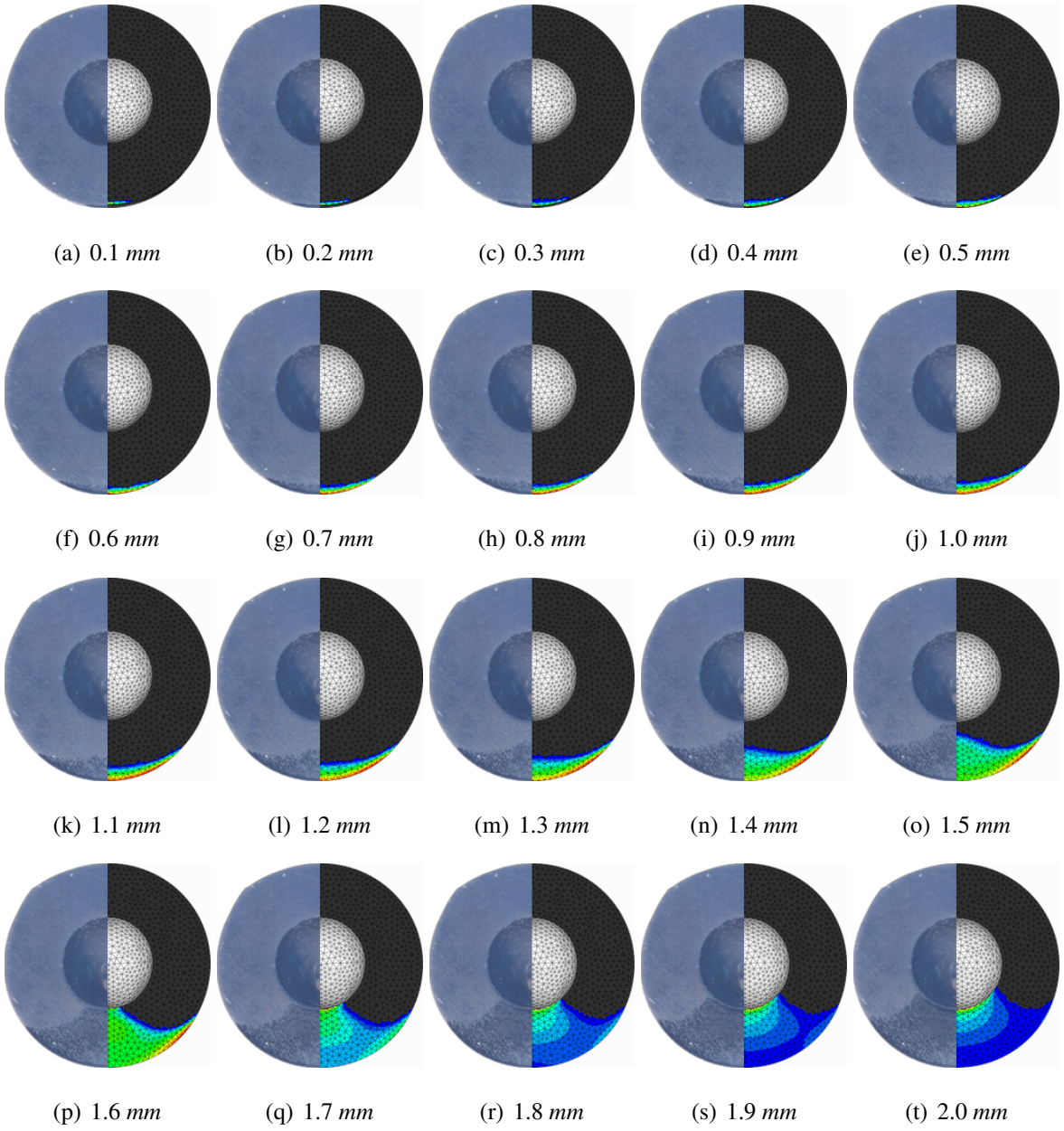


Figure E2 – Zones de contact entre le porte-disque et un plan selon écrasement normale à la surface plane (10 degrés d'inclinaison)



(a) 0.1 *mm* (b) 0.2 *mm* (c) 0.3 *mm* (d) 0.4 *mm* (e) 0.5 *mm*

(f) 0.6 *mm* (g) 0.7 *mm* (h) 0.8 *mm* (i) 0.9 *mm* (j) 1.0 *mm*

(k) 1.1 *mm* (l) 1.2 *mm* (m) 1.3 *mm* (n) 1.4 *mm* (o) 1.5 *mm*

(p) 1.6 *mm* (q) 1.7 *mm* (r) 1.8 *mm* (s) 1.9 *mm* (t) 2.0 *mm*

Figure E3 – Zones de contact entre le porte-disque et un plan selon écrasement normale à la surface plane (15 degrés d'inclinaison)

F Contact entre le disque et une surface plane

Sur chacune des représentations du contact, le point théorique de contact $Cc0$ pour un écrasement nul et sans déformation des éléments (Figure 2.17) est représenté par une croix.

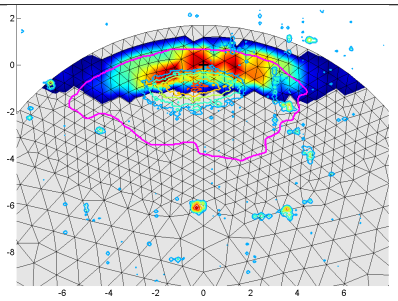
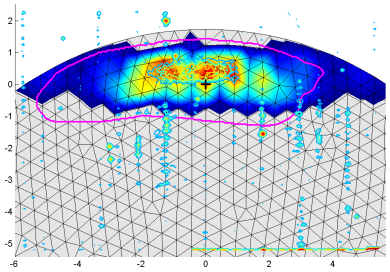
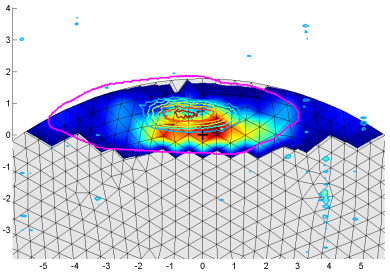
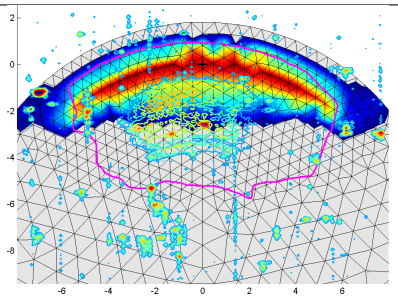
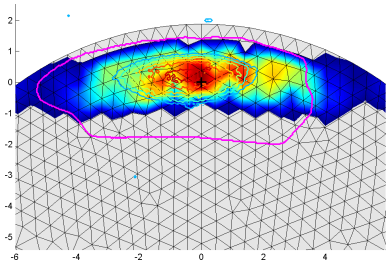
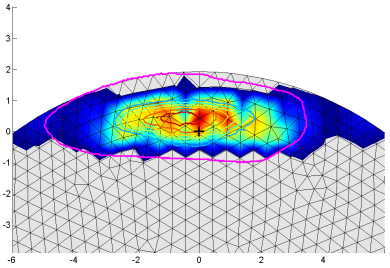
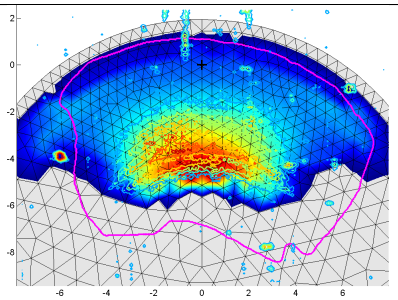
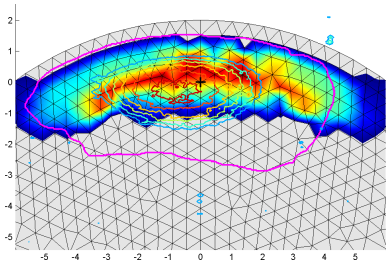
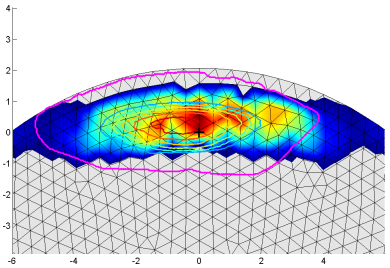
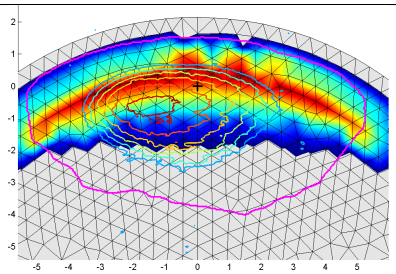
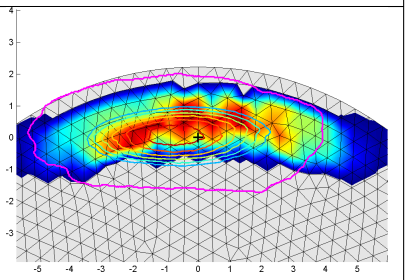
	5 degrés	10 degrés	15 degrés
0,3 mm			
0,5 mm			
0,7 mm			
0,9 mm			

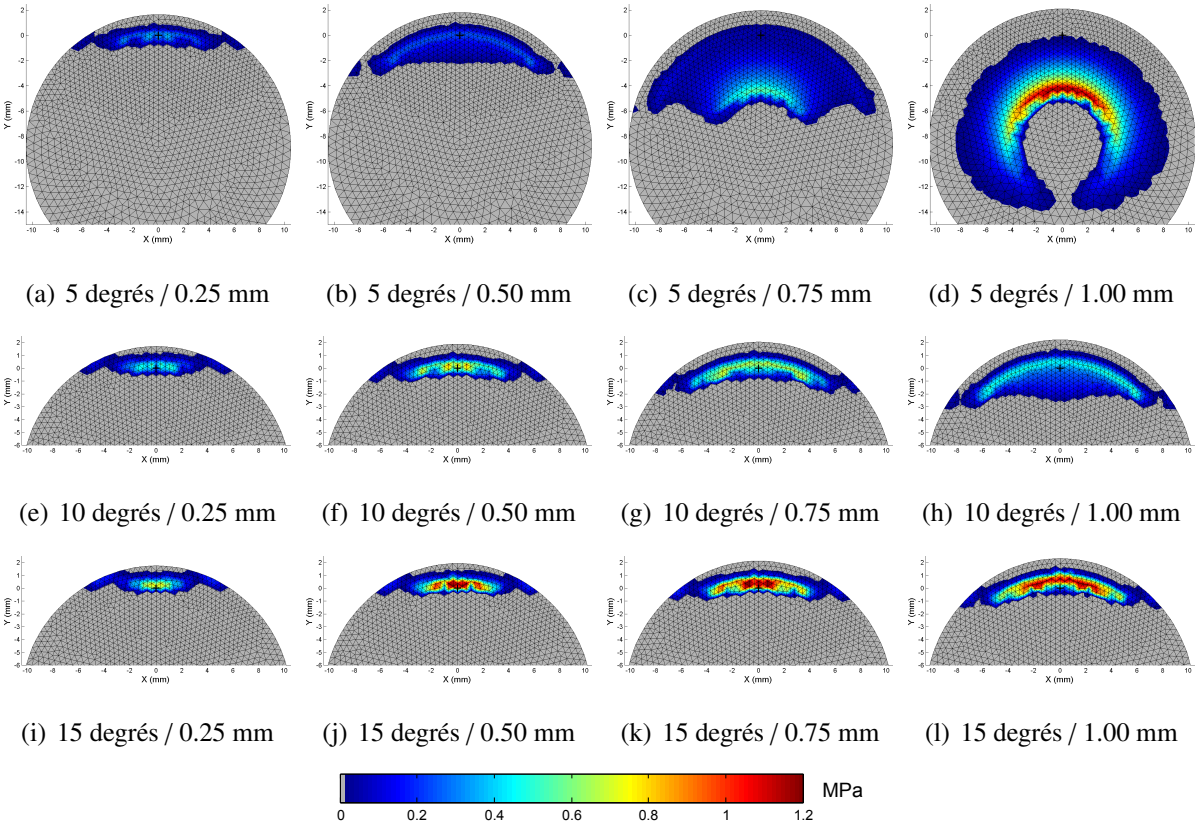
Tableau F1 – Comparaison des contacts par superposition

G Évolution du contact

Cette annexe présente l'évolution du contact en fonction des paramètres opératoires tels que l'écrasement et l'inclinaison ou de la géométrie de la forme à polir. L'étude est réalisée à partir de l'abaque réalisée dans le chapitre 2.

G1 Influence de l'écrasement et de l'inclinaison

Le contact théorique entre l'outil de prépolissage et une surface plane est observé pour des inclinaisons de 5, 10 et 15 degrés et des écrasements inférieurs à 1 mm (Figure G1). Avec une inclinaison de 5 degrés, la forme du contact évolue rapidement en fonction de l'écrasement, le contact a lieu en périphérie pour les faibles écrasements (0,25 *mm*) et dans la partie centrale pour 1 *mm*. Pour les inclinaisons de 10 et 15 degrés, la surface s'étend sur la périphérie. Dans toutes les configurations, la répartition de pression n'est pas homogène et même si l'effort augmente avec l'écrasement, la pression maximale ne dépasse pas 1,2 *MPa*. C'est la taille de la zone qui a tendance à s'étendre lorsque l'écrasement augmente.



(a) 5 degrés / 0.25 mm (b) 5 degrés / 0.50 mm (c) 5 degrés / 0.75 mm (d) 5 degrés / 1.00 mm

(e) 10 degrés / 0.25 mm (f) 10 degrés / 0.50 mm (g) 10 degrés / 0.75 mm (h) 10 degrés / 1.00 mm

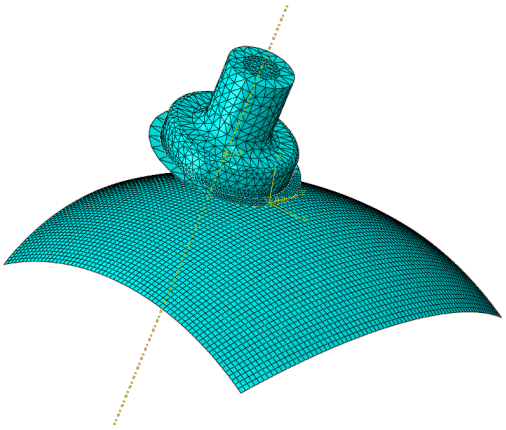
(i) 15 degrés / 0.25 mm (j) 15 degrés / 0.50 mm (k) 15 degrés / 0.75 mm (l) 15 degrés / 1.00 mm

Figure G1 – Évolution de la pression sur un plan (inclinaison/écrasement)

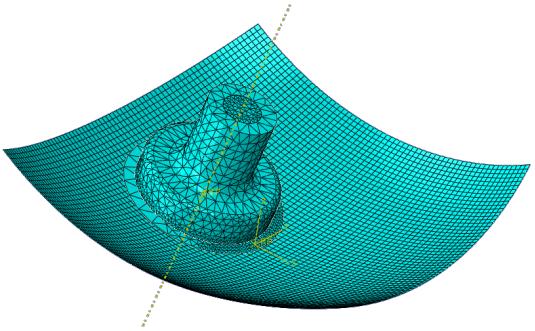
Avec une inclinaison de 5 degrés, pour utiliser le disque sur une étendue maximale et avec une pression relativement homogène il faudrait utiliser un écrasement de 0,75 mm. L'expérience montre que la fixation du disque par adhésif ne le permet pas, seule la périphérie du disque peut être utilisée (remarques identiques pour 10 et 15 degrés).

G2 Influence de la forme de la pièce

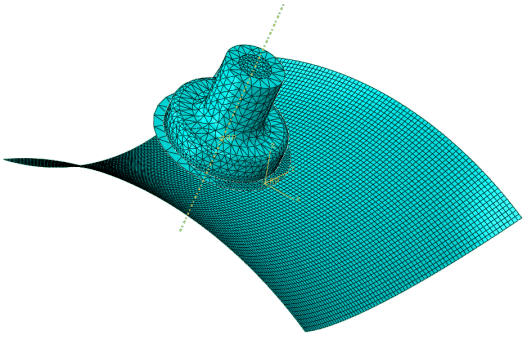
L'évolution du contact en fonction de la forme à polir est étudiée en considérant une unique configuration (un écrasement de 0,7 mm et une inclinaison de 15 degrés) et trois formes quadriques : sphérique convexe, sphérique concave et paraboloïde hyperbolique (G2). Pour les surfaces sphériques, le contact est observé pour différents rayons de courbure tandis que pour la surface de type paraboloïde hyperbolique, les courbures principales sont fixées à $1/100\ mm^{-1}$ et $-1/100\ mm^{-1}$. Le contact est observé en fonction du pivotement de l'outil autour de la normale au contact.



(a) sphérique convexe

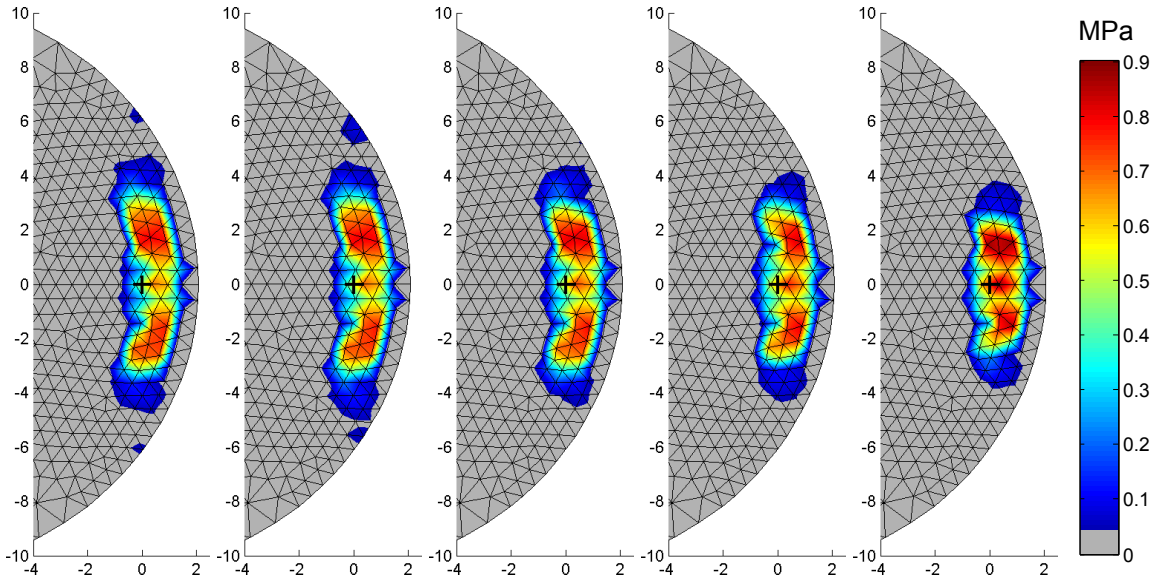


(b) sphérique concave



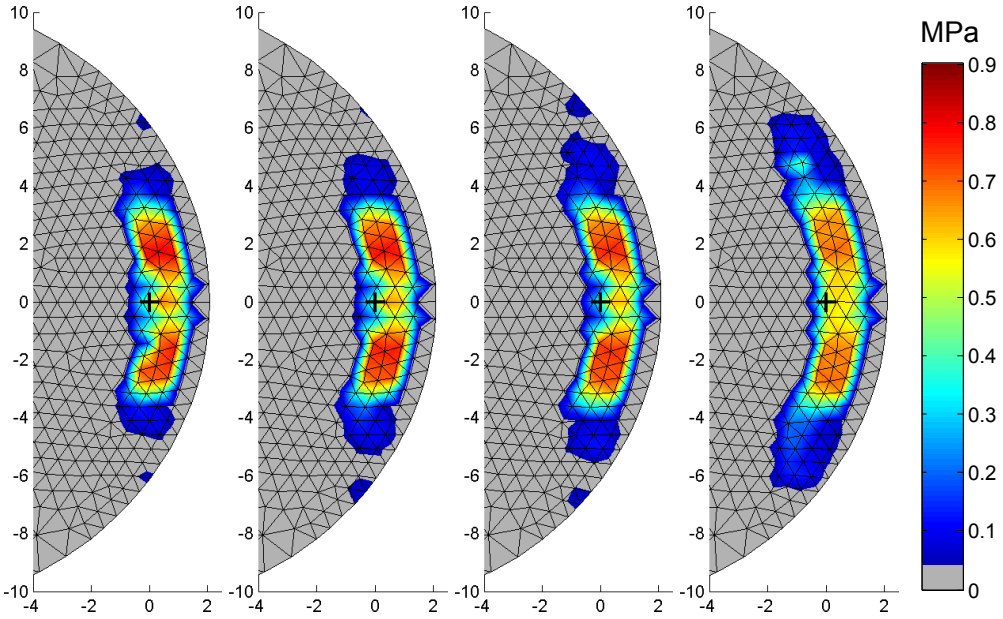
(c) paraboloïde hyperbolique

Figure G2 – Forme des quadriques étudiées



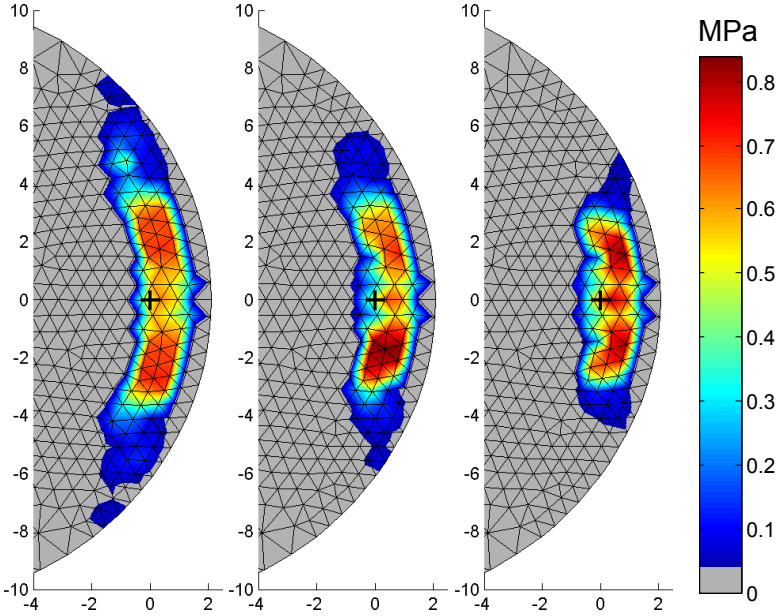
(a) plan (b) 500 mm (c) 200 mm (d) 100 mm (e) 50 mm

Figure G3 – Pression de contact sur une surface convexe en fonction du rayon de courbure



(a) plan (b) 500 mm (c) 200 mm (d) 100 mm

Figure G4 – Pression de contact sur une surface concave en fonction du rayon de courbure



(a) 0 degrés (b) 45 degrés (c) 90 degrés

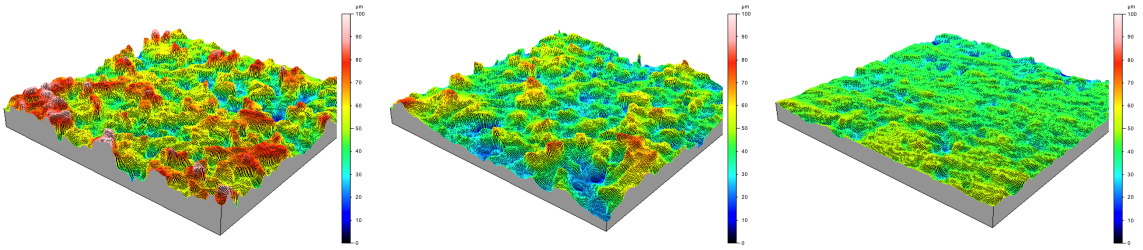
Figure G5 – Pression de contact sur une surface de type paraboloïde hyperbolique en fonction du pivotement de l'outil

Sur les surfaces sphériques convexes, l'étendue de la surface de contact augmente lorsque le rayon de courbure diminue (Figure G3). Avec un rayon de 50 *mm*, la pression maximale est environ 20% supérieure à celle obtenue sur une surface plane. Sur les surfaces sphériques concaves, c'est l'effet inverse (Figure G4), le contact s'étend sur le bord du porte-disque et la pression maximale diminue d'environ 20% en passant d'une surface plane à une surface concave avec un rayon de 100 *mm*.

Sur les surfaces de type paraboloïde hyperbolique, les conclusions sont similaires, le contact est plus large avec des pressions plus faibles s'il s'appuie sur la courbe concave et inversement s'il s'appuie sur la courbe convexe. Dans le cas d'un pivotement compris entre 0 et 90 degrés, la forme du contact et les valeurs des pressions ne sont pas symétriques.

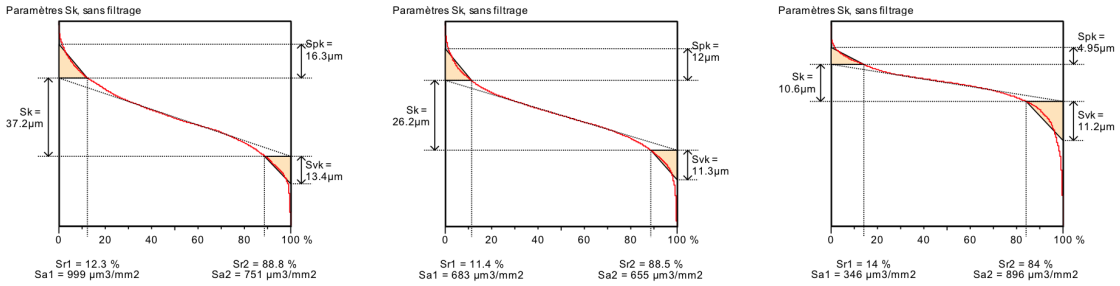
H Usure des disques abrasifs P600

Les figures suivantes permettent de visualiser la géométrie d'un disque abrasif de type P600 avant et après une opération de prépolissage durant 6 minutes. Les images de la figure H1 représentent la topographie 3D du disque sur une zone mesurant 0,5 × 0,5 mm^2. Les courbes d'Abbott-Firestone de ces mêmes surfaces sont représentées sur la figure H2. Les histogrammes de la figure H3 montrent le nombre de pics en fonction de la hauteur.



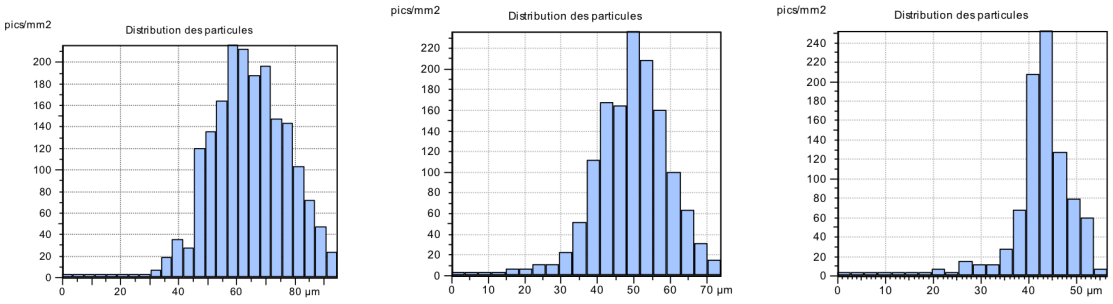
(a) Zone non usée (b) Zone intermédiaire (c) Zone usée

Figure H1 – Représentation 3D des trois zones du disque (0,5 × 0,5 mm^2)



(a) Zone non usée (b) Zone intermédiaire (c) Zone usée

Figure H2 – Courbe d'Abbott-Firestone des trois zones du disque



(a) Zone non usée (b) Zone intermédiaire (c) Zone usée

Figure H3 – Répartition des pics selon la hauteur

I Essais portant sur l'influence des paramètres sur le pouvoir abrasif

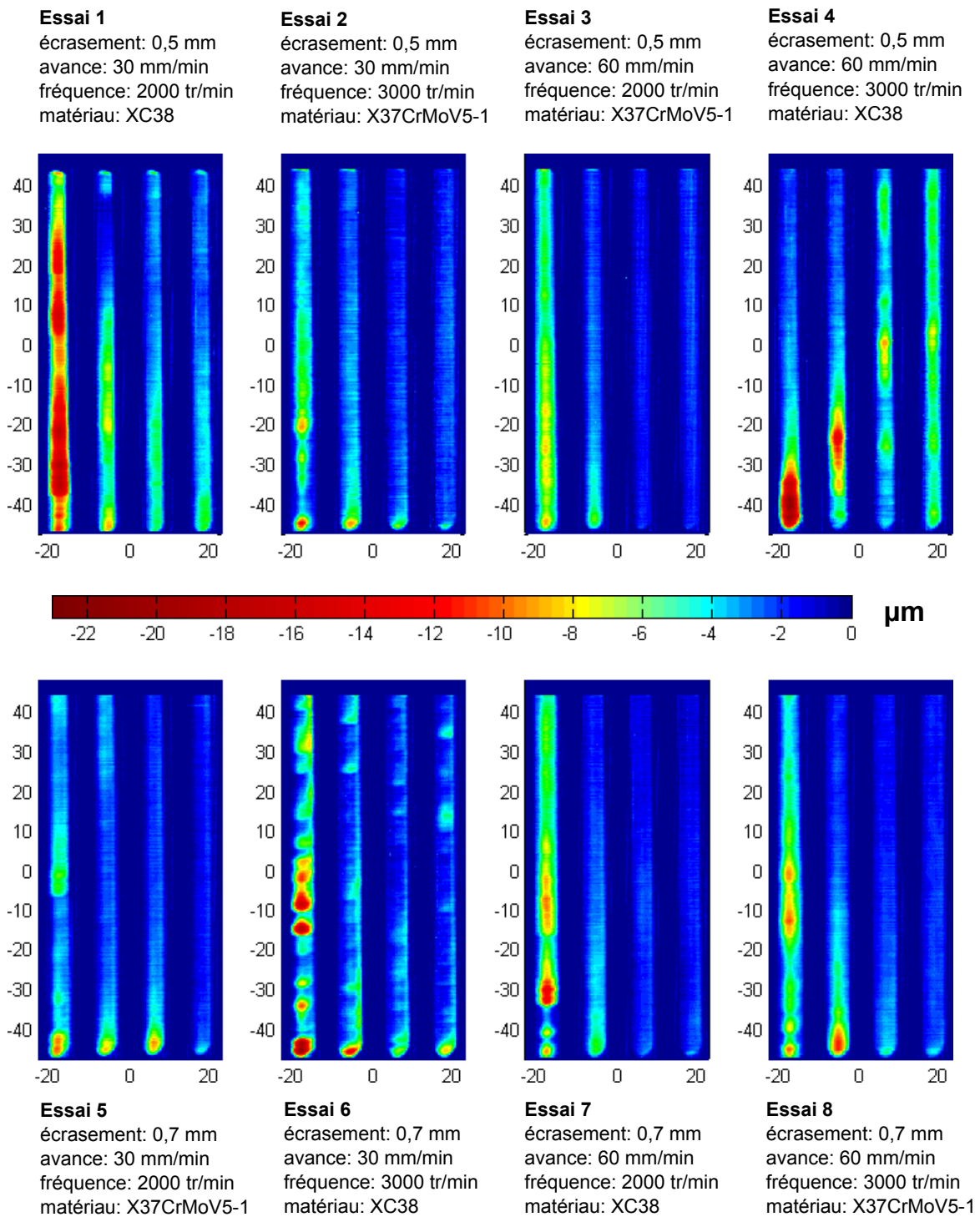


Figure I1 – Cartographies en profondeur des 8 essais : Série 1

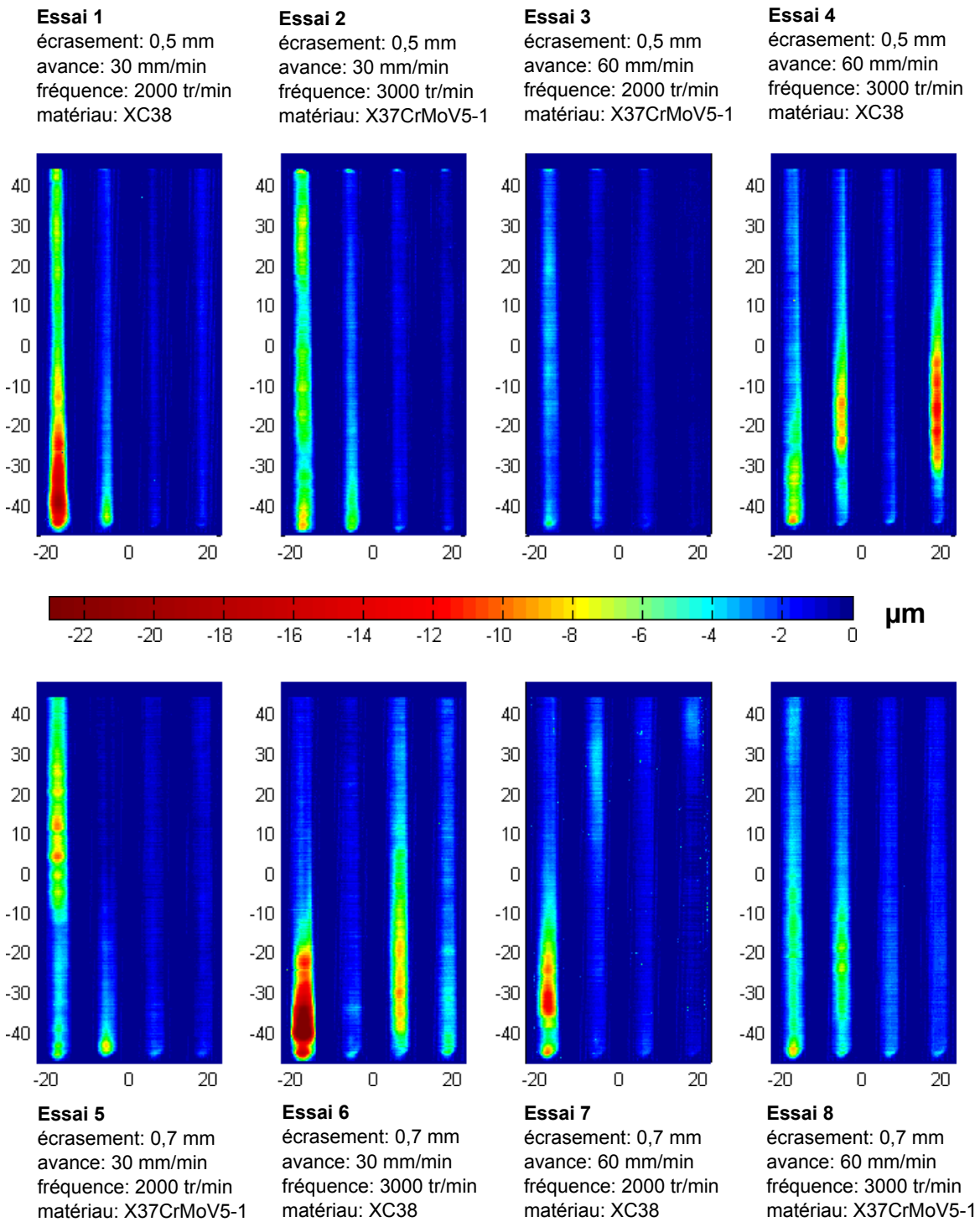


Figure I2 – Cartographies en profondeur des 8 essais : Série 2

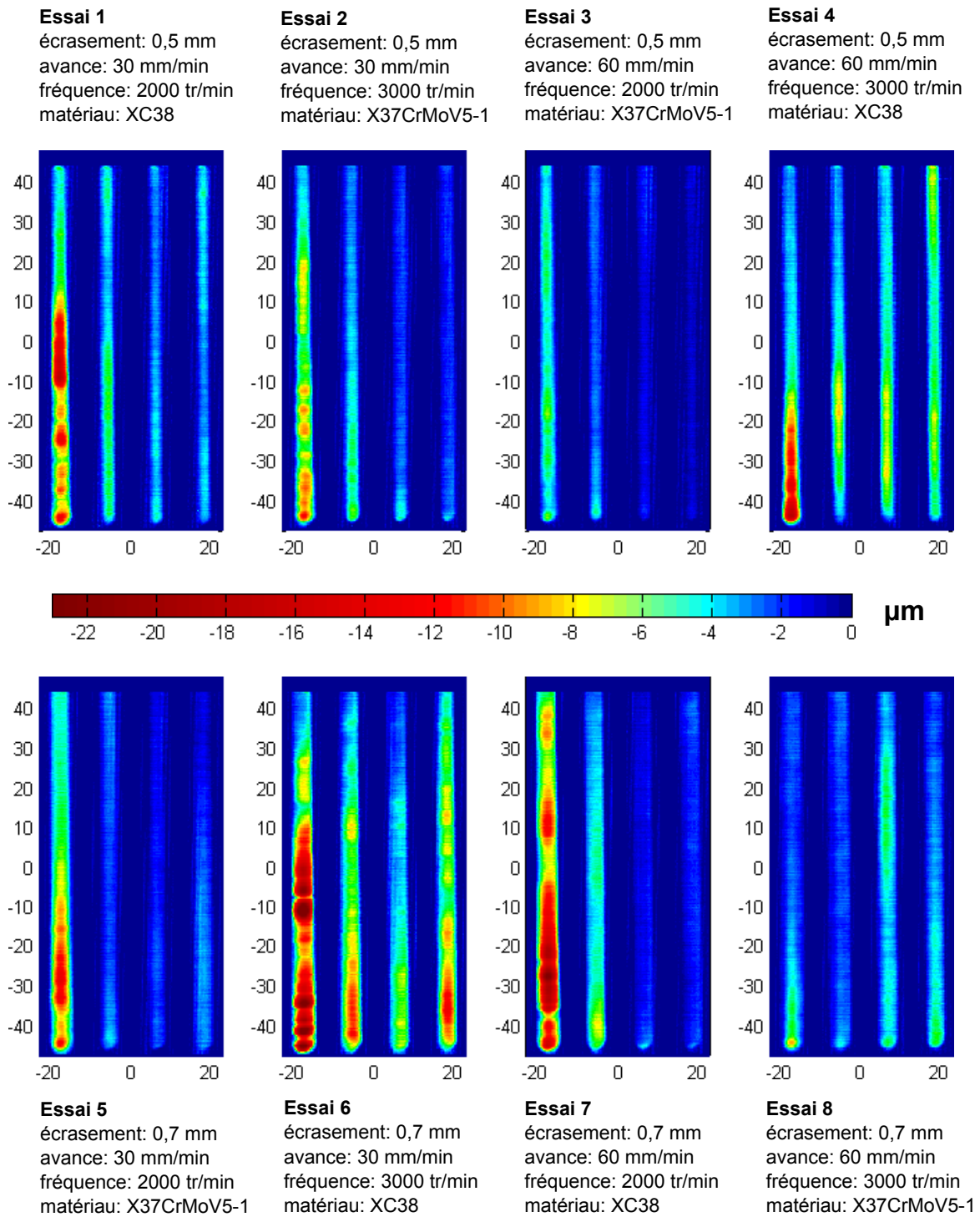


Figure I3 – Cartographies en profondeur des 8 essais : Série 3

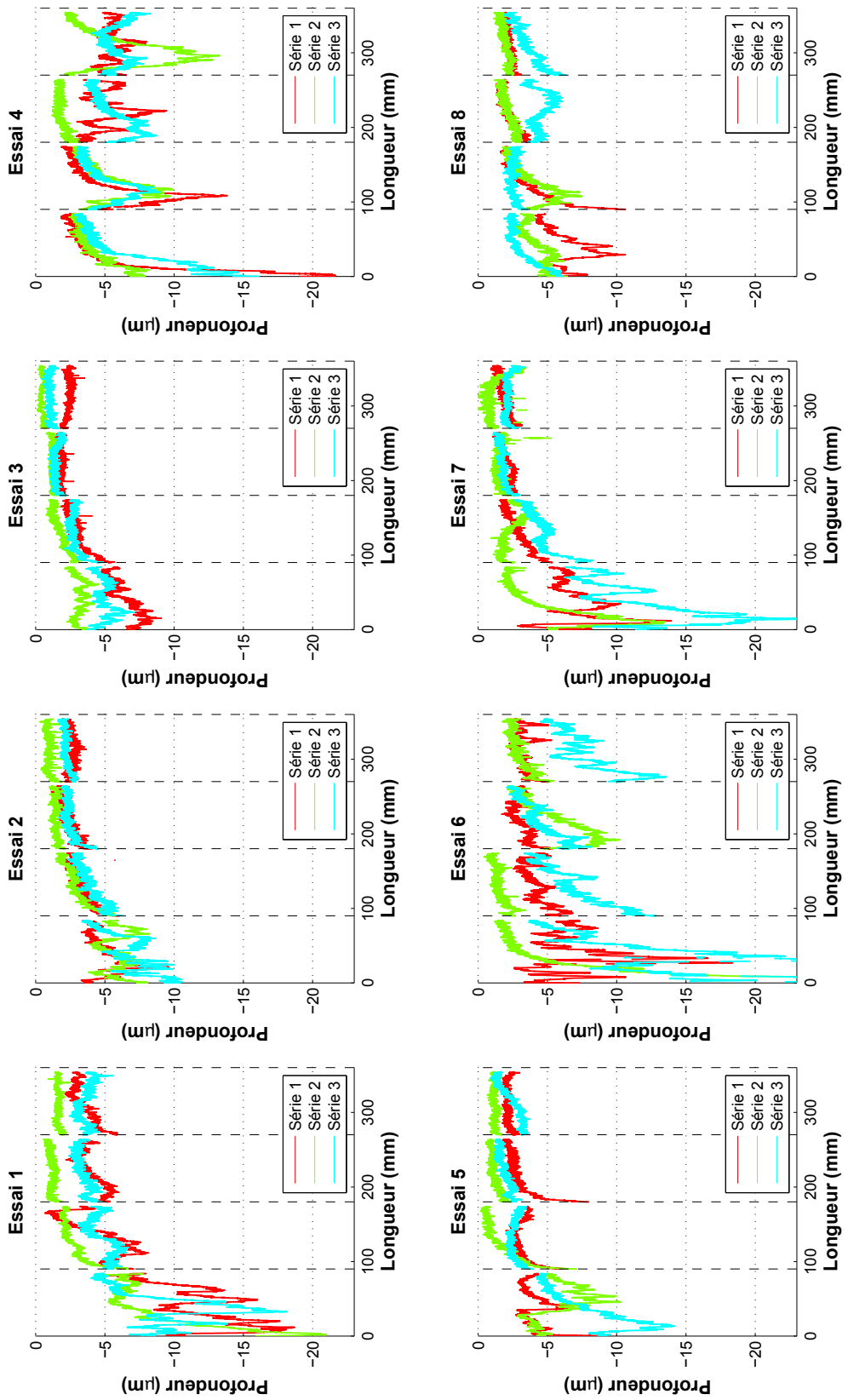


Figure I4 – Profondeur des bandes : 8 essais

J Courbes de températures du porte-disque pendant une opération de polissage

Les graphiques suivants présentent l'ensemble des résultats obtenus par mesure de la température du porte-disque avec une caméra infrarouge (essai présenté dans la partie 5.2. Le schéma de la figure J1 rappel la correspondance entre les courbes et les points mesurés.

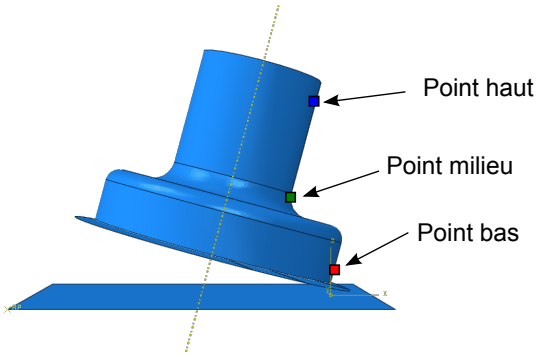


Figure J1 – Correspondance entre les les courbes et les zones mesurées sur le porte-disque

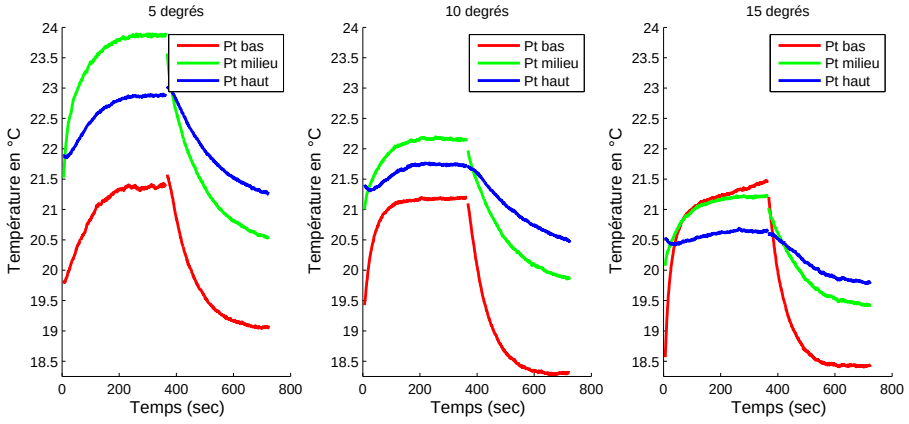


Figure J2 – Écrasement de 0,5mm et fréquence de broche de 1500 tr/min

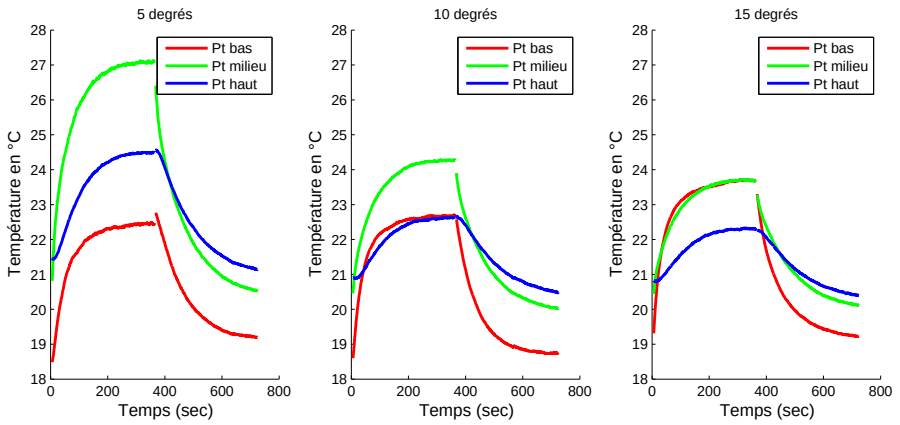


Figure J3 – Écrasement de 0,7mm et fréquence de broche de 1500 tr/min

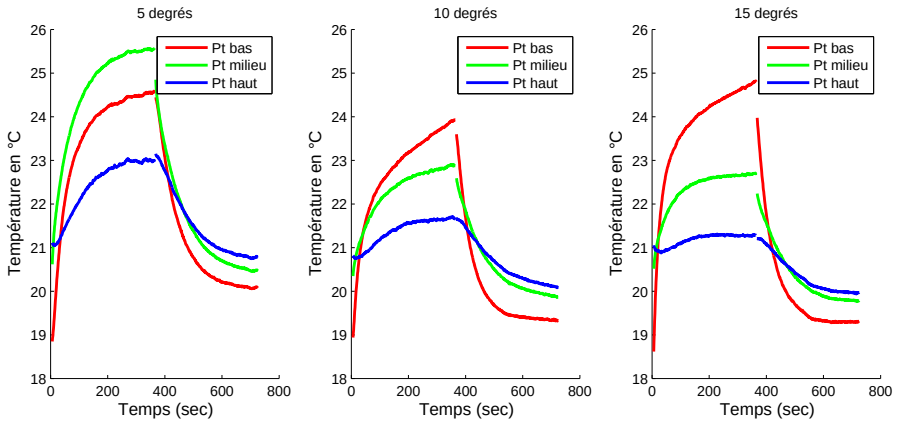


Figure J4 – Écrasement de 0,5mm et fréquence de broche de 3000 tr/min

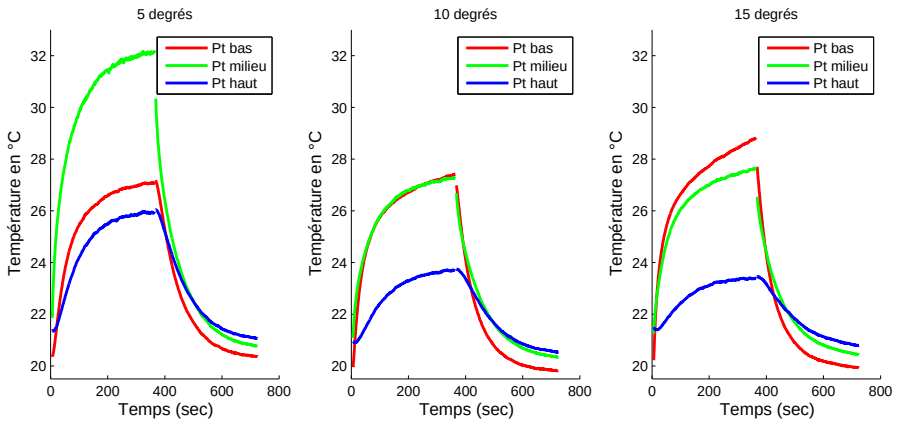


Figure J5 – Écrasement de 0,7mm et fréquence de broche de 3000 tr/min

K Interfaces développées dans MATLAB

Figure K1 – Interface du générateur de trajectoire de polissage

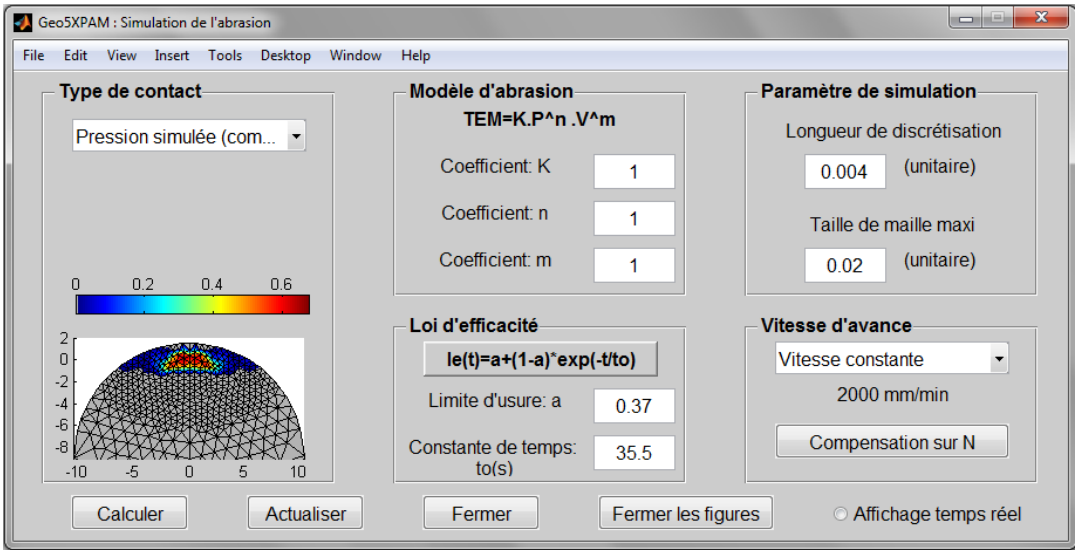


Figure K2 – Interface du simulateur de trajectoire de polissage

Modélisation et simulation du procédé de prépolissage automatique sur centre d'usinage 5 axes

Résumé : La réalisation de formes complexes comme les moules ou les prothèses médicales nécessite l'utilisation d'opérations de super finition pour obtenir de faibles défauts géométriques, pouvant aller jusqu'au poli-miroir. Ces opérations de prépolissage et de polissage sont encore régulièrement réalisées manuellement. En effet, malgré des avantages en termes de répétabilité, de productivité et de qualité géométrique, les méthodes de polissage automatique sont peu utilisées, car elles nécessitent une mise au point importante. Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire participent à la maîtrise du procédé de polissage automatique tout en contrôlant la qualité géométrique des pièces. Pour parvenir à cette maîtrise, un outil de simulation de l'enlèvement de matière est mis en place. Cet outil permet de simuler l'enlèvement de matière au cours d'une opération de prépolissage réalisée sur centre d'usinage 5 axes. Il se base sur un modèle du contact obtenu entre l'outil de pré-polissage et la pièce, ainsi que sur un modèle du pouvoir abrasif intégrant l'usure et l'encrassement du disque. Cette simulation permet de vérifier la régularité de l'abrasion sur une surface et d'identifier les zones pouvant faire apparaitre des défauts macro-géométriques importants. Une méthode est également proposée pour compenser les variations du pouvoir abrasif au cours du temps. La compensation s'effectue en optimisant les consignes de vitesse d'avance et/ou de fréquence de broche le long de la trajectoire. Cette méthode de pilotage permet d'obtenir un taux d'enlèvement de matière plus constant et ainsi de réduire les défauts géométriques générés pendant une opération de prépolissage.

Mots clefs : polissage automatique, défauts géométriques, taux d'enlèvement de matière, modélisation et simulation, centre d'usinage 5 axes

Modeling and simulation of automatic pre-polishing process on 5-axis machining center

Abstract : Complex shapes such as medical implants or injection molds require the use of super-finishing operations to minimize geometrical defects, down to mirror effect finish. These pre-polishing and polishing operations are still regularly performed manually by skilled workers. In spite of advantages in terms of repeatability, productivity and geometrical quality, automatic polishing methods are not widely used because they require systematic and significant developments. The present work contributes to enhance the automatic polishing process compared to the geometric quality of the parts. To achieve this control, a numerical simulation of material removal is implemented. This software simulates the material removal during a pre-polishing operation performed on 5-axis machining center. It is based on a contact model obtained between the pre-polishing tool and the part, as well as an abrasive model including wear of the disc. This simulation allows to check the uniformity of the material removal on the surface and to identify potential areas where macro-geometric defects appear. A method is also proposed to balance variations of the abrasive efficiency. The correction is performed by optimizing the federate and/or the spindle speed along the tool path. This method provides a constant material removal and reduces the geometrical deviations generated during pre-polishing operations.

Key words :automatic polishing, geometrical deviations, material removal rate, modeling and simulation, 5-axis machining center