

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA
MAÎTRISE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M.Ing.

PAR
Stéphane AGNARD

ÉTUDE DU PROFILAGE D'OUTIL DE MEULAGE
DÉDIÉ AUX PROCÉDÉS ROBOTISÉS

MONTRÉAL, LE 22 JUILLET 2013

©Tous droits réservés, Stéphane Agnard, 2013

©Tous droits réservés

Cette licence signifie qu'il est interdit de reproduire, d'enregistrer ou de diffuser en tout ou en partie, le présent document. Le lecteur qui désire imprimer ou conserver sur un autre media une partie importante de ce document, doit obligatoirement en demander l'autorisation à l'auteur.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Zhaoheng Liu, directeur de mémoire
Département du génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Patrick Terriault, président du jury
Département du génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Victor Songmene, membre du jury
Département du génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Bruce Hazel, examinateur externe
Institut de Recherche d'Hydro-Québec

M. Michel Sabourin, examinateur externe
Alstom Hydro Canada

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 11 JUIN 2013

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

En préambule à ce mémoire, je souhaite adresser mes remerciements les plus sincères aux personnes qui m'ont apporté leur aide et qui ont contribué à l'élaboration de ce mémoire ainsi qu'à la réussite de ma maîtrise.

Je tiens à remercier sincèrement M. Zhaoheng Liu, mon directeur, qui s'est toujours montré à l'écoute et très disponible tout au long de la réalisation de ce mémoire. Merci pour son temps, ses conseils et sa précieuse collaboration.

Je tiens aussi à remercier l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ), principalement l'équipe SCOMPI, pour avoir mis à ma disposition les équipements et le personnel nécessaires à la réalisation de ce projet. Merci à M. Bruce Hazel d'avoir partagé son expertise et de m'avoir confié ce projet.

Merci au Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG), au Fonds québécois de la recherche sur la nature et les technologies (FQRNT) et à l'École de technologie supérieure (ÉTS) pour m'avoir soutenu financièrement tout au long du projet.

Merci spécialement à M. Joël Lessard, mon partenaire d'étude. Merci pour sa disponibilité à échanger des idées, pour son esprit critique et pour ces judicieux conseils.

Merci à mes parents, qui ont toujours été pour moi une source d'inspiration et de persévérance. Merci à ma famille et à mes amis pour leurs encouragements et leur appui. Finalement, j'aimerais remercier ma copine Noémie, pour sa compréhension et son soutien au cours de la réalisation de ma maîtrise.

ÉTUDE DU PROFILAGE D'OUTIL DE MEULAGE DÉDIÉ AUX PROCÉDÉS ROBOTISÉS

Stéphane AGNARD

RÉSUMÉ

L'Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ) a développé une technologie robotique portable (robot SCOMPI) permettant d'automatiser plusieurs procédés de réparation et d'entretien des turbines hydroélectriques. Lors du procédé de meulage, certaines surfaces à fortes courbures, comme les raccords, ne sont pas encore accessibles au robot et doivent actuellement être rectifiées à la main. La problématique est que la meule s'use très rapidement et qu'il est difficile de contrôler l'orientation et la position du robot pour s'adapter au changement de forme de l'outil. Ce mémoire présente une méthode pour maintenir le profil de la meule durant le procédé de meulage afin d'améliorer le contrôle de l'enlèvement de matière.

Une analyse du profilage d'outil de meulage a permis d'identifier les particularités et limitations de ce nouveau procédé. Des outils de modification des meules ont été développés pour percer et tailler les meules embouts, utilisées couramment pour ce type d'opération, et ainsi permettre la robotisation et l'étude du procédé de profilage. Des instruments de mesure et des méthodologies expérimentales ont été développés afin de mesurer les paramètres de meulage. Un banc de mesure de profil de la meule et un banc de mesure de la force normale ont donc été réalisés. La caractérisation du banc d'essai de meulage a permis de définir les paramètres de contrôle de la meuleuse et de compenser la compliance du robot SCOMPI durant le procédé afin d'optimiser l'asservissement de la puissance de meulage.

Plusieurs modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule ont été développés et validés par des essais expérimentaux. Ces essais ont permis dans un premier temps d'identifier l'importance de combiner la puissance de meulage et la force normale afin d'augmenter la robustesse des modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule. Les résultats ont démontré également qu'il est beaucoup plus difficile de prévoir l'usure de la meule que l'enlèvement de matière. Pour réaliser spécifiquement l'opération de profilage, un modèle d'oscillation de la meule est proposé et testé expérimentalement. Une série d'essais a permis de démontrer que l'oscillation de l'outil sur la pièce permet d'améliorer le contrôle du profil de la meule et d'accroître le taux d'enlèvement de matière. L'oscillation modélisée permet de minimiser de plus de 25% l'erreur de profil comparativement à une oscillation linéaire. Le contrôle de la puissance de meulage et la compensation de la flexibilité du robot sont les éléments clés permettant d'optimiser le profilage d'outil de meulage.

De façon générale, ce projet de recherche permet de jeter les bases du profilage d'outil de meulage dédié aux procédés robotisés et d'identifier les facteurs importants permettant la réalisation de ce nouveau procédé.

Mots-clés : Meulage robotisé, profilage d'outil de meulage, modèle d'enlèvement de matière, modèle d'usure de la meule, modèle d'oscillation, instrumentation

ÉTUDE DU PROFILAGE D'OUTIL DE MEULAGE DÉDIÉ AUX PROCÉDÉS ROBOTISÉS

Stéphane AGNARD

ABSTRACT

The Research Institute of Hydro-Quebec (IREQ) developed a portable robotic technology (SCOMPI robot) to automate repair and maintenance processes for hydroelectric turbines. During the grinding process, some surfaces with high curvature, such as fillets, are not yet attainable by the robot and must be corrected through manual grinding tasks. The problem with the use of robot in these areas is fast wear of grinding wheel which makes it difficult to control the orientation and position of the robot, considering the changes in shape of the wheel. This thesis presents a method to maintain the profile of the grinding wheel during the grinding process in order to improve material removal control.

An analysis of grinding wheel profiling allows identifying the features and limitations of this new process. Several tools have been developed to modify plug wheels, commonly used for this type of operation. Drilling and truing the wheels allow the robotization and the study of the process of profiling. Measuring instruments and experimental methodologies have been developed to measure the grinding parameters. A wheel profile measuring bench and a normal force measuring bench have been developed. Grinding bench characterization made it possible to define the control parameters of the grinder and compensate the compliance of the SCOMPI robot during the process. The objective of this step is to optimize the grinding power control during the process.

Several material removal and wheel wear models were developed and validated by experimental tests. These tests have identified the importance of combining the grinding power and the normal force to increase the robustness of material removal and wheel wear models. The results also showed that it is much more difficult to predict the wear of the wheel compared to the material removals. In order to achieve the profiling operation, an oscillation model of the wheel is proposed and tested experimentally. A series of tests has shown that the oscillation of the wheel on the work piece improves the control of the wheel profile and increases the material removal rates. The modeled oscillation minimized the profile error more than 25% compared to a linear oscillation. Grinding power control and flexibility compensation of the robot are found as the key elements to optimize the grinding wheel profiling process.

Overall, this research lays the groundwork for grinding wheel profiling dedicated to robotic grinding process and identifies the factors which are important for developing this new process.

Keywords: Robotic grinding, grinding wheel profiling, material removal model, wheel wear model, oscillation model, instrumentation

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE	3
1.1 Notions de base	3
1.1.1 Les principales composantes du procédé	3
1.1.2 Mécanisme d'enlèvement de matière	4
1.1.3 Usure de la meule	6
1.1.4 Transfert d'énergie	7
1.1.5 Copeau non-déformé	8
1.1.6 Énergie spécifique	10
1.1.7 Dressage, taillage et avivage	11
1.2 Principales approches de modélisation	12
1.2.1 Approche heuristique	13
1.2.2 Approche empirique	13
1.2.3 Approche physique	13
1.3 Principaux modèles du procédé de meulage	14
1.3.1 Modèle d'enlèvement de matière	15
1.3.2 Modèle d'usure de la meule	16
1.4 Technologie SCOMPI	18
1.4.1 Stratégie de contrôle	19
1.4.2 Meulage par vibro-impact	21
1.4.3 Outils de meulage	21
1.4.4 Angles de meulage	22
1.4.5 Modèle d'enlèvement de matière	24
1.4.6 Modèle d'usure de la meule	27
1.4.7 Modèle de puissance à l'arbre de la meuleuse	27
CHAPITRE 2 PROFILAGE D'OUTIL DE MEULAGE	29
2.1 Simplification du procédé de meulage	30
2.2 Analyses géométriques et cinématiques	32
2.2.1 Limitation de l'utilisation de la meule	32
2.2.2 Profil idéal à maintenir	34
2.2.3 Rayon de profil de la meule	37
2.2.4 Angles limites d'oscillation	39
2.2.5 Rayon effectif de meulage	44
2.3 Modèle d'enlèvement de matière	47
2.4 Modèle d'usure de la meule	50
2.5 Modèle d'oscillation	53
2.5.1 Volume de coupe	54
2.5.2 Volume d'usure	58
2.5.3 Interaction des volumes de coupe et d'usure	60

CHAPITRE 3 BANC D’ESSAI, OUTILS ET INSTRUMENTS DE MESURE.....	65
3.1 Banc d’essai de meulage.....	66
3.1.1 Robot SCOMPI.....	66
3.1.1.1 Calibration.....	66
3.1.2 Meuleuse K44300.....	69
3.1.2.1 Calibration.....	70
3.2 Outils de modification de la meule.....	71
3.2.1 Perçage de la meule.....	71
3.2.2 Taillage de la meule.....	73
3.2.2.1 Calibration.....	75
3.3 Instruments de mesure.....	76
3.3.1 Mesure de la masse.....	76
3.3.1.1 Calibration.....	76
3.3.1.2 Traitement des données.....	77
3.3.2 Mesure du profil de la meule.....	78
3.3.2.1 Calibration.....	79
3.3.2.2 Traitement des données.....	82
3.3.3 Mesure de la force normale.....	84
3.3.3.1 Calibration.....	85
3.3.3.2 Traitement des données.....	86
3.3.4 Mesure de la profondeur de coupe.....	86
3.3.4.1 Calibration.....	87
3.3.4.2 Traitement des données.....	88
3.4 Synchronisation des données.....	93
CHAPITRE 4 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX.....	97
4.1 Meulage sans oscillation.....	97
4.1.1 Modèles d’enlèvement de matière.....	99
4.1.2 Modèles d’usure de la meule.....	106
4.2 Meulage avec oscillation.....	113
4.2.1 Modèles d’oscillation.....	115
4.3 Discussions.....	127
CONCLUSION.....	131
RECOMMANDATIONS.....	133
ANNEXE I COEFFICIENTS DU MODÈLE DE COMPLIANCE.....	137
ANNEXE II COEFFICIENTS DU MODÈLE DE PUISSANCE EFFECTIVE DE MEULAGE.....	139
ANNEXE III SENSIBILITÉS DES CAPTEURS DE LA TABLE DYNAMOMÉTRIQUE.....	141
ANNEXE IV COEFFICIENTS DE LA SURFACE DE DÉFORMATION.....	143

ANNEXE V COEFFICIENTS DES MODÈLES D'ENLÈVEMENT DE MATIÈRE.....	145
ANNEXE VI COEFFICIENTS DES MODÈLES D'USURE DE LA MEULE.....	147
ANNEXE VII COEFFICIENTS DE RÉGRESSION DE PROFILS	149
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES	151

LISTE DES TABLEAUX

		Page
Tableau 4.1	Plan d'expérience à puissance variable.....	98
Tableau 4.2	Plan d'expérience à vitesse d'avance variable.....	98
Tableau 4.3	Plan d'expérience à vitesse de rotation variable.....	98
Tableau 4.4	Coefficients de corrélation des différents modèles d'enlèvement de matière.....	103
Tableau 4.5	Coefficients de corrélation des différents modèles d'usure de la meule.....	110
Tableau 4.6	Plan d'expérience du meulage avec oscillation.....	114
Tableau 4.7	Plan d'expérience à angle frontal fixe.....	114

LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Principales composantes du procédé de meulage	4
Figure 1.2	Interactions physiques entre les grains abrasifs et la surface de la pièce	5
Figure 1.3	Modes d'usure de la meule	6
Figure 1.4	Effets mécanique et thermique en usinage et en meulage	8
Figure 1.5	(a) Meulage conventionnel (b) Zoom sur le copeau non-déformé	9
Figure 1.6	(a) Meulage robotisé (b) Zoom sur le copeau non-déformé d'un disque en régime permanent	10
Figure 1.7	Catégories de modèles et leur domaine d'application pour la simulation	12
Figure 1.8	Six degré de liberté du robot flexible SCOMPI.....	19
Figure 1.9	Boucle de contrôle hybride force/position.....	20
Figure 1.10	Types de meule boisseau (a) Type 6 (b) Type 11	22
Figure 1.11	Types de meule embout (a) Type 16 (b) Type 17 (c) Type 18 (d) Type 18R (e) Type 19.....	22
Figure 1.12	Orientation du repère de l'outil par rapport au repère de la surface curviligne.....	23
Figure 1.13	Angles de meulage : angle d'avance α , angle frontal β et angle libre γ (a) Vue de dessus (b) Vue du profil de la meule	24
Figure 1.14	Géométrie de coupe orthogonale (a) Usinage (b) Meulage	25
Figure 2.1	(a) Turbine Francis (b) Section de turbine Francis	29
Figure 2.2	Formation d'une pointe sur le nez de la meule (a) Meule neuve (b) Meule usée.....	32
Figure 2.3	Perçage de la meule (a) Meule avant perçage (b) Meule après perçage	33

Figure 2.4	Copeaux non-déformés à différents angles d'oscillation d'une meule trouées à profil (a) Quelconque (b) Circulaire.....	35
Figure 2.5	Vues de dessus et isométrique d'une entaille disjointe de meulage laissée par une meule à profil (a) Quelconque (b) Circulaire.....	36
Figure 2.6	Délimitation du profil circulaire en fonction des angles frontaux limites (a) Angle frontal minimum (b) Angle frontal maximum (c) Angles frontaux minimum et maximum.....	37
Figure 2.7	Pourcentage d'usure d'une meule embout trouée à profil circulaire (a) 0% (b) 50% (c) 100%.....	38
Figure 2.8	Vues orthogonales et isométrique du copeau non-déformé spécifique au meulage robotisé d'une meule à profil circulaire (point rouge : point normal à la surface de travail).....	39
Figure 2.9	Orientation du copeau non-déformé selon la direction d'avance (a) Avance (b) Virage (c) Recul.....	40
Figure 2.10	Copeaux non-déformés aux angles limites d'oscillation (a) Avance (b) Recul.....	41
Figure 2.11	Copeaux non-déformés du meulage avec chevauchement des passes et un angle d'avance non-nul (a) Vues orthogonales et isométrique (b) Orientation sur la meule lors du meulage.....	43
Figure 2.12	Position du point d'application de la force (vert) et du point normal à la surface de travail (rouge) sur le copeau non-déformé (a) Vue isométrique (b) Vues orthogonales et isométrique.....	45
Figure 2.13	Rayons effectifs minimum et maximum aux angles limites d'oscillation selon la direction d'avance (a) Avance (b) Recul.....	47
Figure 2.14	(a) Meule 0% d'usure (b) Meule 100% usure (c) Volume de meule usé entre 0% et 100% d'usure.....	52
Figure 2.15	(a) Partie sphérique d'une meule à profil circulaire composée de disques d'épaisseur Δx (b) Zoom.....	54
Figure 2.16	Cinématique de coupe entre les disques et le copeau non-déformé avec zoom sur le copeau non-déformé résultant (a) Angle frontal minimum (b) Angle frontal maximum.....	55

Figure 2.17	Modélisation de la surface de coupe du copeau non-déformé (a) Plan de coupe traversant le copeau non-déformé (b) Surface d'intersection entre le plan de coupe et la copeau non-déformé (c) Surface de coupe résultante56	56
Figure 2.18	Volume total de coupe normalisé selon la position angulaire des disques et de la direction d'avance (a) Avance (b) Recul57	57
Figure 2.19	Nombre de contacts entre les disques et le copeau non-déformé lors d'une demi-oscillation selon la position angulaire des disques et de la direction d'avance (a) Avance (b) Recul.....58	58
Figure 2.20	(a) Volume d'usure des disques (b) Zoom.....59	59
Figure 2.21	Volume d'usure normalisé selon la position angulaire des disques60	60
Figure 2.22	(a) Temps normalisé passé par angle frontal d'oscillation (b) Volume d'usure normalisé selon la position angulaire des disques.....62	62
Figure 2.23	Angle frontal d'oscillation en fonction du temps normalisé et de la direction d'avance (a) Avance (b) Recul.....63	63
Figure 3.1	Configuration du robot SCOMPI selon l'orientation de la meule sur la pièce (a) Nez de l'outil $\beta = 36^\circ$ (b) Talon de l'outil $\beta = 70^\circ$67	67
Figure 3.2	Modélisation de la compliance dans la direction normale à la surface de travail.....68	68
Figure 3.3	Rayon effectif de meulage en fonction des angles frontaux et de la direction d'avance69	69
Figure 3.4	Modélisation de la puissance à l'arbre de la meuleuse par le modèle de l'IREQ70	70
Figure 3.5	Meule neuve (a) Avant perçage (b) Après perçage71	71
Figure 3.6	Cage d'essai de survitesse en rotation72	72
Figure 3.7	Banc de taillage de meule (a) Sans cage de sécurité (b) Avec cage de sécurité73	73
Figure 3.8	Outils de taillage (a) Diamant à pointe unique (b) Diamant à pointe multiple (c) Décrasse-meule à molette adapté pour profileur.....74	74
Figure 3.9	(a) Meules neuves percées avant taillage (b) Meules percées après taillage75	75

Figure 3.10	Banc de mesure du profil de la meule.....	78
Figure 3.11	Alignement par réflexion du capteur de profil laser	81
Figure 3.12	(a) Données brutes du profil d'une meule après taillage (b) Cercle résultant obtenu avec les données du profil	83
Figure 3.13	Mesure du profil de la meule selon les coordonnées radiale et angulaire le long du profil circulaire (a) Après taillage (b) Après meulage	84
Figure 3.14	(a) Calibration à l'horizontale de la table dynamométrique avec une masse équivalente suspendue (b) Validation de la calibration avec le robot SCOMPI.....	86
Figure 3.15	Numérisation d'une entaille disjointe de meulage (a) Données brutes (b) Données brutes avec masque de recalage (c) Données recalées avec masque de recalage (d) Données recalées (e) Données recalées de l'entaille uniquement	89
Figure 3.16	(a) Endos de la plaque avant meulage (b) Endos de la plaque après meulage (c) Déformation résultante après meulage	90
Figure 3.17	(a) Dessus de la plaque avant meulage avec masque de recalage (b) Dessus de la plaque après meulage avec masque de recalage (c) Déformation résultante du contour de la plaque après meulage.....	91
Figure 3.18	(a) Déformation mesurée à l'endos de la plaque (b) Déformation modélisée par les données du contour du dessus de la plaque.....	92
Figure 3.19	Profondeur de coupe d'une plaque entièrement meulée (a) Méthode à 4 numérisations (b) Méthode à 2 numérisation	93
Figure 3.20	Mesures avant synchronisation et recalage (a) Puissance en fonction du temps (b) Force normale en fonction du temps (c) Profondeur de coupe en fonction de la longueur de l'entaille.....	95
Figure 3.21	Mesures après synchronisation et recalage en fonction de la longueur de l'entaille (a) Puissance (b) Force normale (c) Profondeur de coupe.....	96
Figure 4.1	Essais à puissance variable (Tableau 4.1) (a) Taux d'enlèvement de matière en fonction de la puissance (b) Taux d'enlèvement de matière en fonction de la force normale	100
Figure 4.2	Essais à puissance variable (Tableau 4.1) Taux d'enlèvement de matière en fonction de la force normale et de la puissance.....	101

Figure 4.3	Influence de la variation de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation sur (a) le taux d'enlèvement de matière (b) la profondeur de coupe	101
Figure 4.4	Prédiction du taux d'enlèvement de matière des modèles des équations (1.34) et (2.17) (a) Mesures instantannées (b) Mesures moyennes.....	104
Figure 4.5	Prédiction du taux d'enlèvement de matière par les modèles des équations (2.21) et (2.23) (a) Mesures instantannées (b) Mesures moyennes.....	105
Figure 4.6	Ratio-G par passe de meulage selon les différents angles frontaux.....	106
Figure 4.7	Essais à puissance variable (Tableau 4.1) Taux d'usure de la meule en fonction du taux d'enlèvement de matière.....	107
Figure 4.8	Essais à puissance variable (Tableau 4.1) (a) Taux d'usure de la meule en fonction de la puissance (b) Taux d'usure de la meule en fonction de la force normale	108
Figure 4.9	Influence de la variation de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation sur le taux d'usure de la meule.....	109
Figure 4.10	Prédiction du taux d'usure de la meule par les modèles des équations (1.17), (2.40), (4.1) et (4.2) (a) Ensemble des essais (b) Essais à puissance variable (Tableau 4.1)	112
Figure 4.11	Temps normalisé passé par angle frontal d'oscillation selon le modèle d'usure utilisé (a) Équation (1.16) (b) Équation (4.3).....	115
Figure 4.12	Angle frontal d'oscillation en fonction du temps normalisé et de la direction d'avance (a) Avance (b) Recul.....	116
Figure 4.13	Volume d'usure normalisé en fonction de la position angulaire des disques et de la direction d'avance (a) Avance (b) Recul	116
Figure 4.14	Évolution du profil de la meule des différents essais (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée (c) Angle frontal fixe	117
Figure 4.15	Paramètres de meulage des différents sous-essais (a) Ratio-G (b) Taux d'usure de la meule.....	118
Figure 4.16	Superposition des profils des sous-essais 4 à 12 (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisé.....	119

Figure 4.17	Résidu orthogonal de la régression des profils superposés (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisé.....	119
Figure 4.18	Superposition du cercle résultant, du profil obtenu après taillage et du profil modélisé par régression (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée.....	120
Figure 4.19	Mesure du profil de la meule selon les coordonnées radiale et angulaire le long du profil circulaire (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée.....	121
Figure 4.20	(a) Profondeur de coupe de la plaque 1/3 de l'essai à oscillation linéaire (b) Zoom sur la partie supérieure et inférieure gauche de la plaque.....	122
Figure 4.21	Profondeur de coupe (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée (c) Angle frontal fixe.....	123
Figure 4.22	Puissance de meulage (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée (c) Angle frontal fixe.....	124
Figure 4.23	Force normale (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée (c) Angle frontal fixe.....	125
Figure 4.24	Paramètres de meulage des différents sous-essais (a) Taux d'enlèvement de matière (b) Énergie spécifique.....	126
Figure 4.25	Variation de la longueur de la meule selon la mesure du profil de la meule et de l'équation (2.31) (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée.....	127

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

CNC	Commande numérique par ordinateur (<i>computer numerical control</i>)
IREQ	Institut de Recherche d'Hydro-Québec
N/A	Non applicable
N/D	Non défini
SCOMPI	Robot super compact de l'IREQ (<i>Super COMPact robot Ireq</i>)

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

a_n	Coefficient de correction de courant
b	Largeur du copeau non-déformé (m)
B	Densité de flux rémanente
c_w	Compliance du robot dans la direction normale à la surface de travail (m/N)
C	Constante propre au pairage pièce/meule
D	Disque de modélisation
e_n	Coefficient à déterminer expérimentalement
E	Largeur du copeau non-déformé (m)
E_s	Énergie spécifique (J/m^3)
F_n	Force normale de meulage (N)
F_{n0}	Force normale minimale pour qu'il y ait enlèvement de matière (N) (<i>threshold force</i>)
F_t	Force tangentielle (N)
\bar{F}_t	Force tangentielle moyenne de coupe par révolution de la meule (N)
h	Profondeur de coupe (m)
h_0	Profondeur de coupe désirée (m)
h_m	Épaisseur maximale du copeau non-coupé (m) (<i>maximum uncut chip thickness</i>)
I	Courant mesuré par le convertisseur de puissance (A)
I^*	Courant corrigé du convertisseur de puissance (A)

k_c	Coefficient de coupe (N/m ²)
k_e	Coefficient de force latérale (N/m)
k_e^*	Coefficient de correction de force latérale (N/m)
k_f	Coefficient de perte par courant de Foucault (W·s ² /rad ²)
k_h	Coefficient de perte par hystérésis (W·s/rad)
k_t	Constante de couple du moteur (N·m /A)
k_p	Coefficient de perte par traînée (W·s ³ /rad ³)
k_μ	Coefficient de perte par friction (W·s/rad)
K_n	Coefficient à déterminer expérimentalement
K_p	Constante d'enlèvement de matière (m ² /N)
K_p	Gain du système (Hz)
$K_{x,y}$	Coefficient de la surface de déformation
L'	Distance comprise entre L_0 et L_{100} (m)
L_0	Distance entre la base de la meule et le centre du profil circulaire d'une meule neuve (m)
L_{100}	Distance entre la base de la meule et le centre du profil circulaire d'une meule entièrement usée (m)
m	Masse d'enlèvement de matière ou d'usure de la meule (kg)
M_c	Matrice de coupe
\widehat{M}_c	Matrice de coupe modifiée
M_t	Matrice de temps

M_u	Matrice d'usure
n_c	Nombre d'impacts par révolution de la meule (impact/tour)
N	Vitesse de rotation de la meule (Hz)
P	Puissance de meulage (W)
P_d	Puissance de meulage désirée (W)
P_D	Puissance électrique du convertisseur de puissance (W)
P_{fer}	Pertes fer dues au déplacement des aimants (W)
P_m	Puissance de meulage mesurée (W)
P_{mec}	Perte par friction des composantes mécaniques (W)
P_{vent}	Pertes dues au ventilateur de la meuleuse (W)
q	Ratio entre la vitesse tangentielle de la meule et la vitesse d'avance
Q	Distance d'entre-passe (m)
ratio-G	Ratio entre le taux d'enlèvement de matière et le taux d'usure de la meule
R	Rayon de la meule (m)
R_{eq}	Rayon équivalent de la meule (m)
R_{EFF}	Rayon effectif de meulage (m)
R_{EFF-A}	Rayon effectif de meulage lorsque la meule avance (m)
$R_{EFF-A,max}$	Rayon effectif de meulage maximum lorsque la meule avance (m)
$R_{EFF-A,min}$	Rayon effectif de meulage minimum lorsque la meule avance (m)
R_{EFF-R}	Rayon effectif de meulage lorsque la meule recule (m)

XXVIII

$R_{EFF-R,max}$	Rayon effectif de meulage maximum lorsque la meule recule (m)
$R_{EFF-R,min}$	Rayon effectif de meulage minimum lorsque la meule recule (m)
R_m	Rayon de la partie cylindrique d'une meule embout (m)
R_p	Rayon de profil de la meule (m)
R_t	Rayon de trou au centre de la meule (m)
R_w	Rayon de courbure de la pièce (m)
s	Distance parcourue par la meule entre deux arêtes de coupe (m)
S	Surface de contact (m ²)
$S_{p.c.}$	Surface de contact d'une meule à profil circulaire (m ²)
t	Temps (s)
T_A	Température ambiante (°C)
T_B	Température de bobinage du moteur (°C)
$u-v-w$	Coordonnées de la surface de travail dans le repère curviligne (m)
$U-V-W$	Repère curviligne de la surface de travail
v_c	Vitesse de coupe (m/s)
v_{copeau}	Vitesse du copeau (m/s)
v_f	Vitesse d'avance (m/s)
v_p	Vitesse d'usure du profil le long de l'axe de rotation (m/s)
v_s	Vitesse tangentielle de la meule au point de contact (m/s)
V	Volume du copeau non-déformé (m ³)

V_m	Volume d'enlèvement de matière ou d'usure de la meule obtenu par la mesure de la masse (m^3)
V_c	Volume de coupe (m^3)
V_u	Volume d'usure (m^3)
w	Largeur d'une entaille disjointe (m)
\dot{w}	Vitesse normale à la surface de travail (m/s)
$x-y-z$	Coordonnées cartésiennes (m)
$X-Y-Z$	Repère de la meule
$X_m-Y_m-Z_m$	Repère mobile de la meule (angles d'Euler)
Z_s	Taux d'usure de la meule (m^3/s)
Z_w	Taux d'enlèvement de matière (m^3/s)
α	Angle de meulage : angle d'avance (rad)
$\hat{\alpha}$	Coefficient de température réversible ($1/^\circ C$)
β	Angle de meulage : angle frontal (rad)
β_A	Angle frontal d'oscillation lorsque la meule avance (rad)
$\beta_{A,max}$	Angle frontal d'oscillation maximum lorsque la meule avance (rad)
$\beta_{A,min}$	Angle frontal d'oscillation minimum lorsque la meule avance (rad)
β_{max}	Angle frontal maximum (rad)
β_{min}	Angle frontal minimum (rad)
β_R	Angle frontal d'oscillation lorsque la meule recule (rad)
$\beta_{R,max}$	Angle frontal d'oscillation maximum lorsque la meule recule (rad)

XXX

$\beta_{R,min}$	Angle frontal d'oscillation minimum lorsque la meule recule (rad)
γ	Angle de meulage : angle libre (rad)
ΔL	Variation de la longueur de la meule (m)
Δt	Intervalle de temps (s)
Δx	Épaisseur des disques de modélisation (m)
Δz	Déplacement du profil de la meule le long de l'axe de rotation (m)
$\Delta\beta$	Déplacement angulaire de la meule (rad)
$\Delta\chi$	Correction des 6 degrés de liberté dans le repère cartésien
ε	Épaisseur du copeau non-déformé (m)
θ	Angle d'immersion de la meule dans la surface (rad)
$\hat{\theta}$	6 degrés de liberté dans le repère des joints du robot
λ	Angle entre la normale à la surface de travail et le point d'application de la force tangentielle moyenne de coupe (rad)
Λ_w	Constante d'enlèvement de matière ($m^3 \cdot N^{-1} \cdot s^{-1}$)
μ	Coefficient de friction
ρ	Masse volumique (kg/m^3)
τ	Position angulaire d'un disque sur le profil circulaire de la meule (rad)
χ	6 degrés de liberté dans le repère cartésien
ω	Vitesse angulaire de la meuleuse et de la meule (rad/s)

INTRODUCTION

Les turbines constituent le cœur des centrales hydroélectriques. Lors de la fabrication ou de l'entretien, le procédé de meulage est utilisé pour rectifier et polir les surfaces des aubes de turbines. L'Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ) développe et utilise depuis plus de 20 ans une technologie robotique portative (robot SCOMPI) qui automatise plusieurs procédés de réparation et d'entretien des turbines hydroélectriques (Hazel *et al.*, 2010; Sabourin *et al.*, 2010). Par contre, certaines surfaces à fortes courbures, comme les raccords, ne sont pas encore accessibles au robot et doivent être rectifiées à la main exposant ainsi les travailleurs à des espaces contraignants.

Pour un tel type de surface, des meules embouts de petites tailles sont utilisées. La problématique est que la meule s'use très rapidement et qu'il est difficile de contrôler l'orientation et la position du robot pour s'adapter aux changements de forme de l'outil. Le contrôle de l'enlèvement de matière, intimement lié à la géométrie de la meule, en est d'autant plus affecté.

L'objectif principal de ce projet est donc de proposer une méthode permettant de contrôler l'usure du profil de la meule et ainsi améliorer le contrôle de l'enlèvement de matière sur la pièce. Cette opération de profilage d'outil de meulage est obtenue par l'oscillation de la meule sur la surface de travail. Pour simplifier l'élaboration de modèles et faciliter les essais expérimentaux, ce projet de recherche se limite à l'étude du meulage de surfaces planes. Cette approche permet néanmoins l'étude des différents aspects de cette opération.

L'objectif spécifique du projet est donc de jeter les bases du profilage d'outil de meulage dédié aux procédés robotisés. Plus en détail, la tâche consiste à :

- Analyser et identifier les particularités et limitations du procédé de profilage d'outil de meulage;
- Développer et valider des modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule;

- Développer un modèle d'oscillation de la meule dans le but de conserver le profil de la meule;
- Concevoir différents outils de modification de la meule (perçage et taillage);
- Développer des instruments de mesure et des méthodologies expérimentales permettant de mesurer les paramètres de meulage;
- Caractériser les paramètres du banc d'essai de meulage;
- Expérimenter les différents modèles d'enlèvement de matière, d'usure de la meule et d'oscillation.

Ce mémoire présente une revue de littérature portant sur les notions de base du procédé de meulage, les principales approches de modélisation du procédé, les différents modèles proposés et la technologie SCOMPI. Par la suite, l'étude et l'analyse spécifique du profilage d'outil de meulage sont réalisées et différents modèles d'enlèvement de matière, d'usure de la meule et d'oscillation sont préposés. Le banc d'essai, les outils de modification de la meule et les instruments de mesure sont alors présentés. Suivent les essais expérimentaux permettant de valider les différents modèles proposés. Finalement, des recommandations sont énoncées pour permettre au robot SCOMPI d'élargir son champ d'application et de réaliser des tâches de meulage complexes traditionnellement reléguées à des opérations manuelles.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

Ce chapitre présente une revue de littérature des principaux thèmes nécessaires à l'étude et l'analyse du profilage d'outil de meulage. Dans un premier temps, une revue des notions de bases fournit des informations utiles à la compréhension du procédé de meulage. Par la suite, un survol des principales approches de modélisation et des principaux modèles du procédé est présenté. Pour terminer, une revue de la technologie SCOMPI décrit les caractéristiques de ce robot flexible et présente les différents modèles utilisés lors des opérations de meulage.

1.1 Notions de base

Malgré des années de recherche sur le meulage, la robotisation des tâches de meulage plus complexe, traditionnellement reléguées à des opérations manuelles, reste encore aujourd'hui un défi pour l'industrie. Pour relever ce défi, une bonne compréhension des notions de base du procédé de meulage est essentielle.

1.1.1 Les principales composantes du procédé

De façon générale, le procédé de meulage est composé des sept éléments de la Figure 1.1. La meule est un outil constituée de grains abrasifs agglomérés par un liant. Les grains jouent le rôle d'outil de coupe pour enlever de la matière sur la pièce qui est expulsée sous forme de copeaux. L'enlèvement de matière est rendu possible puisque les grains abrasifs sont plus durs que la pièce à la température de contact (Marinescu *et al.*, 2004). Cette caractéristique des grains abrasifs est essentielle au procédé de meulage puisque la majeure partie de l'énergie mécanique est transférée sous forme de chaleur à l'interface pièce/meule. Le fluide de coupe permet d'évacuer une partie de l'énergie thermique, de lubrifier la surface de contact et de favoriser l'évacuation des copeaux. Dans le cadre de ce projet, où des meules dédiées aux opérations de meulage manuel portatif sont utilisées, aucun fluide de coupe n'est

nécessaire. En meulage conventionnel, la rigidité de l'élément machine assure un contrôle en position de la meule par rapport à la surface de travail et limite les vibrations. Toutefois, le meulage robotisé ne peut compter sur cette propriété puisque la rigidité structurale d'un robot industriel est normalement de deux ordres de grandeur inférieur à celle d'une machine-outil CNC (*computer numerical control*), soit respectivement de l'ordre de 10^6 N/m et 10^8 N/m (Hui *et al.*, 2006). L'outil de dressage sert quant à lui à tailler la meule et à aviver les grains au besoin. Les outils de meulage manuel ne requièrent habituellement pas ce type d'opération.

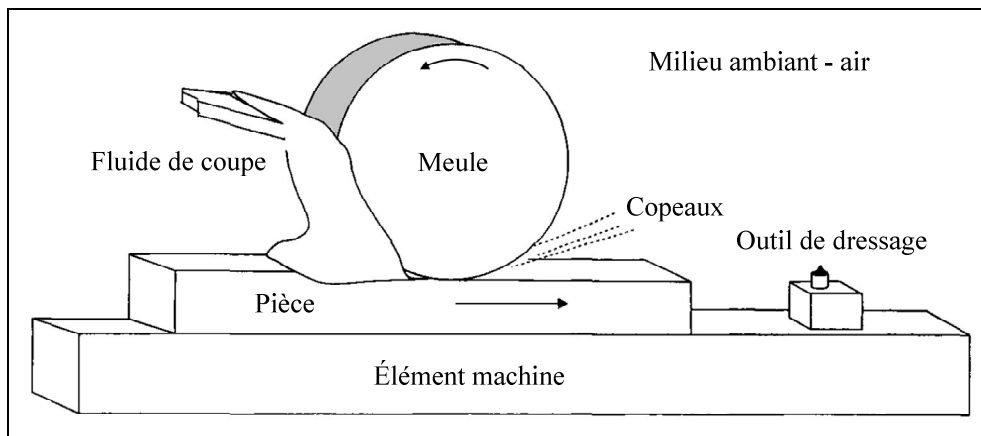


Figure 1.1 Principales composantes du procédé de meulage
Adaptée de Rowe (2009)

1.1.2 Mécanisme d'enlèvement de matière

Une façon simple de visualiser le mécanisme d'enlèvement de matière du procédé de meulage est d'utiliser l'analogie du micro-fraisage proposé indépendamment par Alden (1914) et Guest (1915). Une fraise composée de milliers de petites dents enlève successivement une infime quantité de matière de la pièce sous forme de copeaux microscopiques. Dans les faits, les caractéristiques fondamentales qui distinguent le meulage de l'usinage sont la géométrie même de l'outil de coupe et l'angle de coupe (*rake angle*) négatif dans le cas du meulage. Contrairement à l'usinage conventionnel, où la forme de l'outil est bien définie, les grains abrasifs du meulage se présentent sous différentes

formes irrégulières et sont répartis et orientés de façon aléatoire dans la meule. De plus, plusieurs grains sont engagés simultanément dans la pièce. C'est donc l'ensemble de ces facteurs qui rend le mécanisme d'enlèvement de matière du meulage si complexe à analyser (Salmon, 1992).

Pour ajouter à la nature stochastique du meulage, l'interaction entre les grains abrasifs et la pièce peut s'effectuer de différentes façons tel qu'illustrées à la Figure 1.2. Marinescu *et al.* (2007) distinguent trois types de mécanisme, soit le micro-labourage, le micro-coupage et la micro-fracture.

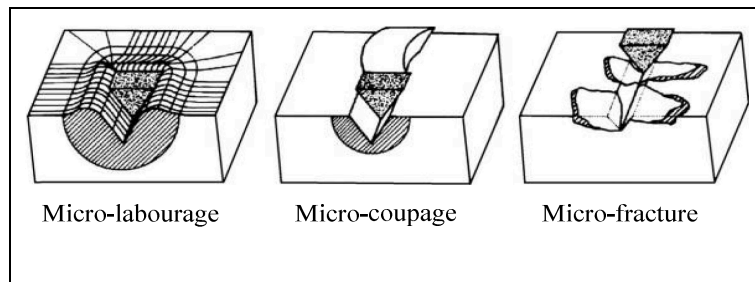


Figure 1.2 Interactions physiques entre les grains abrasifs et la surface de la pièce
Adaptée de Marinescu *et al.* (2007)

Lors du micro-labourage, le grain repousse et déforme la matière. Cette déformation plastique ou élasto-plastique ne favorise donc pas l'enlèvement de matière. Pour sa part, le micro-coupage permet la formation du copeau. De façon idéale, le volume du copeau est équivalent à celui de la trace laissée par le grain. Dans le cas de la micro-fracture, le volume d'enlèvement de matière peut être supérieur à celui de la trace du grain dû à la formation et à la propagation de fissures. Le micro-labourage et le micro-coupage surviennent principalement lors du meulage de matériaux ductiles, tandis que la micro-fracture se manifeste essentiellement lors de la rectification de matériaux fragiles.

1.1.3 Usure de la meule

Le caractère auto-affûtant de la meule est attribuable au fait que les grains abrasifs s'usent constamment durant le procédé et laissent place à de nouvelles arêtes de coupe ou à de nouveaux grains. Toutefois, cette caractéristique complexifie d'avantage l'usinage par abrasion puisque l'usure des grains s'opère de différentes façons. La Figure 1.3 présente les quatre différents modes d'usure de la meule ainsi que leur influence sur la température à la surface de contact et sur la force appliquée par grain. Il y a fracture totale lorsque le grain est trop résistant et refuse de se fracturer. Le liant se brise et le grain est expulsé complètement de la meule sans avoir été pleinement exploité. Ce mode de rupture s'observe généralement d'avantage lorsque l'amplitude des vibrations entre l'outil et la pièce augmente (Marinescu *et al.*, 2004). La macro-fracture et la micro-fracture des grains se produisent à une échelle macroscopique et microscopique. L'avantage de ce type de fracture est qu'il expose de nouvelles arêtes de coupe d'un même grain et permet donc d'optimiser le taux d'enlèvement de matière tout en minimisant l'usure de la meule. Le dernier mode d'usure est l'aplatissage où le grain abrasif s'émousse. Ce type d'usure génère beaucoup de chaleur à l'interface de contact et ne favorise pas l'enlèvement de matière. Si ce mode d'usure se généralise à l'ensemble des grains, la meule deviendra inutilisable et sera dite « glacée ». Des dommages thermiques seront alors apparents sur la surface de la pièce.

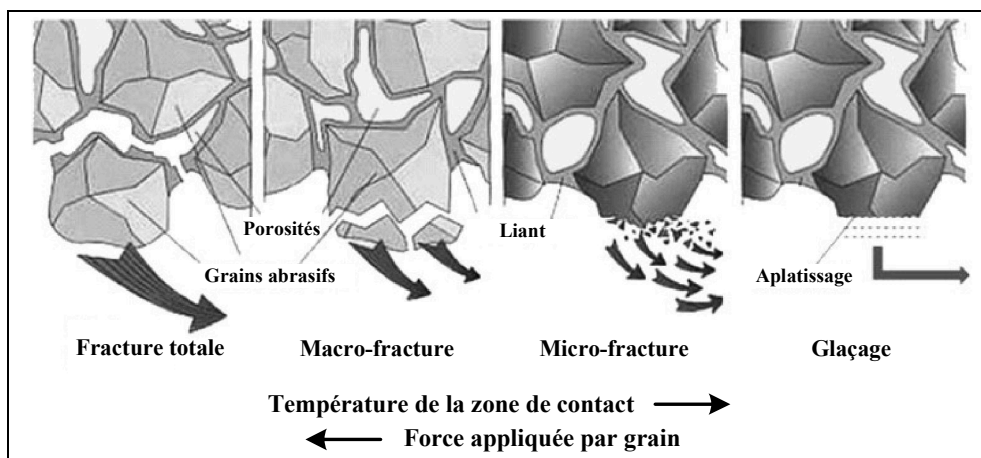


Figure 1.3 Modes d'usure de la meule
Adaptée de Jackson et Davim (2011)

Le ratio-G est un indice de performance permettant de quantifier l'efficacité du procédé de meulage. Ce ratio est obtenu en divisant le taux d'enlèvement de matière par le taux d'usure de la meule :

$$\text{ratio-G} = \frac{Z_w}{Z_s} \quad (1.1)$$

Tout procédé de meulage favorise un ratio-G élevé, soit beaucoup d'enlèvement de matière pour peu d'usure de l'outil. Marinescu *et al.* (2007) précisent que le ratio-G est directement influencé par le mode d'usure et les placent dans l'ordre croissant suivant : glaçage, fracture totale, macro-fracture et micro-fracture.

1.1.4 Transfert d'énergie

En meulage, la majorité de l'énergie mécanique est transférée en énergie thermique par friction à la surface de contact et par déformation lors de la formation du copeau. Pour étudier ce phénomène, Tonshoff *et al.* (1992) proposent un parallèle entre l'usinage et le meulage tel qu'illustré à la Figure 1.4. Les principales différences entre ces deux procédés sont la géométrie de l'outil de coupe et l'échelle des copeaux produits (Inasaki, Tönshoff et Howes, 1993). Toutefois, les effets mécanique et thermique sont comparables.

Effectivement, le meulage se distingue uniquement de l'usinage par une proportion plus grande de la zone de friction entre la face de dépouille du grain et la surface et par une zone de friction additionnelle située entre le liant et le copeau. Cependant, l'énergie thermique générée à cette dernière zone est négligeable.

En meulage conventionnel, 60 à 85% de l'énergie mécanique est dissipée en chaleur dans la pièce lorsque des abrasifs d'oxyde d'aluminium sont utilisés (Guo et Malkin, 2000). De façon générale, le fluide de coupe permet d'évacuer une partie de l'énergie thermique et de réduire la proportion de chaleur due à la friction en lubrifiant la zone de contact. Une autre partie de l'énergie thermique est pour sa part évacuée de la zone de contact par l'intermédiaire du copeau. Des essais expérimentaux menés par Tahvilian *et al.* (2012) avec

le robot SCOMPI ont permis de situer entre 40 à 75% la proportion d'énergie dissipée dans la pièce. Cette proportion est principalement influencée par la vitesse d'avance et la puissance de meulage.

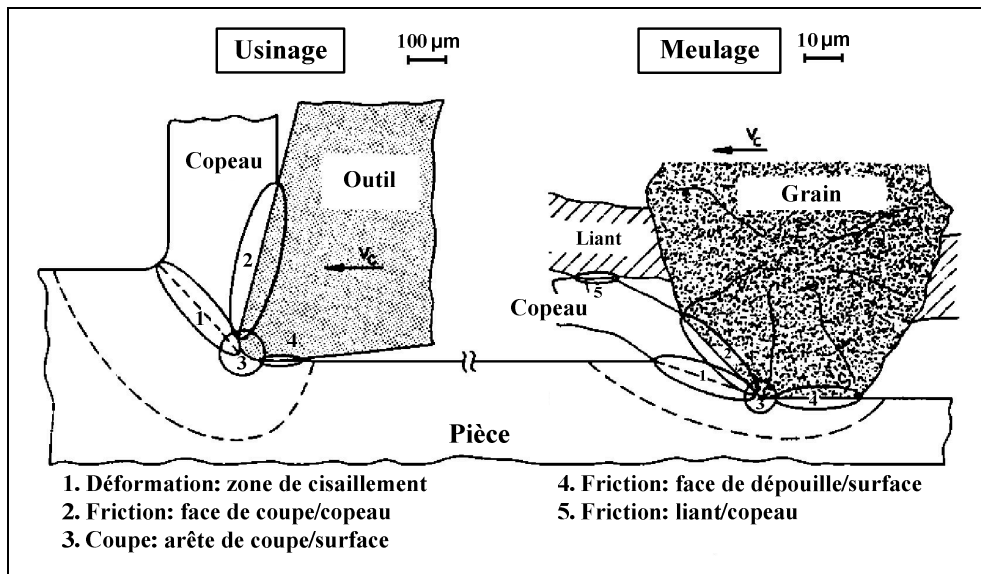


Figure 1.4 Effets mécanique et thermique en usinage et en meulage
Adaptée de Tonshoff *et al.* (1992)

1.1.5 Copeau non-déformé

Le copeau non-déformé (*undeformed chip*), également appelé copeau non-coupé (*uncut chip*), est un concept grandement utilisé dans la littérature afin de modéliser le procédé de meulage et d'usinage. Cette approche macroscopique étudie la cinématique de coupe, soit la géométrie de l'intersection pièce/meule lorsqu'un grain pénètre la matière pour un déplacement donné de la meule. Cette approche idéalise donc la formation du copeau par un seul grain abrasif.

La cinématique de coupe diffère toutefois entre le meulage conventionnel et le meulage manuel ou robotisé. Effectivement, la différence réside dans l'orientation de la vitesse de rotation de la meule par rapport à la direction d'avance. En meulage conventionnel, la vitesse tangentielle de la meule v_s est alignée avec la vitesse d'avance v_f au point de contact. En

meulage robotisé, la vitesse tangentielle de la meule v_s est quant à elle perpendiculaire à la vitesse d'avance v_f au point de contact.

En meulage conventionnel, le copeau non-déformé est délimité par deux trochoïdes, soit la trajectoire de coupe du grain qui s'apprête à pénétrer la matière et l'empreinte laissée par le grain précédent. La Figure 1.5 présente le copeau non-déformé spécifique au meulage conventionnel, où h , h_m , s et v_c représentent respectivement la profondeur de coupe, l'épaisseur maximale de copeau non-coupé (*maximum uncut chip thickness*), la distance parcourue par la meule entre deux arêtes de coupe et la vitesse de coupe, soit la vitesse relative entre l'outil et la pièce.

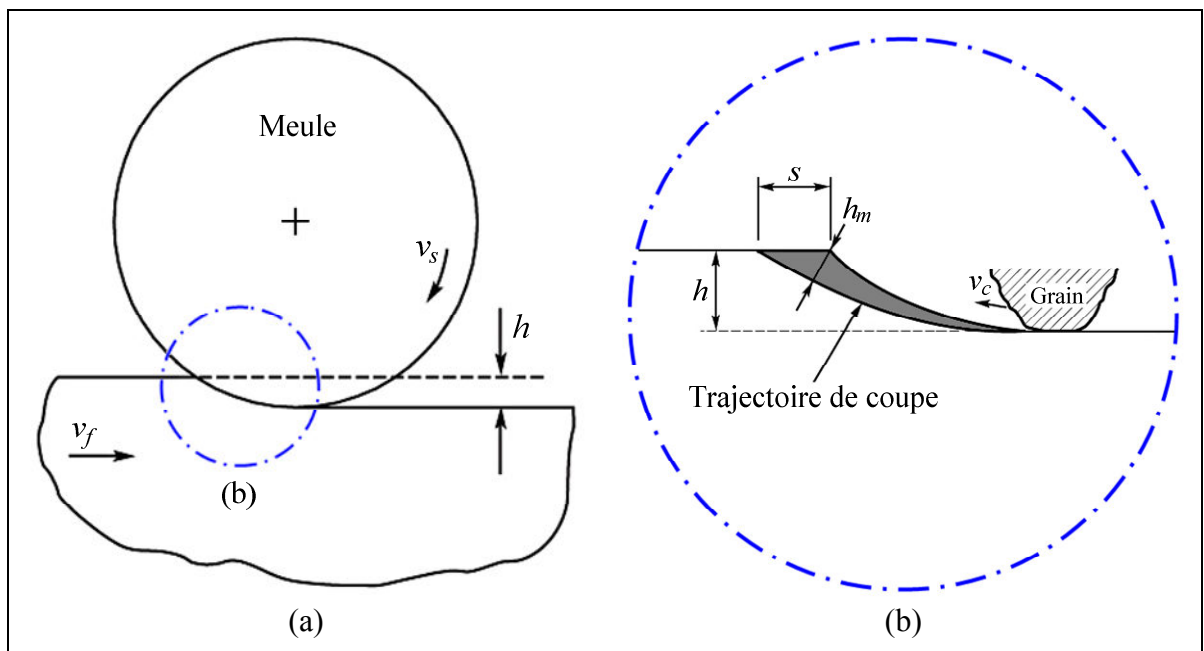


Figure 1.5 (a) Meulage conventionnel (b) Zoom sur le copeau non-déformé
Adapté de Malkin et Guo (2008)

La Figure 1.6 présente le copeau non-déformé spécifique au meulage robotisé d'un disque en régime permanent. Le copeau non-déformé dépend principalement de la géométrie de la meule et de la pièce, de la profondeur de coupe et de l'avance de la meule entre la formation de chaque copeau.

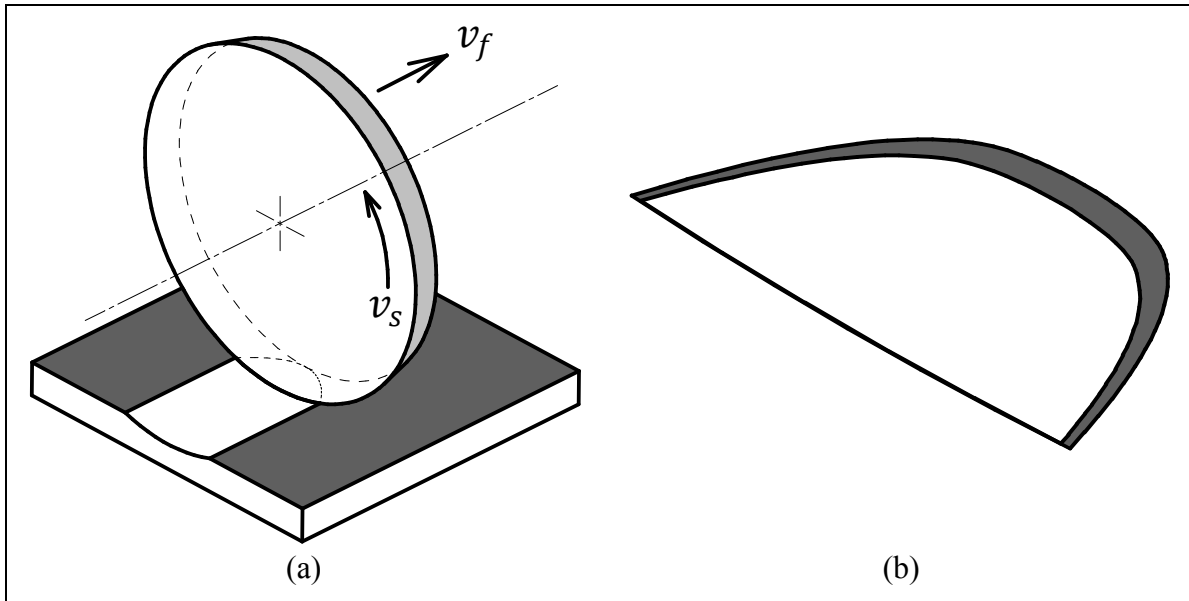


Figure 1.6 (a) Meulage robotisé (b) Zoom sur le copeau non-déformé d'un disque en régime permanent
Adapté de Tahvilian *et al.* (2012)

1.1.6 Énergie spécifique

L'énergie spécifique est largement utilisée dans l'industrie pour quantifier l'efficacité d'un procédé d'enlèvement de matière. Ce paramètre s'obtient simplement par le ratio de la puissance de meulage et du taux d'enlèvement de matière :

$$E_s = \frac{P}{Z_w} \quad (1.2)$$

Une faible énergie spécifique est alors synonyme d'un procédé efficace tandis qu'une énergie spécifique élevée se traduit par un procédé inefficace.

De manière générale, l'énergie spécifique augmente si la taille des copeaux diminue. Ce phénomène appelé effet d'échelle (*size effect*) peut s'expliquer simplement par l'analogie du pain tranché (*sliced bread analogy*) proposé par Rowe et Chen (1997). Plus l'épaisseur des tranches est mince, plus l'énergie nécessaire pour couper un pain augmente. L'énergie de coupe est donc proportionnelle à la surface totale coupée. Quoique les mécanismes

d'enlèvement de matière soient différents entre un grain abrasif et un couteau, il n'en reste pas moins que plus un volume est tranché finement, plus la surface totale de contact augmente. En meulage, une plus grande surface de contact se traduit par plusieurs pertes d'énergie par friction qui ne contribuent pas à la formation de copeau. De plus, un faible engagement des grains dans la matière favorise le micro-labourage, ce qui représente d'autres pertes d'énergie par friction et par déformation qui ne participent pas l'enlèvement de matière.

1.1.7 Dressage, taillage et avivage

Les termes dressage, taillage et avivage (*dressing, truing et conditioning*) sont couramment confondus ou mélangés dans la littérature. Selon Marinescu *et al.* (2007), le dressage regroupe les opérations de taillage et d'avivage. Ces opérations peuvent être réalisées séparément ou simultanément dépendant du type de meule et de l'outil utilisé.

L'opération de taillage consiste à obtenir un profil de meule parfaitement concentrique avec l'axe de rotation de la meuleuse. Cette opération permet d'éliminer toute excentricité ou défaut de forme de la meule. De plus, le taillage permet de nettoyer la meule de toutes particules de métal qui obstruent la surface de la meule et permet de renouveler les grains abrasifs. Après le taillage, la surface de la meule est plutôt lisse et uniforme entre le liant et les grains abrasifs, le liant doit donc être érodé pour laisser ressortir les gains abrasifs (Subramanian, 1994).

L'opération d'avivage permet alors d'enlever une couche de liant permettant de libérer les grains abrasifs et exposer les arrêtes de coupe. Cette opération peut être réalisée après le taillage avant meulage, ou après meulage pour rafraichir l'état de la meule.

1.2 Principales approches de modélisation

Plusieurs méthodes sont utilisées pour modéliser le procédé de meulage afin d'améliorer le contrôle et la compréhension de l'usinage par abrasion. Cette section présente un survol des différentes approches proposées dans la littérature.

Brinksmeier *et al.* (2006) classifient les différents modèles de la littérature en trois catégories, soit les modèles heuristiques, empiriques et physiques. Telles que présentées à la Figure 1.7, ces approches s'étendent du niveau macroscopique au niveau microscopique.

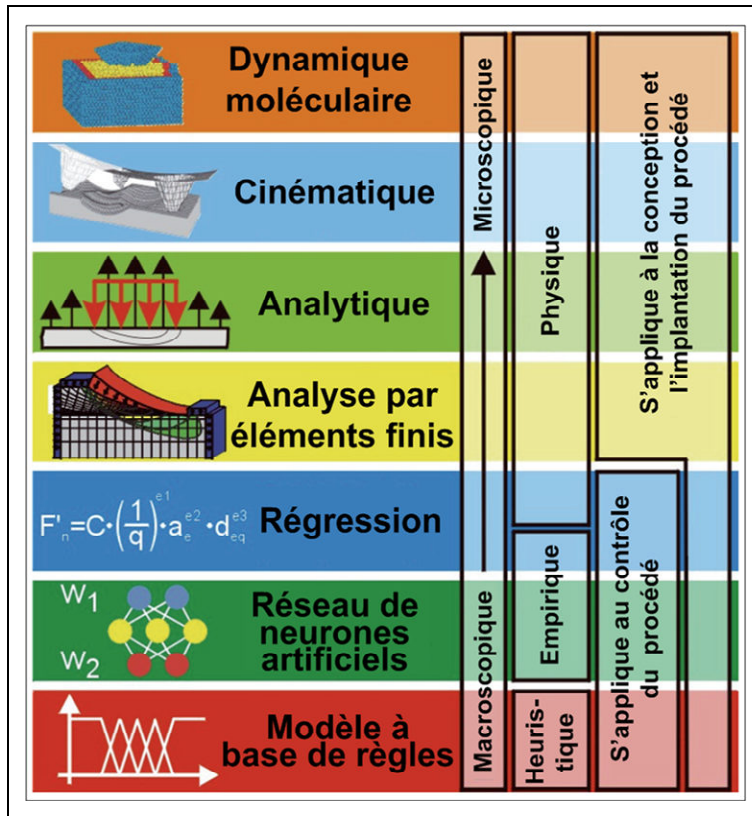


Figure 1.7 Catégories de modèles et leur domaine d'application pour la simulation
Adaptée de Brinksmeier *et al.* (2006)

1.2.1 Approche heuristique

L'approche heuristique englobe les modèles à base de règles utilisant des systèmes experts ou la logique floue. Ces systèmes sont basés entre autre sur l'expertise et la connaissance des différents phénomènes du procédé à contrôler. Ce type de modèle demande donc une excellente compréhension du procédé et nécessite beaucoup d'effort à mettre en place (Brinksmeier *et al.*, 2006). De plus, les modèles heuristiques sont peu transférables d'une tâche de meulage à une autre.

1.2.2 Approche empirique

L'approche empirique utilise des données expérimentales pour définir les paramètres de contrôle du procédé à l'aide de méthodes de régression ou en utilisant des réseaux de neurones artificiels. Tönshoff *et al.* (1992) mentionnent que le nombre d'essais à réaliser pour déterminer les constantes d'un modèle empirique augmente de façon exponentielle selon le nombre de variables à définir. Ce type d'approche nécessite très peu d'effort de conceptualisation et dépend principalement de la quantité d'expérience menée et de la précision des variables mesurées. Toutefois, il en résulte un modèle très spécifique à une application et donc difficilement transférable. Ainsi, lorsqu'un paramètre est modifié, il est difficile de corriger intuitivement un modèle purement empirique puisque les coefficients n'ont souvent aucune signification physique et tangible.

1.2.3 Approche physique

Pour leur part, les modèles physiques sont basés sur des principes et des phénomènes physiques. Ce type de modèle utilise toutes sortes d'outils telles les analyses par éléments finis et la dynamique moléculaire pour simuler et comprendre les comportements du procédé de meulage. Des études analytiques et des analyses de la cinématique du procédé permettent également d'obtenir des modèles permettant de faire certaines corrélations entre les paramètres d'entrée et de sortie. Due à la nature stochastique du meulage, la plupart de ces

modèles nécessitent toutefois d'être jumelés à une approche empirique pour déterminer certaines constantes du modèle. Cette approche physique/empirique permet d'obtenir des modèles fonctionnels et de définir des coefficients qui ont cette fois-ci une nature beaucoup plus tangible. Il est alors possible de transférer plus facilement ce type de modèle d'un procédé à un autre.

1.3 Principaux modèles du procédé de meulage

Plusieurs auteurs proposent des modèles s'intéressant à l'intégrité de surface permettant d'estimer des paramètres tels : le fini de surface, les contraintes résiduelles et les dommages thermiques (Tönshoff *et al.*, 1992). Dans le cadre de ce projet, l'accent est mis d'avantage sur l'étude des modèles permettant d'estimer le taux d'enlèvement de matière et le taux d'usure de la meule. Ainsi, les sections qui suivent présentent ces principaux modèles.

Les principales variables du procédé de meulage sont : la vitesse d'avance (v_f), la vitesse tangentielle de la meule au point de contact (v_s), le rayon (R) et le type de meule utilisé (abrasif et liant), le rayon de courbure (R_w) et le matériau de la pièce ainsi que la force normale (F_n) et la puissance de meulage (P). Ces deux derniers paramètres sont normalement utilisés pour contrôler le procédé. Pour simplifier la formulation des modèles, les notions de ratio de vitesse q et de rayon équivalent R_{eq} sont utilisées:

$$q = \frac{v_s}{v_f} \quad (1.3)$$

$$R_{eq} = \frac{R_w R}{R_w + R} \quad (1.4)$$

où R_w prend une valeur positive pour une surface convexe et négative pour une surface concave. Si la surface est plane, le rayon équivalent R_{eq} est égal au rayon de la meule R . La vitesse de coupe v_c , soit la vitesse relative entre l'outil et la pièce, est également un paramètre utilisé pour simplifier la formulation d'équation.

1.3.1 Modèle d'enlèvement de matière

L'un des premiers modèles à relier le taux d'enlèvement de matière Z_w aux paramètres de meulage est l'équation de Preston (1927) :

$$Z_w = K_P F_n v_c \quad (1.5)$$

Toutefois, une analyse dimensionnelle suggère que le coefficient K_P soit fonction du coefficient de friction et de l'énergie spécifique (Thuot, 2010). Ainsi, ce modèle serait plutôt sensible aux changements de régime durant le procédé.

Hahn et Lindsay (1971) introduisent par la suite la notion de force normale seuil (*threshold force*) F_{n0} , soit la force minimale pour qu'il y ai enlèvement de matière. Au-delà de cette valeur, l'équation proposée linéarise le taux d'enlèvement de matière :

$$Z_w = \Lambda_w (F_n - F_{n0}) \quad (1.6)$$

Le paramètre d'enlèvement de matière Λ_w et la force normale seuil F_{n0} sont par contre influencés par une multitude de paramètres tels le rayon équivalent, le type de meule et la vitesse de coupe (Lindsay et Hahn, 1971b).

En jumelant la notion de force normale seuil à l'équation de Preston, Jenkins *et al.* (1997) proposent l'équation suivante :

$$Z_w = K_P (F_n - F_{n0}) v_c \quad (1.7)$$

Lors d'une application robotisée, Kurfess *et al.* (1988) linéarisent la relation entre le taux d'enlèvement de matière et la puissance de meulage :

$$Z_w = K_1 P + K_2 \quad (1.8)$$

où la puissance P est alors obtenue à partir de la vitesse de rotation de la meule et de la force tangentielle. Les coefficients K_n doivent quant à eux être déterminés expérimentalement.

À partir de ce modèle, Thuot (2010) propose de nouvelles formulations de premier ordre tenant compte directement de la puissance ou de la force normale mesurée et de la vitesse de coupe :

$$Z_w = K_1 P + K_2 v_c + K_3 \quad (1.9)$$

$$Z_w = K_1 F_n + K_2 v_c + K_3 \quad (1.10)$$

Thuot (2010) obtient toutefois de meilleures corrélations en utilisant des équations du deuxième ordre :

$$Z_w = K_1 P^2 + K_2 v_c^2 + K_3 P v_c + K_4 P + K_5 v_c + K_6 \quad (1.11)$$

$$Z_w = K_1 F_n^2 + K_2 v_c^2 + K_3 F_n v_c + K_4 F_n + K_5 v_c + K_6 \quad (1.12)$$

La formulation empirique de base proposée par Tönshoff *et al.* (1992) mène à modéliser le taux d'enlèvement de matière en fonction respectivement de la puissance, de la force normale de meulage et de ces deux paramètres combinés sous la forme suivante :

$$Z_w = C \left(\frac{1}{q} \right)^{e_1} P^{e_2} R_{eq}^{e_3} \quad (1.13)$$

$$Z_w = C \left(\frac{1}{q} \right)^{e_1} F_n^{e_2} R_{eq}^{e_3} \quad (1.14)$$

$$Z_w = C \left(\frac{1}{q} \right)^{e_1} F_n^{e_2} P^{e_3} R_{eq}^{e_4} \quad (1.15)$$

où le coefficient C est une constante propre au pairage pièce/meule et e_n des coefficients à déterminer.

1.3.2 Modèle d'usure de la meule

Les modèles proposés dans la littérature traitent principalement de l'enlèvement de matière et très peu de l'usure de la meule. Cette tendance s'explique essentiellement puisqu'en meulage conventionnel, l'usure de la meule est rarement prise en considération. Effectivement, les opérations de rectification nécessitent habituellement de très faibles profondeurs de coupe et le chevauchement des passes de meulage assure en quelque sorte que le diamètre de la

dernière portion de la meule à toucher la pièce reste intact. De plus, l'utilisation de meule vitrifiée ou électroplaquée et de super-abrasifs diminue d'avantage le taux d'usure de la meule. Certains appareils plus sophistiqués sont même munis d'équipements permettant de mesurer la meule en temps réel (Tönshoff, Friemuth et Becker, 2002) ou de compenser l'usure de la meule en mesurant directement la pièce (Luo et Hu, 2008).

Le modèle de base proposé par Lindsay et Hahn (1971a) définit le taux d'usure de la meule Z_s proportionnel au taux d'enlèvement de matière :

$$Z_s = K_1 Z_w \quad (1.16)$$

Pour des opérations de meulage manuel d'ébavurage et de tronçonnage, le taux d'usure de la meule est alors estimé à l'aide d'une relation exponentielle au taux d'enlèvement de matière (Malkin et Guo, 2008) :

$$Z_s = K_1 Z_w^{K_2} \quad (1.17)$$

Thuot (2010) propose quant à lui des modèles purement empiriques adaptés des modèles d'enlèvement de matière, où Z_w est remplacé par Z_s dans les équations (1.9) à (1.12):

$$Z_s = K_1 P + K_2 v_c + K_3 \quad (1.18)$$

$$Z_s = K_1 F_n + K_2 v_c + K_3 \quad (1.19)$$

$$Z_s = K_1 P^2 + K_2 v_c^2 + K_3 P v_c + K_4 P + K_5 v_c + K_6 \quad (1.20)$$

$$Z_s = K_1 F_n^2 + K_2 v_c^2 + K_3 F_n v_c + K_4 F_n + K_5 v_c + K_6 \quad (1.21)$$

De plus, il obtient de meilleurs résultats en utilisant cette fois-ci des équations du troisième ordre :

$$Z_s = K_1 P^3 + K_2 v_c^3 + K_3 P^2 v_c + K_4 P v_c^2 + K_5 P^2 + \dots \quad (1.22)$$

$$K_6 v_c^2 + K_7 P v_c + K_7 P + K_8 v_c + K_{10}$$

$$Z_s = K_1 F_n^3 + K_2 v_c^3 + K_3 F_n^2 v_c + K_4 F_n v_c^2 + K_5 F_n^2 + \dots \quad (1.23)$$

$$K_6 v_c^2 + K_7 F_n v_c + K_7 F_n + K_8 v_c + K_{10}$$

La formulation empirique de base de Tönshoff *et al.* (1992) permet de modéliser le taux d'usure de la meule de la même manière que le taux d'enlèvement de matière, soit sous la forme suivante :

$$Z_s = C \left(\frac{1}{q} \right)^{e_1} P^{e_2} R_{eq}^{e_3} \quad (1.24)$$

$$Z_s = C \left(\frac{1}{q} \right)^{e_1} F_n^{e_2} R_{eq}^{e_3} \quad (1.25)$$

$$Z_s = C \left(\frac{1}{q} \right)^{e_1} F_n^{e_2} P^{e_3} R_{eq}^{e_4} \quad (1.26)$$

1.4 Technologie SCOMPI

Le robot SCOMPI (*Super COMPact robot Ireq*) est un robot portable flexible 6-axes développé par l'IREQ. Ce robot a comme particularité de se déplacer le long d'un rail, ce qui lui confère une grande portée. Cette caractéristique est particulièrement utile lors de la réparation in situ de grandes pièces telles les turbines hydroélectriques où le rail peut être courbé et fixé à même la structure à réparer. Ce robot multi-procédé réalise principalement des opérations de meulage, de polissage, de soudage et de martelage. De plus, une caméra laser peut être installée au robot pour effectuer des opérations de mesure et le robot peut être également combiné à un laser de poursuite pour obtenir plus de précision (Hazel *et al.*, 2012a).

Une autre caractéristique distinctive du robot SCOMPI est sa taille compacte et son poids léger (35kg) lui permettant d'atteindre et de travailler dans des endroits restreints. Malgré sa petite taille, le robot est capable d'appliquer une force normale de 200 N à pleine extension. Toutefois, cet aspect compact et léger confère à SCOMPI une très faible rigidité avec une fréquence naturelle de l'ordre de 4-10 Hz dépendant de la configuration (Rafieian, Liu et Hazel, 2009). La Figure 1.8 présente les 6 degrés de liberté du robot SCOMPI dont le premier se fait le long d'un rail courbe. Une meuleuse est également installée à l'extrémité du joint 6 à l'aide d'un connecteur rapide à queue d'aronde.

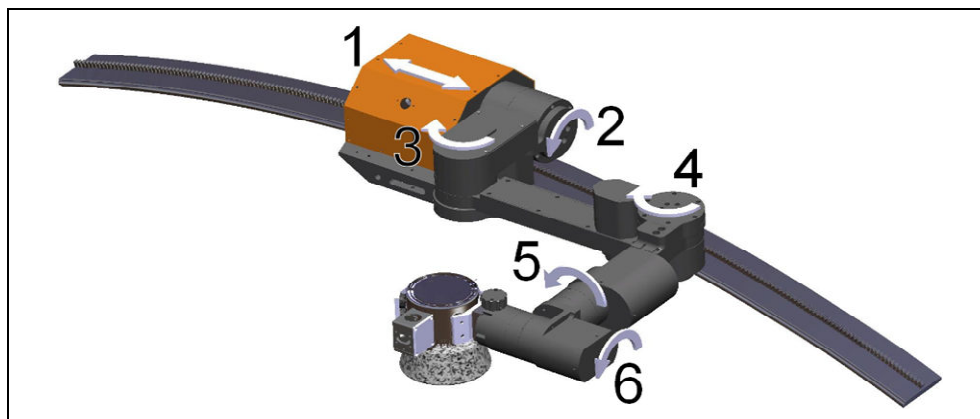


Figure 1.8 Six degré de liberté du robot flexible SCOMPI
Adaptée de Hazel *et al.* (2012a)

1.4.1 Stratégie de contrôle

Contrairement au meulage conventionnel, le robot SCOMPI ne peut se fier à la grande rigidité de l'élément machine pour assurer un contrôle en position de la meule par rapport à la surface de travail. Pour être en mesure d'effectuer des opérations de meulage de grande précision avec un robot flexible, la technologie SCOMPI utilise donc une stratégie de contrôle du taux d'enlèvement de matière avec un contrôleur hybride force/position permettant d'asservir la puissance de meulage (Gagne *et al.*, 2010). Cette stratégie de contrôle, également utilisée par d'autre chercheur (Thomessen, Lien et Sannaes, 2001), mise d'avantage sur la précision des instruments de mesure utilisés pour numériser les surfaces et sur la qualité des modèles d'enlèvement de matière (section 1.4.5), d'usure de meule (section 1.4.6) et de puissance à l'arbre de la meuleuse (section 1.4.7).

Une approche itérative est utilisée pour obtenir la précision désirée. La surface de travail est d'abord mesurée puis comparée avec la surface cible. La trajectoire du robot est alors générée dans un domaine curviligne en assumant une profondeur de coupe constante aux endroits ayant un surplus de matière. Lors du meulage, la vitesse de rotation de l'outil est asservie et la boucle de contrôle, présenté à la Figure 1.9, ajuste la vitesse et la position de la meule dans la direction normale à la surface de travail. Cet ajustement permet de contrôler la puissance de meulage et d'assurer un taux d'enlèvement de matière constant. La séquence

mesure/meulage est alors répétée jusqu'à atteindre la surface cible en diminuant la profondeur de coupe et la taille des gains abrasifs plus la surface mesurée se rapproche de la surface cible (Hazel *et al.*, 2012b).

L'équation suivante, tirée de Gagne *et al.* (2010), permet au compensateur (*feedback*) de convertir une différence entre la puissance mesurée P_m et la puissance désirée P_d en une consigne de vitesse normale à la surface de travail :

$$\dot{w} = K_P \frac{c_W}{\mu R_{EFF} \omega} (P_m - P_d) \quad (1.27)$$

L'équation (1.27) utilise le gain du système K_P , la compliance du robot dans la direction normale à la surface de travail c_W , le coefficient de friction meule/pièce μ , la vitesse angulaire de la meule ω et le rayon effectif de meulage R_{EFF} . Un intégrateur transforme ensuite cette vitesse en une consigne de déplacement perpendiculaire à la surface.

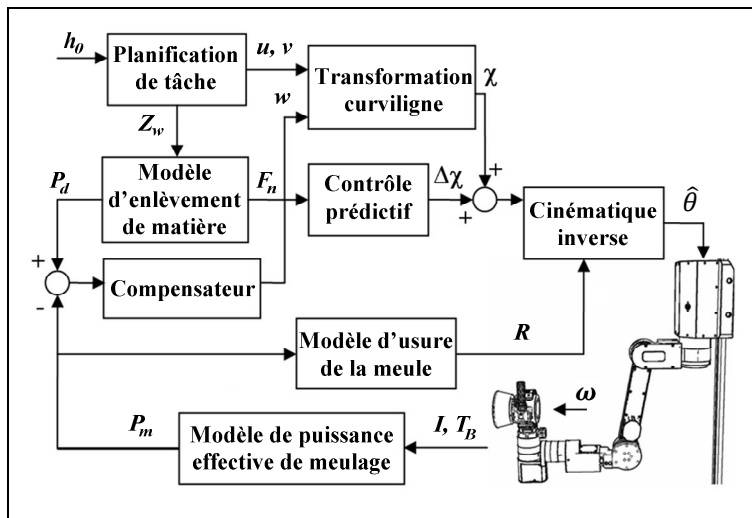


Figure 1.9 Boucle de contrôle hybride force/position
Adaptée de Hazel *et al.* (2012b)

1.4.2 Meulage par vibro-impact

Dus à la grande flexibilité du robot SCOMPI et aux efforts de coupe à la surface de contact pièce/meule, la présence de vibrations est inévitable. Le meulage robotisé est alors caractérisé par un type de meulage par vibro-impact en régime permanent, où l'amplitude des vibrations est supérieure à la profondeur de coupe. Lors de ce meulage par intermittence, la meule bondit sur la surface de pièce et effectue en moyenne un tour complet entre chaque impact. Des expériences menées à l'aide de caméra haute-vitesse et d'accéléromètres ont permis de confirmer la présence du meulage par vibro-impact (Hazel, Rafieian et Liu, 2011). Dans un tel régime, l'usure de la meule se fait donc par facettagage, où le point d'impact sur la meule varie lorsque l'usure de la meule est supérieure à l'amplitude des vibrations (Rafieian *et al.*, 2013). L'usure se distribue alors uniformément sur le pourtour de la meule après un certain temps.

1.4.3 Outils de meulage

Le meulage robotisé est comparable au meulage manuel entre autres par l'amplitude des vibrations durant le procédé. Ainsi, la technologie SCOMPI utilise des meules dédiées aux meuleuses portatives utilisées lors d'opérations d'ébavurages manuelles. Ce type de meule est composé d'abrasifs à base d'oxyde d'aluminium ou de zirconium maintenu par un liant résinoïde. Contrairement aux meules vitrifiées employées en meulage conventionnelle, les meules résinoïdes sont résilientes et offrent donc une meilleure résistance aux impacts (Subramanian, 1994). Dans de bonnes conditions d'utilisation, ce type d'outil peut s'user complètement sans que la meule ne se glace et sans avoir recours à des opérations de dressage.

Pour le meulage de surface, les meules boisseaux sont couramment utilisées. La Figure 1.10 présente les meules boisseaux droite et conique. Pour les opérations de dégrossissage, où beaucoup de matière doit être enlevée, des disques abrasifs de type 27 sont parfois employés.

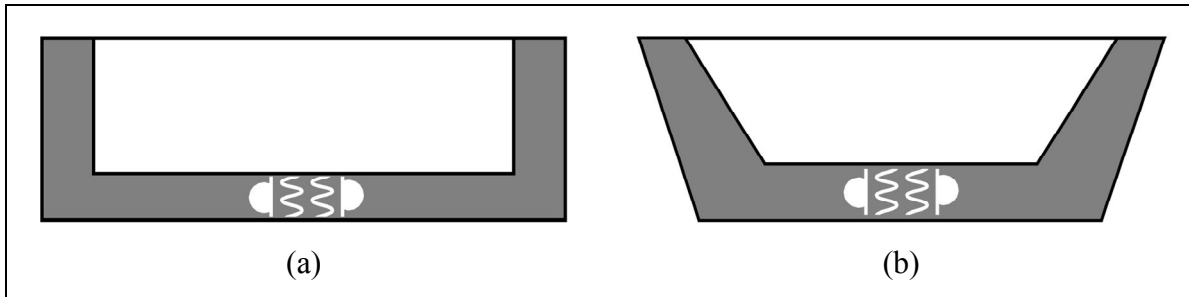


Figure 1.10 Types de meule boisseau (a) Type 6 (b) Type 11
Adaptée de Marinescu *et al.* (2007)

Pour atteindre les endroits difficiles d'accès, tels les congés de raccordement, des meules embouts sont normalement utilisées. Ce type de meule est offert sous différentes formes tel qu'illustré à la Figure 1.11. L'utilisation de ce type d'outil est au cœur du sujet de ce projet de recherche et sera traité en détail au CHAPITRE 2.

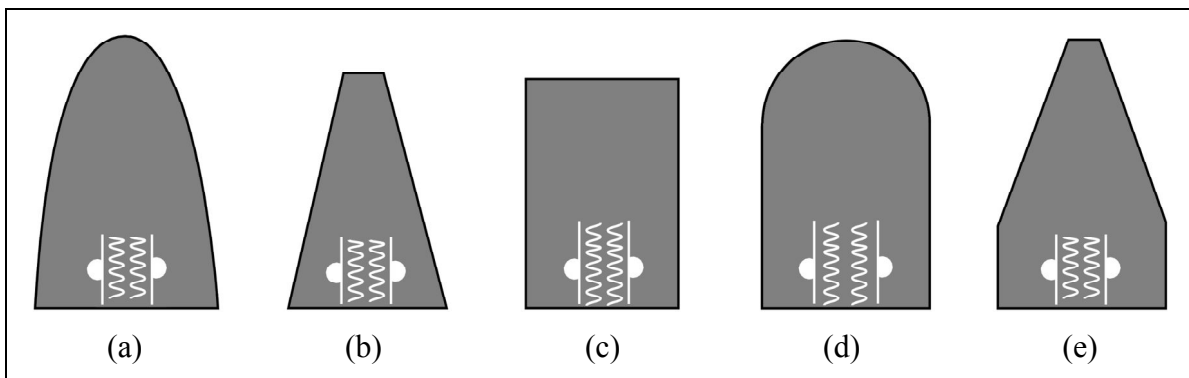


Figure 1.11 Types de meule embout (a) Type 16 (b) Type 17 (c) Type 18
(d) Type 18R (e) Type 19
Adaptée de Marinescu *et al.* (2007)

1.4.4 Angles de meulage

Les angles de meulage permettent de spécifier l'orientation de l'outil sur la pièce en fonction de la position désirée du point de contact sur la meule. Les trois angles du procédé sont : l'angle d'avance, l'angle frontal et l'angle libre tel qu'illustrés à la Figure 1.13. Pour obtenir ces angles, le robot utilise les angles d'Euler Z-Y-Z dans le repère mobile (indice m) de l'outil (Craig, 2005).

Le repère de l'outil est situé le long de l'axe de rotation, sur la face où la meule est appuyée une fois vissée à la meuleuse. Ce repère s'oriente avec le repère de la surface curviligne tel qu'illustré à la Figure 1.12, où W est la direction normale à la surface et U la direction d'avance. Dans une telle configuration, la première rotation selon l'axe Z_m permet de définir l'angle d'avance α . Cette rotation permet dans certaines circonstances particulières de désaxer le plan de rotation de l'angle frontal X_m-Z_m de la direction d'avance pour faciliter l'accessibilité au robot. L'angle d'avance a pour effet de modifier l'orientation du copeau non-déformé sur la meule, sans affecter la position du point de contact.

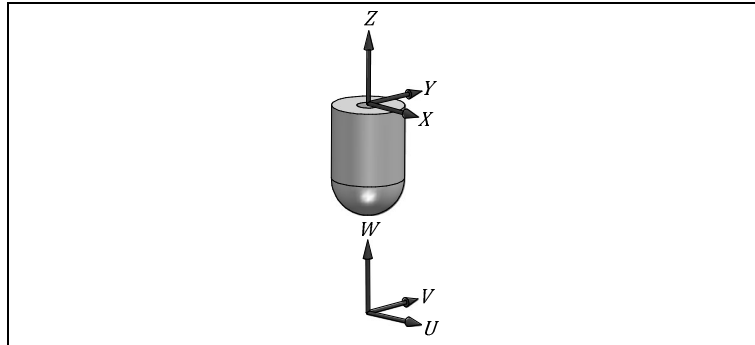


Figure 1.12 Orientation du repère de l'outil par rapport au repère de la surface curviligne

Pour sa part, l'angle frontal β est défini par la seconde rotation selon l'axe Y_m , soit dans le plan X_m-Z_m . Cette variation d'angle influence le point de contact sur la meule et permet de le déplacer le long du profil de la meule. L'oscillation de l'angle frontal permet de produire un mouvement de berceau servant au profilage d'outil de meulage. Cet aspect sera étudié en profondeur au CHAPITRE 2.

La dernière rotation selon de l'axe Z_m , soit autour de l'axe de rotation de la meule, constitue l'angle libre γ . Cet angle n'a aucune influence sur la position du point de contact sur la meule. Lors d'opération de meulage dans des endroits restreints, l'angle libre permet parfois d'orienter le robot afin d'éviter toute collision avec la surface.

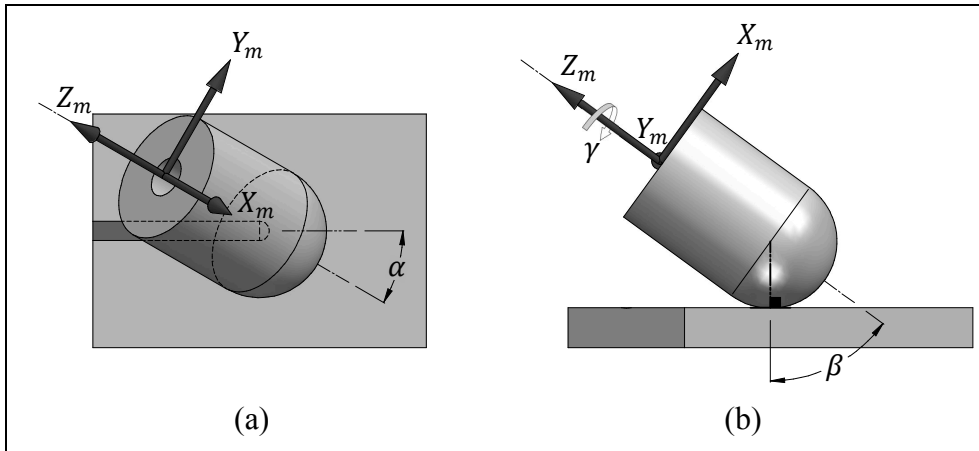


Figure 1.13 Angles de meulage : angle d'avance α , angle frontal β et angle libre γ (a) Vue de dessus (b) Vue du profil de la meule

Pour définir le point de contact sur la pièce, d'autres informations concernant la géométrie de la meule doivent être fournies au robot en plus des trois angles de meulage. Dans le cas d'une meule de type 18R, il faut également fournir la distance séparant le repère de l'outil du centre de l'embout hémisphérique et le rayon de la meule.

1.4.5 Modèle d'enlèvement de matière

Adapté du modèle de coupe proposé par Altintas (2000) dans le domaine de l'usinage, Hazel (2004) propose un modèle novateur spécifique au meulage par vibro-impact. Tel qu'illustré à la Figure 1.14a, le mécanisme d'enlèvement de matière peut être modélisé en usinage par une coupe orthogonale. Les forces d'usinage sont alors composées principalement des forces de déformation dans la zone de cisaillement du copeau et des forces de friction entre le copeau et la face de coupe. Hazel *et al.* (2011) utilisent donc la même approche en considérant un angle de coupe (*rake angle*) négatif propre au meulage tel que présenté à la Figure 1.14b.

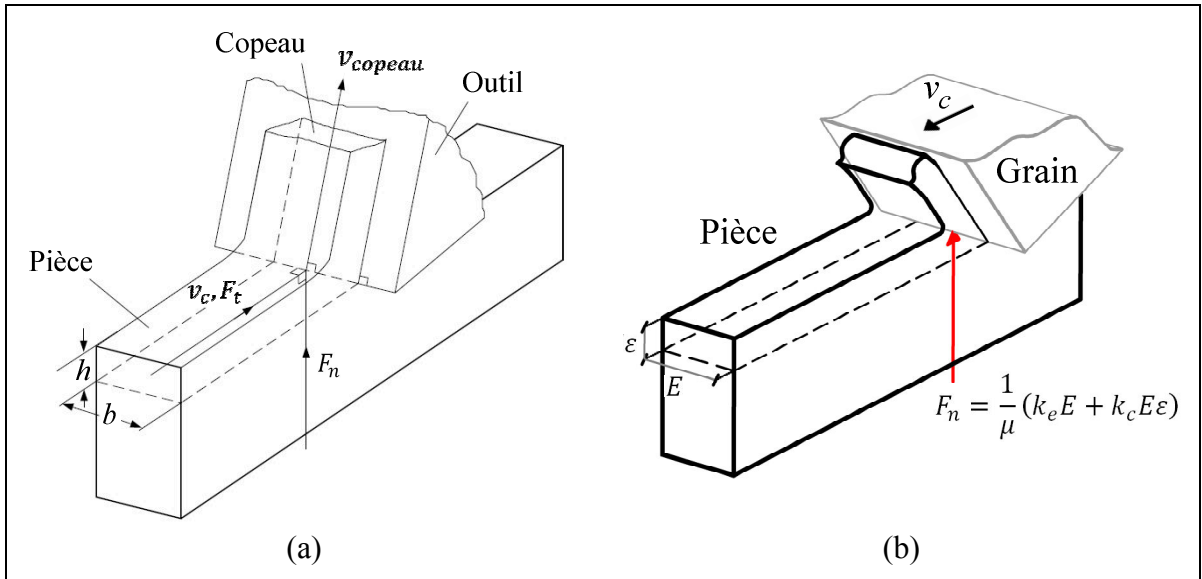


Figure 1.14 Géométrie de coupe orthogonale (a) Usinage (b) Meulage
Adaptée de (a) Altintas (2000) (b) Hazel *et al.* (2011)

La force normale instantanée F_n est alors formulée en fonction de la largeur E et de l'épaisseur ε du copeau non-déformé :

$$F_n = \frac{1}{\mu} (k_e E + k_c E \varepsilon) \quad (1.28)$$

Les constantes k_e et k_c représente respectivement le coefficient de force latérale associé aux forces par friction et le coefficient de coupe associé aux forces par déformation. La variable μ représente quant à elle le coefficient de friction pièce/meule.

Le modèle étudie ensuite la cinématique de coupe par impact et généralise la formulation de l'équation (1.28) pour l'ensemble d'un copeau non-déformé (Hazel *et al.*, 2012b). La force tangentielle moyenne de coupe par révolution de la meule devient alors fonction du nombre d'impacts par tour n_c , de la surface S et du volume V du copeau non-déformé :

$$\bar{F}_t = \frac{1}{2\pi R_{EFF}} (k_e n_c S + k_c V) \quad (1.29)$$

En considérant un régime d'un impact par tour, l'équation (1.29) est reformulée comme suit :

$$\bar{F}_t = \frac{1}{2\pi R_{EFF}} (k_e S + k_c V) \quad (1.30)$$

Le volume du copeau non-déformé est estimé simplement en fonction du taux d'enlèvement de matière et de la vitesse de rotation de la meule N exprimée en Hertz :

$$V \approx \frac{Z_w}{N} \quad (1.31)$$

La puissance de meulage est obtenue en multipliant la force tangentielle moyenne de coupe par la vitesse tangentielle de la meule :

$$P = \bar{F}_t v_s \quad (1.32)$$

où la vitesse tangentielle peut être exprimée par l'équation suivante :

$$v_s = 2\pi R_{EFF} N \quad (1.33)$$

En substituant V de l'équation (1.31) dans l'équation (1.30), puis en substituant \bar{F}_t et v_s des équations (1.30) et (1.33) dans l'équation (1.32), la puissance peut donc être reformulée sous la forme suivante :

$$P = k_e S N + k_c Z_w \quad (1.34)$$

L'énergie spécifique est pour sa part obtenue comme suit :

$$E_S = \frac{P}{Z_w} = k_e \frac{S}{V} + k_c \quad (1.35)$$

Le modèle permet alors de représenter le phénomène d'effet d'échelle, présenté à la section 1.1.6, puisque l'énergie spécifique est fonction du ratio de la surface de contact et du volume du copeau.

Basé sur une approche physique/empirique, le modèle d'Hazel (2004) est donc spécifiquement adapté au meulage robotisé par vibro-impact.

1.4.6 Modèle d'usure de la meule

Le modèle d'usure de la meule permet d'estimer l'évolution de la géométrie de l'outil afin de déterminer la position du point de contact pièce/meule. Contrairement au meulage conventionnel, l'usure de la meule doit être prise en considération car les meules résinoïdes s'usent significativement plus rapidement que les meules vitrifiées. Ainsi, selon la durée d'une tâche de meulage, l'usure de la meule est considérable. Pour y parvenir, la technologie SCOMPI utilise donc le modèle spécifique aux opérations de meulage manuel présenté à l'équation (1.17), où le taux d'usure de la meule est fonction du taux d'enlèvement de matière.

1.4.7 Modèle de puissance à l'arbre de la meuleuse

La technologie SCOMPI utilise une meuleuse électrique, développée à l'IREQ, munie d'un moteur synchrone à aimants permanents (section 3.1.2). La puissance mécanique à l'arbre de la meuleuse est évaluée à l'aide d'un modèle développé également à l'IREQ par Hazel et Mongenot (2009) en utilisant uniquement des mesures de vitesse angulaire, de courant et de températures. Pour obtenir la puissance utile de meulage P , ce modèle soustrait de la puissance développée par le rotor P_D l'ensemble des pertes :

$$P = P_D - P_{mec} - P_{vent} - P_{fer} \quad (1.36)$$

où P_{mec} représente les pertes par friction des composantes mécaniques, P_{vent} les pertes dues au ventilateur de la meuleuse et P_{fer} les pertes fer dues au déplacement des aimants.

Tel que présenté à l'équation (1.37), la puissance développée par le rotor est obtenue à l'aide de la constante de couple du moteur k_t , de la densité de flux rémanente B , du courant corrigé I^* et de la vitesse angulaire de la meuleuse ω :

$$P_D = k_t B I^* \omega \quad (1.37)$$

$$B = 1 + \hat{\alpha}(T_B - T_A) \quad (1.38)$$

$$I^* = a_0 + a_1 I + a_2 I^2 \quad (1.39)$$

La densité de flux rémanente est quant à elle calculée à partir de l'équation (1.38) à l'aide du coefficient de température réversible $\hat{\alpha}$, de la température de bobinage du moteur T_B et la température ambiante T_A . Afin d'obtenir une valeur de courant qui soit le plus proportionnelle possible au couple développé par le rotor, le courant mesuré par le convertisseur de puissance I est corrigé par un polynôme de deuxième ordre comme l'indique l'équation (1.39).

Les pertes mécaniques par friction sont représentées par une relation proportionnelle entre le coefficient de perte par friction k_μ et la vitesse angulaire de la meuleuse ω :

$$P_{mec} = k_\mu \omega \quad (1.40)$$

Les pertes de puissance attribuables au ventilateur de la meuleuse sont estimées par la relation suivante, où k_p est le coefficient de perte par traînée :

$$P_{vent} = k_p \omega^3 \quad (1.41)$$

Les pertes fer sont quant à elles modélisées par la relation de l'équation (1.42), où k_h est le coefficient de perte par hystérésis et k_f le coefficient de perte par courant de Foucault :

$$P_{fer} = k_h B^{1,5} \omega + k_f (B\omega)^2 \quad (1.42)$$

Basé sur une approche physique/empirique, le modèle proposé par l'IREQ permet donc d'estimer la puissance mécanique à l'arbre de la meuleuse en évaluant chacune des pertes.

Les informations présentées dans ce chapitre permettent de mieux comprendre les différents aspects impliqués dans ce projet de recherche, soit le procédé de meulage, la modélisation du procédé et la technologie SCOMPI. Ces notions seront désormais utiles à l'étude du profilage d'outil de meulage.

CHAPITRE 2

PROFILAGE D'OUTIL DE MEULAGE

La rectification manuelle de surfaces difficiles d'accès ou à fortes courbures, tels les raccordements identifiés en mauve à la Figure 2.1, nécessite l'utilisation de meules embouts. Dû à leurs petites tailles, ce type de meule a le désavantage de s'user très rapidement et il est difficile de contrôler l'évolution du profil de la meule. La dextérité et le savoir-faire de l'ouvrier sont mis à contribution pour façonner la surface de la pièce tout en contrôlant le profil de la meule. Pour y parvenir, l'opérateur effectue intuitivement un mouvement de berceau. Cette oscillation de l'outil sur la pièce permet de s'assurer que la meule reste abrasive pour optimiser l'enlèvement de matière et d'éviter le glaçage de la meule. Ce profilage d'outil de meulage est présent dans la plupart des procédés de meulage manuel. Toutefois, il devient particulièrement problématique lorsque la meule est de petite taille. Sans l'oscillation de l'outil sur la pièce, la meule s'use jusqu'à épouser la forme de la surface de travail. De manière générale, plus la conformité pièce/meule augmente, plus le ratio-G diminue et les risques de glacer la meule augmentent par le fait même.

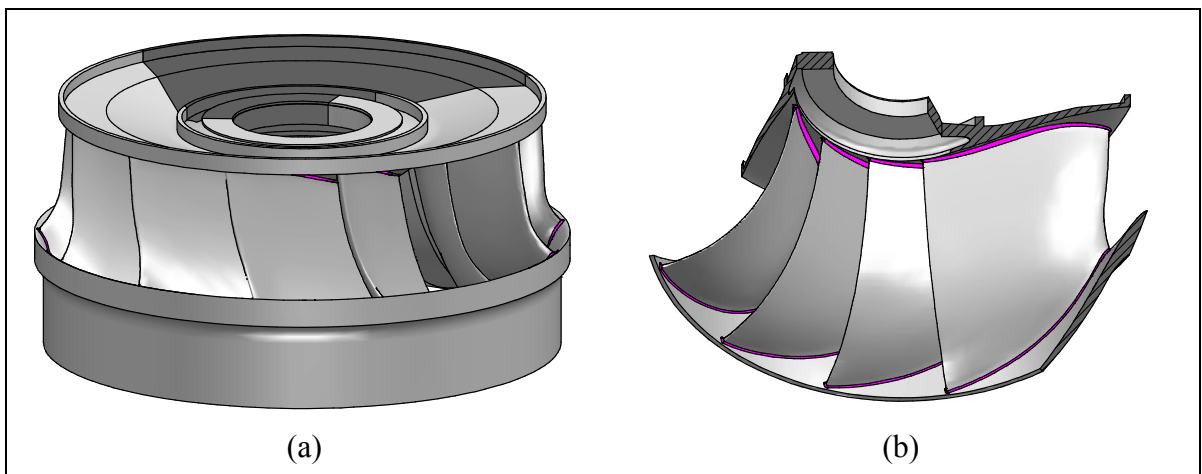


Figure 2.1 (a) Turbine Francis (b) Section de turbine Francis

Pour une application robotisée, le profilage de la meule permet également de contrôler et de connaître la géométrie de la meule durant le procédé. Cette information est essentielle au robot pour estimer de façon précise la position du point de contact sur la surface de travail et ainsi meuler au bon endroit sur la pièce. De plus, une meule qui s'use tout en restant abrasive permet de contrôler plus facilement l'enlèvement de matière durant le procédé.

Ce chapitre présente donc une étude sur le profilage d'outil de meulage afin de robotiser certaines tâches traditionnellement reléguées à des opérations manuelles. Dans un premier temps, les simplifications du procédé de meulage utilisées lors de ce projet de recherche sont présentées. Par la suite, différentes analyses permettent d'identifier les particularités et limitations de ce nouveau procédé. En dernier lieu, l'étude des modèles d'enlèvement de matière, d'usure de la meule et d'oscillation est présentée.

2.1 Simplification du procédé de meulage

Dans le cadre de ce projet de recherche, certaines simplifications ont été apportées au procédé afin de faciliter l'élaboration de modèles et la réalisation d'expériences (CHAPITRE 4) tout en permettant l'étude des différents aspects du profilage d'outil de meulage.

Tout d'abord, le profilage d'outil de meulage porte spécifiquement sur l'utilisation de meules embouts. Bien que ce type d'outil soit normalement dédié aux surfaces à forte courbure, l'étude traite uniquement des surfaces planes. En plus de simplifier la modélisation du procédé, l'utilisation de plaque plane durant les essais expérimentaux facilite la rectification des plaques entre les essais et la prise de mesure après meulage. Pour introduire l'effet de courbure, où la conformité pièce/meule augmente dans le cas des surfaces concaves, la notion de rayon équivalent (équation (2.8)) est utilisée dans la formulation d'équation.

La modélisation d'entailles disjointes de meulage, donc sans chevauchement, permet également de simplifier les analyses des modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule tout en améliorant la qualité des résultats expérimentaux. Lors de l'expérimentation à

la section 4.1, le meulage d'entailles disjointes favorise une meilleure stabilité du robot et permet la mesure du taux d'enlèvement de matière instantanée tout au long de la passe. Effectivement, il est possible d'évaluer la profondeur de coupe le long de l'entaille et de l'associer directement à différentes mesures faites durant le procédé (section 3.4). Cette approche permet ainsi de valider les modèles d'enlèvement de matière de façon exhaustive, sans passer par des mesures moyennes.

Le chevauchement des entailles de meulage est utilisé uniquement lors des essais expérimentaux portant sur les modèles d'oscillation et l'opération de profilage de meule (section 4.2). Lors de ces essais, une grande quantité de meule doit être usée pour être en mesure d'étudier l'évolution du profil de la meule. Cette approche permet d'optimiser le nombre de passes pouvant être réalisé lors d'un test et favorise ainsi l'usure de la meule. Dans de telles circonstances, une modélisation numérique du copeau non-déformé (section 2.5.1) est utilisée pour obtenir l'ensemble des paramètres nécessaires à la planification des tâches de meulage robotisé.

De plus, malgré que l'angle d'avance ait une influence sur l'orientation du copeau non-déformé sur la meule, aucun angle d'avance n'est considéré dans le cadre de ce projet. Il s'agit d'un cas particulier qui pourrait faire l'objet d'une autre étude. L'attention est donc mise sur l'oscillation de l'angle frontal afin de contrôler le profil de la meule.

D'autre part, le mécanisme d'usure de la meule a été simplifié pour faciliter l'élaboration de modèles d'usure et d'oscillation. Effectivement, malgré le fait que l'usure de la meule s'effectue par facettage, due aux contacts intermittents propres au meulage par vibro-impact (section 1.4.2), l'usure de la meule est plutôt considérée uniforme sur la circonférence de la meule. Cette simplification implique également que les grains et les porosités de la meule sont distribués uniformément dans la meule. Le régime de vibro-impact est quant à lui considéré constant tout au long de l'oscillation de la meule, soit un impact par tour.

Ce sujet de recherche traite d'un nouveau procédé qui ne figure pas spécifiquement dans la littérature. Le but de cette étude est donc de jeter les bases du profilage d'outil de meulage robotisé.

2.2 Analyses géométriques et cinématiques

Cette section étudie l'ensemble des aspects géométriques et cinématiques reliés au profilage d'outil de meulage.

2.2.1 Limitation de l'utilisation de la meule

Des essais préliminaires de meulage robotisé ont été réalisés avec des meules embouts hémisphériques (type 18R) en effectuant un certain mouvement de berceau. Ces essais ont permis d'observer la formation systématique d'une pointe sur le nez de l'outil tel qu'illustré à la Figure 2.2. Ce phénomène, également présent en meulage manuel, s'explique par une vitesse tangentielle quasiment nulle des grains situés au centre de la meule. Ainsi, lorsque le meulage s'effectue sur la pointe, il y a presque aucun enlèvement de matière et cette section de la meule s'use donc moins rapidement.

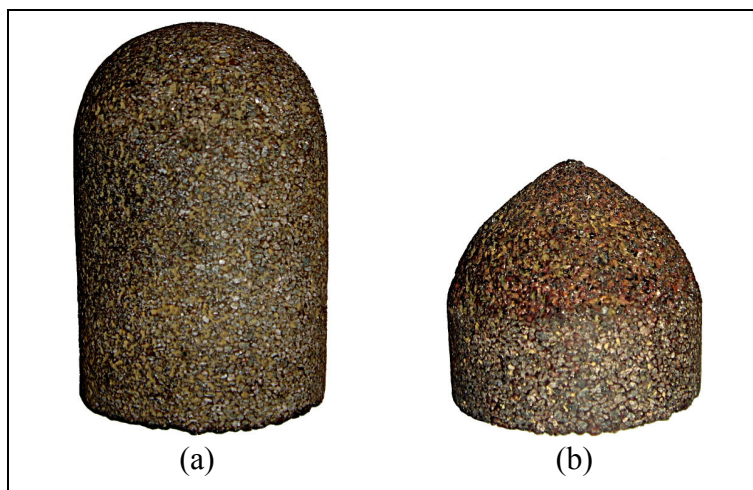


Figure 2.2 Formation d'une pointe sur le nez de la meule (a) Meule neuve (b) Meule usée

En plus de ne pas assurer un taux d'enlèvement de matière constant, la présence de cette pointe complexifie le contrôle de l'outil sur la pièce. Effectivement, lors du meulage sur le bout de l'outil, la meule se comporte un peu comme une toupie et la meuleuse est alors difficile à stabiliser lorsqu'une force normale à la surface de travail est appliquée. Lors d'opérations robotisées, cette instabilité se traduit par des vibrations excessives pouvant compromettre l'intégrité du robot.

Dans ces conditions, l'utilisation de ce type d'outil est inappropriée à une application robotisée. Par conséquent, pour résoudre ce problème, un trou a été percé au centre de la meule afin d'éliminer la partie problématique tel que présenté à la Figure 2.3. La section 3.2.1 décrit la méthode utilisée pour percer les meules et explique les précautions de sécurité entourant cette opération. Cette modification apportée aux meules constitue une étape de preuve de concept à des fins de recherche. De façon industrielle, des meules pré-trouées devraient être produites par les fabricants puisqu'il serait trop onéreux et risqué de modifier les meules une par une.

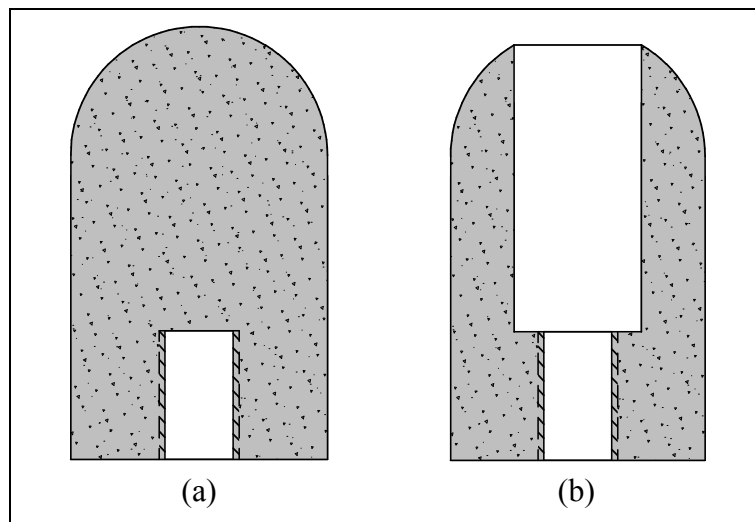


Figure 2.3 Perçage de la meule
(a) Meule avant perçage (b) Meule après perçage

Une autre série d'essais avec des meules percées a permis de valider la viabilité du concept et de constater une meilleure stabilité du procédé robotisé. En l'absence de pointe au bout de

l'outil, les vibrations excessives sont éliminées et le taux d'enlèvement de matière est plus uniforme. Ainsi, dans le cadre de cette étude sur le profilage d'outil de meulage, des meules embouts trouées sont utilisées.

2.2.2 Profil idéal à maintenir

Le profilage d'outil permet de contrôler le profil de la meule durant le procédé de meulage. Il est alors essentiel de déterminer quel serait le profil idéal à conserver sur la meule pour optimiser le procédé.

Contrairement au copeau non-déformé d'un disque en régime permanent (Figure 1.6), où le profil de la meule a été modélisé mathématiquement par Hazel (2004), la forme du copeau non-déformé obtenue lors du profilage dépend directement du type de profil de la meule. Ce profil est alors considéré constant tout au long de l'usure puisque l'opération de profilage a pour but de le conserver.

La Figure 2.4 présente une meule à profil quelconque (Figure 2.4a) et circulaire (Figure 2.4b) à différents angles frontaux lors d'une demi-oscillation. Sous chacune des orientations de l'outil, le copeau non-déformé est présenté en considérant une profondeur de coupe et une avance par impact constante entre chaque itération. Cette analyse de la cinématique de coupe permet de démontrer que contrairement au profil quelconque, le profil circulaire permet de conserver la même géométrie du copeau non-déformé, soit le même volume et la même surface de contact, indépendamment de la position angulaire de la meule.

Pour être en mesure de bien comprendre ce phénomène, il suffit de faire l'analogie avec l'emprunte laissé dans le sable par un ballon de rugby (profil elliptique, forme sphéroïde) et un ballon de soccer (profil circulaire, forme sphérique). Pour une même profondeur d'immersion dans le sable, le volume et la surface de l'emprunte laissés par le ballon de rugby dépendent de l'orientation du ballon. Pour sa part, peu importe l'orientation du ballon

de soccer, le volume et la surface de l'emprunte dans le sable demeurent constants si la profondeur d'immersion reste la même.

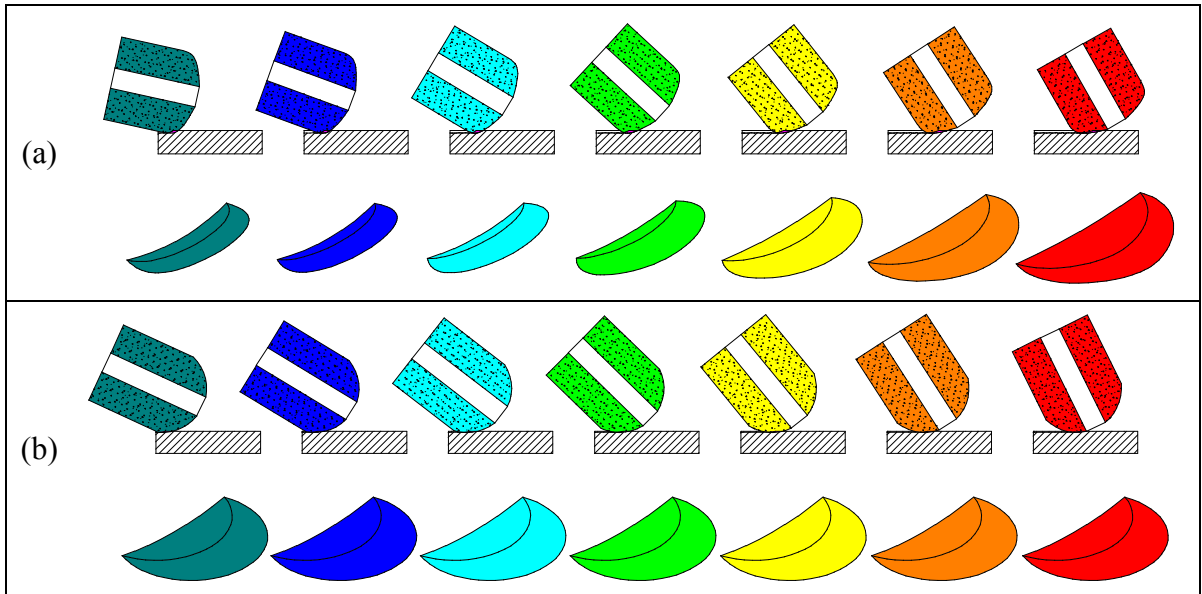


Figure 2.4 Copeaux non-déformés à différents angles d'oscillation d'une meule trouée à profil (a) Quelconque (b) Circulaire

Puisque le modèle d'enlèvement de matière utilisé par la technologie SCOMPI (section 1.4.5) dépend directement de la géométrie du copeau non-déformé, le profil circulaire s'avère le profil idéal à maintenir pour faciliter le contrôle du procédé. En effet, si le régime de vibro-impact demeure stable, soit une avance par impact constante, une puissance constante est alors nécessaire pour assurer une profondeur de coupe uniforme, et ce, peut importe l'orientation de l'outil sur la pièce. Ainsi, dans de telles conditions, le profil circulaire permet d'obtenir simplement un taux d'enlèvement de matière constant en générant continuellement le même copeau non-déformé, impact après impact.

Un autre avantage du profil circulaire est la largeur d'entaille constante laissée sur la pièce après meulage pour une profondeur de coupe constante. Tel que présenté à la Figure 2.5, la largeur d'entaille laissée par une meule à profil quelconque varie tout au long de l'oscillation comparativement à celle d'une meule à profil circulaire. Cette variation de largeur d'entaille devient particulièrement problématique lorsque les passes de meulage se chevauchent. Il est

alors difficile d'estimer correctement la géométrie de l'emprunte de l'entaille précédente afin d'évaluer la géométrie du copeau non-déformé durant la passe de chevauchement. De plus, en présence d'un robot flexible, cette variation de largeur d'entaille pourrait éventuellement avoir pour effet d'exciter inutilement le robot dans la direction normale à la vitesse d'avance et parallèle à la surface, puisque l'outil tend naturellement à longer les bordures de l'entaille précédente.

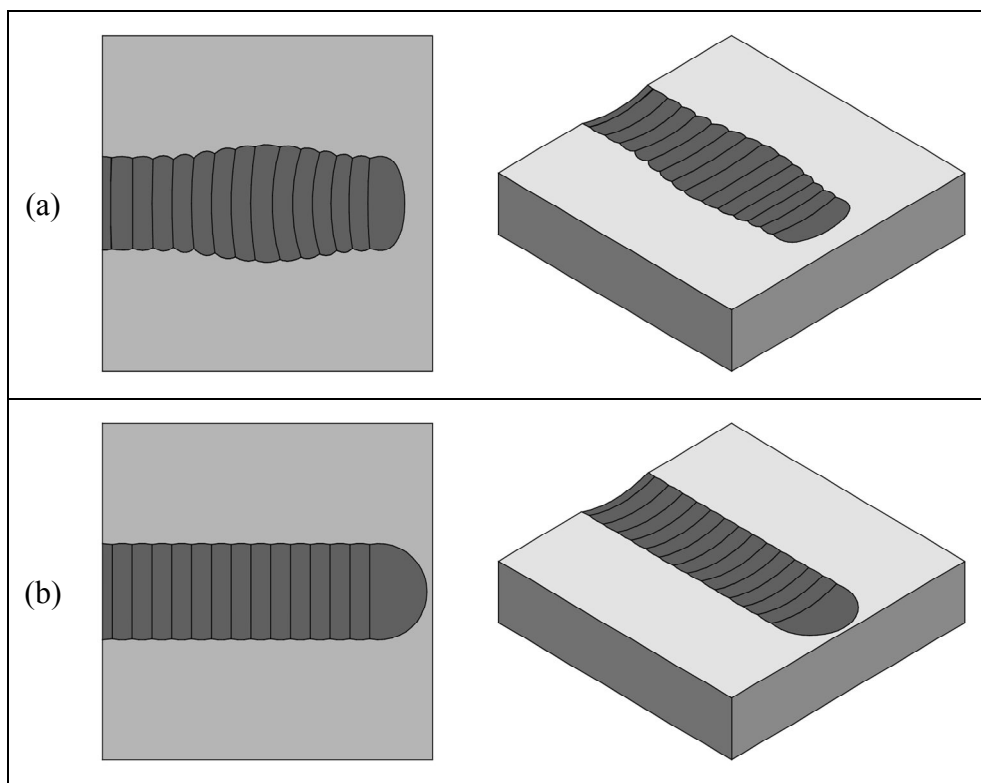


Figure 2.5 Vues de dessus et isométrique d'une entaille disjointe de meulage laissée par une meule à profil (a) Quelconque (b) Circulaire

Le profilage d'outil de meulage doit donc permettre à la meule de conserver un profil circulaire pour faciliter l'obtention d'un taux d'enlèvement de matière constant, pour faciliter le contrôle du procédé et pour s'assurer d'une largeur d'entaille constante. L'ensemble de ces facteurs contribue à diminuer les fluctuations des paramètres durant le meulage et favorise ainsi une meilleure stabilité du robot et du procédé.

2.2.3 Rayon de profil de la meule

Le rayon du profil circulaire R_p est déterminé en fonction du rayon de la meule R_m , du rayon du trou R_t , et des angles frontaux limites β_{min} et β_{max} pouvant être réalisés par le robot selon l'encombrement de l'espace de travail. La Figure 2.6 illustre les conditions frontières spécifiques aux angles frontaux limites.

Les relations entre les différentes variables sont les suivantes :

$$\sin \beta_{min} = \frac{R_t}{R_p} \quad (2.1)$$

$$\sin \beta_{max} = \frac{R_m}{R_p} \quad (2.2)$$

Selon les équations (2.1) et (2.2), plus le rayon de profil est équivalent au rayon de la meule ou plus le rayon du trou diminue, plus la plage d'oscillation de l'angle frontal augmente. Inversement, l'augmentation du rayon de profil ou du rayon du trou permet de réduire les variations des angles frontaux et ainsi limiter les déplacements du robot.

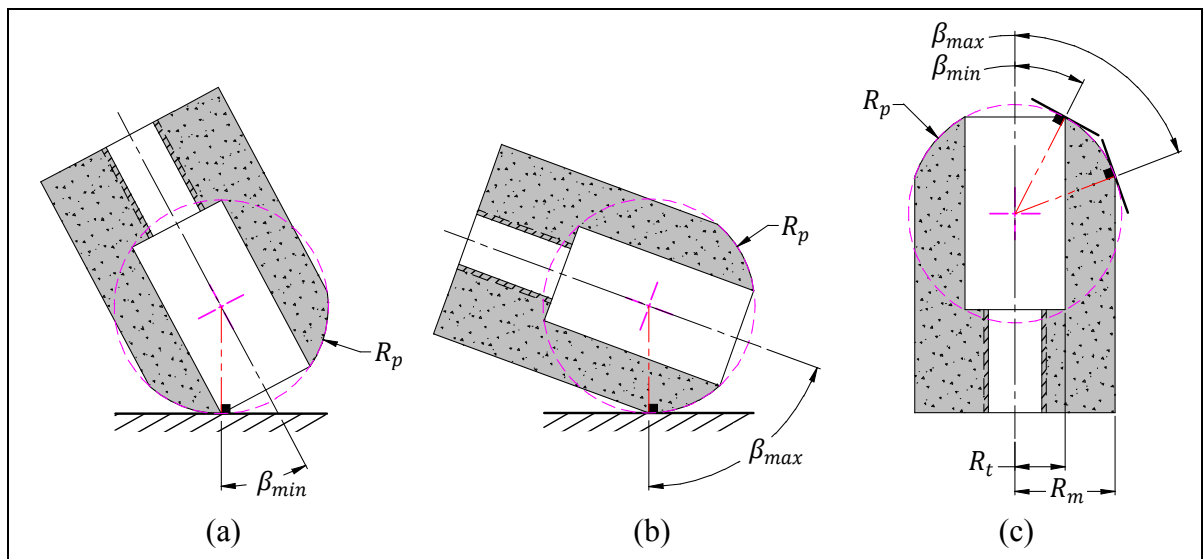


Figure 2.6 Délimitation du profil circulaire en fonction des angles frontaux limites
 (a) Angle frontal minimum (b) Angle frontal maximum
 (c) Angles frontaux minimum et maximum

Pour obtenir un rayon de profil désiré, un banc de taillage de meule a été développé et est présenté en détail à la section 3.2.2. Cette étape est essentielle à des fins de recherche pour être en mesure de savoir s'il est possible de conserver un profil connu, en imposant directement la forme désirée avant de commencer l'opération de meulage de la pièce et de profilage de la meule. Dans l'industrie, le taillage des meules ne devrait pas être nécessaire puisque l'opération de profilage devrait être en mesure de maintenir le profil de la meule. Ainsi, il revient au fabricant de meule de produire des meules pré-trouées et également pré-profilées afin de permettre la robotisation de cette opération.

La Figure 2.7 présente des meules embouts trouées à profil circulaire à différentes étapes du profilage de l'outil. De façon idéale, le profil circulaire est maintenu du début à la fin de la vie utile de la meule.

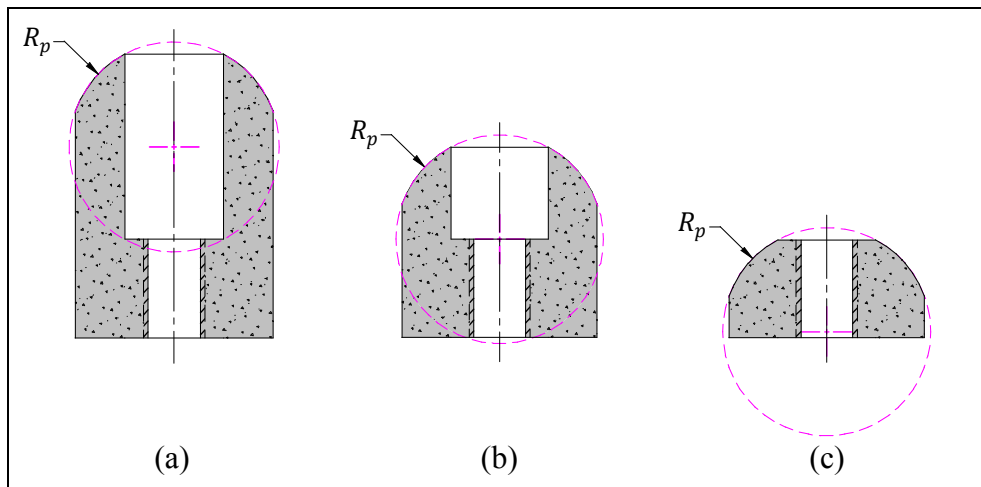


Figure 2.7 Pourcentage d'usure d'une meule embout trouée à profil circulaire (a) 0% (b) 50% (c) 100%

2.2.4 Angles limites d'oscillation

Cette section étudie les facteurs qui influencent les angles limites d'oscillation du robot durant l'opération de profilage de la meule. Ainsi, afin de conserver un profil circulaire, il faut s'assurer qu'uniquement le profil de la meule, soit la partie sphérique au bout de l'outil, soit mis à contribution pour enlever de la matière sur la pièce.

Pour ce faire, il faut tout d'abord s'intéresser à la géométrie du copeau non-déformé propre au meulage par vibro-impact d'une meule à profil circulaire. Tel qu'illustré à la Figure 2.8, le copeau non-déformé est défini par deux surfaces sphériques. Pour faciliter la visualisation, un point rouge est utilisé pour marquer la position du point normal à la surface de travail, soit le point de contact considéré par le robot. Le copeau non-déformé utilisé lors de ces analyses représente une entaille disjointe de meulage d'une profondeur de coupe typique de 0,25 mm pour un rayon de profil de 27 mm. La modélisation considère également un impact par tour d'un outil tournant à 18000 RPM et avançant à 50 mm/s.

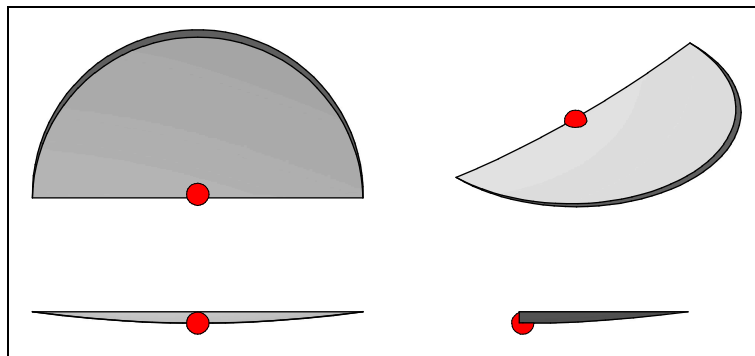


Figure 2.8 Vues orthogonales et isométrique du copeau non-déformé spécifique au meulage robotisé d'une meule à profil circulaire (point rouge : point normal à la surface de travail)

Par la suite, il est nécessaire de s'intéresser à l'orientation du copeau non-déformé sur la meule durant le meulage pour bien comprendre la cinématique du procédé. La Figure 2.9 présente l'orientation du copeau non-déformé selon la direction d'avance. Lorsque la meule avance (Figure 2.9a) et qu'elle recule (Figure 2.9c), le copeau non-déformé effectue une

rotation de 180° sur la meule autour du point normal à la surface de travail. Il faut remarquer que ce point de contact reste à la même position sur la meule entre les deux directions d'avance, puisque l'angle frontal de la meule est maintenu constant lors de cette simulation. De plus, lors du virage (Figure 2.9b), le copeau non-déformé est orienté à 90° , soit à mi-chemin entre la direction d'avance et de recul. Cette configuration de meulage est comparable à un angle d'avance de meulage de 90° . Ainsi, la direction d'avance, tout comme l'angle d'avance, ont une influence directe sur l'orientation du copeau non-déformé sur la meule.

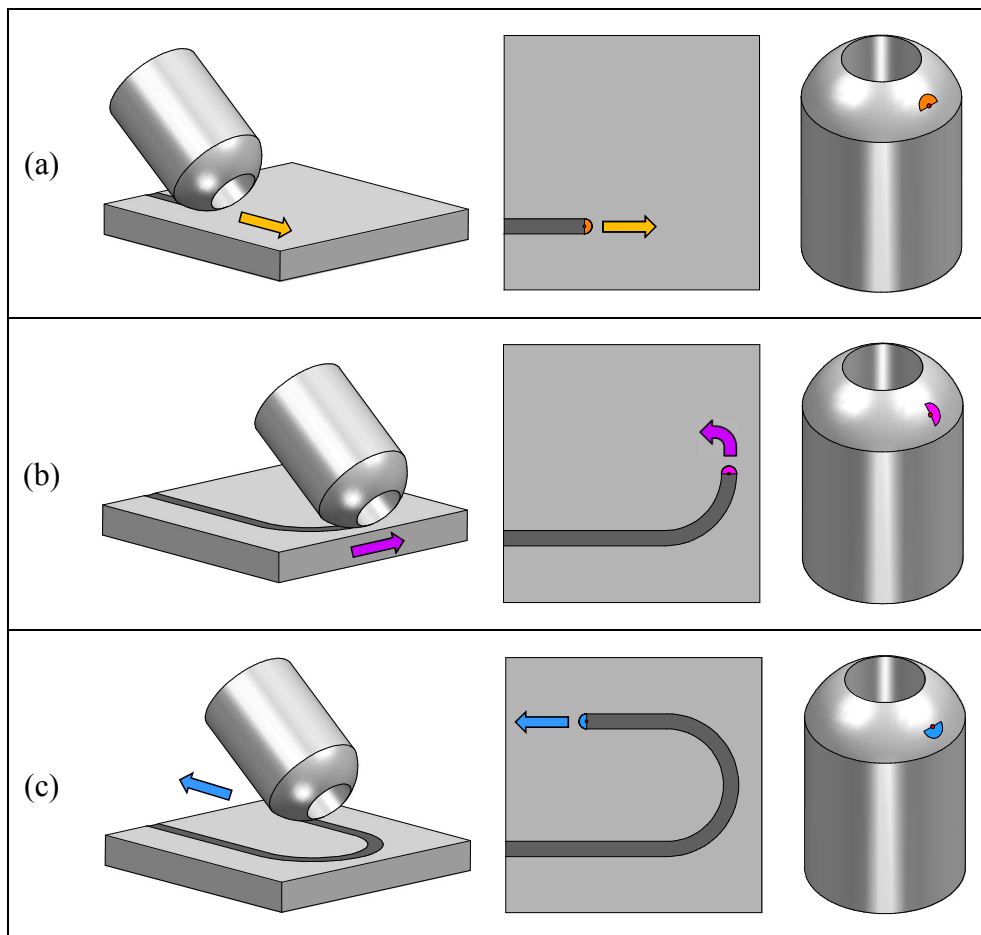


Figure 2.9 Orientation du copeau non-déformé selon la direction d'avance (a) Avance (b) Virage (c) Recul

Pour être en mesure de déterminer les angles limites d'oscillation, il faut placer le copeau non-déformé aux limites du profil circulaire (surface sphérique) dans l'orientation correspondant à la direction d'avance. Les angles limites d'oscillation sont alors définis par rapport au point normal à la surface de travail sur le copeau non-déformé tel qu'illustré à la Figure 2.10.

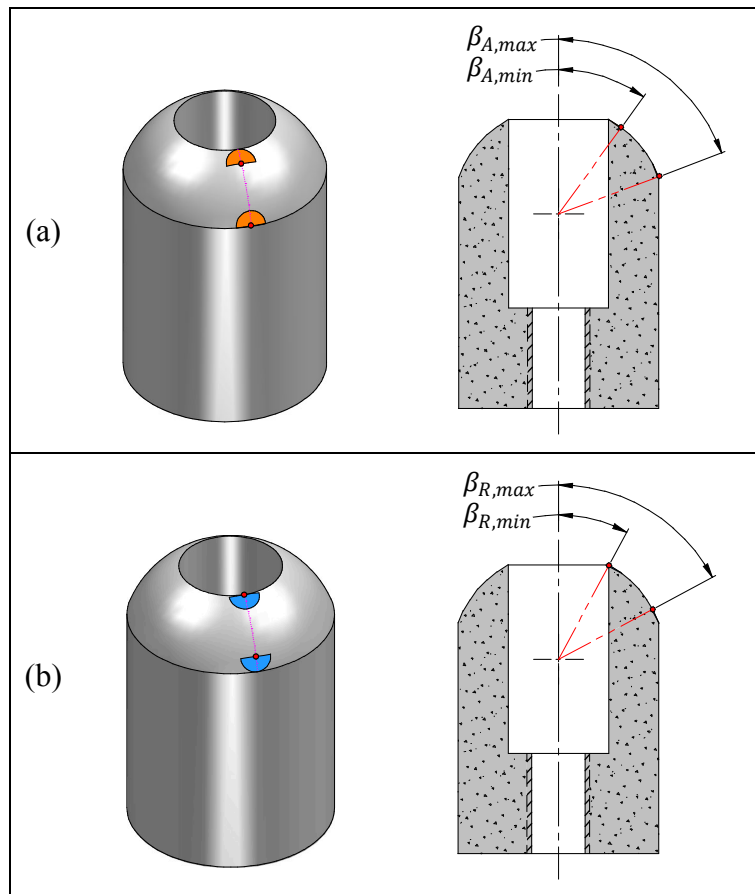


Figure 2.10 Copeaux non-déformés aux angles limites d'oscillation (a) Avance (b) Recul

Ainsi, les angles limites d'oscillation varient selon la direction d'avance de meulage. La différence d'angle aux positions limites, soit sur le nez et le talon de l'outil, est d'environ 8° pour une profondeur de coupe typique de 0,25 mm. Cette variation d'angle doit donc être considérée dans le procédé pour assurer que le meulage ne s'effectue que sur la partie sphérique de la meule. Le respect des angles limites d'oscillation est particulièrement

important lorsque la meule avance sur le nez de l'outil. Effectivement, si l'angle frontal est inférieur à l'angle prescrit $\beta_{A,min}$, une partie du meulage s'effectue avec l'intérieur du trou de la meule causant une dégradation prématurée du profil, des vibrations excessives et un mauvais fini surface. Dans de telles circonstances, l'intégrité de la meule et du robot sont compromises. Il faut donc être particulièrement vigilant à respecter les angles limites d'oscillation selon la direction d'avance. Les équations suivantes permettent de calculer les angles d'oscillation limite en fonction des paramètres du procédé et selon la direction d'avance (avance β_A et recul β_R) :

$$\beta_{A,min} = \sin^{-1}\left(\frac{R_t}{R_p}\right) + \cos^{-1}\left(1 - \frac{h_0}{R_p}\right) \quad (2.3)$$

$$\beta_{A,max} = \cos^{-1}\left(\frac{\sqrt{R_p^2 - R_m^2}}{\sqrt{(R_p - h_0)^2 + \left(\frac{v_f}{2N}\right)^2}}\right) - \tan^{-1}\left(\frac{v_f}{2N(R_p - h_0)}\right) \quad (2.4)$$

$$\beta_{R,min} = \sin^{-1}\left(\frac{R_t}{R_p}\right) + \sin^{-1}\left(\frac{v_f}{2NR_p}\right) \quad (2.5)$$

$$\beta_{R,max} = \sin^{-1}\left(\frac{R_m}{R_p}\right) - \cos^{-1}\left(1 - \frac{h_0}{R_p}\right) \quad (2.6)$$

où la profondeur de coupe désirée h_0 peut être exprimée en fonction du taux d'enlèvement de matière selon la relation suivante proposée par Hazel *et al.* (2012b) pour une entaille disjointe de meulage :

$$h_0 \approx \frac{R_p^2}{8R_{eq}} \left(\frac{12R_{eq}Z_w}{R_p^3 v_f}\right)^{2/3} \quad (2.7)$$

Le rayon équivalent R_{eq} de l'équation (1.4) est quant à lui réécrit en fonction du rayon de profil de la meule :

$$R_{eq} = \frac{R_w R_p}{R_w + R_p} \quad (2.8)$$

Il faut mentionner que les équations (2.3) à (2.6) sont valides lorsque l'angle d'avance est nul et lorsque le meulage est effectué en entaille disjointe. Par contre, les équations restent valides lorsque la distance d'entre-passe Q , soit la distance qui sépare le chevauchement des passes, est égal ou supérieur à la moitié de la largeur d'une entaille disjointe w :

$$Q \geq \frac{w}{2} \quad (2.9)$$

où la largeur d'entaille w peut s'exprimer comme suit :

$$w = 2\sqrt{h_0(2R_{eq} - h_0)} \quad (2.10)$$

La Figure 2.11 présente un cas où la distance d'entre-passe ne satisfait pas l'équation (2.9) et que l'angle d'avance est non-nul. Dans de tels conditions, une modélisation en trois dimensions de la géométrie du copeau non-déformé et de son orientation sur la meule permettent de définir les angles limites d'oscillation. Le copeau non-déformé résultant du meulage avec chevauchement des passes est illustré à la Figure 2.11a, où la surface en mauve représente la section de l'entaille précédente. Le copeau non-déformé est amputé de plus de la moitié de la partie circulaire avant, ce qui rend les équations (2.3) et (2.6) invalides. De plus, l'ajout d'un angle d'avance invalide les équations (2.4) et (2.5). Il est à noter que les équations (2.3) à (2.6) s'appliquent aux conditions d'utilisation définies dans le cadre de cette étude.

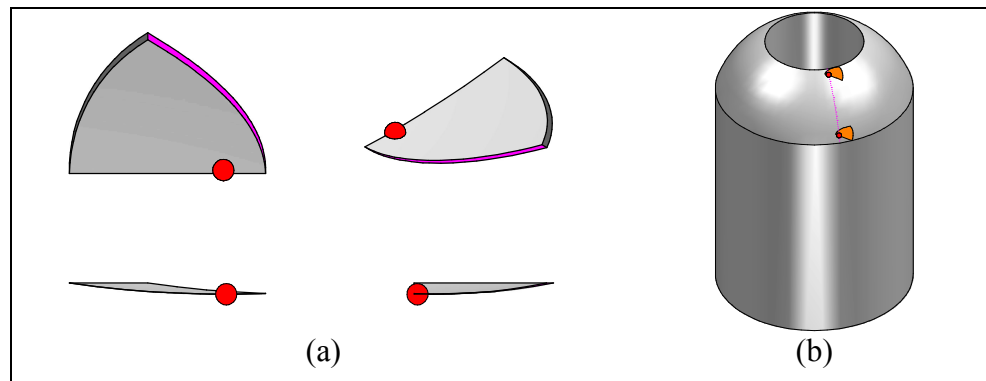


Figure 2.11 Copeaux non-déformés du meulage avec chevauchement des passes et un angle d'avance non-nul (a) Vues orthogonales et isométrique (b) Orientation sur la meule lors du meulage

2.2.5 Rayon effectif de meulage

Durant le meulage, le rayon effectif est principalement utilisé dans la boucle de contrôle hybride force/position pour asservir la puissance de meulage (section 1.4.1). Lors du traitement des données expérimentales, le rayon effectif sert à calculer la force tangentielle à partir de la puissance de meulage pour ensuite définir le coefficient de friction à partir de mesures de la force normale. Lors du profilage de meule, l'oscillation de l'outil cause une importante variation du rayon effectif de meulage. Dans le cas du profilage de meules embouts, le rayon effectif peut doubler entre le meulage sur le nez et sur le talon de l'outil.

Pour déterminer correctement le rayon effectif de meulage, il faut considérer le point d'application de la force tangentielle moyenne de meulage sur le copeau non-déformé. Ainsi, l'utilisation de l'angle frontal est inappropriée puisque cet angle définit la position du point de contact sur la meule, soit la position du point normal à la surface de travail. Cette précision est particulièrement importante lorsque l'amplitude des angles frontaux d'oscillation est grande et lorsque le meulage s'effectue en alternance avance-recul. Effectivement, il existe une différence significative entre le rayon effectif estimé par la position du point de contact et celui calculé en considérant le point d'application de la force sur le copeau non-déformé. Cet écart est typiquement d'environ $\pm 12\%$ sur le nez de l'outil et $\pm 4\%$ sur le talon de l'outil. Il faut noter que le signe \pm dépend uniquement de la direction d'avance. Lorsque la meule avance, l'utilisation du point de contact sur la meule surestime le rayon effectif tandis qu'il est sous-estimé lorsque l'outil recule. Il est donc essentiel d'évaluer correctement le rayon effectif pour assurer l'efficacité de la boucle de contrôle ainsi que la qualité du traitement des données expérimentales.

La force tangentielle moyenne de meulage est la force tangentielle moyenne nécessaire pour enlever un copeau non-déformé de matière par révolution de la meule. Selon l'équation (1.30), cette force est proportionnelle à la surface et au volume du copeau non-déformé. Ainsi, pour rapporter cette force à un point d'application unique sur le copeau non-déformé, il faut considérer la position du centroïde de la surface de contact et celle du

centre de masse de copeau non-déformé. Par la suite, selon la proportion de cette force attribuable à la force de friction sur la pièce (k_f) et à la force de déformation de la matière (k_c), la position exacte du point d'application de la force tangentielle moyenne de meulage peut être calculée.

Pour déterminer cette position, un modèle d'analyse discrète de la géométrie du copeau non-déformé a été développé. Ce modèle numérique, expliqué en détail à la section 2.5.1, permet de définir précisément le point d'application résultant de la force tangentielle moyenne de meulage sur le copeau non-déformé.

La Figure 2.12 permet de constater la différence entre la position du point normal à la surface de travail (point rouge) et celle du point d'application de la force sur le copeau non-déformé (point vert). De plus, il est possible d'observer l'angle d'immersion de la meule dans la surface θ et l'angle λ séparant le point d'application de la force du point normal à la surface de travail.

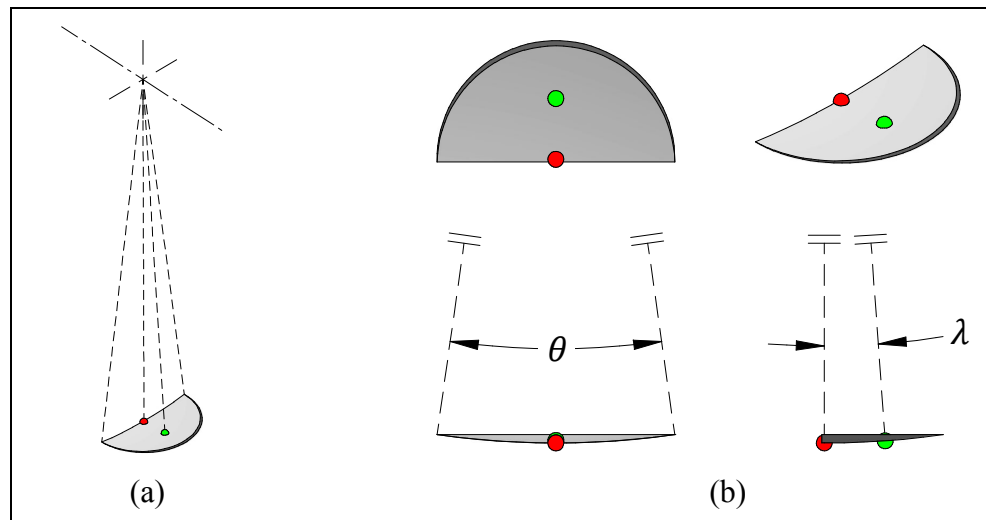


Figure 2.12 Position du point d'application de la force (vert) et du point normal à la surface de travail (rouge) sur le copeau non-déformé
(a) Vue isométrique (b) Vues orthogonales et isométrique

Des simulations ont permis de démontrer que pour une entaille disjointe de meulage, il est possible d'estimer l'angle λ à 28% de l'angle d'immersion de la meule dans la matière avec une erreur relative moyenne de 1% pour l'ensemble des paramètres d'utilisation. L'angle d'immersion θ peut quant à lui être estimé en fonction des paramètres du procédé selon l'équation suivante proposée par Hazel *et al.* (2012b) pour une entaille disjointe de meulage :

$$\theta \approx \left(\frac{12R_{eq}Z_w}{R_p^3 v_f} \right)^{1/3} \quad (2.11)$$

Le rayon effectif de meulage s'exprime donc en fonction de l'angle frontal selon la direction d'avance du procédé :

$$R_{EFF-A} = R_p \sin(\beta_A - \lambda) \quad (2.12)$$

$$R_{EFF-R} = R_p \sin(\beta_R + \lambda) \quad (2.13)$$

Une fois de plus, il faut rappeler que l'angle d'avance influence l'orientation du copeau non-déformé sur la meule, tout comme le chevauchement des passes modifie la géométrie du copeau non-déformé. Les équations (2.12) et (2.13) ne tiennent donc pas compte de ces deux facteurs. Ainsi, en présence de l'un de ces facteurs, une modélisation en trois dimensions permet de définir précisément la position du rayon effectif de meulage.

La Figure 2.13 présente les rayons effectifs de meulage correspondant aux angles limites d'oscillation selon la direction d'avance.

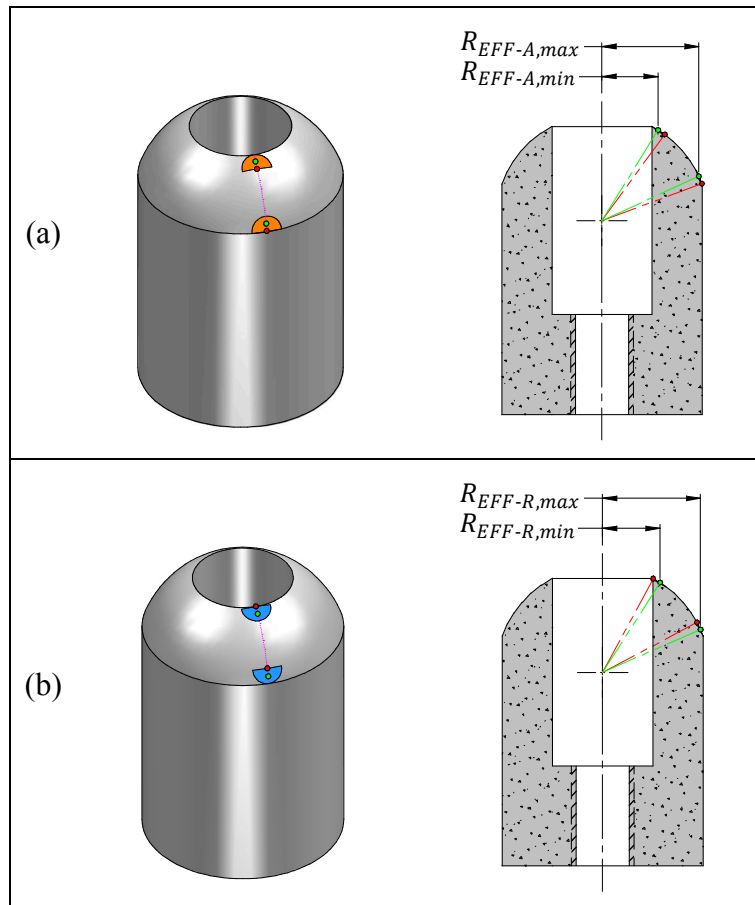


Figure 2.13 Rayons effectifs minimum et maximum aux angles limites d'oscillation selon la direction d'avance (a) Avance (b) Recul

2.3 Modèle d'enlèvement de matière

L'utilisation du modèle d'enlèvement de matière proposé par Hazel (2004) à la section 1.4.5 semble tout désigné à la réalisation de ce projet puisqu'il a été développé spécifiquement pour des applications de meulage par vibro-impact propre à l'utilisation d'un robot flexible. De plus, le modèle possède uniquement deux constantes à déterminer, ce qui réduit le nombre d'essais expérimentaux à réaliser pour y parvenir. Les constantes du modèle, soit le coefficient de force latérale k_e et le coefficient de coupe k_c , ont également une nature beaucoup plus tangible que celles d'un modèle purement empirique, ce qui facilite le transfert vers d'autres applications. Ces arguments sont de taille dans le choix du modèle d'enlèvement

de matière. Effectivement, le robot SCOMPI est appelé à effectuer des tâches dans différents environnements de travail où la géométrie et le matériau des pièces varient d'un chantier à l'autre ce qui nécessite une mise en œuvre rapide et efficace des paramètres du modèle.

Toutefois, puisque le modèle a été développé pour les meules cylindriques, il doit être adapté à la géométrie du copeau non-déformé propre aux meules à profil circulaire. Pour déterminer la puissance de meulage de l'équation (1.34), il faut alors définir la surface de contact en fonction des paramètres du procédé. Lorsque le meulage est effectué en entaille disjointe, la surface du copeau non-déformé d'une meule à profil circulaire $S_{p.c.}$ est estimée par la surface d'une demi-calotte sphérique :

$$S_{p.c.} \approx \pi R_p h_0 \quad (2.14)$$

En utilisant la relation de l'équation (2.7), la surface de contact est réécrite comme suit :

$$S_{p.c.} \approx \frac{\pi R_p^3}{8R_{eq}} \left(\frac{12R_{eq}Z_w}{R_p^3 v_f} \right)^{2/3} \quad (2.15)$$

En substituant l'équation (2.15) à l'équation (1.34), la puissance de meulage est formulée en fonction des paramètres du procédé :

$$P = k_e \frac{\pi N R_p^3}{8R_{eq}} \left(\frac{12R_{eq}Z_w}{R_p^3 v_f} \right)^{2/3} + k_c Z_w \quad (2.16)$$

Une version modifiée du modèle d'Hazel (2004) est proposée pour être en mesure de tenir compte en temps réel de la variation du coefficient de friction durant le procédé. Pour ce faire, le coefficient de friction μ est ajouté au terme de l'équation (1.34) représentant la proportion de la puissance attribuable aux forces de friction :

$$P = (k_e + k_e^* \mu) SN + k_c Z_w \quad (2.17)$$

où le coefficient de friction s'exprime en fonction des forces normale et tangentielle instantanées mesurées durant le procédé:

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} \quad (2.18)$$

La force tangentielle instantanée F_t est quant à elle calculée à partir des mesures de puissance faites durant la tâche de meulage :

$$F_t = \frac{P}{v_s} = \frac{P}{2\pi R_{EFF}N} \quad (2.19)$$

En considérant les équations (2.15), (2.18) et (2.19), l'équation (2.17) est reformulée sous la forme suivante :

$$P = \left(k_e + k_e^* \frac{P}{2\pi R_{EFF}N F_n} \right) \frac{\pi N R_p^3}{8 R_{eq}} \left(\frac{12 R_{eq} Z_w}{R_p^3 v_f} \right)^{2/3} + k_c Z_w \quad (2.20)$$

Avec une telle formulation, le modèle d'Hazel modifié est en mesure de faire varier la proportion de puissance attribuable à la force de friction en fonction du coefficient de friction mesuré. Effectivement, si le coefficient de correction de force latérale k_e^* est négatif, la proportion de la puissance due à la force de friction augmente lorsque le coefficient de friction pièce/meule chute près de zéro. Dans de telles circonstances, le taux d'enlèvement de matière est très faible et presque toute la puissance de meulage est due à la friction. Ces conditions sont typiquement rencontrées lors du meulage avec une meule glacée. Inversement, lorsque le coefficient de friction est élevé, la surface de la meule est abrasive et le taux d'enlèvement de matière est élevé. Dans ce cas, le modèle d'Hazel modifié permet donc de réduire la contribution de la force de friction pour une même puissance de meulage.

Contrairement au modèle traditionnel, les équations (2.16) et (2.20) ne permettent pas d'obtenir une équation triviale du taux d'enlèvement de matière en fonction des paramètres de meulage. Pour déterminer les coefficients d'un tel modèle, une double boucle d'algorithme de recherche directe (*pattern search*) est utilisée pour minimiser l'erreur entre

le taux d'enlèvement de matière mesuré et celui prédit par le modèle. La première boucle itère les valeurs des coefficients alors que la deuxième boucle, imbriquée dans la première, prédit le taux d'enlèvement de matière pour certains coefficients donnés.

À titre comparatif, d'autres modèles seront également utilisés pour évaluer la robustesse des modèles d'enlèvement de matière d'Hazel (2004) et sa version modifiée. Pour ce faire, les modèles de base de Hahn et Lindsay (1971) et Kurfess *et al.* (1988), utilisant respectivement la force normale et la puissance de meulage, seront étudiés (équation (1.6) et (1.8)). De plus, les équations inspirées de la formulation empirique de base proposée par Tönshoff *et al.* (1992) seront aussi utilisées. Toutefois, les équations (1.13) à (1.15) doivent être adaptées pour tenir compte de la cinématique de coupe propre au meulage robotisé. Effectivement, ce type de formulation d'équations est normalement utilisé pour des opérations de meulage conventionnel où la vitesse d'avance est alignée avec la vitesse tangentielle au point de contact. Dans cette situation, il est possible d'utiliser le ratio de vitesse q ou bien la vitesse de coupe v_c . Puisqu'en meulage robotisé la vitesse d'avance est perpendiculaire à la vitesse tangentielle au point de contact, il est alors préférable de séparer les deux paramètres dans les équations empiriques :

$$Z_w = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} P^{e_3} R_{eq}^{e_4} \quad (2.21)$$

$$Z_w = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} R_{eq}^{e_4} \quad (2.22)$$

$$Z_w = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} P^{e_4} R_{eq}^{e_5} \quad (2.23)$$

2.4 Modèle d'usure de la meule

La technologie SCOMPI utilise actuellement un modèle d'usure destiné aux opérations de meulage manuel. Le choix de ce modèle, présenté à l'équation (1.17), est judicieux puisque le meulage robotisé flexible s'apparente avec ce type d'opération. De plus, ce type de modèle lie le taux d'enlèvement de matière au taux d'usure de la meule ce qui s'avère très utile pour développer un modèle d'oscillation qui sera présenté à la section 2.5.

Cependant, pour étudier plus largement l'influence de l'ensemble des paramètres de meulage sur le taux d'usure, un autre modèle est proposé. Ce modèle est inspiré de la formulation empirique de base de Tönshoff *et al.* (1992) et du modèle dédié au meulage manuel :

$$Z_s = K_1 Z_w^{K_2} v_s^{K_3} v_f^{K_4} F_n^{K_5} P^{K_6} R_{eq}^{K_7} \beta^{K_8} \quad (2.24)$$

L'analyse des résultats expérimentaux permettra de vérifier lesquels de ces paramètres ont le plus d'influence sur le taux d'usure de la meule. L'objectif est de déterminer un modèle simple, contenant le moins de paramètres possible, permettant d'optimiser la prédiction du taux d'usure de la meule.

Les équations empiriques de base seront également utilisées à titre comparatif. Par contre, les équations (1.24) à (1.26) doivent elles aussi être adaptées pour prendre en considération la cinématique de coupe du meulage robotisé tel que :

$$Z_s = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} P^{e_3} R_{eq}^{e_4} \quad (2.25)$$

$$Z_s = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} R_{eq}^{e_4} \quad (2.26)$$

$$Z_s = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} P^{e_4} R_{eq}^{e_5} \quad (2.27)$$

Lors de l'opération de profilage, si l'oscillation de la meule et les paramètres de meulage permettent de conserver le profil constant durant toute la vie utile de la meule, le taux d'usure permet alors de déterminer la vitesse d'usure du profil. Effectivement, tel qu'illustré à la Figure 2.14, le volume usé entre une meule neuve et une meule totalement usée est équivalent à un cylindre de longueur L' tel que :

$$L' = L_0 - L_{100} \quad (2.28)$$

où L_0 et L_{100} représentent respectivement la longueur qui sépare la base de la meule au centre du profil d'une meule neuve et d'une meule entièrement usée.

En divisant le taux d'usure par la surface du cylindre comprise entre le diamètre de la meule et le diamètre du trou, la vitesse d'usure du profil v_p le long de l'axe de rotation est obtenue par l'équation suivante :

$$v_p = \frac{Z_s}{\pi(R_m^2 - R_t^2)} \quad (2.29)$$

De plus, la position entre le centre du profil et la base de l'outil s'exprime en fonction du temps comme suit :

$$L(t) = L_0 - \int_0^t v_p dt \quad (2.30)$$

Si le taux d'usure de la meule Z_s est considéré constant durant le procédé, l'équation (2.30) devient alors :

$$L(t) = L_0 - v_p t \quad (2.31)$$

Cette information permet au robot d'estimer l'évolution de la géométrie de la meule durant le procédé et ainsi d'évaluer correctement la position du point de contact sur la surface de travail.

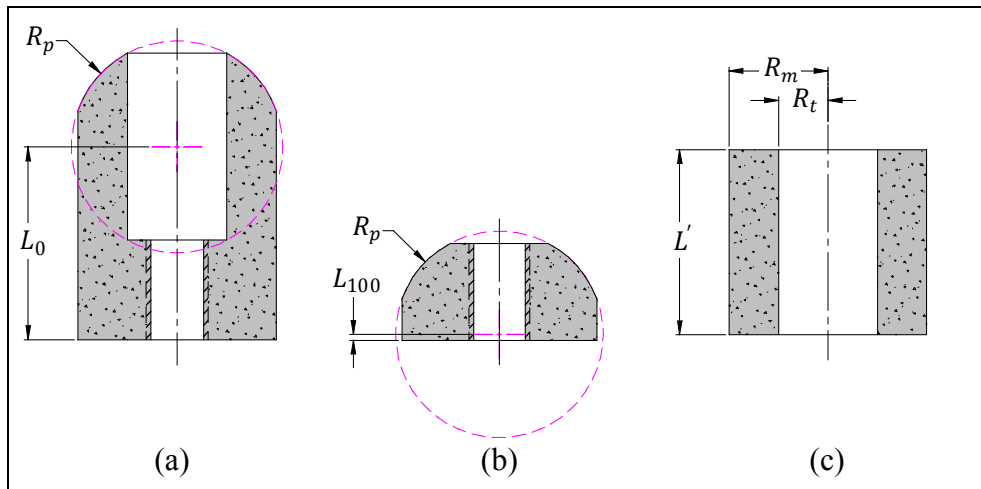


Figure 2.14 (a) Meule 0% d'usure (b) Meule 100% usure
(c) Volume de meule usé entre 0% et 100% d'usure

2.5 Modèle d'oscillation

Le modèle d'oscillation de l'outil est un élément clé du profilage de meule. Ce modèle permet de définir le type d'oscillation que le robot doit effectuer pour maintenir le profil de la meule. Cette section présente un modèle d'oscillation basé sur le principe largement répandu dans la littérature qui lie le taux d'enlèvement de matière au taux d'usure de la meule. Pour définir la fonction d'oscillation de la meule, ce modèle combine deux concepts, soit le volume de coupe et le volume d'usure. La notion de volume de coupe étudie l'interaction entre la meule et le copeau non-déformé afin de quantifier la contribution de chaque partie du profil circulaire à enlever de la matière sur la pièce. D'un autre côté, la notion de volume d'usure étudie la quantité de meule à user le long du profil circulaire afin de conserver un profil constant durant le profilage de l'outil.

Pour effectuer l'analyse de la cinématique de coupe et d'usure de la meule, une approche volumique discrète est utilisée. La partie sphérique d'une meule à profil circulaire est modélisée par la somme de disques d'épaisseur Δx tel qu'illustré à la Figure 2.15. Ainsi, cette représentation par disques considère que lorsque la meule est mise en rotation, tout point du profil en contact avec la pièce enlève de la matière dans un plan perpendiculaire à l'axe de rotation. Cette trajectoire de coupe est d'ailleurs perceptible dans les stries laissées par les grains abrasifs sur la surface. L'analyse de la cinématique de coupe et d'usure permet d'identifier plusieurs phénomènes et caractéristiques intrinsèques au procédé de profilage d'outil de meulage.

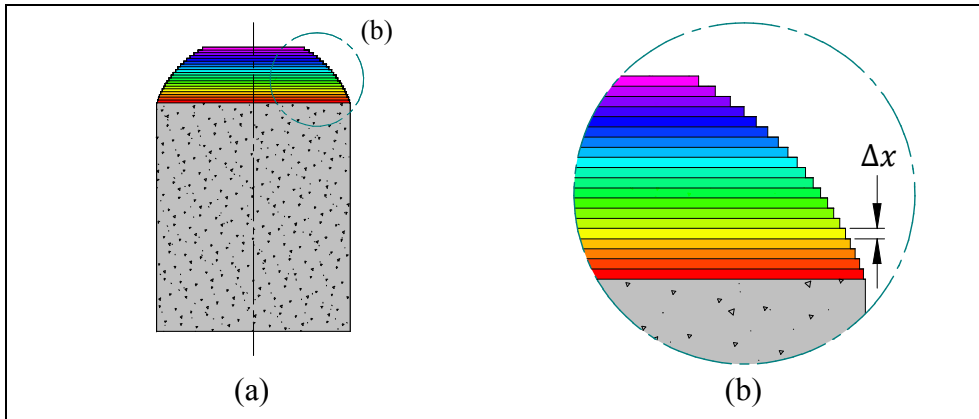


Figure 2.15 (a) Partie sphérique d'une meule à profil circulaire composée de disques d'épaisseur Δx (b) Zoom

2.5.1 Volume de copeau

La cinématique de coupe entre les disques et le copeau non-déformé est unique à chaque disque et dépend de l'angle frontal de la meule. Effectivement, tel qu'illustré à la Figure 2.16, le volume de copeau non-déformé qui interfère avec chacun des disques varie selon leurs positions sur la meule et selon l'orientation de la meule. Pour un même angle frontal (Figure 2.16a ou Figure 2.16b), aucun disque ne coupe la même géométrie et le même volume de matière. De plus, en comparant les angles limites d'oscillation, un moins grand nombre de disques sont mis à contribution pour couper le copeau non-déformé lorsque le meulage s'effectue sur le nez de l'outil (Figure 2.16a) comparativement au talon de l'outil (Figure 2.16b). Ainsi, les disques situés sur le nez de l'outil coupent en moyenne un plus grand volume de matière que ceux situés sur le talon de l'outil.

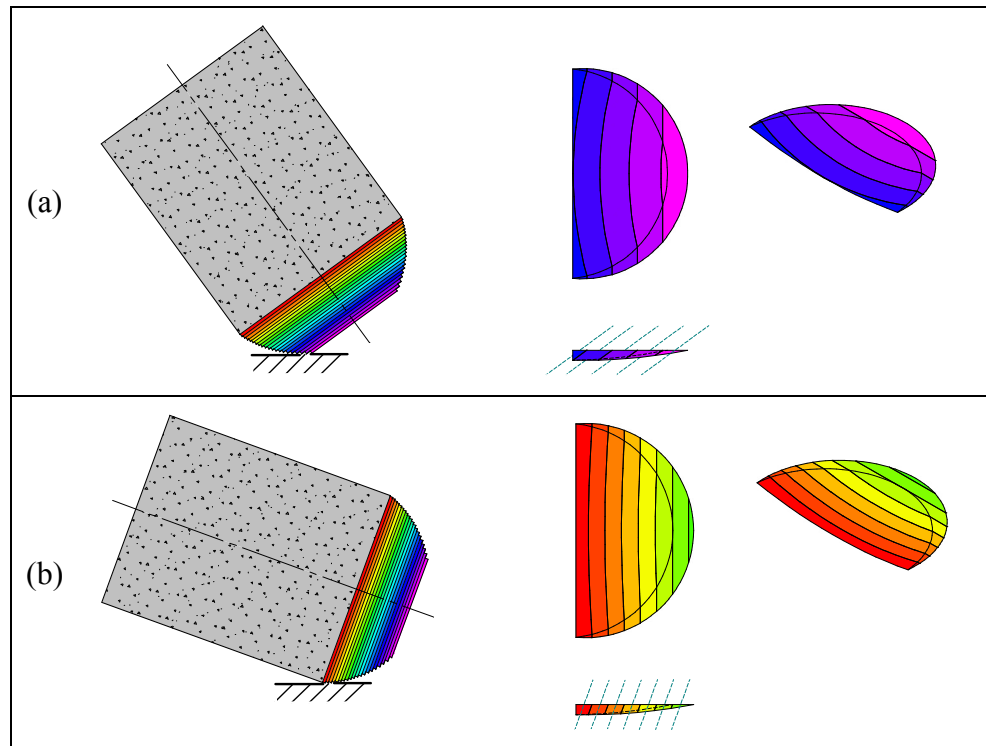


Figure 2.16 Cinématique de coupe entre les disques et le copeau non-déformé avec zoom sur le copeau non-déformé résultant
 (a) Angle frontal minimum (b) Angle frontal maximum

Le concept de volume de coupe est d'évaluer le volume total de coupe de chacun des disques lors d'une demi-oscillation. Pour ce faire, le copeau non-déformé est modélisé à l'aide du logiciel MATLAB afin de pouvoir le séparer en volumes discrets selon la position et l'orientation des disques. Lors de cette opération, il faut mentionner que c'est plutôt la surface de coupe qui est évaluée, soit l'intersection entre un plan de coupe passant au centre de l'épaisseur des disques et le copeau non-déformé (Figure 2.17). Le volume de copeau non-déformé coupé par un disque est alors obtenu en multipliant la surface de coupe par une épaisseur Δx . La modélisation a été réalisée pour être en mesure de considérer l'angle d'avance et le chevauchement des passes de meulage. Cette modélisation numérique permet également de définir la surface de contact, le volume et la position du point d'application de la force moyenne de meulage du copeau non-déformé.

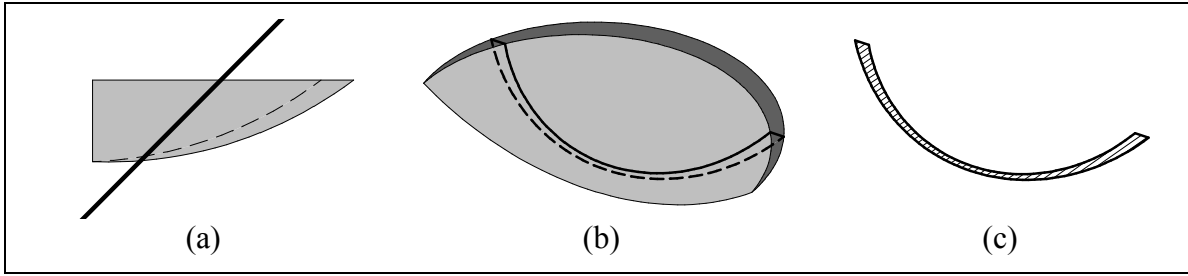


Figure 2.17 Modélisation de la surface de coupe du copeau non-déformé
 (a) Plan de coupe traversant le copeau non-déformé (b) Surface d'intersection entre le plan de coupe et le copeau non-déformé (c) Surface de coupe résultante

Pour être en mesure d'évaluer le volume total de coupe de chacun des disques lors d'une demi-oscillation, l'angle frontal de la meule est incrémenté d'un angle $\Delta\beta$ afin de couvrir l'ensemble des angles d'oscillation de la meule, soit de l'angle limite d'oscillation minimum à maximum ($\beta_{A,min}$ à $\beta_{A,max}$ ou $\beta_{R,min}$ à $\beta_{R,max}$). Pour chaque angle frontal β_j , le volume de coupe $V_{c,i,j}$ de chaque disque D_i qui interfère avec le copeau non-déformé est enregistré et mis en banque dans la matrice de coupe M_c avant de recommencer l'opération pour une autre orientation de la meule :

$$[M_c] = \begin{bmatrix} V_{c_{1,1}} & 0 & \vdots & 0 & \vdots & 0 & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots & 0 & \vdots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & 0 & 0 \\ 0 & \vdots & \vdots & V_{c_{i,j}} & \vdots & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \\ 0 & 0 & \vdots & 0 & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \vdots & 0 & \vdots & 0 & V_{c_{m,n}} \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

Les angles limites d'oscillation sont subdivisés en n angles frontaux et la partie sphérique de la meule est constituée de m disques. Le volume total de coupe de chaque disque est alors obtenu par la somme des lignes de la matrice de coupe. Pour valider la modélisation du copeau non-déformé, le volume du copeau non-déformé est mesuré à chaque position angulaire en effectuant la somme de chaque colonne de la matrice de coupe.

Tel que mentionné à la section 2.2.4, la direction d'avance et l'angle d'avance de meulage ont une influence sur l'orientation du copeau non-déformé sur la meule. Lors de l'analyse

de la cinématique de coupe, ces deux paramètres ont également une influence directe sur le volume de coupe des disques. Ainsi, puisque le meulage s'effectue toujours en alternance avance-recul, deux analyses distinctes doivent être réalisées pour considérer la direction d'avance.

Suite à l'analyse de la cinématique de coupe d'une meule à profil circulaire pour une demi-oscillation, la Figure 2.18 présente le volume total de coupe normalisé selon la position angulaire de chacun des disques, et ce, pour chacune des directions d'avance. La position angulaire τ_i servant à positionner les disques sur le profil circulaire utilise la même convention que les angles frontaux β .

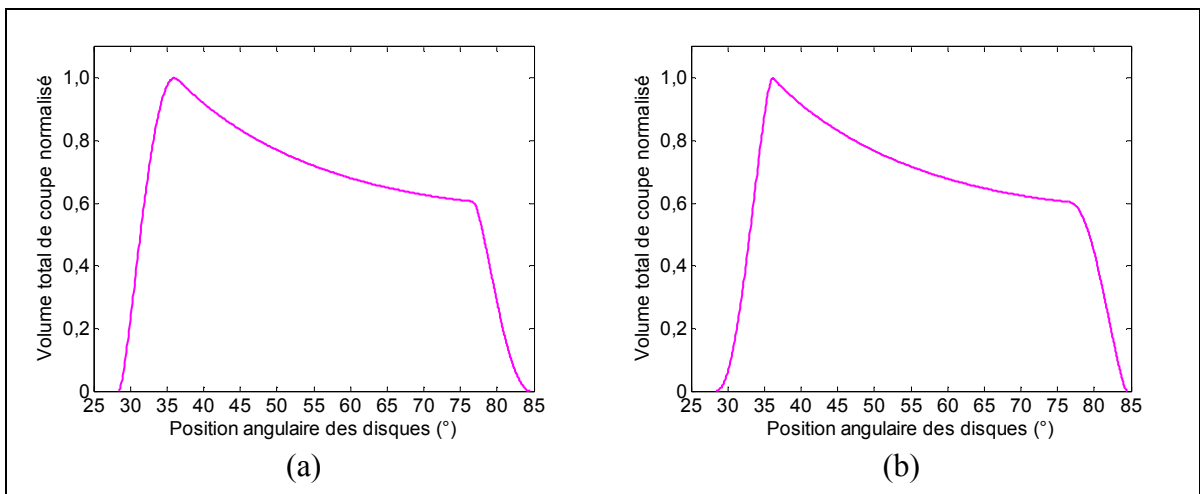


Figure 2.18 Volume total de coupe normalisé selon la position angulaire des disques et de la direction d'avance (a) Avance (b) Recul

Les résultats de la Figure 2.18 démontrent tout d'abord un effet de bout, où les disques situés aux extrémités du profil circulaire ne coupent que très peu de matière. Ce phénomène s'explique par le fait qu'aux angles limites d'oscillation, les disques situés aux extrémités du profil circulaire ne coupent qu'une infime partie du copeau non-déformé. De plus, les angles limites d'oscillation représentent, pour ces disques, l'unique angle frontal où ils sont mis à contribution pour enlever de la matière. Suite à une demi-oscillation divisée en n angles frontaux, environ 70% des disques (disques effectifs) interfèrent avec le copeau non-déformé

durant un nombre d'angles frontaux équivalents tel qu'illustré à la Figure 2.19. Ainsi, environ 30% des disques situés aux extrémités du profil sont moins utilisés pour enlever de la matière (effet de bout). Lors de la simulation de la Figure 2.19, 1000 angles frontaux ont été utilisés pour subdivisée la demi-oscillation.

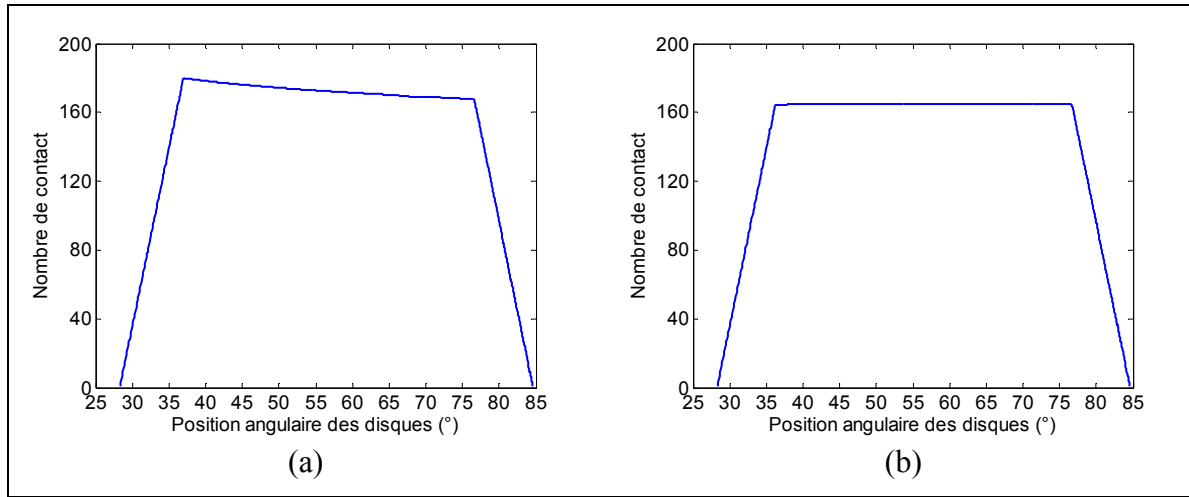


Figure 2.19 Nombre de contacts entre les disques et le copeau non-déformé lors d'une demi-oscillation selon la position angulaire des disques et de la direction d'avance
(a) Avance (b) Recul

De façon générale, les résultats présentés à la Figure 2.18 permettent d'observer que pour une demi-oscillation de la meule, les disques situés près du nez de l'outil coupe en moyenne plus de matière que ceux situés près du talon de l'outil.

2.5.2 Volume d'usure

La cinématique d'usure des disques étudie directement l'opération de profilage de la meule, soit le maintien d'un profil circulaire. Pour ce faire, le profil circulaire subit une translation Δz le long de l'axe de rotation de la meule pour simuler le profilage de l'outil lors d'une demi-oscillation. Tel qu'illustré à la Figure 2.20, le volume d'usure est alors défini entre l'ancien profil et le nouveau profil ayant subit une translation.

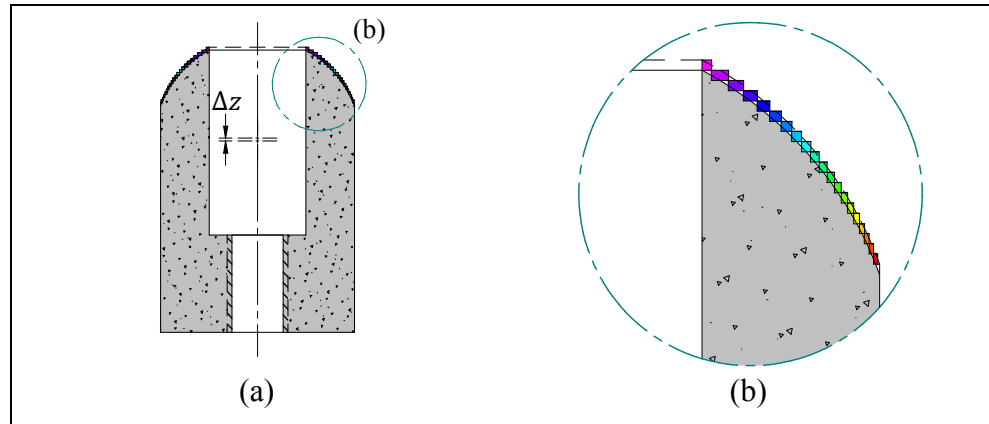


Figure 2.20 (a) Volume d'usure des disques (b) Zoom

Il suffit d'évaluer le volume d'usure V_{u_i} que chaque disque D_i doit user pour maintenir un profil constant. Ces informations permettent alors de remplir la matrice d'usure M_u :

$$[M_u] = \begin{bmatrix} V_{u_1} \\ \vdots \\ V_{u_i} \\ \vdots \\ V_{u_m} \end{bmatrix} \quad (2.33)$$

où le volume d'usure V_{u_i} est fonction de la position angulaire des disques τ_i :

$$V_{u_i}(\tau_i) = \pi \Delta z (2R_p \cos \tau_i + \Delta z) \Delta x \quad (2.34)$$

Il faut mentionner que l'équation (2.34) est valide pour l'ensemble des disques à l'exception de ceux situés à proximité du trou. Si la position angulaire d'un disque ne respecte pas la condition :

$$\tau_i > \cos^{-1} \left(\frac{\sqrt{R_p^2 - R_t^2 - \Delta z}}{R_p} \right) \quad (2.35)$$

le volume d'usure est alors obtenu par l'équation suivante :

$$V_{u_i}(\tau_i) = \pi (R_p^2 \sin^2 \tau_i - R_t^2) \Delta x \quad (2.36)$$

Toutefois, si l'épaisseur des disques Δx est équivalente au déplacement du profil Δz , l'équation (2.36) ne s'applique qu'à un seul disque. Pour cette raison, cette singularité est négligée et uniquement l'équation (2.34) est utilisée.

Suite à l'analyse de la cinématique d'usure des disques, la Figure 2.21 présente le volume d'usure normalisé selon la position angulaire de chacun des disques. Les résultats démontrent que pour être en mesure d'effectuer l'opération de profilage, les disques près du nez de l'outil doivent s'user 5 fois plus que ceux situés sur le talon de l'outil.

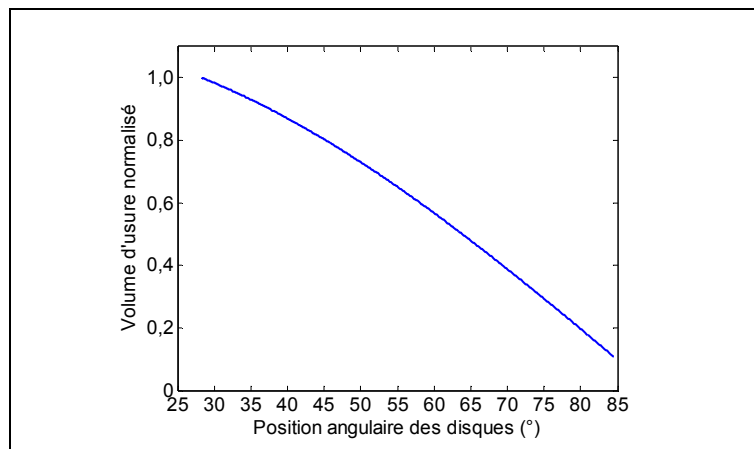


Figure 2.21 Volume d'usure normalisé selon la position angulaire des disques

2.5.3 Interaction des volumes de coupe et d'usure

Pour bien comprendre l'interaction entre le volume de coupe et le volume d'usure, le modèle d'usure de base proposé par Lindsay et Hahn (1971a) est étudié (équation (1.16)). Ce modèle propose que le taux d'enlèvement de matière est directement proportionnel au taux d'usure de la meule. Dans ce cas, pour être en mesure de maintenir le profil circulaire de la meule constant, il faut que le volume total de coupe par disque soit proportionnel au volume d'usure de chaque disque. Pour ce faire, le modèle d'oscillation combine les notions de volume de coupe et de volume d'usure de la façon suivante :

$$[M_c] \times [M_t] = [M_u] \quad (2.37)$$

où les éléments de la matrice de temps M_t représente le temps passé à chaque angle frontal β_j :

$$[M_t] = \begin{bmatrix} \Delta t / \Delta \beta_1 \\ \vdots \\ \Delta t / \Delta \beta_j \\ \vdots \\ \Delta t / \Delta \beta_n \end{bmatrix} \quad (2.38)$$

Les éléments de la matrice de temps peuvent être considérés comme le nombre de fois que chaque angle frontal doit être répété pour pouvoir satisfaire l'équation (2.37). Toutefois, en présence de l'effet de bout, où certains disques aux extrémités du profil sont très peu mis à contribution, l'équation (2.37) ne peut être pleinement satisfaite. Pour minimiser l'erreur entre le volume d'usure calculé ($[M_c] \times [M_t]$) et le volume d'usure désiré ($[M_u]$), uniquement les disques effectifs sont utilisés pour déterminer les coefficients de la matrice de temps, soit environ 70% des disques du profil. De plus, une continuité doit être assurée entre les éléments de la matrice de temps pour que tous les angles d'oscillation soit couverts et que la fonction d'oscillation résultante soit réalisable par le robot. L'algorithme de recherche directe (*pattern search*) permet alors de déterminer les éléments de la matrice de temps en minimisant l'erreur des moindres carrés, et ce, pour différents ordres de continuité.

Une continuité du deuxième ordre de la matrice de temps (Figure 2.22a) permet à l'oscillation modélisée d'optimiser l'opération de profilage puisque le volume d'usure calculé coïncide en majeure partie avec le volume d'usure désiré (Figure 2.22b). Même si un effet de bout subsiste, principalement sur le nez de l'outil, son impact est atténué car cette partie de la meule est sujette à une dégradation rapide due à sa proximité du trou. Les résultats obtenus en utilisant une oscillation linéaire, où le temps passé à chaque angle frontal est constant, sont également présentés à la Figure 2.22. Le graphique de la Figure 2.22a permet de constater que lors d'une demi-oscillation, le procédé de profilage doit passer en moyenne plus de temps sur le nez de la meule et le milieu du profil circulaire que sur le talon de l'outil.

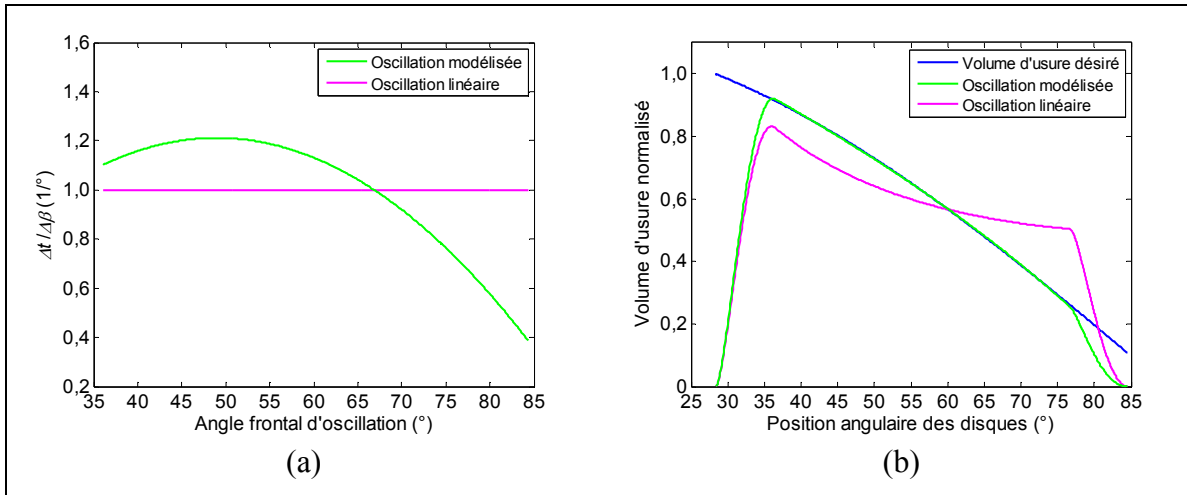


Figure 2.22 (a) Temps normalisé passé par angle frontal d'oscillation
 (b) Volume d'usure normalisé selon la position angulaire des disques

Pour obtenir la fonction d'oscillation résultante dans le domaine temporel, il faut tout d'abord faire l'intégrale de la fonction de la matrice de temps présentée à la Figure 2.22a :

$$t(\beta) = \sum \frac{\Delta t(\beta)}{\Delta \beta} \Delta \beta = \int \frac{dt(\beta)}{d\beta} d\beta \quad (2.39)$$

Par la suite, il suffit de tracer la fonction d'oscillation en inversant l'abscisse et l'ordonnée tel qu'illustré à la Figure 2.23a. Il faut remarquer que la Figure 2.22 et la Figure 2.23a ont été réalisées à partir des résultats de la Figure 2.18a, soit lorsque la meule avance sur la pièce. La même méthodologie est appliquée pour déterminer la fonction d'oscillation lorsque la meule recule sur la pièce telle qu'illustré à la Figure 2.23b.

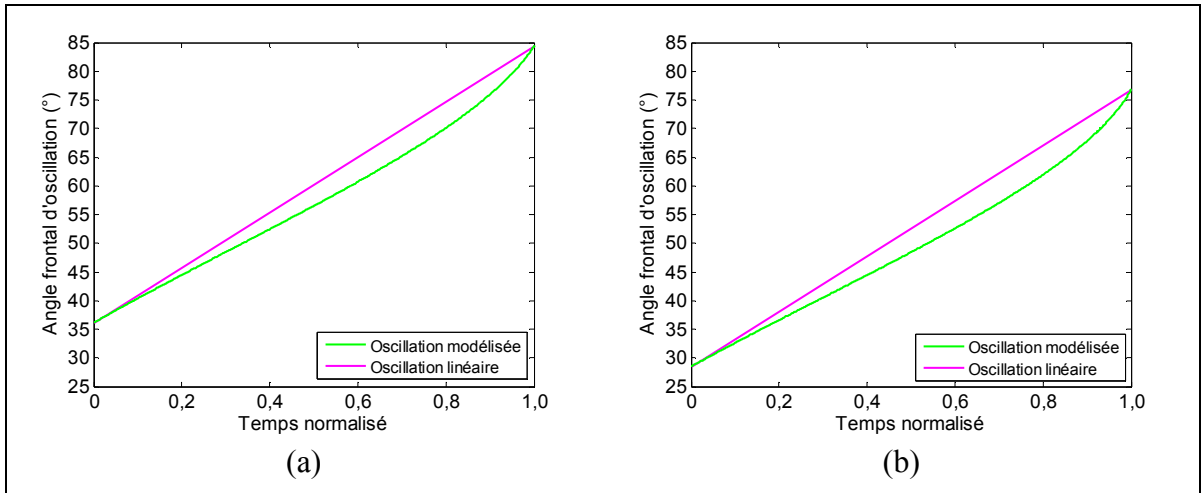


Figure 2.23 Angle frontal d'oscillation en fonction du temps normalisé et de la direction d'avance (a) Avance (b) Recul

Il faut rappeler que cet exemple d'interaction entre le volume de coupe et le volume d'usure a été réalisé pour satisfaire le modèle d'usure de Lindsay et Hahn (1971a), où le taux d'enlèvement de matière était directement proportionnel au taux d'usure de la meule. Puisqu'à l'intérieur du modèle d'oscillation, le modèle d'usure de la meule s'applique de façon discrète à chaque volume de coupe des disques, une formulation exponentielle liant le taux d'enlèvement de matière au taux d'usure de la meule ne peut être utilisée. Par contre, toutes autres relations proportionnelles aux paramètres du procédé sont compatibles avec ce type d'approche. Ainsi, le modèle d'usure de l'équation (2.24) doit être simplifié en retirant l'exposant K_2 du taux d'enlèvement de matière. De plus, la force normale F_n doit également être retirée du modèle d'usure puisqu'il s'agit d'une variable qui n'est pas contrôlée durant le procédé. L'équation (2.40) présente les modifications apportées au modèle d'usure de l'équation (2.24) :

$$Z_s = K_1 Z_w v_s^{K_3} v_f^{K_4} P^{K_6} R_{eq}^{K_7} \beta^{K_8} \quad (2.40)$$

Pour appliquer un modèle d'usure plus complexe liant l'enlèvement de matière à l'usure de la meule, chaque élément de la matrice de coupe doit être modifié comme suit :

$$\widehat{M}_{c_{i,j}} = K_1 M_{c_{i,j}} v_{s_j}^{K_3} v_{f_j}^{K_4} P_j^{K_6} R_{eq}^{K_7} \beta_j^{K_8} \quad (2.41)$$

où i et j varient respectivement de 1 à m (disque) et de 1 à n (angle frontal). Il faut noter que v_{s_j} est la vitesse tangentielle au rayon effectif pour un angle frontal de meulage β_j correspondant. La formulation de l'équation (2.41) permet aussi de faire varier la vitesse d'avance et la puissance de meulage en fonction de l'angle frontal de meulage. Lors des essais sans oscillation présentés à la section 4.1, chaque test à angle fixe représente donc la configuration de l'une des colonnes de la matrice de coupe. Il faut rappeler que l'analyse des résultats expérimentaux permettra de simplifier le modèle d'usure en identifiant les paramètres qui influencent la variation du taux d'usure de la meule. Une fois la matrice de coupe modifiée, la même méthodologie est utilisée :

$$[\widehat{M}_c] \times [M_t] = [M_u] \quad (2.42)$$

Il faut mentionner également que le modèle d'oscillation a été développé pour une demi-oscillation de l'outil. Lors de la planification de la trajectoire du robot sur la pièce, ce modèle d'oscillation limite la trajectoire d'avance et de recul du robot à des demi-oscillations complètes. Si cette condition n'est pas respectée et qu'une demi-oscillation est interrompue par un changement de direction d'avance du robot, rien n'assure que l'opération de profilage de la meule sera réalisée.

Puisque la modélisation de l'oscillation est basée sur la cinématique de coupe et d'usure, ce modèle n'est donc pas compatible avec des modèles d'usure qui ne tiennent pas compte du taux d'enlèvement de matière. Donc, ce modèle a été développé pour planifier l'oscillation d'une tâche de meulage en assumant une profondeur de coupe constante, un régime de vibro-impact constant et par le fait même un copeau non-déformé constant. Pour réunir l'ensemble de ces conditions, un excellent contrôle des paramètres de meulage et des paramètres du robot est nécessaire.

Ce chapitre regroupe l'ensemble des particularités propres au profilage d'outil de meulage. Afin de mettre en pratique ces différentes notions, des équipements et des méthodologies expérimentales ont été développés et mis en place.

CHAPITRE 3

BANC D'ESSAI, OUTILS ET INSTRUMENTS DE MESURE

Ce chapitre présente le banc d'essai et les différents outils et instruments de mesure développés pour réaliser ce projet. Principalement, le banc d'essai de meulage est constitué du robot SCOMPI (section 3.1.1), d'une meuleuse (section 3.1.2), d'une meule préalablement percée et taillée (section 3.2) et d'une plaque à meuler. Avant l'opération de meulage, la plaque est surfacée à l'aide d'une fraiseuse pour préparer la surface de travail. Avant et après chaque tâche de meulage, la plaque et la meule sont pesées afin de mesurer l'enlèvement de matière et l'usure de la meule (section 3.3.1). Le profil de la meule est numérisé après taillage pour déterminer le rayon de profil obtenu, puis après chaque tâche de meulage pour mesurer l'évolution du profil (section 3.3.2). La plaque de meulage est fixée à une table dynamométrique afin de mesurer la force normale durant le procédé (section 3.3.3). Suite à l'opération de meulage, les plaques sont numérisées par un profilomètre pour mesurer la profondeur de coupe et évaluer la distribution d'enlèvement de matière (section 3.3.4). L'ensemble des paramètres mesurés durant le procédé sont alors synchronisés pour permettre d'évaluer et de développer des modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule (section 3.4).

Dans le cadre de ce projet de recherche, les essais sont réalisés sur des plaques en acier A36, soit un acier fréquemment utilisé dans la fabrication des turbines hydroélectriques. De plus, des meules de type 18R du fabricant Walter (12-C 211) sont utilisées lors des essais. Ces meules de 50,8 mm de diamètre par 76,2 mm de long sont composées d'abrasifs à base d'oxyde d'aluminium.

3.1 Banc d'essai de meulage

Cette section présente les pièces maitresses du banc d'essai de meulage, soit le robot SCOMPI et la meuleuse K44300.

3.1.1 Robot SCOMPI

Dans le cadre de ce projet, le rail du robot SCOMPI est installé à la verticale et le meulage s'effectue sur une plaque parallèle au rail tel qu'illustré à la Figure 3.1. Lors des essais expérimentaux sur le profilage de la meule, l'oscillation de l'outil sur la pièce est obtenue par mappage des angles frontaux le long de la trajectoire du robot. Cette approche utilisée à des fins expérimentales permet de contrôler exactement la position et l'orientation de la meule sur la pièce lors du procédé de meulage.

3.1.1.1 Calibration

Mise à part la synchronisation des joints et l'apprentissage de la zone de travail, la calibration du robot SCOMPI consiste à déterminer le gain du système K_p et la compliance du robot dans la direction normale à la surface de travail c_W . Ces informations sont utilisées dans la boucle de contrôle pour asservir la puissance de meulage (section 1.4.1).

Durant l'opération de profilage, le robot est appelé à changer de configuration pour réaliser l'oscillation de la meule sur la pièce. Tel qu'illustré à la Figure 3.1, la configuration du robot varie significativement lorsque le meulage s'effectue sur le nez et sur le talon de l'outil. Cette variation influence grandement la rigidité du robot. En effet, le robot est plus flexible lorsque le bras est en extension (Figure 3.1a) et plus rigide lorsque le bras est en flexion (Figure 3.1b).

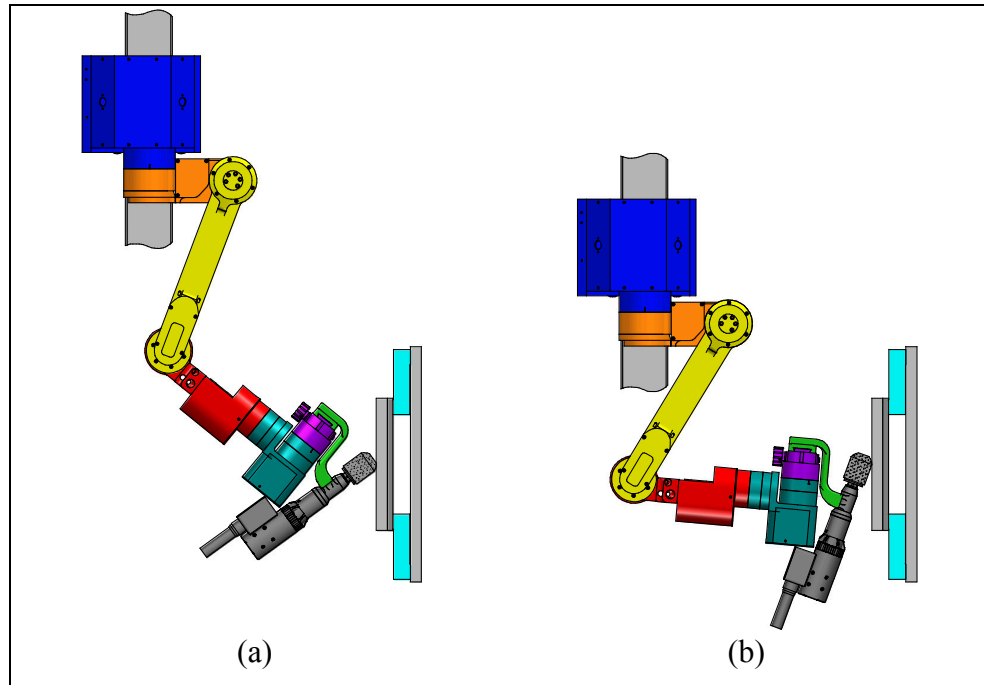


Figure 3.1 Configuration du robot SCOMPI selon l'orientation de la meule sur la pièce (a) Nez de l'outil $\beta = 36^\circ$ (b) Talon de l'outil $\beta = 70^\circ$

Une fonctionnalité a été ajoutée au robot SCOMPI pour permettre la modélisation de la compliance le long de la trajectoire du robot. Pour estimer la compliance du robot en fonction des angles frontaux de meulage, un modèle hors ligne développé à l'IREQ est utilisé. Le modèle utilise la rigidité de chacun des joints du robot obtenue de manière expérimentale (Rafieian, Liu et Hazel, 2009). Pour une configuration donnée, des forces normale et tangentielle équivalentes à celles mesurées durant le procédé sont appliquées au point de contact à l'intérieur du modèle afin d'obtenir la déflexion du robot et ainsi estimer la compliance. Cette opération est répétée pour l'ensemble des configurations du robot d'une tâche de meulage avec oscillation des angles frontaux. Tel qu'illustré à la Figure 3.2, un polynôme de 2^e ordre est alors utilisé pour représenter la compliance du robot dans la direction normale à la surface de travail en fonction de l'angle frontal de meulage. Lors de l'opération de profilage de meule, la compliance est presque quadruplée d'un angle limite d'oscillation à l'autre. Les coefficients K_n de l'équation (3.1) résultant de cette analyse sont disponibles à l'ANNEXE I.

$$c_W = K_0 + K_1\beta + K_2\beta^2 \quad (3.1)$$

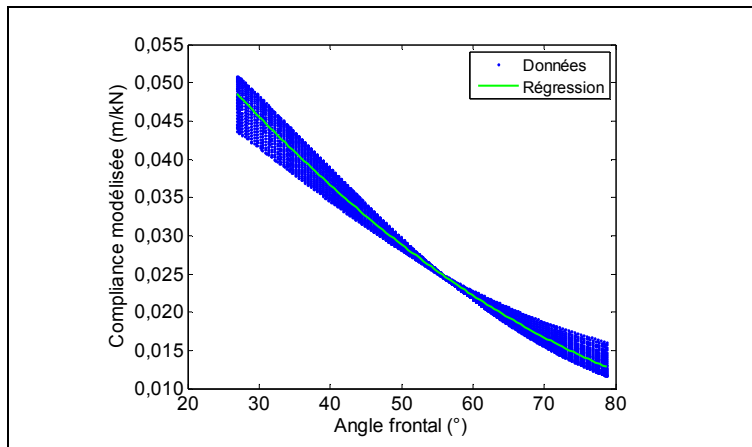


Figure 3.2 Modélisation de la compliance dans la direction normale à la surface de travail

Une série d'essais sans compensateur (*feedback*), soit un gain du système nul, a permis de valider la cohérence des compliances modélisées en utilisant uniquement le contrôle prédictif (*feed-forward*). Par la suite, une autre série d'essais a permis de fixer le gain du système pour minimiser l'erreur entre la consigne de puissance et la puissance mesurée. Un gain de 3,76 Hz et 3,13 Hz sont donc utilisés respectivement pour le meulage sans oscillation de la meule et pour le meulage avec oscillation de la meule. Cet écart s'explique par une plus grande stabilité du système lorsque des entailles disjointes de meulage sans oscillation sont effectuées.

Toujours dans l'optique d'optimiser les paramètres de la boucle de contrôle du robot, une autre fonctionnalité a été ajoutée au robot SCOMPI permettant ainsi d'estimer le rayon effectif de meulage présenté à la section 2.2.5 le long de la trajectoire de robot. Tel qu'illustré à la Figure 3.3, cette information supplémentaire tient compte de la direction d'avance et est particulièrement nécessaire lors des changements de direction où le rayon effectif varie spontanément.

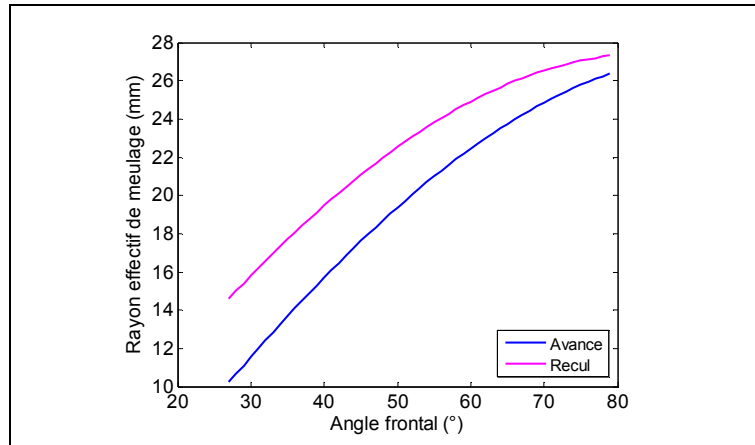


Figure 3.3 Rayon effectif de meulage en fonction des angles frontaux et de la direction d'avance

De plus, pour s'assurer que l'angle frontal de l'outil ne soit pas affecté par la déformation du robot lors du meulage, des tests ont été réalisés dans la configuration la plus flexible du bras robotisé. Des essais statiques d'interférence entre le robot et la surface de travail ont permis de mesurer à l'aide d'un niveau électronique (Mitutoyo Pro 360) une variation négligeable de l'angle frontal inférieur à $0,5^\circ$.

3.1.2 Meuleuse K44300

Pour augmenter l'accessibilité du robot dans les endroits restreints et optimiser le contrôle des paramètres de meulage, une meuleuse électrique spécialement adaptée aux joints de raccordement a été développée par l'IREQ. La meuleuse K44300 possède une forme allongée et est munie d'un moteur synchrone à aimants permanents offrant une densité de puissance de 1kW/kg. La meuleuse peut atteindre une vitesse de rotation de 20000 RPM et développer près de 2000 W de puissance. Pour réduire d'avantage l'encombrement, la meuleuse est fixée au connecteur rapide à queue d'aronde du robot par un support qui la positionne le long du joint J6 tel que présenté à la Figure 3.1.

3.1.2.1 Calibration

Des essais ont permis de caractériser l'ensemble des pertes et de définir les coefficients du modèle de puissance à l'arbre de la meuleuse présenté à la section 1.4.7. Pour ce faire, trois séries d'essais ont été effectuées pour calibrer la meuleuse. La première série, réalisée à l'aide d'un servomoteur (CMC MH2130), a permis d'estimer les pertes mécaniques par friction et les pertes de traînée dues au ventilateur. La deuxième série de tests, effectuée à vide avec un wattmètre (Yokogawa WT3000), a permis de caractériser les pertes fer. Pour compléter la calibration, une troisième série d'essais a été réalisée sur un banc dynamométrique (Magtrol HD-715-8N-0100) pour mesurer la puissance développée à l'arbre de la meuleuse. Suite à la calibration, une erreur maximale de 2,1% est enregistrée dans la plage d'utilisation de la meuleuse entre la puissance mesurée par le banc dynamométrique et la puissance estimée par le modèle. La Figure 3.4 présente les résultats obtenus. Les coefficients utilisés dans le modèle sont quant à eux présentés à l'ANNEXE II.

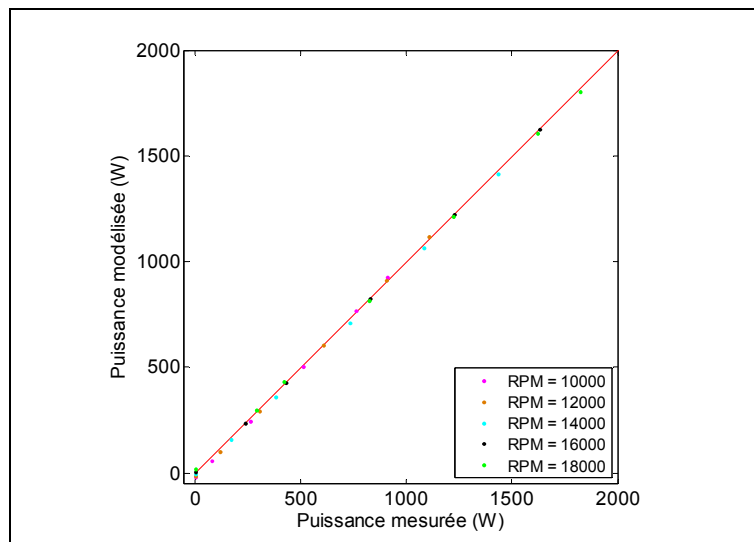


Figure 3.4 Modélisation de la puissance à l'arbre de la meuleuse par le modèle de l'IREQ

3.2 Outils de modification de la meule

Différents outils ont été développés et utilisés pour modifier la géométrie des meules embouts avant d'effectuer les essais de meulage. La nécessité de ces modifications a été expliquée en détail aux sections 2.2.1 et 2.2.3. Cette section regroupe donc les outils qui ont servi à percer et à tailler les meules.

3.2.1 Perçage de la meule

Pour éviter la formation d'une pointe sur le nez de la meule, tel que discuté à la section 2.2.1, un trou est réalisé dans le centre des meules embouts à l'aide d'un trépan carottier diamanté. La Figure 3.5 illustre la meule avant et après l'opération de perçage.

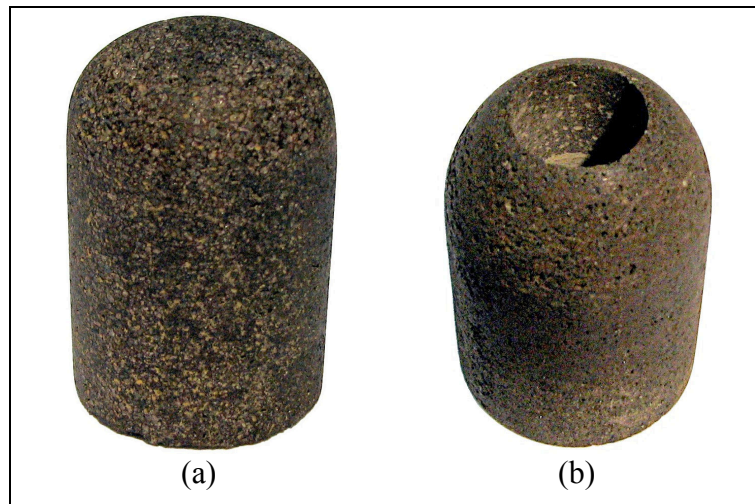


Figure 3.5 Meule neuve
(a) Avant perçage (b) Après perçage

Des analyses par éléments finis ont démontré que la meule devrait être en mesure de supporter les contraintes dues à la rotation de la meule suite à une telle modification. Pour s'assurer de l'intégrité des meules modifiées, des essais de survitesse en rotation ont été réalisés progressivement sur des meules ayant des trous de différents diamètres, soit 12,7 mm, 19,1 mm, 25,4 mm et 31,8 mm. La Figure 3.6 présente la cage d'essai de survitesse

en rotation permettant de faire tourner les meules à 24000 RPM, soit 1,3 fois la vitesse nominale de 18000 RPM. Lors des essais, uniquement la meule ayant le plus grand diamètre de trou, soit 31,8 mm, a échoué le test. Les autres meules ont par la suite été soumises à des essais de meulage par le robot SCOMPI pour s'assurer, une fois de plus, de l'intégrité de la meule durant le procédé. Lors de ces essais, aucun bris de meule n'a été enregistré. Pour l'ensemble des essais réalisés dans le cadre de ce projet, un diamètre nominal de trou de 25,4 mm est utilisé pour réduire les angles d'oscillation aux positions limites et ainsi limiter l'encombrement du robot durant les tâches de meulage.

Il faut rappeler que le perçage de meule est une modification qui est réalisée à des fins de recherche et qu'aucun outil modifié de la sorte ne doit être utilisé pour des tâches manuelles. L'utilisation de ces meules modifiées est dédiée aux opérations robotisées et doit toujours être opérée dans une enceinte fermée.

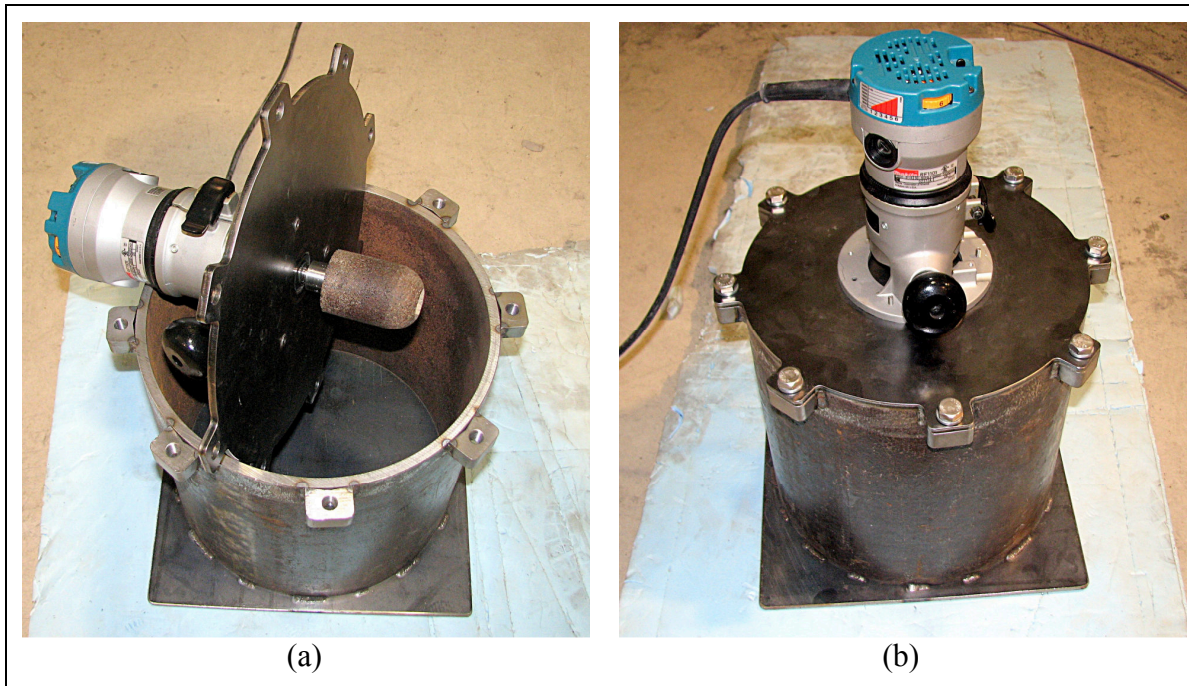


Figure 3.6 Cage d'essai de survitesse en rotation

3.2.2 Taillage de la meule

Le banc de taillage a été conçu afin d'imposer un profil circulaire aux meules avant le meulage et d'obtenir le rayon de profil R_p discuté à la section 2.2.3. Le banc de taillage, présenté à la Figure 3.7, est composé d'un profileur (1), d'un support (2) permettant de fixer la meuleuse K44300 (3) et d'une cage de sécurité en polycarbonate (4). Le profileur RHC-24A, de la compagnie J&S Tool, est activé manuellement à l'extérieur de la cage de sécurité via une tige (5) sortant de la cage et reliée au profileur pour générer le profil circulaire. Le profileur possède différents réglages permettant d'ajuster le rayon de taillage et de déplacer la position du centre de rotation du profileur le long de l'axe de rotation de la meule. Cet dernier ajustement (6) permet donc de tailler des meules de différentes longueurs et est contrôlé à l'extérieur de la cage de sécurité pour prendre successivement des coupes de taillage. La meuleuse est fixée au support du banc de taillage par le même système de fixation que celui utilisé par le robot SCOMPI, soit un connecteur rapide à queue d'aronde.

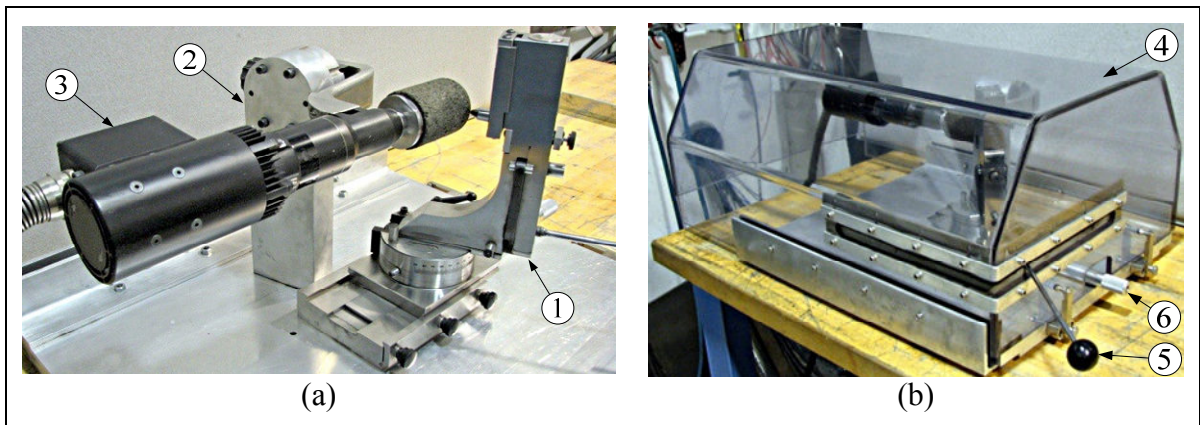


Figure 3.7 Banc de taillage de meule
(a) Sans cage de sécurité (b) Avec cage de sécurité

L'outil de taillage utilisé est un diamant à pointe unique (Norton NS2M7) installée sur le profileur. Cet outil a été préféré au diamant à pointe multiple (Norton 1E6G7) et au dégrasse-meule à molette pour différentes raisons. L'outil au diamant à pointe multiple s'est usé jusqu'à épouser la forme de la meule, générant ainsi de la chaleur et laissant des marques de

brûlure à la surface de la meule. Pour ce qui est du dégrasse-meule à molette, outil couramment utilisé pour dresser les meules d'établi, les molettes en acier se sont usées trop rapidement pour assurer le maintien d'un profil circulaire durant le taillage. De plus, d'énormes porosités distribuées de façon irrégulière ont été observées sur la surface de la meule, et ce, spécialement en bordure du trou dans la meule. Le diamant à point unique laisse quant à lui un fini de surface comparable à celui d'une meule neuve, soit lisse, uniforme et avec très peu de porosité. Par ailleurs, le diamant à pointe unique ne démontre aucun signe d'usure lorsqu'il est utilisé adéquatement. Il permet de réaliser un taillage précis et facile à contrôler, sans laisser aucune trace de dommage thermique sur la meule. La Figure 3.8 présente les différents types d'outil de taillage. Le rayon de profil typique défini lors taillage est de 27,5 mm, soit légèrement supérieur au rayon de la meule.

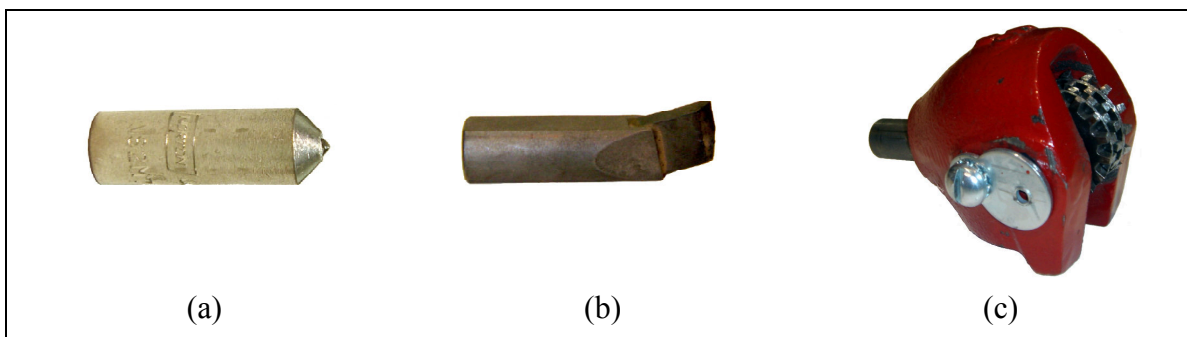


Figure 3.8 Outils de taillage (a) Diamant à pointe unique
(b) Diamant à pointe multiple (c) Dégrasse-meule à molette adapté pour profileur

Aucun fluide de coupe n'est utilisé pour refroidir l'outil de dressage et la meule durant l'opération de taillage, et ce, pour simplifier la conception du banc de taillage. Toutefois, tel que mentionné précédemment, l'utilisation d'un diamant à pointe unique sans lubrification ne présente aucun problème d'usure prématuré de l'outil ou de dommage thermique à la surface de la meule.

Différents outils ont également été expérimentés pour tenter d'aviver les meules, mais sans succès. Puisque le fini de surface d'une meule après taillage est comparable à celui d'une meule neuve, aucun avivage n'est réalisé. La Figure 3.9 présente l'état général de meules

neuves percées avant et après taillage. Ainsi, lors des essais expérimentaux sans oscillation (section 4.1), la première passe de meulage d'une meule fraîchement taillée n'est pas considérée pour étudier le taux d'enlèvement de matière et le taux d'usure de la meule. La première passe de meulage permet alors à la meule d'effectuer l'opération d'avivage en permettant au liant de s'éroder et d'exposer les grains abrasifs à la surface de la meule.

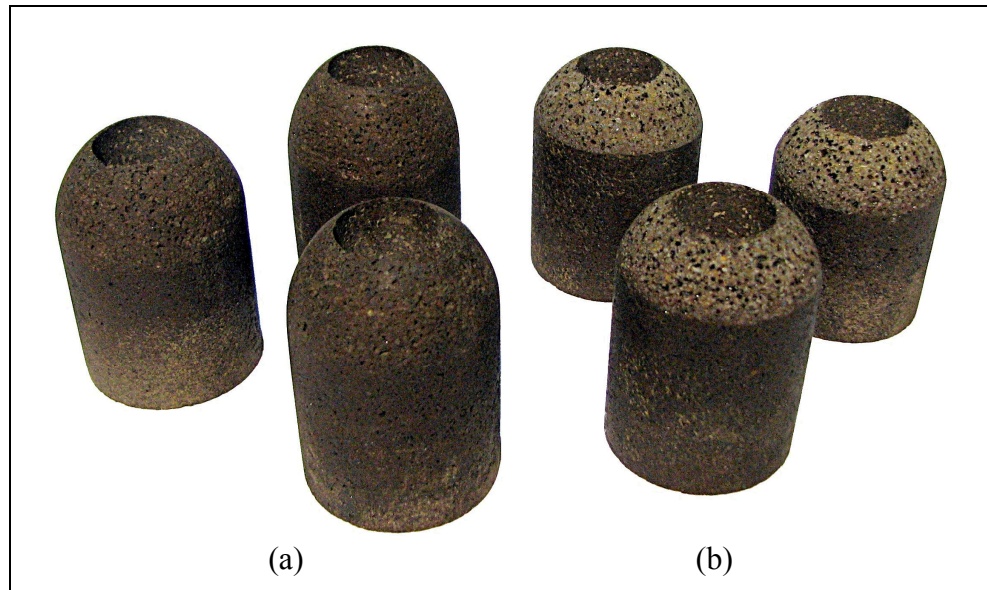


Figure 3.9 (a) Meules neuves percées avant taillage
(b) Meules percées après taillage

3.2.2.1 Calibration

Des essais de montage/démontage de la meuleuse au support du banc de taillage ont été réalisés afin de vérifier la répétabilité du positionnement relatif entre ces deux composantes. Une fois la meuleuse fixée au support via le connecteur rapide à queue d'aronde, un désalignement de 0,006 mm est mesuré au bout de l'outil à l'aide d'un comparateur digital (Mitutoyo 543-180B) ayant une résolution de 0,001 mm et une précision de 0,0025 mm.

Une attention particulière a été mise sur le positionnement du profileur par rapport à la meuleuse. Cette calibration consiste à aligner l'axe de rotation de la meuleuse, une fois fixée au support, avec l'axe de translation du profileur. Cet alignement permet d'assurer que le

profil imposé à la meule soit bien un profil circulaire. Un désaxement entre ces deux axes se traduirait par l'obtention d'un profil elliptique, étant donné que le centre de rotation du profileur ne passerait plus par l'axe de rotation de la meuleuse. Après calibration, un désaxement maximal de 0,015 mm a été mesuré sur toute la plage d'utilisation du banc de taillage.

Pour valider l'ensemble du montage du banc de taillage, le banc de mesure du profil de la meule, présenté à la section 3.3.2, a été utilisé. Les résultats ont démontré que le profil imposé à la meule est bien circulaire, et ce, à l'intérieur des tolérances de précision du banc de mesure, soit 0,064 mm.

3.3 Instruments de mesure

Cette section présente les différents appareils de mesure utilisés dans le cadre de ce projet.

3.3.1 Mesure de la masse

La mesure de la masse de la plaque et de la meule avant et après meulage est un moyen simple et efficace d'évaluer l'enlèvement de matière et l'usure de la meule suite à une tâche de meulage. Dû à l'écart de masse entre la plaque et la meule, deux appareils sont utilisés pour optimiser la précision des mesures. Pour peser la plaque de meulage, une balance de la compagnie Mettler Toledo (PM30000-K) offre une précision de 0,1 g. Pour peser la meule, une balance de la compagnie Ohaus (PA512 Pioneer) offre quant à elle une précision de 0,01 g.

3.3.1.1 Calibration

La calibration de ce type d'appareil est assurée par le système qualité de l'IREQ. Toutefois, pour l'enlèvement de matière, les résultats des masses mesurées avant et après meulage ont pu être validés par les données de volume mesurées par le profilomètre (section 3.3.4) pour l'ensemble des essais présentés au CHAPITRE 4. Une fois les écarts de masse convertis en

volume, une erreur moyenne de 0,6% est enregistrée entre les deux méthodes de mesure. Par contre, pour l'usure de la meule, la mesure de la masse est jusqu'à présent la meilleure méthode permettant de mesurer avec précision la plus légère variation. Effectivement, le banc de mesure du profil de la meule, présenté à la section 3.3.2, n'est pas adapté pour ce type de mesure puisqu'il considère l'enveloppe extérieure du profil de la meule et qu'il ne peut mesurer parfaitement toutes les porosités de la meule. Ainsi, pour s'assurer de la qualité des données expérimentales de la section 4.1, où un très faible volume d'usure est mesuré lors des essais en entaille disjointe, une tolérance maximale de 15% de précision sur la mesure est tolérée pour les masses d'usure de la meule. Toutes les données supérieures à ce seuil sont automatiquement retirées des résultats et ne sont pas considérées lors des analyses des modèles d'usure de la meule (section 4.1.2). La précision moyenne obtenue pour l'ensemble des essais en entaille disjointe est néanmoins inférieure à 6% de la mesure.

3.3.1.2 Traitement des données

Le volume d'enlèvement de matière et d'usure de la meule est obtenu simplement par la relation suivante :

$$V_m = \frac{m}{\rho} \quad (3.2)$$

où m est la masse mesurée et ρ la masse volumique. La masse volumique des plaques en acier A36 est de 7,85 g/cm³ tandis que celle des meules du fabricant Walter (12-C 211), déterminée expérimentalement, est de 2,71 g/cm³. Une fois les masses converties en volume, le ratio-G de l'équation (1.1) peut être obtenu en effectuant directement le ratio du volume d'enlèvement de matière et du volume d'usure de la meule si les deux mesures partagent la même base de temps. Dans le cas des essais en entaille disjointe, la mesure de la masse de la plaque a été prise après une série de passes de meulage. Ainsi, pour l'ensemble des essais de la section 4.1, le volume d'enlèvement de matière de chaque passe est obtenu à l'aide du profilomètre (section 3.3.4).

3.3.2 Mesure du profil de la meule

Dans le cas d'une meule circulaire de faible épaisseur, l'utilisation de l'empreinte de la meule sur une plaque (*footprint technique*) est une méthode précise pour mesurer indirectement le profil de la meule (Li *et al.*, 2004). Cette méthode a l'avantage de nécessiter aucun désassemblage de la meule lors de la prise de mesures, ce qui favorise une meilleure précision. L'empreinte est ensuite numérisée à l'aide d'un profilomètre ou d'un interféromètre. Par contre, ce type de mesure implique que le profil de la meule soit entièrement immergé dans la matière, ce qui n'est pas possible avec le type de meule utilisée dans ce projet.

Ainsi, pour mesurer le profil de la meule après l'opération de taillage et pour suivre l'évolution du profil de la meule après la tâche de meulage, le banc de mesure de profil présenté à la Figure 3.10, a été développé puis utilisé lors des essais expérimentaux.

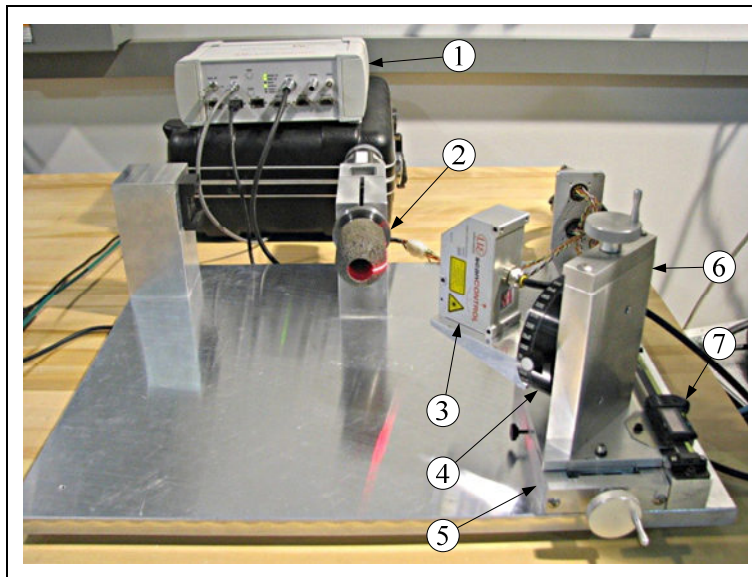


Figure 3.10 Banc de mesure du profil de la meule

Le montage est constitué d'un support de meule rotatif (2) entraîné par un moteur pas à pas et d'un capteur de profil à ligne laser (3) assemblé sur une table rotative (4) et 2 tables linéaires (5 et 6). La meule s'installe au support rotatif par un assemblage fileté, de la même façon que la meule s'installe sur la meuleuse. Il faut donc démonter la meule de la meuleuse après un taillage ou une tâche de meulage pour mesurer son profil. Une protubérance cylindrique située à la base des filets du support rotatif sert de référence lors de la numérisation. La table rotative (Velmex A4007TS) (4) et la table linéaire verticale (Velmex A4006K2-S4) (6) permettent d'ajuster le plan laser lors de la calibration pour qu'il passe par l'axe de rotation du support rotatif, soit l'axe de rotation de la meule. La dernière table linéaire (Velmex A4006K2-S4) (5) est quant à elle alignée avec l'axe de rotation de la meule, permettant ainsi de mesurer des meules de différentes longueurs. Un codeur linéaire magnétique (7) du fabricant Mitutoyo (572-210-20), d'une précision de 0,025 mm, est fixé à cette table pour connaître la position du capteur laser par rapport à la référence. Le capteur de profil laser de la compagnie Micro-Epsilon (LLT2810-25) possède une précision de 0,050 mm dans la plage de mesure utilisée. Pour numériser le profil sur l'ensemble de la périphérie de la meule, un moteur servant normalement à activer l'un des joints du robot SCOMPI est utilisé pour entraîner le support rotatif. Ainsi, le banc de mesure de profil est contrôlé directement via le contrôleur du robot, en passant par le contrôleur de mesure (1) du capteur laser.

3.3.2.1 Calibration

Tel que mentionné précédemment, la meule doit être assemblée et désassemblée de la meuleuse et du banc de mesure de profil entre les opérations de taillage, de mesure du profil et de meulage. La coaxialité de l'axe de rotation de la meule par rapport à l'axe de rotation de ces deux appareils est donc assurée par un assemblage fileté. Quoique ce type de liaison vis-écrou ne soit mécaniquement pas recommandé pour assurer la coaxialité entre deux pièces, plusieurs précautions ont été prises pour y arriver. Tout d'abord, une rondelle rectifiée a été installée à la base des filets du support rotatif du banc de mesure de profil et de la meuleuse afin d'augmenter la surface d'appui de la meule lors de l'assemblage. Par la suite, les filets

de chaque meule ont été retaroudés par le même outil pour obtenir une uniformité d'une meule à l'autre et enlever les imperfections laissées lors de la fabrication. Pour terminer, la base des meules a été polie pour assurer une surface d'appui lisse et uniforme. Dans ces conditions, des essais de répétabilité montage/démontage sur un même appareil ont permis de mesurer un désaxement maximal de 0,004 mm. D'un appareil à l'autre, le désaxement maximal s'est élevé à 0,033 mm au bout de la meule, pour tendre vers zéro près de la surface d'appui.

Un autre aspect important de la calibration est l'ajustement du capteur de profil par rapport au support rotatif pour que le plan laser passe par l'axe de rotation de la meule. Pour réaliser cet ajustement, la réflexion du faisceau laser sur une pièce de référence cylindrique est utilisée. Le long de la pièce de référence en aluminium, un trait parallèle à l'axe de la pièce est tracé à l'aide d'un trusquin, d'une pointe de traçage et d'un bloc en V de précision. Une fois la pièce installée sur le support rotatif, le laser est alors dirigé sur le trait de la pièce de référence et la réflexion est projetée contre un écran installé sur une équerre. Lorsque le laser s'aligne avec le trait de façon perpendiculaire à la pièce cylindrique, la réflexion du laser se scinde en deux parties. Tel que présenté à la Figure 3.11, l'ajustement de la table rotative et de la table linéaire verticale a alors permis d'obtenir une intensité comparable entre les parties supérieure et inférieure du laser réfléchies, et ce, sur toute la longueur de la pièce de référence. Lors de cette opération, une variation inférieure à $0,1^\circ$ de la table rotative ou à 0,05 mm de la table linéaire verticale avait une influence directe sur l'intensité du laser réfléchi. Cette méthode a donc permis d'aligner le capteur de profil par rapport à l'axe de rotation du banc de mesure de profil.

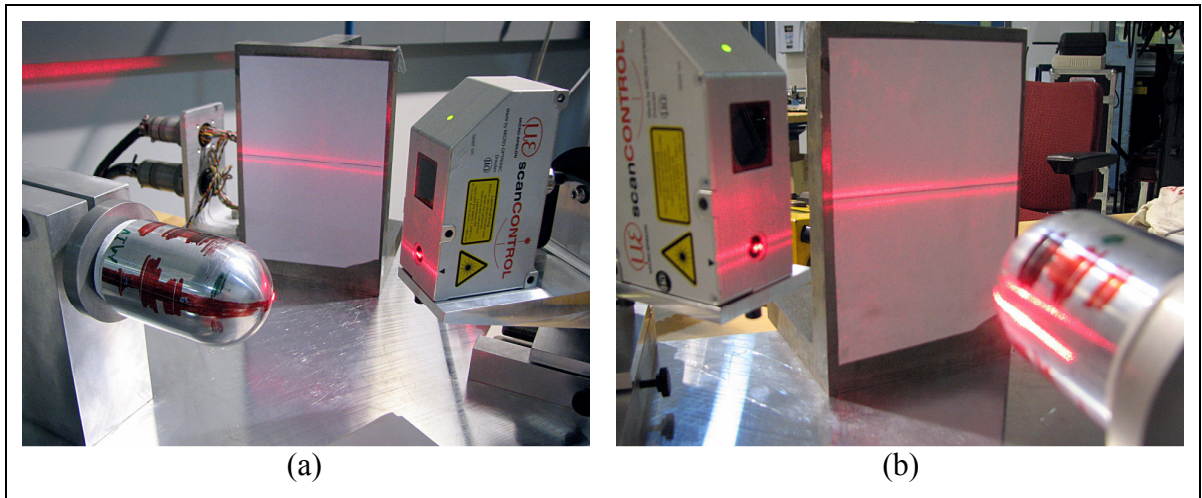


Figure 3.11 Alignement par réflexion du capteur de profil laser

Pour finaliser la calibration et obtenir la précision du banc de mesure de profil, une série de mesures effectuée par le capteur laser ont été réalisées sur la référence du support rotatif et sur une pièce de référence à diamètres multiples. Entre chacune des mesures, la pièce à diamètres multiples a été assemblée et désassemblée du support rotatif pour représenter les conditions normales d'opération du banc de mesure de profil. Les résultats obtenus ont servi dans un premier temps à identifier les paramètres de recalage des données pour les transposer dans un repère cartésien aligné avec l'axe de rotation de la meule. De plus, le recalage des données a permis de compenser pour tout défaut de parallélisme mesuré entre l'axe de rotation de la meule et l'axe de translation de la table linéaire servant à déplacer le capteur de profil. Suite au recalage, la précision du banc de mesure de profil est de 0,064 mm. Il faut remarquer qu'un écart de seulement 0,014 mm sépare la précision du banc de mesure à celle capteur laser. Cet écart est donc attribuable aux erreurs de positionnement de la liaison vis-écrou et du capteur de profil laser.

3.3.2.2 Traitement des données

Lors de la mesure du profil, la meule effectue une rotation de 360° et le capteur laser effectue une mesure de profil en 1024 points à chaque angle. Puisque le champ de vision du capteur laser est limité, deux numérisations sont nécessaires pour couvrir l'ensemble du profil de l'outil. De plus, une troisième prise de mesure sur la référence du support mobile permet de s'assurer que l'appareil est bien calibré.

Pour être en mesure de déterminer le profil de la meule, tous les profils mesurés sur la périphérie de l'outil sont superposés les uns par dessus les autres dans un même plan. L'idée est alors de considérer l'enveloppe extérieure de la meule pour définir le profil résultant, soit les grains abrasifs les plus élevés en tout point sur la surface de la meule. Cette approche est utilisée puisque la surface de la meule est composée de porosité et chaque profil numérisé individuellement est irrégulier et ne représente pas l'enveloppe extérieure du profil de l'outil un fois mis en rotation. Effectivement, la meule tourne à très grande vitesse lors du meulage, soit 18000 RPM, il s'agit donc de déterminer le profil résultant capable de représenter la surface de révolution générée par chacun des grains en rotation. Tel que mentionné précédemment (section 2.1), cette approche néglige le mécanisme d'usure de la meule par facettage et considère plutôt l'usure global du profil.

Pour obtenir le profil extérieur de la meule, la première étape est de retirer les points aberrants (*outliers*). Par la suite, puisque les points des 360 profils superposés sont alignés en 1024 lignes, chaque ligne est traitée individuellement pour sélectionner le point le plus à l'extérieur du profil. Ensuite, pour une même ligne, tous les points situés à une distance de deux fois la précision du capteur de ce point sont également sélectionnés. Pour considérer uniquement les données constituant le profil de la meule, la limite entre la partie cylindrique et sphérique de la meule est alors identifiée visuellement. En imposant une condition de symétrie par rapport à l'axe de rotation aux données sélectionnées, le rayon et la position du centre d'un cercle résultant sont obtenus à l'aide de l'algorithme de Taubin (1991). Des tests de répétabilité ont permis de valider la méthode de mesure en numérisant plusieurs fois une

meule taillée, et ce, en effectuant le démontage/montage sur le banc de mesure de profil entre chaque test. Les résultats ont démontrés que le rayon et la position du centre du cercle résultant varient respectivement de 0,018 mm et 0,046 mm entre les essais. Ainsi, la précision de la méthode de mesure est à l'intérieur de la tolérance du banc de mesure de profil, soit 0,064 mm. La Figure 3.12 présente les données brutes suite à la numérisation d'une meule après taillage et le profil circulaire obtenu.

De plus, la Figure 3.13a illustre la mesure du profil, soit la moyenne des points de chaque ligne, selon la position angulaire le long du profil circulaire. Après meulage, la meule est numérisée à nouveau. Un algorithme permet alors de repositionner le cercle résultant obtenu après taillage le long de l'axe de rotation par la méthode des moindres carrés. Tel qu'illustré à la Figure 3.13b, cette approche permet ainsi d'évaluer l'évolution du profil après le meulage et de quantifier la distribution de l'usure le long du profil circulaire.

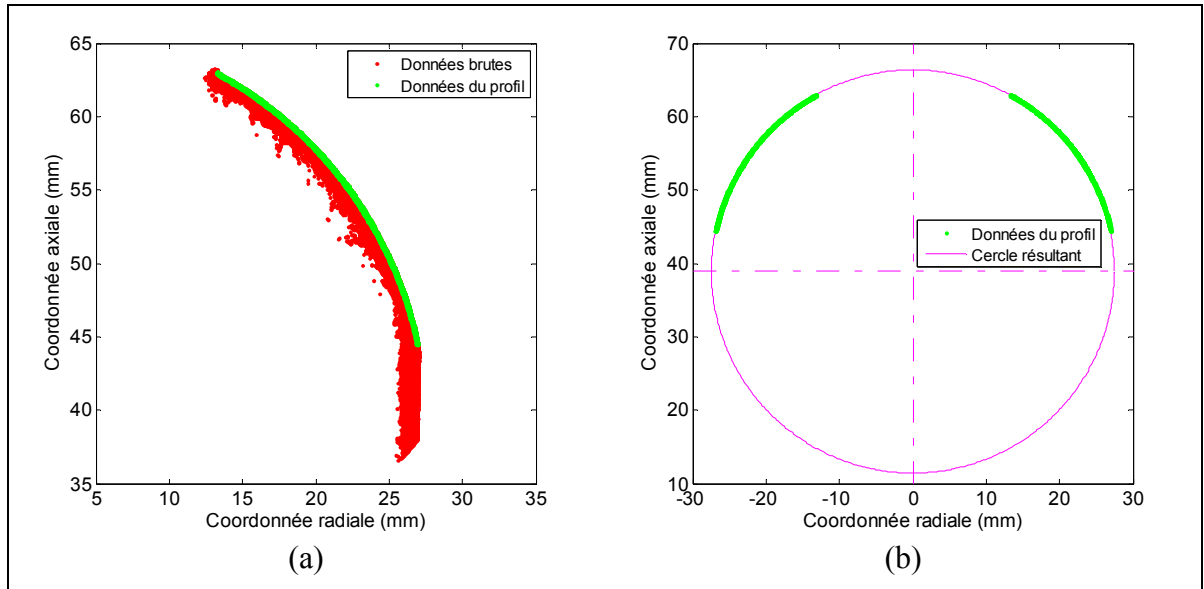


Figure 3.12 (a) Données brutes du profil d'une meule après taillage
(b) Cercle résultant obtenu avec les données du profil

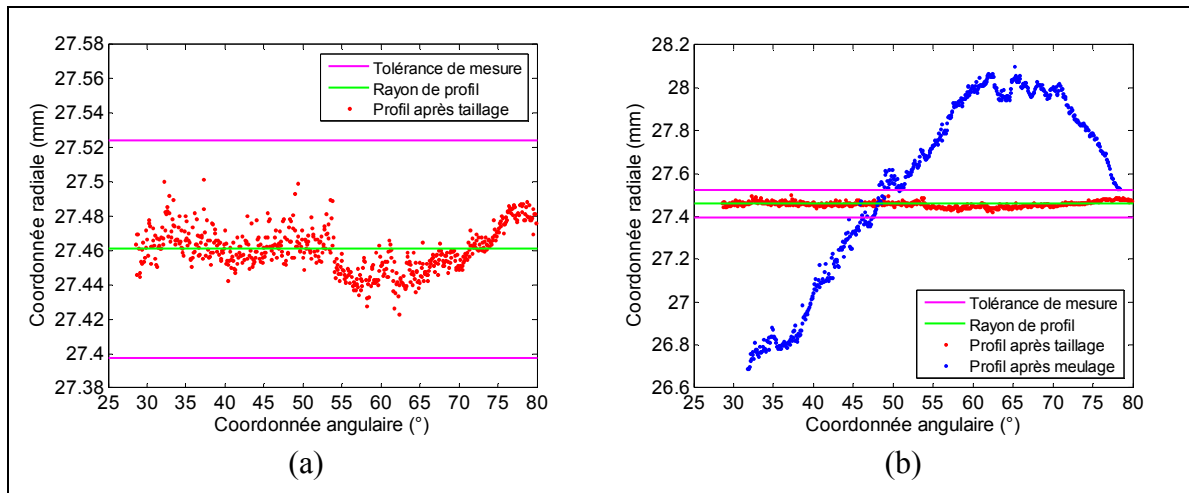


Figure 3.13 Mesure du profil de la meule selon les coordonnées radiale et angulaire le long du profil circulaire (a) Après taillage (b) Après meulage

3.3.3 Mesure de la force normale

Tel que présentée à la section 1.3, la force normale est une mesure grandement utilisée pour développer des modèles de taux d'enlèvement de matière et d'usure de la meule. Cette mesure est également essentielle pour déterminer le coefficient de friction pendant le meulage, une fois combiné avec la force tangentielle calculée à partir de la puissance mesurée (équations (2.18) et (2.19)). Pour réaliser la mesure de la force normale, une table dynamométrique a été conçue à l'aide de quatre cellules de charge Tedeo-Huntleign (1042) d'une capacité de 100 kg chacune. Due à la disposition des jauges de déformation et à la géométrie de la cellule de charge, ce type de capteur mesure la force appliquée dans une seule direction. Les capteurs permettent d'obtenir une lecture moyenne de la force normale de meulage, mais ne peuvent être utilisés pour réaliser des analyses fréquentielles à haute fréquence. Pour ce type d'analyse, des capteurs piézoélectriques doivent être utilisés pour mesurer la force normale instantanée.

3.3.3.1 Calibration

La calibration consiste à déterminer la sensibilité de chacun des capteurs une fois la table dynamométrique assemblée. Pour ce faire, une série de mesures est effectuée en appliquant différentes masses connues à divers endroits sur la table. Puisque la table dynamométrique est installée à la verticale dans le laboratoire de meulage et que la calibration est effectuée à l'horizontale, une masse équivalente à la table et à une plaque de meulage a été suspendue à la table de mesure à l'aide de poulies pour simuler l'effet de la gravité (Figure 3.14a). L'effet de la gravité sur le montage est pris en considération puisque des essais ont démontrés que la sensibilité et la précision des capteurs sont influencées par un chargement perpendiculaire à l'axe de mesure. Des mesures différentielles entre chaque chargement ont permis d'éliminer toute erreur attribuable à un défaut d'alignement entre la table et la position des poulies. La méthode des moindres carrés a permis de déterminer la sensibilité des capteurs (ANNEXE III). Suite à la calibration, l'erreur maximale entre la masse appliquée et la masse mesurée est de 4,6% tandis que l'erreur moyenne de 0,8%. Il faut remarquer que l'influence de la gravité sur le montage est appréciable, puisque si la table est utilisée à l'horizontale, c'est-à-dire sans masse de compensation suspendue, l'erreur maximale mesurée est de seulement 0,2%.

Pour valider la calibration, d'autres essais ont été réalisés une fois la table de mesure installée à la verticale. Une cinquième cellule de charge a été installée comme outil sur le bras du robot SCOMPI afin de pouvoir mesurer les forces appliquées sur la table (Figure 3.14b). Ces essais ont donc permis de valider la précision de l'appareil de mesure.

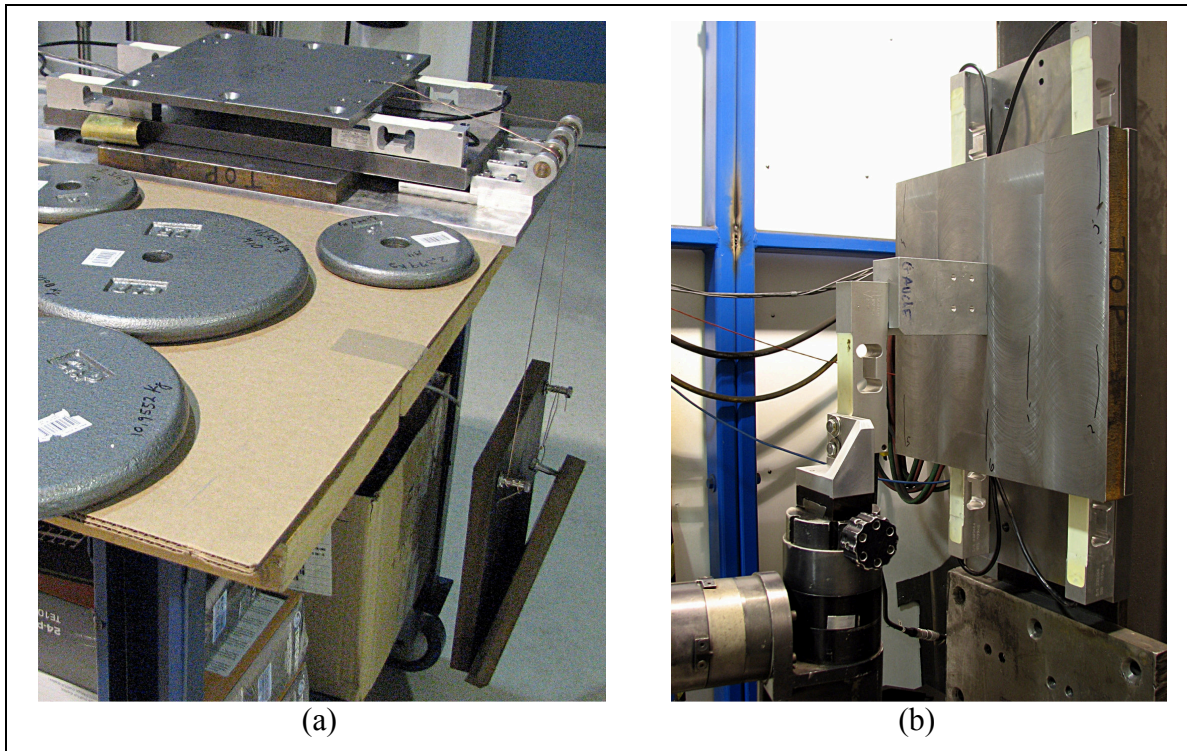


Figure 3.14 (a) Calibration à l'horizontale de la table dynamométrique avec une masse équivalente suspendue (b) Validation de la calibration avec le robot SCOMPI

3.3.3.2 Traitement des données

Le traitement des données de ce type d'appareil de mesure est relativement simple. Pour obtenir la force normale résultante, les quatre signaux sont multipliés par la sensibilité respective de chaque capteur puis additionnée ensemble. Puisque la fréquence d'acquisition de la force normale est 500 fois plus élevée que la fréquence d'acquisition du robot SCOMPI, une moyenne glissante est effectuée pour obtenir la force moyenne de meulage.

3.3.4 Mesure de la profondeur de coupe

Suite à une tâche de meulage, la surface meulée renferme plusieurs informations intéressantes. Pour réaliser la mesure de la profondeur de coupe, un profilomètre optique à balayage de la compagnie Altimet (Altisurf 530) est utilisé. Cet appareil de mesure sans

contact est muni d'un capteur confocal chromatique (STIL CL4-MG35). Ce capteur utilise un spectromètre pour analyser les différentes longueurs d'ondes de la lumière retournées et ainsi déterminer la profondeur mesurée. Une table mobile permet pour sa part de déplacer la pièce à mesurer sous le capteur de mesure.

Lors des essais en entaille disjointe de meulage (section 4.1), la profondeur de coupe permet d'évaluer directement le taux d'enlèvement de matière instantané tout au long de l'entaille. Toutefois, lors des essais avec chevauchement des passes de meulage (section 4.2), il est difficile d'évaluer avec certitude le taux d'enlèvement de matière instantané puisque la distance d'entre-passe varie durant le procédé dû à la flexibilité du robot et que la profondeur de coupe fluctue durant le procédé. Dans de telles conditions, la profondeur de coupe permet toutefois d'évaluer la distribution de l'enlèvement de matière sur la pièce. De manière générale, la numérisation des plaques permet de mesurer le volume de matière meulée après une tâche de meulage.

3.3.4.1 Calibration

La calibration du profilomètre est réalisée directement par le fabricant. La résolution du capteur dans l'axe de la profondeur est de $0,4 \mu\text{m}$ et celle des axes de déplacement de la table mobile est de $7 \mu\text{m}$. La précision des résultats dépend quant à elle des paramètres d'utilisation de l'appareil, tels le pas de mesure, la vitesse de déplacement de la table et la fréquence d'acquisition. Suite à une série d'essais, des paramètres de mesure ont été sélectionnés pour faire un compromis entre la précision et le temps nécessaire pour effectuer les mesures. Une résolution de $10 \mu\text{m}$ est donc utilisée selon l'axe perpendiculaire à la direction d'avance pour déterminer précisément la profondeur de coupe, alors qu'un pas plus grossier de $250 \mu\text{m}$ est utilisé selon l'axe parallèle à la direction d'avance. La vitesse de déplacement de la table et la fréquence d'acquisition sont fixées respectivement à $5000 \mu\text{m/s}$ et 2000 Hz .

Pour valider les paramètres de mesure sélectionnés et la méthode de traitement des données présentée à la section 3.3.4.2, les écarts de masses mesurées après meulage, pour l'ensemble

des essais du CHAPITRE 4, ont été convertis en volume puis comparés avec les résultats obtenus à l'aide du profilomètre. Une erreur maximale de 1,2% et une erreur moyenne inférieure à 0,6% ont été mesurées pour les entailles disjointes de meulage alors qu'une erreur maximale de 1,6% et une erreur moyenne de 0,7% ont été mesurées pour les plaques meulées avec chevauchement des passes de meulage. Ces résultats permettent ainsi de situer la précision des mesures.

3.3.4.2 Traitement des données

Les données du profilomètre sont traitées à l'aide du logiciel RML-image, programme développé par l'IREQ. Ce logiciel de traitement d'image travaille en 2D et demi (pseudo 3D), où la couleur représente la profondeur de chaque pixel. Toutefois, plusieurs fonctionnalités ont dû être ajoutées au logiciel pour être en mesure d'effectuer la méthodologie expérimentale développée dans le cadre de ce projet de recherche.

Pour éliminer toute erreur due à un manque de parallélisme entre la surface de la plaque de meulage et le plan de déplacement de la table mobile, les données doivent être recalées. Le recalage des données permet également de corriger tous défauts de formes de la plaque causés par l'opération de fraisage avant le meulage et de compenser la déformation de la plaque engendrée par l'opération de meulage. La méthodologie utilisée pour y parvenir diffère toutefois entre le recalage d'une entaille disjointe de meulage et le recalage d'une plaque entièrement meulée avec chevauchement des passes. Effectivement, la grande surface de référence entourant chaque entaille disjointe de meulage facilite le recalage des données.

Lors du recalage d'une entaille disjointe de meulage, la plaque est numérisée au profilomètre uniquement après la tâche de meulage. Les données brutes sont tout d'abord importées dans le logiciel (Figure 3.15a). Par la suite, un masque de recalage est appliqué sur les données brutes pour recouvrir toute les zones où il y a eu du meulage (Figure 3.15b). Le masque de recalage permet donc d'utiliser seulement les données qui constituent la surface plane de la plaque pour effectuer un recalage ligne par ligne (perpendiculaire à la direction d'avance) et

redresser les données dans un même plan de référence (Figure 3.15c). Le masque de recalage est alors retiré pour présenter l'entaille telle qu'observée sur la plaque de meulage (Figure 3.15d). En appliquant une valeur seuil de $2,5 \mu\text{m}$ sous le plan de référence, uniquement les données de l'entaille sont conservées (Figure 3.15e). Ces données sont celles utilisées pour déterminer le volume de matière enlevée et la profondeur de coupe maximale mesurée le long de l'entaille (Figure 3.20c). Cette profondeur de coupe est ensuite utilisée pour calculer la surface et le volume du copeau non-déformé, le taux d'enlèvement de matière instantané, le rayon effectif de meulage servant à calculer la force tangentielle, et ce, en tous points le long de l'entaille. Le taux d'enlèvement de matière instantané est quant à lui calculé comme suit à partir de l'équation (2.7) reformulée :

$$Z_w \approx \frac{R_p^3 v_f}{12 R_{eq}} \left(\frac{8 R_{eq} h_0}{R_p^2} \right)^{3/2} \quad (3.3)$$

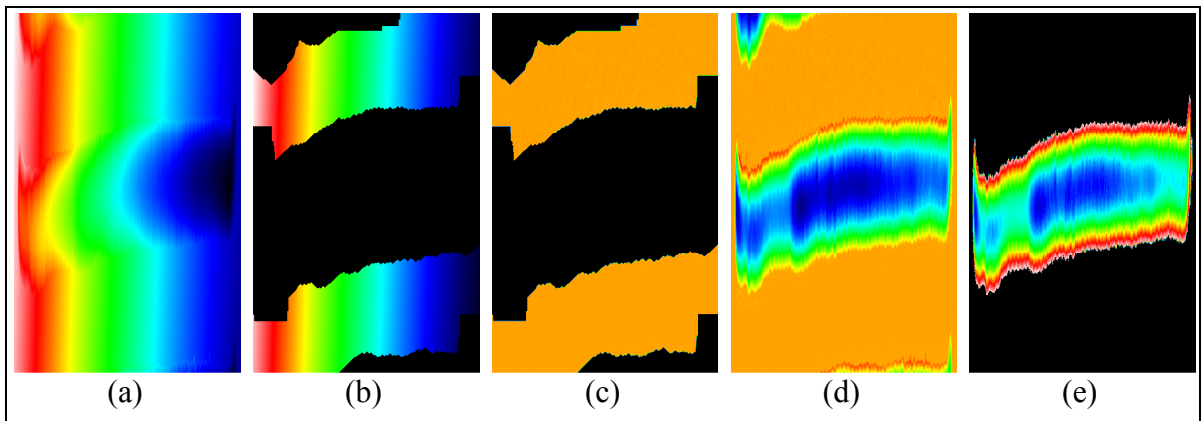


Figure 3.15 Numérisation d'une entaille disjointe de meulage (a) Données brutes (b) Données brutes avec masque de recalage (c) Données recalées avec masque de recalage (d) Données recalées (e) Données recalées de l'entaille uniquement

Il faut noter qu'à la Figure 3.15, l'échelle de couleur varie d'une image à l'autre selon la dispersion des données. Même si les entailles de meulage sont beaucoup plus longues que larges, la proportion des images de la Figure 3.15 n'est pas conservée due à l'utilisation de pixels carrés et à la différence de résolution dans les deux axes de l'entaille.

Lors du recalage d'une plaque entièrement meulée, la plaque est cette fois-ci numérisée au profilomètre avant et après la tâche de meulage. Cette approche permet ainsi de mesurer et de compenser la déformation de la plaque suite à l'opération de meulage. Cette déformation, pouvant dépassée plus de 200 μm , peut être attribuable à plusieurs facteurs tels les contraintes résiduelles dues aux efforts de meulage ou au relâchement de contraintes dues à l'enlèvement de matière et à l'augmentation de la température durant le procédé. La méthode conventionnelle à utiliser pour mesurer la déformation est de numériser l'endos de la plaque avant et après une tâche de meulage et d'effectuer la différence telle qu'illustrée à la Figure 3.16. Puisque le dessus de la plaque doit également être numérisé avant et après le meulage pour compenser les défauts de formes causés par le fraisage avant le meulage, chaque plaque de test nécessite donc 4 numérisations. Sachant qu'une numérisation prend près d'une journée à réaliser et que 9 plaques ont été utilisées lors des essais expérimentaux présentés à la section 4.2, la méthode conventionnelle est difficilement envisageable. Ainsi, une méthode à 2 numérisations du dessus de la plaque, avant et après meulage, est proposée et a été utilisée dans le cadre de ce projet. Cette approche novatrice utilise la surface non-meulée sur le contour de la plaque pour estimer la déformation de l'ensemble de la plaque.

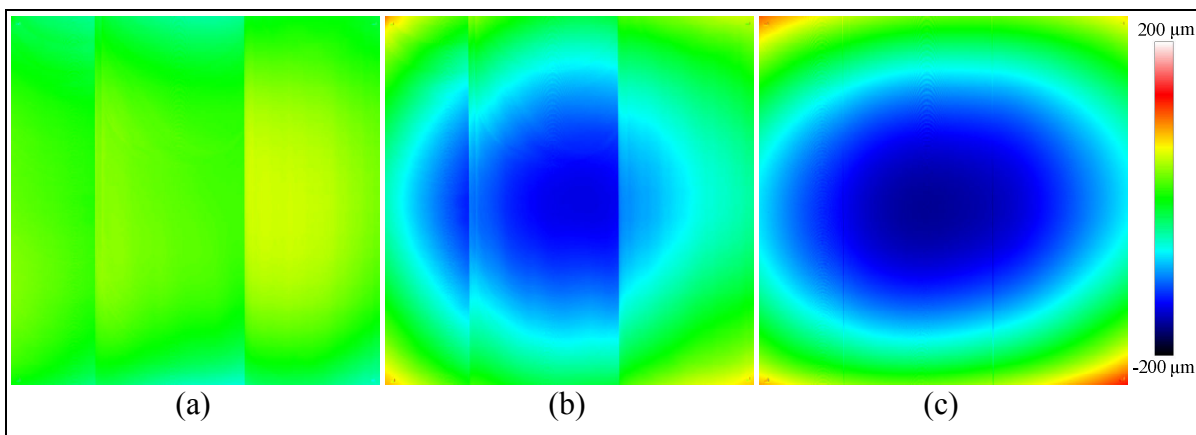


Figure 3.16 (a) Endos de la plaque avant meulage (b) Endos de la plaque après meulage (c) Déformation résultante après meulage

Tel que présenté à la Figure 3.17, un masque de recalage servant à recouvrir la surface meulée et les points de repère (*fiducial marks*) est appliqué aux mesures du dessus de la plaque avant et après meulage pour ainsi obtenir la déformation du contour de la plaque. Il

faut noter que les points de repère au quatre coins de la plaque permettent d'aligner les données entre les numérisations.

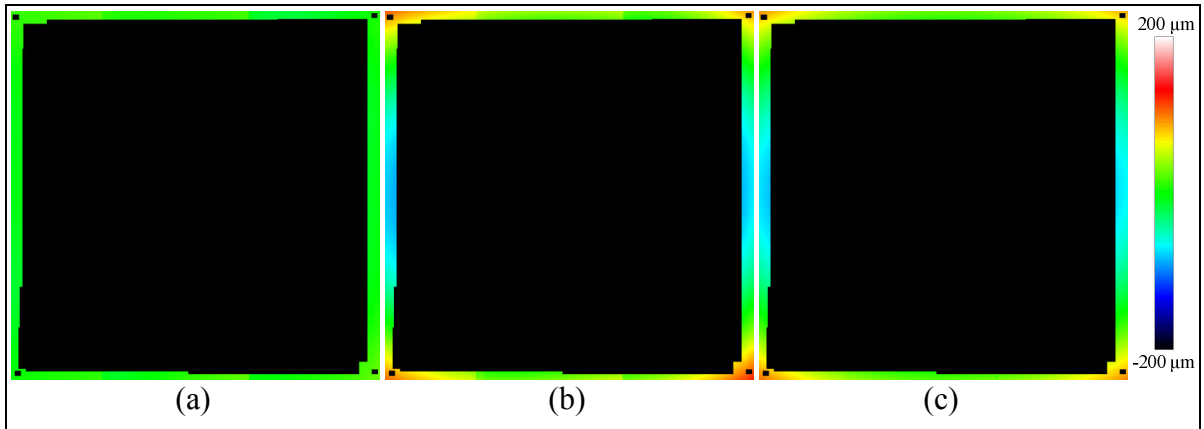


Figure 3.17 (a) Dessus de la plaque avant meulage avec masque de recalage
 (b) Dessus de la plaque après meulage avec masque de recalage
 (c) Déformation résultante du contour de la plaque après meulage

Suite à cette opération, la déformation de l'ensemble de la plaque est alors estimée en effectuant une régression d'une surface polynomiale de 5^e ordre (en abscisse et en ordonné) sur les données de déformation du contour de la plaque, où $K_{x,y}$ sont des constantes à optimiser :

$$\begin{aligned}
 z(x, y) = & K_{0,0} + K_{1,0}x + K_{0,1}y + K_{2,0}x^2 + K_{1,1}xy + K_{0,2}y^2 + K_{3,0}x^3 + \dots \\
 & K_{2,1}x^2y + K_{1,2}xy^2 + K_{0,3}y^3 + K_{4,0}x^4 + K_{3,1}x^3y + \dots \\
 & K_{2,2}x^2y^2 + K_{1,3}xy^3 + K_{0,4}y^4 + K_{5,0}x^5 + K_{4,1}x^4y + \dots \\
 & K_{3,2}x^3y^2 + K_{2,3}x^2y^3 + K_{1,4}xy^4 + K_{0,5}y^5
 \end{aligned} \tag{3.4}$$

Un tel type de surface permet de modéliser parfaitement les données avec une corrélation moyenne de 99,9% pour l'ensemble des plaques mesurées. Le contour non-meulé représente environ 10% de la superficie totale de la plaque et comporte en moyenne 158000 données mesurées. La Figure 3.18a présente la déformation mesurée après meulage obtenue par les données de l'endos d'une plaque, tandis que la Figure 3.18b présente la déformation modélisée par les données du contour du dessus de cette même plaque. Une erreur typique de 10 μm est mesurée entre les deux déformations. Il faut noter que les mesures présentées à la Figure 3.16 et à la Figure 3.18a ont été transposées pour représenter la déformation vue

du dessus de la plaque. Les constantes $K_{x,y}$ permettant de modéliser la surface de la Figure 3.18b sont disponibles à l'ANNEXE IV.

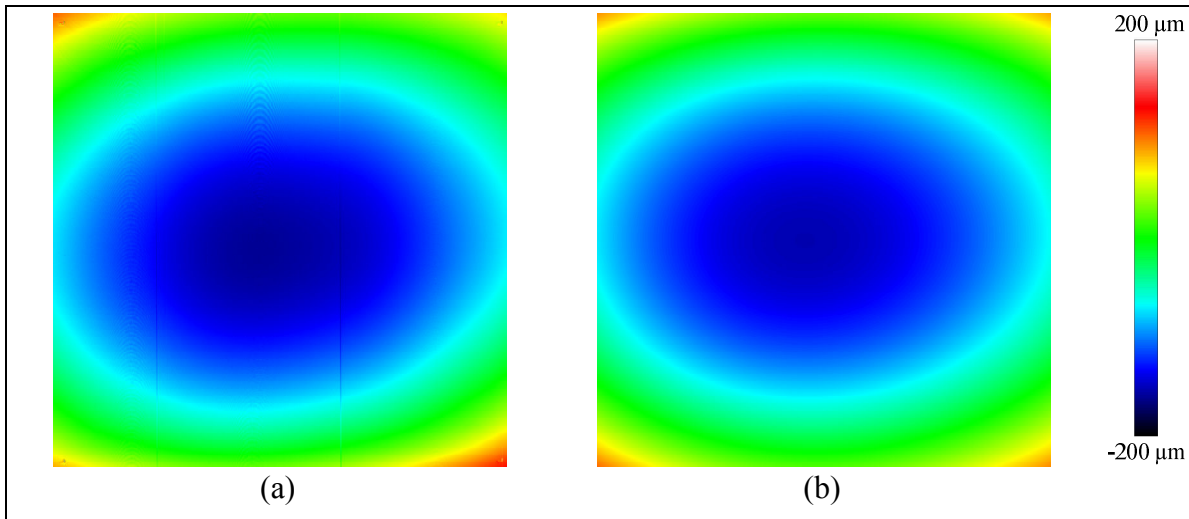


Figure 3.18 (a) Déformation mesurée à l'endos de la plaque
(b) Déformation modélisée par les données du contour du dessus de la plaque

La déformation modélisée de la Figure 3.18b est alors soustraite de l'ensemble des données (sans le masque de recalage) de la Figure 3.17c. Le masque de recalage est ensuite réappliqué sur les données afin d'effectuer un recalage ligne par ligne (perpendiculaire à la direction d'avance) pour ainsi redresser parfaitement les données du contour non-meulé dans un même plan de référence. Par la suite, un masque délimitant le contour de la surface meulée est appliqué aux données. La Figure 3.19a et la Figure 3.19b présentent la profondeur de coupe d'une plaque entièrement meulée obtenue respectivement par la méthode à 4 numérisations et à 2 numérisations. Une erreur typique $5 \mu\text{m}$ est alors mesurée entre les deux méthodes suite aux recalages ligne par ligne. Il faut mentionner que la méthode à 4 numérisations implique l'alignement des données de l'endos de la plaque sur celle du dessus de la plaque, ce qui constitue en soi une source d'erreur additionnelle.

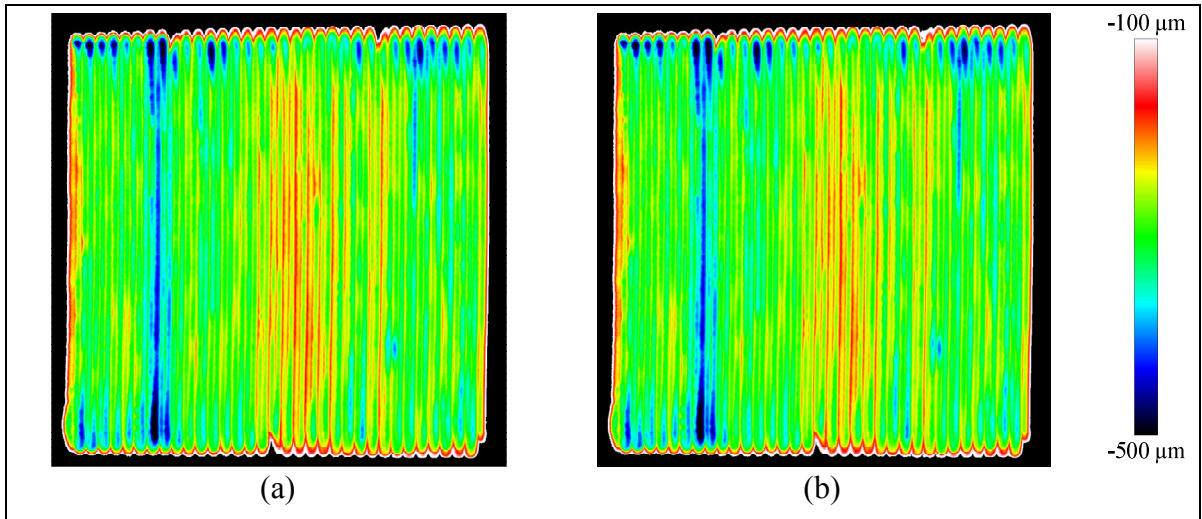


Figure 3.19 Profondeur de coupe d'une plaque entièrement meulée
 (a) Méthode à 4 numérisations (b) Méthode à 2 numérisation

L'écart entre le volume estimé par la masse mesurée avant et après meulage et celle mesurée par le profilomètre est respectivement de 0,6% pour la méthode à 4 numérisations et de 0,5% pour la méthode à 2 numérisations. À noter que sans la compensation de la déformation de la plaque, cet écart s'élèverait en moyenne à près de 27% pour l'ensemble des tests réalisés. La méthode à 2 numérisations est donc une approche efficace permettant d'estimer la distribution d'enlèvement de matière sans compromettre la précision des mesures.

3.4 Synchronisation des données

Lors d'une tâche de meulage, la puissance de meulage et plusieurs informations relatives à la trajectoire de l'outil sont enregistrées directement par le robot SCOMPI à une fréquence d'acquisition de 20 Hz. Toutefois, la force normale mesurée par la table dynamométrique est enregistrée par un système d'acquisition indépendant utilisant le logiciel Measure Foundry. Contrairement à ces données qui sont enregistrées en fonction du temps, les données de profondeur de coupe mesurées par le profilomètre sont en fonction de la longueur de l'entaille. Ainsi, pour effectuer des corrélations entre les différentes mesures, une synchronisation des données est nécessaire.

Dans un premier temps, les données temporelles sont synchronisées en observant une variation de la force normale moyenne et de la puissance moyenne de meulage avant qu'il n'y ait contact entre la meule et la plaque de meulage. Une augmentation de 0,5% de l'amplitude du bruit des signaux est utilisée pour détecter le contact de la meule et synchroniser les données. Ce moment est représenté à la Figure 3.20a et à la Figure 3.20b par un trait mauve. Les données de la table dynamométrique sont ensuite rééchantillonnées pour obtenir une lecture de force normale en même temps qu'une mesure de puissance.

Par la suite, les données temporelles sont recalées dans l'espace le long de l'entaille de meulage. Il faut mentionner que ce recalage est effectué uniquement lors de l'analyse des entailles disjointes de meulage. Pour ce faire, les données de la trajectoire du robot sont utilisées pour déterminer lorsque la meule accélère au début de la passe et lorsque la meule décélère vers la fin de la passe. Ces deux événements, représentés respectivement par un trait vert et rouge à la Figure 3.20, laissent des empreintes distinctives sur la plaque. Dans le premier cas, une empreinte plus profonde est laissée sur la plaque à l'endroit du point de contact tel que présenté à la Figure 3.20c. Dans le deuxième cas, la décélération de l'outil s'accompagne par un retrait de la meule perpendiculaire à la plaque de meulage. Ce retrait est donc marqué par une diminution abrupte de la profondeur de coupe à la fin de l'entaille, comme l'illustre la Figure 3.20c. Pour passer du domaine temporel au domaine spatial, la position de la trajectoire de la meule entre ces deux événements est tirée directement des données enregistrées par le robot. Toutefois, pour situer ces événements dans l'espace, l'opération doit être faite manuellement à l'aide d'un graphique tel que présenté à la Figure 3.20c. Lors de cette opération, une boucle de vérification s'assure que la distance entre les deux points sélectionnés sur le graphique correspond bien à la distance parcourue par la meule durant ces deux événements. Une tolérance de 1 mm est acceptée sur une distance totale de meulage d'environ 270 mm.

Lors des analyses présentées à la section 4.1, les premiers 100 mm et les derniers 20 mm de chaque entaille ne sont pas considérés. Cette précaution permet d'éviter tout effet transitoire suite à l'accélération du robot en début de passe ou avant la décélération du robot en

fin de passe. Les données conservées sont donc celles comprises entre les traits cyans de la Figure 3.21.

La Figure 3.20 et la Figure 3.21 présentent les données avant et après la synchronisation et le recalage dans le domaine spatial.

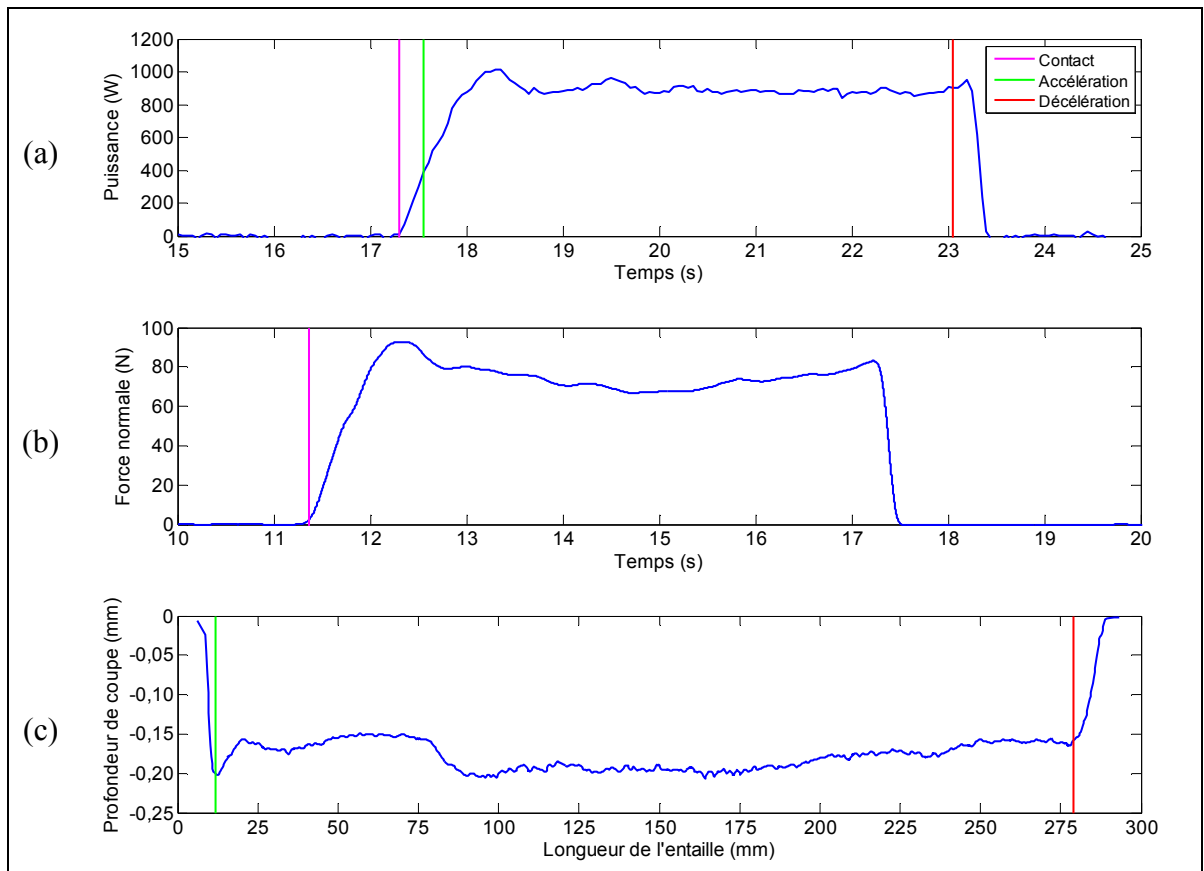


Figure 3.20 Mesures avant synchronisation et recalage
 (a) Puissance en fonction du temps (b) Force normale en fonction du temps
 (c) Profondeur de coupe en fonction de la longueur de l'entaille

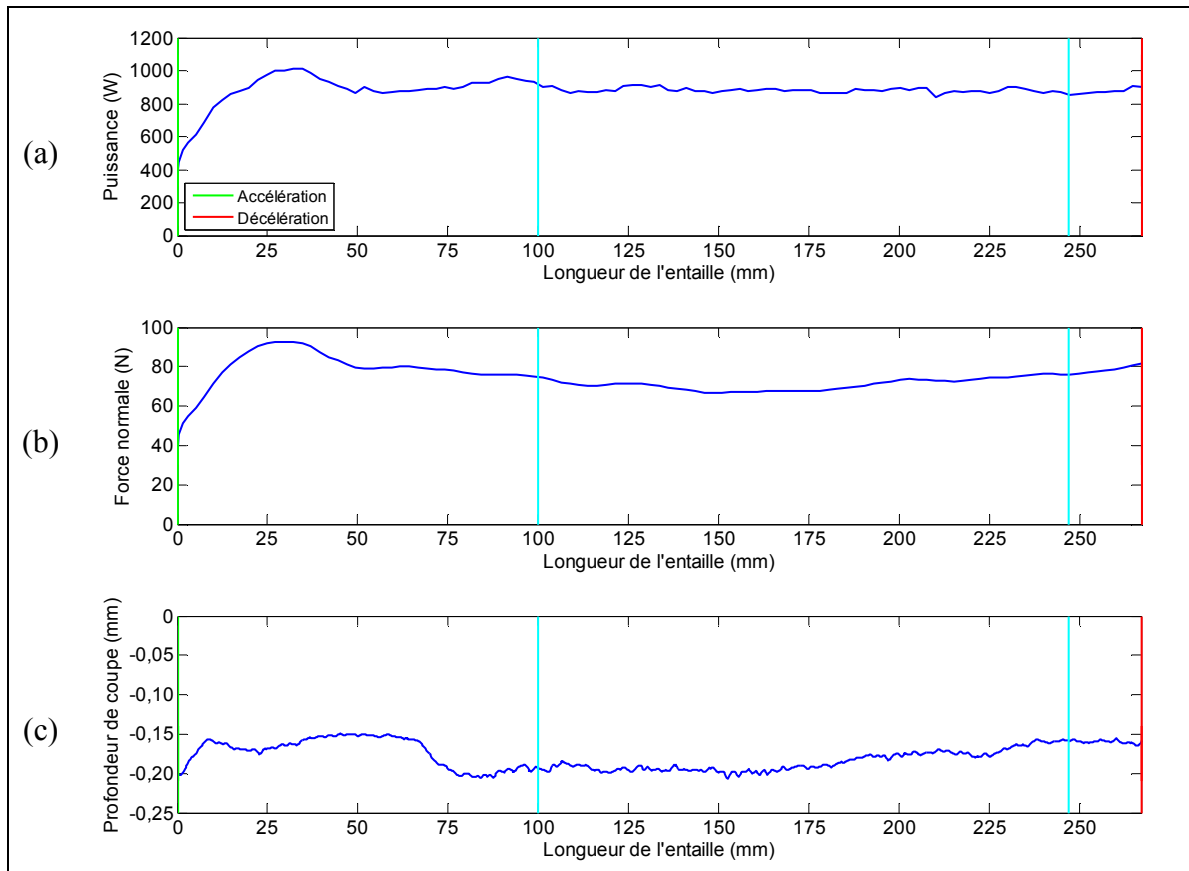


Figure 3.21 Mesures après synchronisation et recalage en fonction de la longueur de l'entaille (a) Puissance (b) Force normale (c) Profondeur de coupe

L'ensemble des équipements et des méthodologies expérimentales présentés dans ce chapitre permettent de poursuivre l'étude profilage d'outil de meulage. Pour ce faire, divers essais expérimentaux ont été réalisés pour étudier plus spécifiquement les modèles d'enlèvement de matière, d'usure de la meule et d'oscillation de la meule.

CHAPITRE 4

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Les essais expérimentaux se divisent principalement en deux phases. Lors de la première étape, l'objectif est d'évaluer les modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule pour différents angles frontaux et paramètres de meulage. Pour ce faire, des essais en entaille disjointe sans oscillation de l'angle frontal ont été menés. Lors de la deuxième étape, l'objectif est d'étudier plus précisément le modèle d'oscillation et l'évolution du profil de la meule dans le but de réaliser l'opération de profilage d'outil de meulage. Afin d'optimiser l'enlèvement de matière par plaque de meulage et ainsi accélérer l'usure de la meule, les essais avec oscillation ont été effectués avec chevauchement des passes de meulage.

4.1 Meulage sans oscillation

Lors du meulage sans oscillation, les essais ont été réalisés avec 4 angles frontaux différents pour couvrir la plage d'oscillation de la meule lors de l'opération de profilage. Pour chaque combinaison de paramètres, 4 entailles disjointes de meulage d'une longueur moyenne de 270 mm ont été effectuées après le taillage de la meule. Entre chaque passe, le procédé est interrompu et diverses mesures sont effectuées. Tel que mentionné à la section 3.2.2, la première des 4 passes permet d'aviver la meule et n'est pas utilisée pour étudier le taux d'enlèvement de matière et le taux d'usure de la meule. De plus, il faut également rappeler que les premiers 100 mm et les derniers 20 mm de chaque entaille ne sont pas considérés (section 3.4). Le rayon de profil de la meule est considéré constant durant les 4 passes de meulage.

La première série d'essais, présentée au Tableau 4.1 permet d'étudier le procédé dans les conditions normales d'utilisation en testant différentes puissances de meulage. La deuxième et la troisième série d'essais, présentées aux Tableau 4.2 et Tableau 4.3, permettent respectivement d'étudier la variation de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation. Il faut

mentionner que dans la troisième série d'essais, des tests planifiés à 14000 RPM ont dû être annulés suite à des vibrations excessives du robot causant l'instabilité du procédé.

Ces plans d'expérience cumulent plus de 110 passes de meulage réalisées avec la même direction d'avance, où la meule avance sur la surface de travail.

Tableau 4.1 Plan d'expérience à puissance variable

Paramètres	Niveaux	Valeurs
Angle frontal	4	45° - 53° - 62° - 70°
Puissance	4	900 - 1000 - 1100 - 1200 W
Vitesse d'avance	1	50 mm/s
Vitesse de rotation	1	18000 RPM
Nombre de passes	4	4

Tableau 4.2 Plan d'expérience à vitesse d'avance variable

Paramètres	Niveaux	Valeurs
Angle frontal	4	45° - 53° - 62° - 70°
Puissance	1	1000 W
Vitesse d'avance	3	30 - 50 - 70 mm/s
Vitesse de rotation	1	18000 RPM
Nombre de passes	4	4

Tableau 4.3 Plan d'expérience à vitesse de rotation variable

Paramètres	Niveaux	Valeurs
Angle frontal	4	45° - 53° - 62° - 70°
Puissance	1	1000 W
Vitesse d'avance	1	50 mm/s
Vitesse de rotation	2	16000 - 18000 RPM
Nombre de passes	4	4

L'élaboration de modèles prédictifs, tels les modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule, permettent de prédire un phénomène à l'aide de paramètres mesurables. Une régression pas à pas (*stepwise regression*) permet alors d'identifier les paramètres qui ont le plus d'influence sur le phénomène. Pour ce faire, le niveau de signification (*p-value*) de chaque variable est calculé puis les variables sont introduites une à une au modèle en considérant un seuil critère de 5%. Cette approche statistique permet donc de distinguer, parmi les variables mesurées, celles qui influencent de façon significative le phénomène à contrôler de celles qui varient par le fruit du hasard. Si une variable du modèle s'avère être non significative, la mention non défini (N/D) est attribuée au coefficient lié à cette variable. Pour être en mesure de comparer les différents modèles entre eux, le coefficient de corrélation ajusté (R^2 ajusté) permet d'évaluer la pertinence d'un modèle de prédiction en tenant compte du nombre de variables considérées par le modèle. Ainsi, plus cet indicateur tend vers 1, plus le modèle est capable de prédire un phénomène. Le coefficient de corrélation peut également être interprété comme le pourcentage explicatif d'un modèle.

4.1.1 Modèles d'enlèvement de matière

Les résultats des essais à puissance variable (Tableau 4.1) démontrent une certaine corrélation entre le taux d'enlèvement de matière et la puissance de meulage tel qu'illustrée à la Figure 4.1a. Comme en témoigne les régressions linéaires obtenues pour chaque angle frontal, un léger écart du taux d'enlèvement de matière est observable à faible puissance. Dans de telles conditions, le meulage est donc légèrement plus efficace lorsque qu'il s'effectue sur le talon de la meule comparativement au nez de la meule. Cette tendance s'atténue toutefois lorsque la puissance augmente et devient négligeable à puissance élevée. De manière générale, une importante dispersion des données est observable pour une même puissance et un même angle frontal. Pour ce qui est de la force normale, les données sont cette fois-ci beaucoup plus dispersées tel que l'illustre la Figure 4.1b. Malgré que les droites de tendance obtenues pour chaque angle frontal ne soient pas significatives vue la dispersion des données, elles laissent tout de même entrevoir un comportement différent lors du meulage sur le nez de la meule.

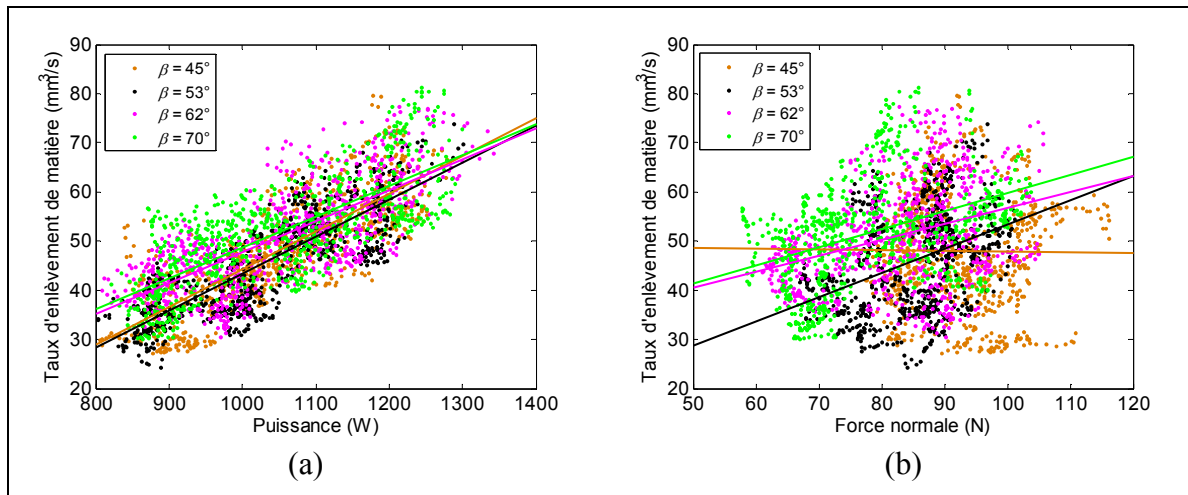


Figure 4.1 Essais à puissance variable (Tableau 4.1)
 (a) Taux d'enlèvement de matière en fonction de la puissance
 (b) Taux d'enlèvement de matière en fonction de la force normale

Tel qu'illustré à la Figure 4.2, un plan incliné permet de représenter les données lorsque le taux d'enlèvement de matière est exprimé en fonction de la force normale et de la puissance de meulage. La combinaison de ces deux paramètres permet ainsi d'augmenter la corrélation de près de 22% comparativement à une régression linéaire utilisant uniquement la puissance. Ces résultats indiquent donc clairement l'influence de la force normale sur le taux d'enlèvement de matière.

Dans le cas des essais menés à vitesse d'avance et à vitesse de rotation variables (Tableau 4.2 et Tableau 4.3), les données ont été superposées à la Figure 4.3 avec celles des essais à puissance variable (points noirs). Ainsi, tel que l'illustre la Figure 4.3a, aucune variation significative du taux d'enlèvement de matière n'est observée lorsque la vitesse d'avance et la vitesse de rotation varient. Tel que présenté à la Figure 4.3b, cette stabilité du taux d'enlèvement de matière se traduit par une profondeur de coupe plus élevée lorsque la vitesse d'avance est faible et une profondeur de coupe plus faible lorsque la vitesse d'avance est élevée. De plus, la profondeur de coupe reste stable lorsque la vitesse de rotation de la meule passe de 18000 RPM à 16000 RPM.

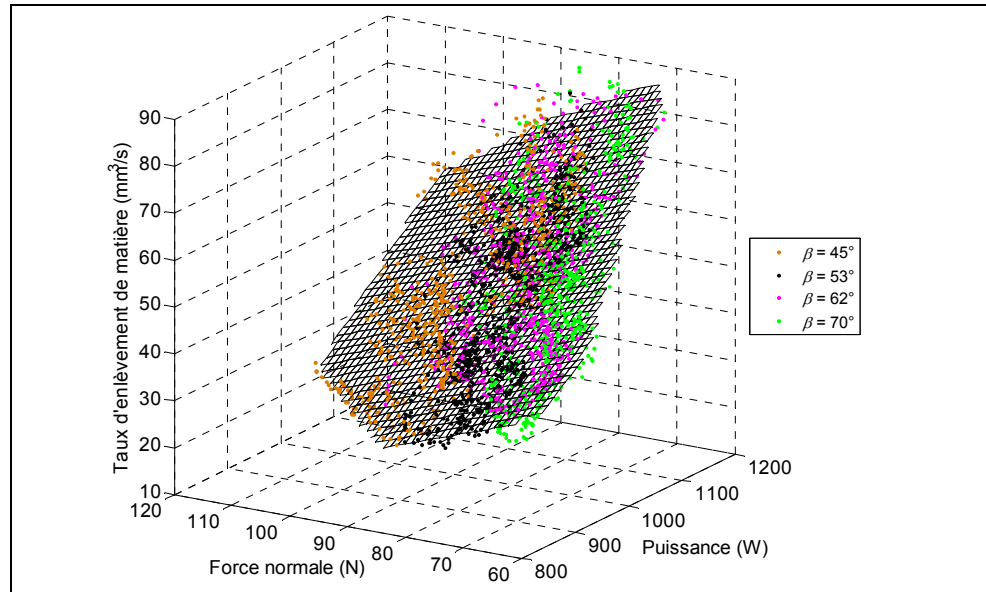


Figure 4.2 Essais à puissance variable (Tableau 4.1)
Taux d'enlèvement de matière en fonction de la force normale et de la puissance

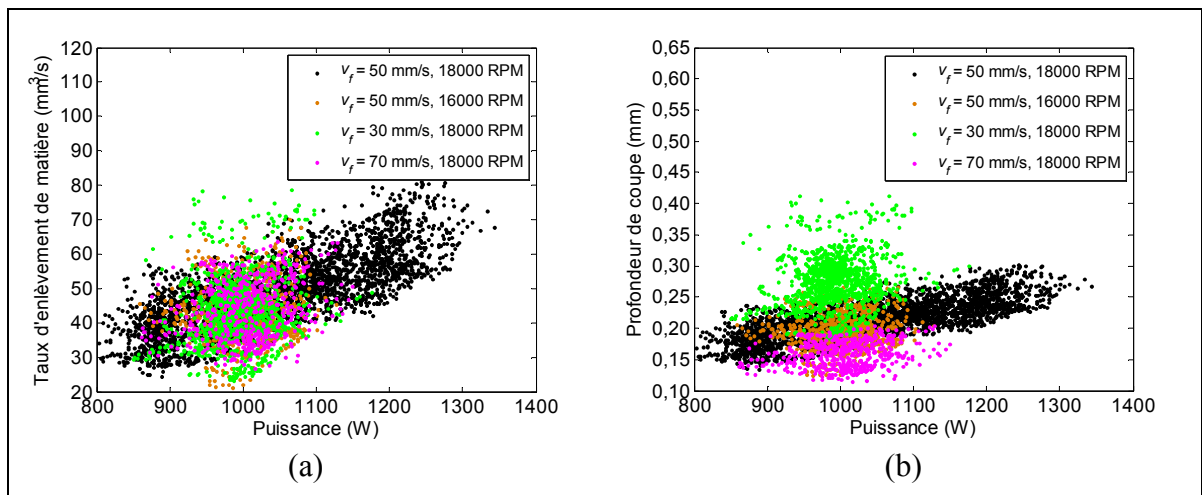


Figure 4.3 Influence de la variation de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation sur (a) le taux d'enlèvement de matière (b) la profondeur de coupe

Ces dernières observations vont à première vue à l'encontre des prédictions faites par le modèle d'enlèvement de matière d'Hazel (2004). Effectivement, selon la formulation de l'équation (2.16), la proportion de puissance attribuable aux forces de friction devrait croître lorsque la vitesse d'avance diminue et diminuer lorsque la vitesse d'avance augmente.

Autrement dit, pour une même puissance, le taux d'enlèvement devait être moindre lorsque la vitesse d'avance est faible, puisque beaucoup d'énergie est perdue en friction, alors qu'il devrait augmenter lorsque la vitesse d'avance est élevée. Toujours selon la formulation de l'équation (2.16), une diminution de la vitesse de rotation devrait engendrer pour sa part une augmentation du taux d'enlèvement de matière pour une même puissance de meulage. Lors des essais expérimentaux le phénomène d'effet d'échelle, présenté à la section 1.1.6, ne semble pas s'être produit puisque le procédé est indifférent à la variation de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation de la meule. Une façon d'expliquer ces résultats serait qu'il y a un changement de régime du meulage par vibro-impact lors de la variation des paramètres de vitesse. Il faut rappeler que le modèle d'Hazel (2004) est basé directement sur la géométrie du copeau non-déformé et que dans le cadre de cette étude un impact par tour est considéré. Cependant, le nombre d'impacts par tour est une variable difficilement mesurable qui n'a pas été mesuré lors des essais expérimentaux. Cette mesure peut s'obtenir entre autres par l'analyse de la cyclostationnarité d'un signal d'encodeur installé sur l'arbre de la meuleuse afin de détecter la décélération de la meule lors de chaque impact avec la surface (Rafieian *et al.*, 2013). La vitesse de rotation très élevée de la meuleuse utilisée dans ce projet complexifie d'avantage la sélection d'un tel capteur permettant d'effectuer cette mesure.

D'un autre côté, il est important de mentionner qu'à l'exception de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation qui sont très stables durant le procédé, les autres paramètres mesurés varient de façon considérable tout au long d'une même passe de meulage. Effectivement, la puissance, la force normale ainsi que le coefficient de friction fluctuent respectivement de 7%, 9% et 9%. L'ensemble de ces fluctuations engendrent une variation moyenne par passe de plus de 20% du taux d'enlèvement de matière ce qui représente $9,5 \text{ mm}^3/\text{s}$. Le coefficient de friction moyen mesuré est de 0,31.

Le Tableau 4.4 présente les coefficients de corrélation des différents modèles d'enlèvement de matière pour l'ensemble des essais réalisés. Cette approche permet d'évaluer la robustesse des modèles dans divers conditions d'utilisation. Chaque analyse a été réalisée de façon instantanée et moyenne, soit en utilisant respectivement les mesures tout au long des passes

de meulage ou la moyenne des paramètres par passe. Les coefficients de chaque analyse sont disponibles à l'ANNEXE V. Il faut mentionner que dans le cadre des recherches menées à l'IREQ sur le procédé de meulage, c'est la première fois qu'une telle analyse instantanée du taux d'enlèvement de matière est réalisée. Habituellement, les modèles sont développés à partir des données moyennes d'essais réalisés sur une longue période de temps.

Tableau 4.4 Coefficients de corrélation des différents modèles d'enlèvement de matière

Modèles d'enlèvement de matière	Équations	$R^2_{\text{ajusté}}$	
		Instantanée	Moyenne
$P = k_e SN + k_c Z_w$	(1.34)	0,362	0,462
$P = (k_e + k_e^* \mu) SN + k_c Z_w$	(2.17)	0,510	0,558
$Z_w = \Lambda_w (F_n - F_{n0})$	(1.6)	0,021	0,000
$Z_w = K_1 P + K_2$	(1.8)	0,404	0,547
$Z_w = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} P^{e_3} R_{eq}^{e_4}$	(2.21)	0,411	0,549
$Z_w = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} R_{eq}^{e_4}$	(2.22)	0,030	0,000
$Z_w = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} P^{e_4} R_{eq}^{e_5}$	(2.23)	0,710	0,834

Tout d'abord, il est intéressant de remarquer que les modèles qui prennent en considération la force normale sans la puissance de meulage (équations (1.6) et (2.22)) ont un coefficient de corrélation quasiment nul de façon instantanée et nul lorsque la moyenne par passe est considérée. Dans le cas de l'équation (1.6), ces résultats étaient tout de même prévisibles puisque le paramètre d'enlèvement de matière Λ_w et la force normale seuil F_{n0} sont reconnus pour être influencés par la variation des autres paramètres du procédé (Lindsay et Hahn, 1971b). Ainsi, la force normale n'est pas une variable capable à elle seule de prédire l'enlèvement de matière. De manière générale, les autres modèles obtiennent une meilleure corrélation lorsque les données sont moyennées par passe de meulage.

La Figure 4.4 présente les résultats des modèles d'Hazel (2004) et d'Hazel modifié (équations (1.34) et (2.17)). Les résultats démontrent que l'ajout du coefficient de friction dans le modèle d'Hazel (2004) permet d'augmenter le coefficient de corrélation de plus de 40% de façon instantanée et de plus de 20% de façon moyenne. La faible corrélation

enregistrée par ces modèles s'explique par les observations faites précédemment sur l'influence de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation de la meule. Le fait de considérer le régime de vibro-impact constant à un impact par tour introduit sans doute de l'erreur à l'intérieur du modèle. Dans de telles circonstances, la mesure du nombre d'impacts par tour permettrait de modéliser correctement le procédé et d'espérer ainsi de meilleurs résultats. Pour le modèle d'Hazel modifié, il faut noter que le coefficient de correction de force latérale k_e^* est négatif lors des deux analyses. Alors, tel que discuté à la section 2.3, ce modèle est en mesure de faire varier la proportion de puissance attribuable à la force de friction en fonction du coefficient de friction mesuré.

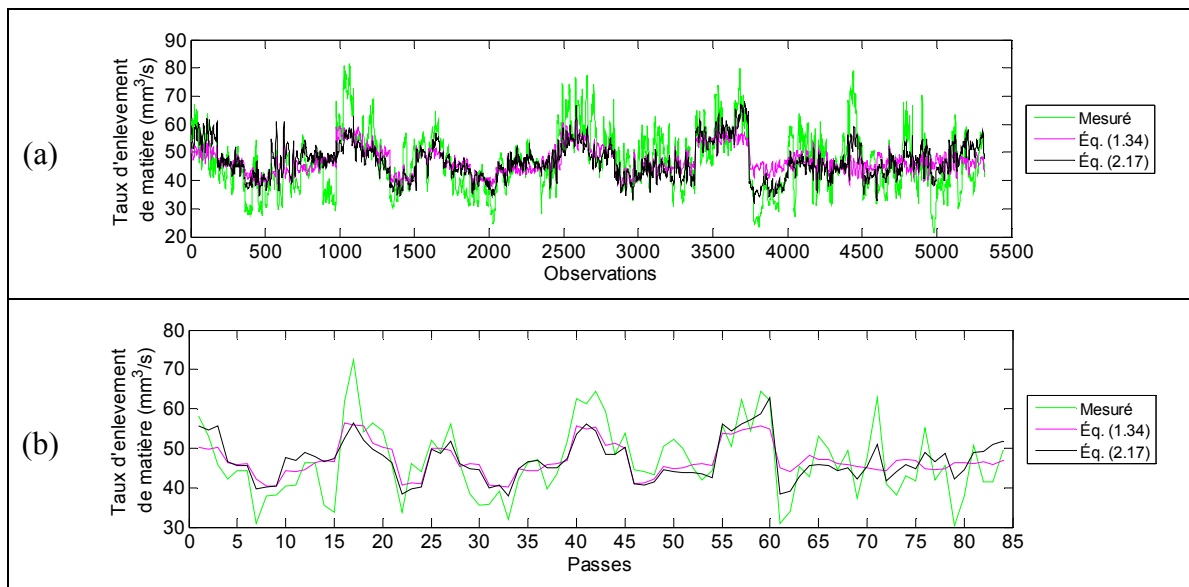


Figure 4.4 Prédiction du taux d'enlèvement de matière des modèles des équations (1.34) et (2.17) (a) Mesures instantanées (b) Mesures moyennes

Le modèle Kurfess *et al.* (équation (1.8)) permet de démontrer que la puissance de meulage peut expliquer à elle seule plus de 40% du phénomène d'enlèvement de matière de façon instantanée et près de 55% de façon moyenne. Le modèle empirique de l'équation (2.21) confirme la prédominance de la puissance de meulage puisqu'uniquelement cette variable est conservée à l'intérieur du modèle lors de la régression pas à pas (*stepwise regression*) sur les données moyennes. C'est donc dire qu'une fois la puissance introduite dans le modèle empirique, la variation des autres variables n'est pas significative pour expliquer la variation

du taux d'enlèvement de matière. Toutefois, de façon instantanée, la vitesse tangentielle au point de contact est également considérée.

D'un autre côté, la combinaison de la force normale et de la puissance dans le modèle empirique de l'équation (2.23) permet d'obtenir la meilleure corrélation avec 71% de façon instantanée et plus de 83% de façon moyenne. Ainsi, l'ajout de la force normale au modèle empirique de puissance (équation (2.21)) permet d'améliorer de façon significative la corrélation du modèle avec une augmentation de près de 73% de façon instantanée et 52% de façon moyenne. Une fois jumelés, ces deux paramètres expliquent majoritairement la variation d'enlèvement de matière. La Figure 4.5 présente les résultats des modèles empiriques des équations (2.21) et (2.23).

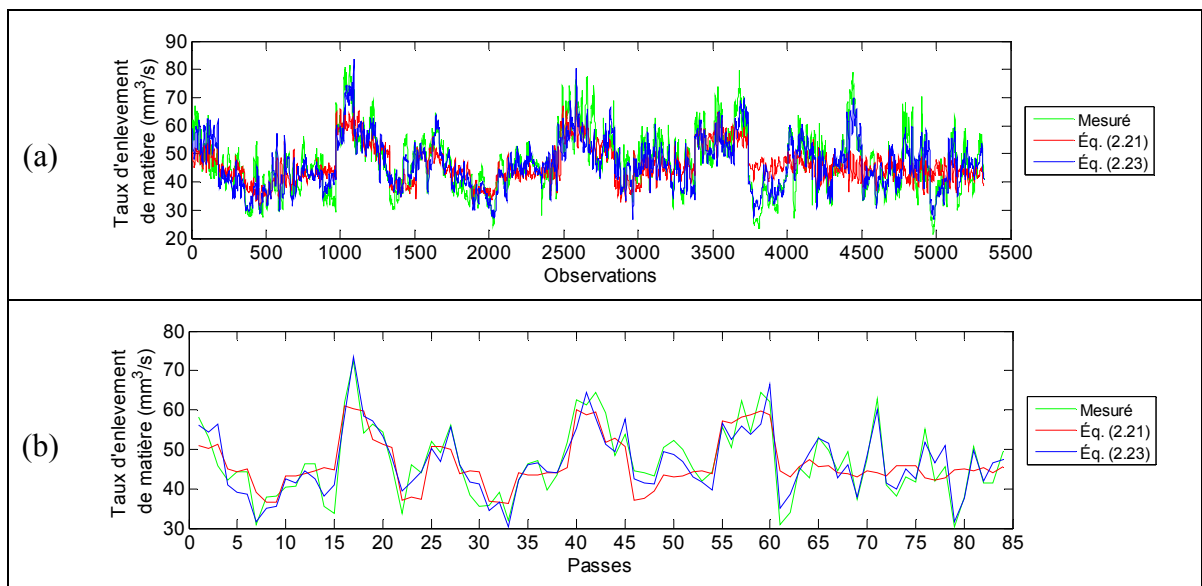


Figure 4.5 Prédiction du taux d'enlèvement de matière par les modèles des équations (2.21) et (2.23) (a) Mesures instantanées (b) Mesures moyennes

Il faut toutefois mentionner les limitations des modèles qui combinent la force normale et la puissance de meulage. Puisque le procédé peut être asservi en puissance ou en force normale, l'une des deux variables n'est pas contrôlée. Il est alors difficile de planifier des tâches de meulage avec autant de précision qu'il est possible de le prédire une fois les paramètres

mesurés. Par contre, ce type de modèle s'avère très intéressant pour permettre d'estimer en temps réel l'évolution de la surface de travail.

4.1.2 Modèles d'usure de la meule

Puisque le volume d'usure de la meule n'est mesuré qu'à la fin de chaque passe, l'ensemble des analyses sur les modèles d'usure de la meule est réalisé avec les valeurs moyennes des paramètres par passe de meulage. Dans un premier temps, la Figure 4.6 présente le ratio-G pour l'ensemble des essais selon la passe de meulage ainsi que le ratio-G moyen par passe. Ce graphique permet d'observer tout d'abord qu'après la première passe, le ratio-G moyen augmente considérablement jusqu'à tripler à la deuxième passe. Ces résultats permettent d'apprécier l'avivage de la meule tel que mentionné à la section 3.2.2.

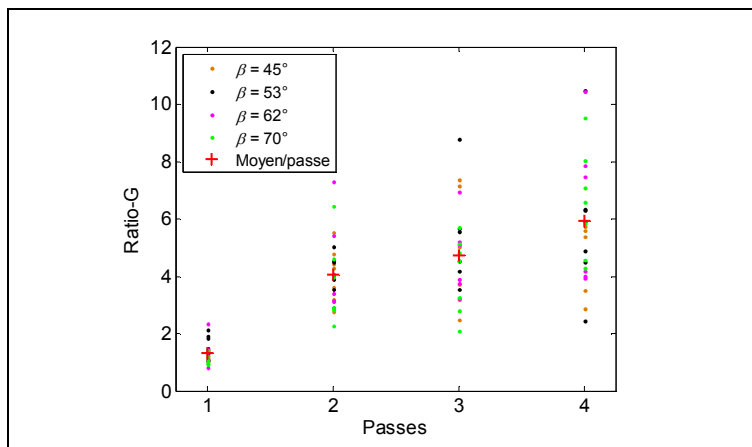


Figure 4.6 Ratio-G par passe de meulage selon les différents angles frontaux

Il est intéressant de remarquer que plus le nombre de passes successives augmente, plus le ratio-G augmente tout comme la dispersion des données. Cette tendance laisse donc croire que l'usure de la meule est encore dans un certain régime transitoire. Cette hypothèse a été confirmée par des essais présentés à la section 4.2.1 (Figure 4.14c) où plusieurs passes de meulage ont été réalisées de manière successive pour un angle frontal fixe et une puissance constante. Les résultats ont démontrés qu'après environ 120 passes et 12 minutes de

meulage, la conformité pièce/meule s'est propagée à l'ensemble du profil circulaire de la meule. Ainsi, un régime permanent ne peut s'instaurer qu'une fois le plat formé sur la meule se soit étendu à l'ensemble du profil circulaire. Cette constatation est l'essence même du profilage d'outil de meulage où l'oscillation de l'outil permet de conserver le profil à la meule. Cet effet transitoire est inhérent à la méthodologie expérimentale puisque les essais ont été réalisés pour des angles frontaux fixes.

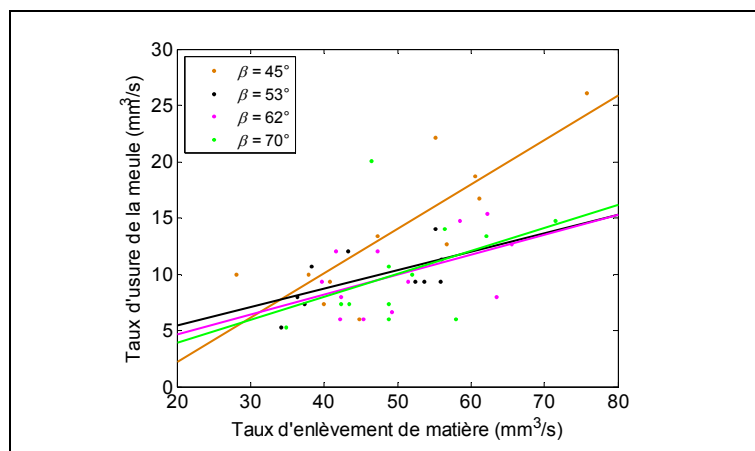


Figure 4.7 Essais à puissance variable (Tableau 4.1)
Taux d'usure de la meule en fonction du taux
d'enlèvement de matière

La Figure 4.7 illustre le taux d'usure de la meule en fonction du taux d'enlèvement de matière selon les différents angles frontaux de meulage pour les essais à puissance variable (Tableau 4.1). Malgré une grande dispersion des données, les droites de tendance permettent de remarquer une différence marquée pour les essais réalisés sur le nez de l'outil. Cette différence de comportement est également observable à la Figure 4.8a où le taux d'usure de la meule est fonction de la puissance. Pour ce qui est de la force normale, la Figure 4.8b présente une fois de plus une dispersion plus prononcée comparativement à la puissance de meulage. Contrairement au taux d'enlèvement de matière, aucune relation évidente n'a été observée en exprimant le taux d'usure de la meule en fonction de la force normale et de la puissance de meulage.

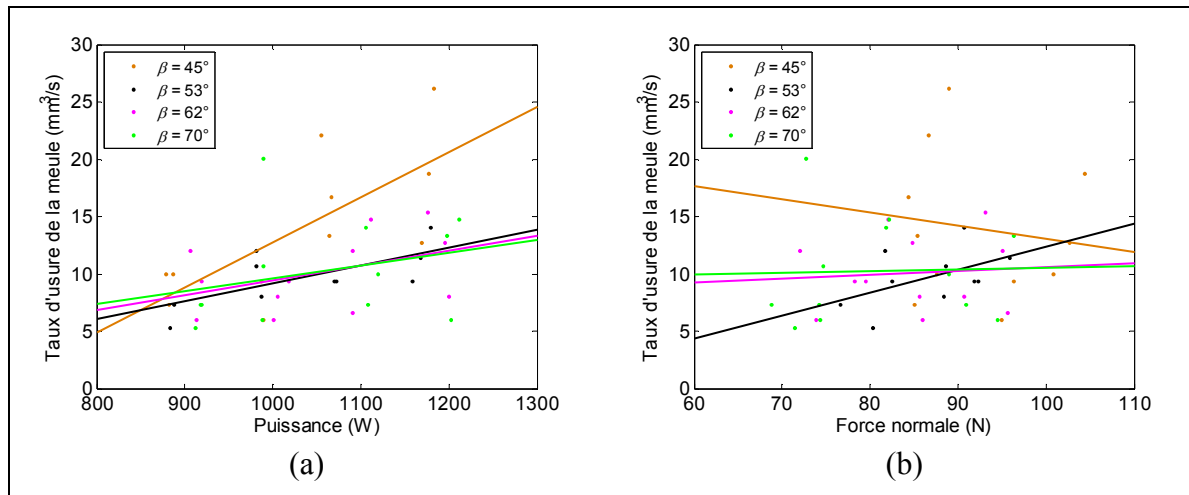


Figure 4.8 Essais à puissance variable (Tableau 4.1)
 (a) Taux d'usure de la meule en fonction de la puissance
 (b) Taux d'usure de la meule en fonction de la force normale

Pour ce qui est de l'influence de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation (Tableau 4.2 et Tableau 4.3) les données ont été superposées à la Figure 4.9 avec celles des essais à puissance variable (points noirs). Mis à part les essais réalisés avec une vitesse de rotation réduite, où le taux d'usure semble légèrement supérieur à la moyenne, aucun phénomène particulier n'est observable. De manière générale, il faut toutefois mentionner que la stabilité du procédé semble jouer un rôle important sur l'usure de la meule. Effectivement, pour les essais réalisés à une vitesse de rotation de 14000 RPM, une très grande instabilité du robot a été observée dans la direction perpendiculaire à la direction d'avance, parallèle à la surface de travail. Lors de ces essais, l'état de la meule s'est détérioré très rapidement contrairement aux autres tests réalisés et le taux d'usure enregistré était près de 5 fois supérieur aux essais menés dans les mêmes conditions à 18000 RPM. La variation de la vitesse de rotation ne peut pas expliquer à elle seule cet écart considérable entre les deux séries d'essais. Puisque le robot est plus rigide pour de grands angles frontaux et plus flexible pour de faibles angles frontaux, la stabilité du procédé pourrait également expliquer une partie des observations faite à la Figure 4.7 et Figure 4.8a concernant la différence de comportement sur le nez de la meule.

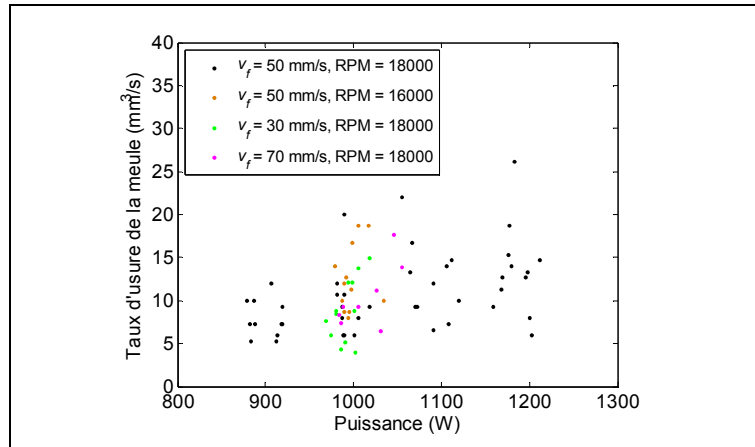


Figure 4.9 Influence de la variation de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation sur le taux d'usure de la meule

Le Tableau 4.5 présente les coefficients de corrélation des différents modèles d'usure de la meule, et ce, d'abord pour l'ensemble des essais puis pour les essais à puissance variable. Étant donnée la très faible corrélation des modèles lorsque tous les essais sont considérés, cette approche permet ainsi d'éliminer certaines fluctuations dans le procédé en maintenant la vitesse d'avance et la vitesse de rotation constante. Dans les deux cas, des régressions polynomiales multiples de degré 2 ont permis d'ajouter des termes d'interaction entre les variables explicatives en faisant intervenir le produit des paramètres. Ces analyses, permettant d'élargir d'avantage l'étude sur le taux d'usure de la meule, ont été faites en introduisant l'ensemble des paramètres mesurés durant le procédé (Z_w , v_s , v_f , F_n , P , R_{eq} , β). Les équations (4.1) et (4.2) présentent respectivement les variables significatives retenues pour l'ensemble des essais et pour les essais à puissance variable :

$$Z_s = K_1 + K_2 v_s + K_3 v_f + K_4 F_n + K_5 P + K_6 R_{eq} + K_7 \beta + \dots + K_8 v_s v_f + K_9 v_s P + K_{10} v_s R_{eq} + K_{11} v_f P + K_{12} P \beta \quad (4.1)$$

$$Z_s = K_1 + K_2 v_s + K_3 F_n + K_4 P + K_5 R_{eq} + K_6 \beta + K_7 v_s P + \dots + K_8 F_n R_{eq} + K_9 P R_{eq} + K_{10} P \beta \quad (4.2)$$

Même si ce type de modèle n'est pas simple à mettre en pratique, vu le grand nombre de coefficients à déterminer, il n'en reste pas moins intéressant de constater que dans chacun des cas, le taux d'enlèvement de matière ainsi que les termes au carré n'ont pas été retenus. Bien

que le coefficient de corrélation soit faible dans les deux cas, inférieur à 0,5, il s'agit tout de même des modèles permettant de mieux modéliser l'usure de la meule.

Tableau 4.5 Coefficients de corrélation des différents modèles d'usure de la meule

Modèle d'usure de la meule	Équation	R ² _{ajusté}	
		Ensemble des essais	Puissance variable
$Z_s = K_1 Z_w^{K_2}$	(1.17)	0,160	0,307
$Z_s = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} P^{e_3} R_{eq}^{e_4}$	(2.25)	0,113	0,287
$Z_s = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} R_{eq}^{e_4}$	(2.26)	0,000	0,000
$Z_s = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} P^{e_4} R_{eq}^{e_5}$	(2.27)	0,210	0,457
$Z_s = K_1 Z_w^{K_2} v_s^{K_3} v_f^{K_4} F_n^{K_5} P^{K_6} R_{eq}^{K_7} \beta^{K_8}$	(2.24)	0,238	0,457
$Z_s = K_1 Z_w v_s^{K_3} v_f^{K_4} P^{K_6} R_{eq}^{K_7} \beta^{K_8}$	(2.40)	0,247	0,440
Régressions polynomiales multiples	(4.1)	0,383	N/A
Régressions polynomiales multiples	(4.2)	N/A	0,471

En consultant les coefficients de chaque analyse disponible à l'ANNEXE VI, il est intéressant de remarquer que pour les essais à puissance variable, le coefficient K_2 de l'équation (1.17) est de 1,020. Ainsi, dans les conditions normales d'utilisation, ce modèle se résume à toute fin pratique au modèle de base de Lindsay et Hahn (1971a) où une relation proportionnelle lie le taux d'usure de la meule et le taux d'enlèvement de matière (équation (1.16)). Avec plus de 30% de corrélation, ce modèle offre de meilleures performances que les modèles empiriques de l'équation (2.25) et (2.26). Une fois de plus, aucune corrélation n'est obtenue lorsqu'un modèle considère la force normale sans être jumelée avec la puissance de meulage.

Dans le cas du modèle empirique de l'équation (2.27), uniquement la puissance, la vitesse tangentielle au point de contact et la force normale sont retenues comme variables significatives, et ce, pour l'analyse effectuée sur l'ensemble de essais et les essais à puissance variable. Comparativement au modèle de l'équation (1.17), soit le modèle actuellement utilisé par la technologie SCOMPI, la combinaison de ces trois paramètres permet

d'augmenter la corrélation de plus de 31% sur l'ensemble des essais et de près de 49% pour les essais à puissance variable.

Pour le modèle empirique de l'équation (2.24), où tous les paramètres mesurés sont présents, les trois mêmes paramètres (P , v_s et F_n) sont conservés à l'exception de l'angle frontal qui s'ajoute pour l'analyse faite sur l'ensemble des essais. Il faut noter que lors des deux analyses, la puissance et le taux d'enlèvement de matière sont les deux variables les plus significatives avec un niveau de signification (*p-value*) équivalent. Si la puissance est introduite dans le modèle, la vitesse tangentielle et la force normale deviennent significatives et le taux d'enlèvement de matière perd de sa signification. Dans le cas contraire, où le taux d'enlèvement de matière est introduit dans le modèle, la vitesse de rotation devient significative, laissant de côté la force normale, et la puissance perd à son tour de sa signification. Dans un cas comme dans l'autre, les coefficients de corrélation et les erreurs relatives obtenus varient à peine de 1%.

En ce qui concerne plus spécifiquement le modèle d'usure de la meule pouvant s'appliquer au modèle d'oscillation (équation (2.40)), la vitesse tangentielle se démarque comme variable significative lors des deux analyses alors que l'angle frontal est significatif uniquement pour l'analyse faite sur l'ensemble des essais. En considérant les résultats obtenus lors des essais à puissance variable, soit les conditions normales d'utilisation du procédé, ce modèle permet une diminution de 10% de l'erreur totale comparativement au modèle actuellement utilisé par SCOMPI ce qui se traduit par une augmentation de plus de 43% du coefficient de corrélation. Ce modèle se démarque par sa simplicité, puisque ces améliorations sont attribuables à l'ajout d'une seule variable, soit la vitesse tangentielle au point de contact.

Il est intéressant de remarquer que pour tous les modèles empiriques où la vitesse tangentielle a été retenue, le coefficient mis en exposant pour cette variable est de valeur négative. Ainsi, cela signifie que plus la vitesse tangentielle au point de contact est faible, plus l'usure de la meule est importante. Cette constatation va dans le même sens que les observations faites précédemment à la Figure 4.9 où les essais à 16000 RPM ont démontré un taux d'usure

supérieur aux essais réalisés à 18000 RPM. De plus, puisque la vitesse tangentielle au point de contact est directement liée à l'angle frontal de meulage (β élevé = v_s élevé, β faible = v_s faible), les modèles empiriques permettent d'expliquer en partie le phénomène observé à la Figure 4.7 et à la Figure 4.8a où le taux d'usure de la meule est plus prononcé pour des angles frontaux faibles (nez de la meule).

La Figure 4.10 illustre la prédiction obtenue pour le modèle utilisé par SCOMPI (équation (1.17)), pour le modèle empirique s'appliquant au modèle d'oscillation (équation (2.40)) et pour les modèles de régressions polynomiales multiples (équation (4.1) et (4.2)). Il faut noter que les prédictions ayant le plus grand écart avec les mesures sont des essais réalisés aux deux extrêmes des angles frontaux de meulage.

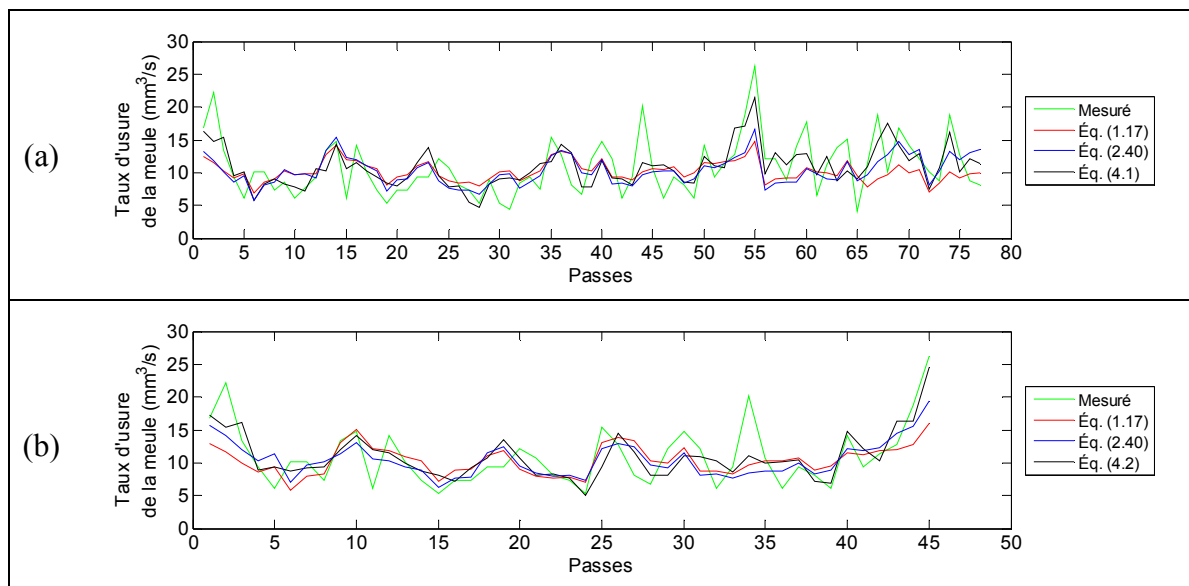


Figure 4.10 Prédiction du taux d'usure de la meule par les modèles des équations (1.17), (2.40), (4.1) et (4.2)
(a) Ensemble des essais (b) Essais à puissance variable (Tableau 4.1)

Les résultats ont démontré qu'il s'avère beaucoup plus difficile de prédire l'usure de la meule que l'enlèvement de matière. Par contre, les analyses ont permis de mettre en évidence l'importance significative de jumeler certaines variables pour prédire le taux d'usure de la meule, soit la puissance, la vitesse tangentielle et la force normale ou le taux d'enlèvement de

matière et la vitesse tangentielle. Dans le premier cas (P , v_s et F_n), il faut rappeler que l'utilisation de ces variables limite l'efficacité de prédire l'usure de la meule lors de la planification de tâches de meulage puisque la puissance et la force normale ne sont pas contrôlées simultanément. Ce type de modèle s'applique donc d'avantage à une modélisation en temps réel de l'évolution du profil de la meule. Pour planifier l'oscillation d'une tâche de meulage, l'utilisation du modèle d'usure considérant le taux d'enlèvement de matière et la vitesse tangentielle au point de contact s'avère la meilleure option dans les conditions normales d'utilisation du procédé :

$$Z_s = K_1 Z_w v_s^{K_2} \quad (4.3)$$

L'équation (4.3) est obtenue par simplification de l'équation (2.40).

4.2 Meulage avec oscillation

Lors du meulage avec oscillation, chacune des fonctions d'oscillation a été testée à partir d'une meule percée et taillée sur environ 200 passes de meulage réparties sur 3 plaques d'acier A36. Le meulage de chaque plaque a été effectué en 4 séquences afin de mesurer l'évolution du profil de la meule durant le procédé et de mesurer la masse perdue par la plaque et par la meule. La dimension de la zone de travail de chaque plaque est approximativement de 270 mm par 270 mm. Le plan d'expérience présenté en détail au Tableau 4.6 cumule environ 20 minutes de meulage par meule répartie en 12 sous-essais. Ce plan d'expérience comporte 2 types d'oscillation, soit une oscillation linéaire entre les angles limites d'oscillation et une oscillation modélisée à partir du modèle d'oscillation de la section 2.5. À titre comparatif, un essai additionnel présenté au Tableau 4.7 a également été réalisé pour un angle frontal fixe en utilisant des paramètres de meulage comparables.

Il faut rappeler que lors des essais avec oscillation, le meulage a été effectué avec chevauchement des passes en respectant la distance d'entre-passe de l'équation (2.9). De plus, des essais préliminaires ont permis de déterminer la profondeur moyenne correspondant aux paramètres de meulage. Ainsi, les oscillations ont été planifiées en fonction d'une profondeur de coupe de 0,34 mm et des angles limites d'oscillation correspondants

(équation (2.3) à (2.6)). Étant donné les résultats de la section 4.1.2, le modèle d'usure de l'équation (4.3) a été utilisé afin de planifier et modéliser l'oscillation de la meule selon le modèle d'oscillation proposé à la section 2.5. L'oscillation de la meule sur la plaque a été programmée de telle sorte que la meule parcourt une demi-oscillation avant de changer de direction d'avance. Ainsi, le meulage s'effectue systématiquement sur le talon de la meule sur le bas de la plaque et sur le nez de la meule une fois rendu en haut de la plaque. Cette approche permet ainsi d'observer rapidement l'état des plaques après meulage et d'associer certains phénomènes avec l'angle frontal de meulage.

Tableau 4.6 Plan d'expérience du meulage avec oscillation

Paramètres	Niveaux	Valeurs
Oscillation	2	Linéaire - Modélisée
Puissance	1	1000 W
Vitesse d'avance	1	50 mm/s
Vitesse de rotation	1	18000 RPM
Entre-passe	1	4,31mm
Nombre de plaques	1	3
Nombre de passes	1	192

Tableau 4.7 Plan d'expérience à angle frontal fixe

Paramètres	Niveaux	Valeurs
Angle frontal	1	53°
Puissance	1	1000 W
Vitesse d'avance	1	50 mm/s
Vitesse de rotation	1	18000 RPM
Entre-passe	1	4 mm
Nombre de plaques	1	3
Nombre de passes	1	204

4.2.1 Modèles d'oscillation

Tout d'abord, la Figure 4.11 présente le temps passé à chaque angle frontal d'oscillation selon le modèle d'usure utilisé à l'intérieur du modèle d'oscillation de la section 2.5. La Figure 4.11a et Figure 4.11b présentent respectivement les résultats obtenus lorsqu'une relation proportionnelle est utilisée entre le taux d'usure de la meule et le taux d'enlèvement de matière (équation (1.16)) et lorsque l'influence de la vitesse tangentielle est considérée (équation (4.3)). Ces résultats permettent de démontrer l'influence du modèle d'usure à l'intérieur du modèle d'oscillation, où le temps passé sur le nez de l'outil est considérablement réduit lorsque la vitesse tangentielle est prise en considération. Il faut noter que les résultats présentés à la Figure 4.11 ont été modélisés pour une configuration où la meule avance sur la pièce. La Figure 4.12 présente quant à elle l'oscillation modélisée utilisée lors des essais avec oscillation (Tableau 4.6) en fonction de la direction d'avance.

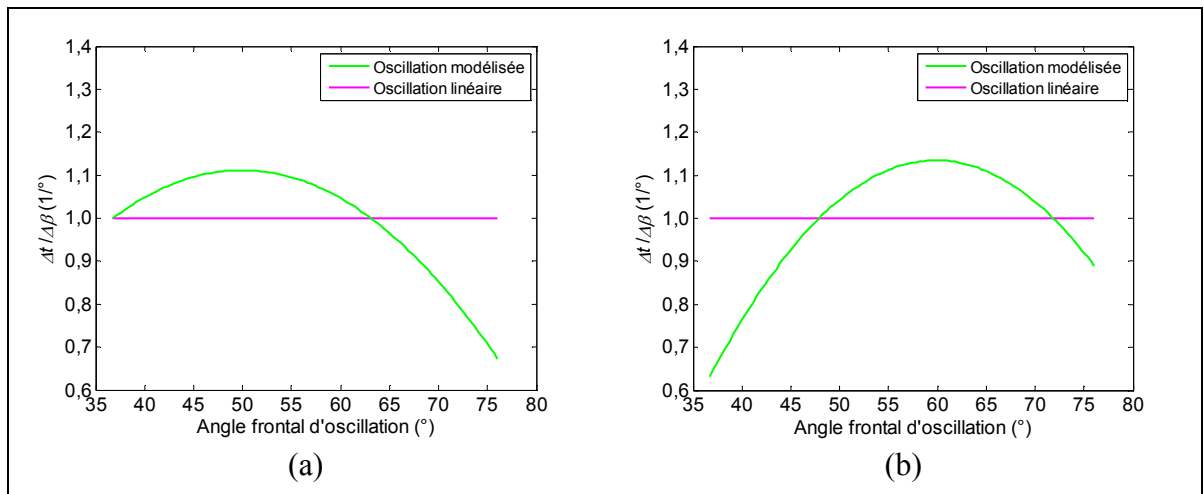


Figure 4.11 Temps normalisé passé par angle frontal d'oscillation selon le modèle d'usure utilisé (a) Équation (1.16) (b) Équation (4.3)

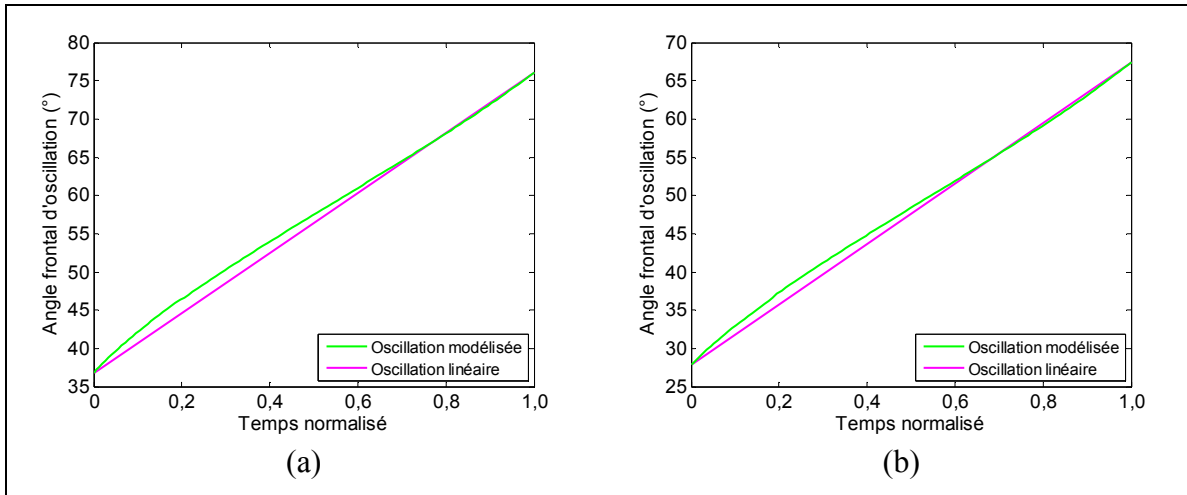


Figure 4.12 Angle frontal d'oscillation en fonction du temps normalisé et de la direction d'avance (a) Avance (b) Recul

La Figure 4.13 permet d'observer que selon le modèle d'oscillation, une oscillation linéaire ne permettrait pas de conserver le profil circulaire de la meule puisque la meule s'userait trop sur le nez et pas assez dans le milieu du profil. L'oscillation modélisée permettrait quant à elle d'optimiser l'opération de profilage puisque le volume d'usure calculé coïncide en majeure partie avec le volume d'usure désiré.

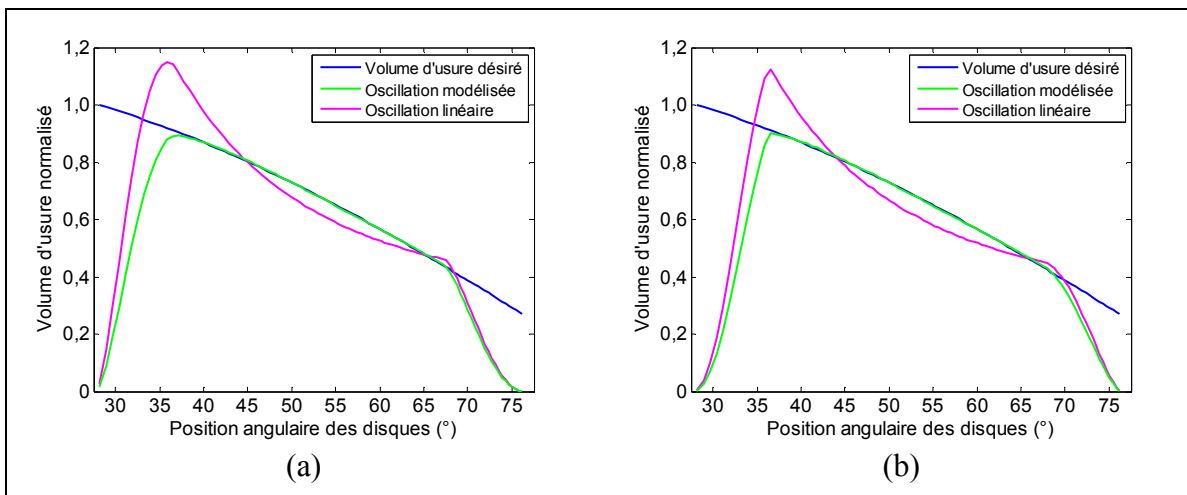


Figure 4.13 Volume d'usure normalisé en fonction de la position angulaire des disques et de la direction d'avance (a) Avance (b) Recul

La Figure 4.14 permet d'apprécier l'évolution du profil de la meule pour chacun des tests effectués. Pour l'essai réalisé à angle frontal fixe (Figure 4.14c), il est possible de constater que la conformité pièce/meule se propage à l'ensemble du profil circulaire jusqu'à former un cône au bout de la meule. Cette propagation de la conformité s'opère environ durant les 120 premières passes soit après environ 12 minutes de meulage. Pour les essais avec oscillation (Figure 4.14a et Figure 4.14b), le profil semble à première vue diverger légèrement du profil circulaire initial obtenu après taillage, mais un profil constant semble s'imposer dans les deux cas.

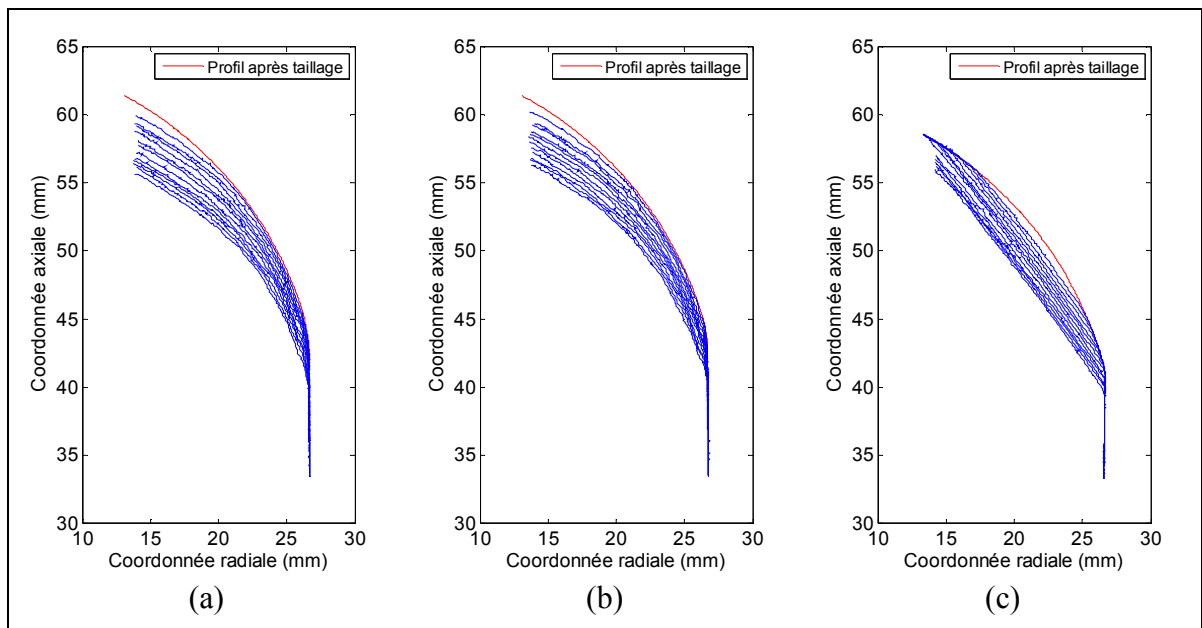


Figure 4.14 Évolution du profil de la meule des différents essais
 (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée (c) Angle frontal fixe

Les résultats présentés à la Figure 4.15 permettent de constater que le ratio-G et le taux d'usure de la meule se stabilisent après le troisième sous-essai pour l'ensemble des essais réalisés, soit après environ 50 passes de meulage et 5 minutes de test. Ces observations laissent croire qu'un régime transitoire s'opère lors de l'avivage de la meule et que ce régime devient ensuite permanent. Pour valider cette hypothèse, l'ensemble des profils mesurés après le troisième sous-essai ont été recalés avec la méthode des moindres carrés par rapport au dernier profil numérisé de chaque essai avec oscillation en effectuant une translation le

long de l'axe de rotation. Suite à cette opération, une régression polynomiale est effectuée pour modéliser les données des profils superposés. À ce sujet, un algorithme de régression orthogonale a été spécialement développé pour permettre de minimiser la distance qui sépare les données expérimentales de la courbe de régression. Pour les deux types d'oscillation, une fonction de 6^e ordre permet d'optimiser la régression :

$$y(x) = K_0 + K_1x + K_2x^2 + K_3x^3 + K_4x^4 + K_5x^5 + K_6x^6 \quad (4.4)$$

Les coefficients de chacune des régressions sont disponibles à l'ANNEXE VII.

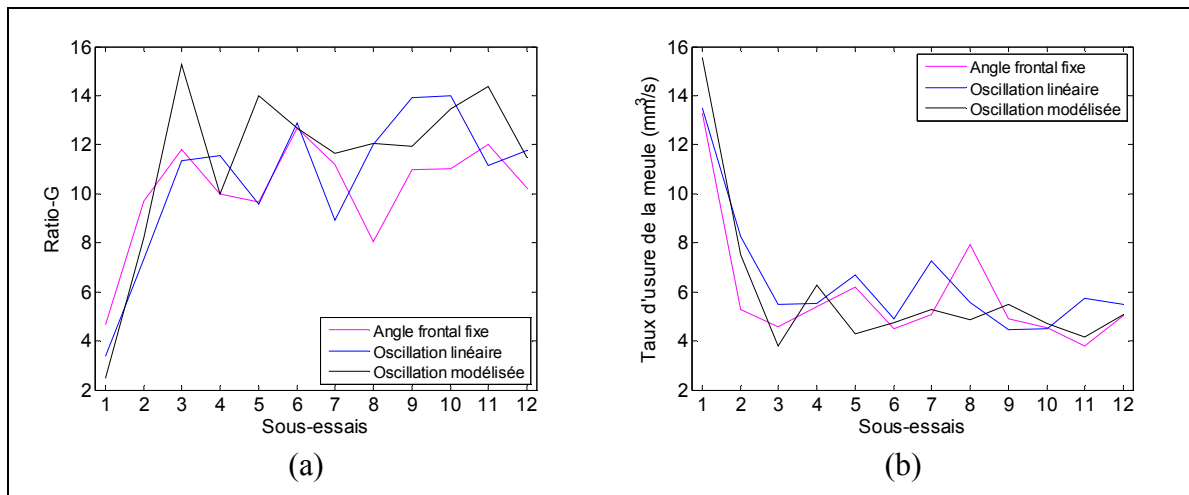


Figure 4.15 Paramètres de meulage des différents sous-essais
(a) Ratio-G (b) Taux d'usure de la meule

La Figure 4.16 présente les profils superposés suite au recalage et la régression polynomiale permettant de modéliser l'ensemble des profils. La Figure 4.17 illustre pour sa part le résidu orthogonal de chaque régression le long du profil modélisé, soit du nez au talon de la meule. Il est intéressant de remarquer, à la Figure 4.17, qu'en moyenne 72% des données des profils sont à l'intérieur de la tolérance de précision du banc de mesure de profil, soit 0,064 mm. Par ailleurs, plus de 90% des données sont comprises dans une enveloppe de 0,1 mm autour du profil modélisé. À la lumière de ces résultats, il faut conclure qu'à toute fin pratique, un profil constant est maintenu après la partie transitoire d'avivage de la meule. Il faut comprendre qu'avec la flexibilité du robot, pouvant engendrer des déviations de plusieurs

millimètres de la position de la meule sur la surface de travail, une précision de 0,1 mm sur le profil modélisé est largement acceptable.

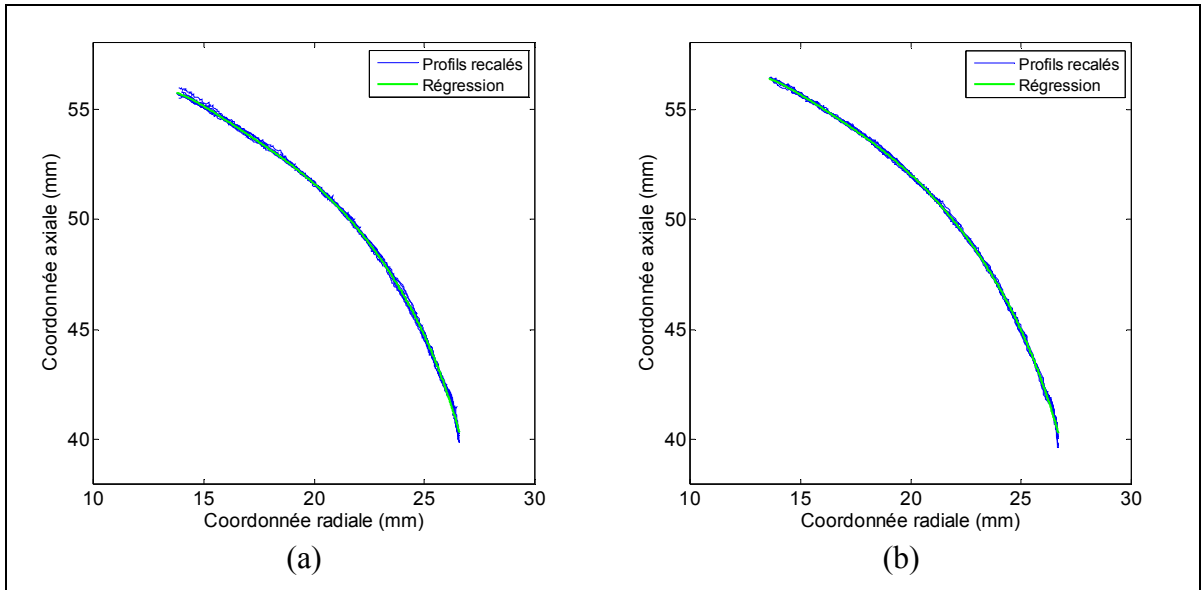


Figure 4.16 Superposition des profils des sous-essais 4 à 12
(a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée

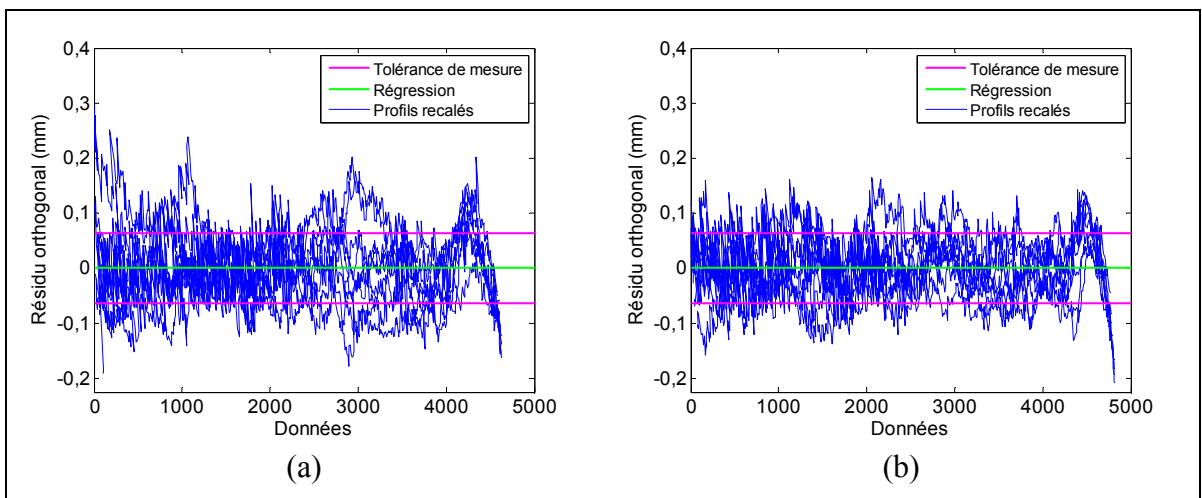


Figure 4.17 Résidu orthogonal de la régression des profils superposés
(a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée

Pour comparer l'opération de profilage entre les deux types d'oscillation, la position du cercle résultant obtenu après taillage (section 3.3.2.2) est recalée sur le profil modélisé en

régime permanent. Le recalage est réalisé en effectuant une translation le long de l'axe de rotation afin de minimiser l'erreur sur le rayon de profil par la méthode des moindres carrés. Le profil numérisé après taillage subit quant à lui le même recalage tel qu'illustré à la Figure 4.18.

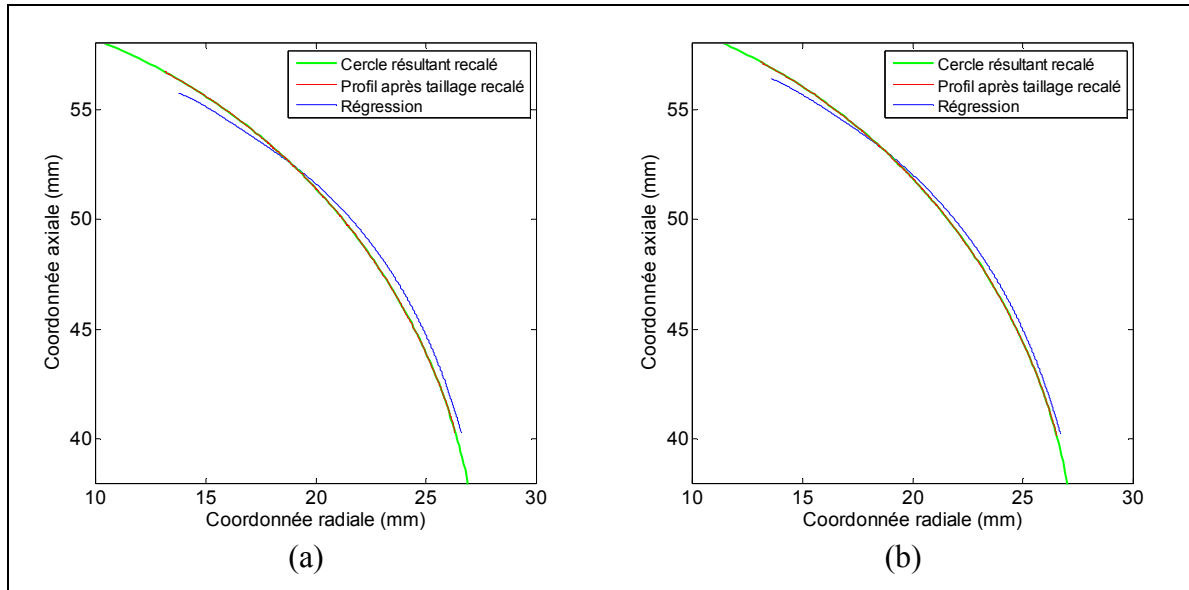


Figure 4.18 Superposition du cercle résultant, du profil obtenu après taillage et du profil modélisé par régression (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée

Les résultats illustrés à la Figure 4.18 sont alors exprimés en coordonnées radiale et angulaire à la Figure 4.19 afin de quantifier la distribution de l'usure le long du profil circulaire. La Figure 4.19 permet de constater que l'oscillation modélisée par le modèle d'oscillation permet de mieux conserver le profil circulaire de la meule que l'oscillation linéaire. Lors de l'oscillation linéaire, une variation moyenne de 0,28 mm est mesurée sur le rayon de profil obtenu après taillage. Pour l'oscillation modélisée, cette variation est inférieure à 0,21 mm, ce qui représente une amélioration de plus de 25%. Les résultats de la Figure 4.19 confirment les prédictions du modèle d'oscillation faites à la Figure 4.13, où l'oscillation linéaire use d'avantage le nez de la meule et pas assez le milieu du profil comparativement à l'oscillation modélisée.

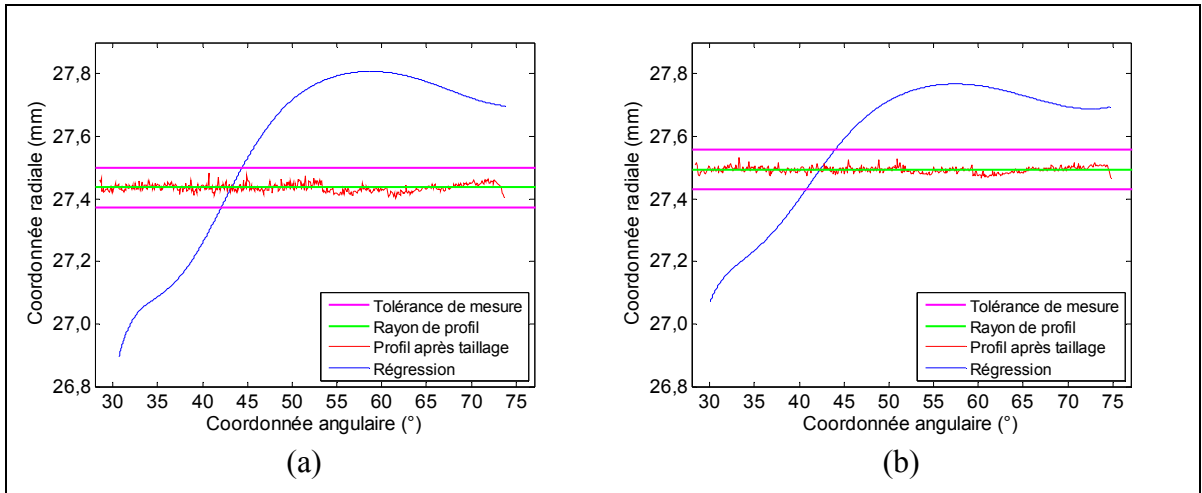


Figure 4.19 Mesure du profil de la meule selon les coordonnées radiale et angulaire le long du profil circulaire (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée

De manière générale, le nez de la meule s'use d'avantage comparativement au talon de la meule, et ce, pour les deux types d'oscillation. Pour bien comprendre les phénomènes qui peuvent expliquer ces résultats, il faut tout d'abord porter attention aux divers paramètres de meulage mesurés durant le procédé. La Figure 4.21, la Figure 4.22 et la Figure 4.23 présentent respectivement la profondeur de coupe, la puissance de meulage et la force normale des trois plaques de meulage utilisées lors de chaque essai. Il faut rappeler que chaque plaque de meulage comprend 4 sous-essais. L'effet transitoire associé à l'avivage de la meule, préalablement observé à la Figure 4.15, est également perceptible en observant la profondeur de coupe des premières passes de chaque essai (Figure 4.21). Dans le cas des essais avec oscillation, l'avivage semble se produire plus rapidement sur le nez de la meule que sur le talon de la meule, puisque la profondeur de coupe devient rapidement plus profonde sur le nez de la meule (haut de la Plaque 1/3) dès les premières passes. De plus, l'effet transitoire d'avivage est également présent dans la force normale mesurée à la Figure 4.23, particulièrement pour les essais avec oscillation. Ces observations permettent de mieux comprendre comment le profil en régime permanent s'obtient durant les premières passes de meulage. Puisque la meule ne s'avive pas de façon constante dès le début de la tâche de meulage, le nez de l'outil s'use d'avantage comparativement au reste du profil.

Pour expliquer l'avivage non constant du profil de la meule et la profondeur de coupe plus prononcée lors du meulage sur le nez de la meule (partie supérieure de la plaque) comparativement au meulage sur le talon de la meule (partie inférieure de la plaque), il faut porter une attention particulière à la trajectoire de l'outil sur la pièce. La Figure 4.20 permet de remarquer que le chevauchement des passes varie selon l'angle frontal de meulage. Effectivement, l'entre-passe est respecté lors du changement de direction d'avance lorsque le meulage s'effectue sur le talon de la meule, tandis que les entailles se superposent complètement lorsque le meulage s'effectue sur le nez de la meule. Dans de telles circonstances, la conformité pièce/meule augmente lors du meulage sur le nez de la meule, le ratio-G diminue, ce qui explique l'usure prématuré du nez de l'outil. La déviation de la trajectoire de l'outil est pour sa part attribuable à une variation de la rigidité dans la direction perpendiculaire à la direction d'avance, parallèle à la surface de meulage, lorsque le robot change de configuration durant l'oscillation de l'angle frontal. Il faut mentionner que lors des essais, uniquement la compliance du robot dans la direction normale à la surface de travail a été pris en considération pour optimiser l'asservissement de la puissance de meulage. Ainsi, aucune compensation de la trajectoire de l'outil n'a été effectuée pour assurer un chevauchement constant des passes de meulage, ce qui aurait sans doute permis d'éviter ce phénomène.

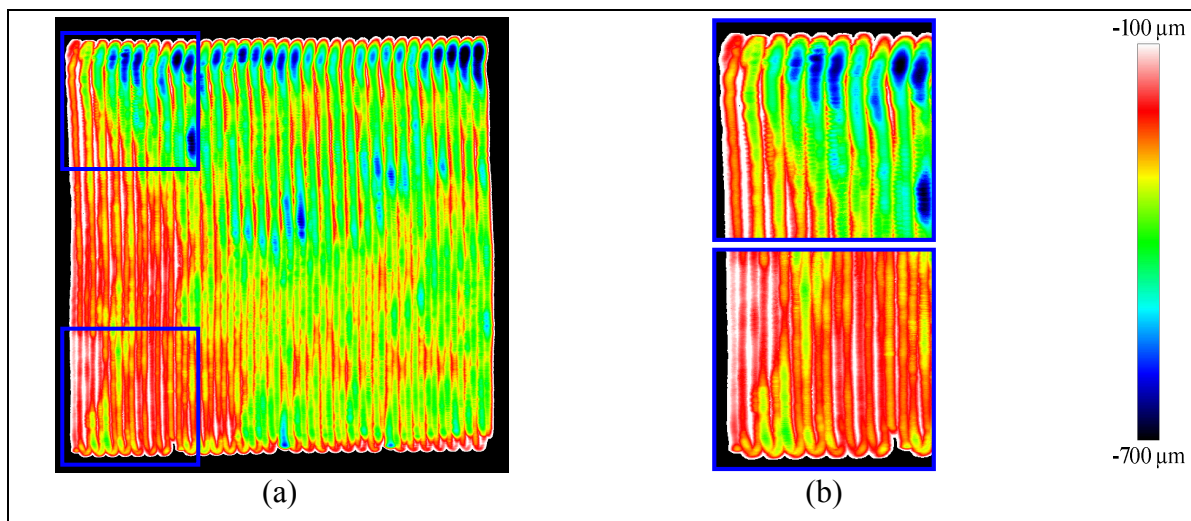


Figure 4.20 (a) Profondeur de coupe de la plaque 1/3 de l'essai à oscillation linéaire
 (b) Zoom sur la partie supérieure et inférieure gauche de la plaque

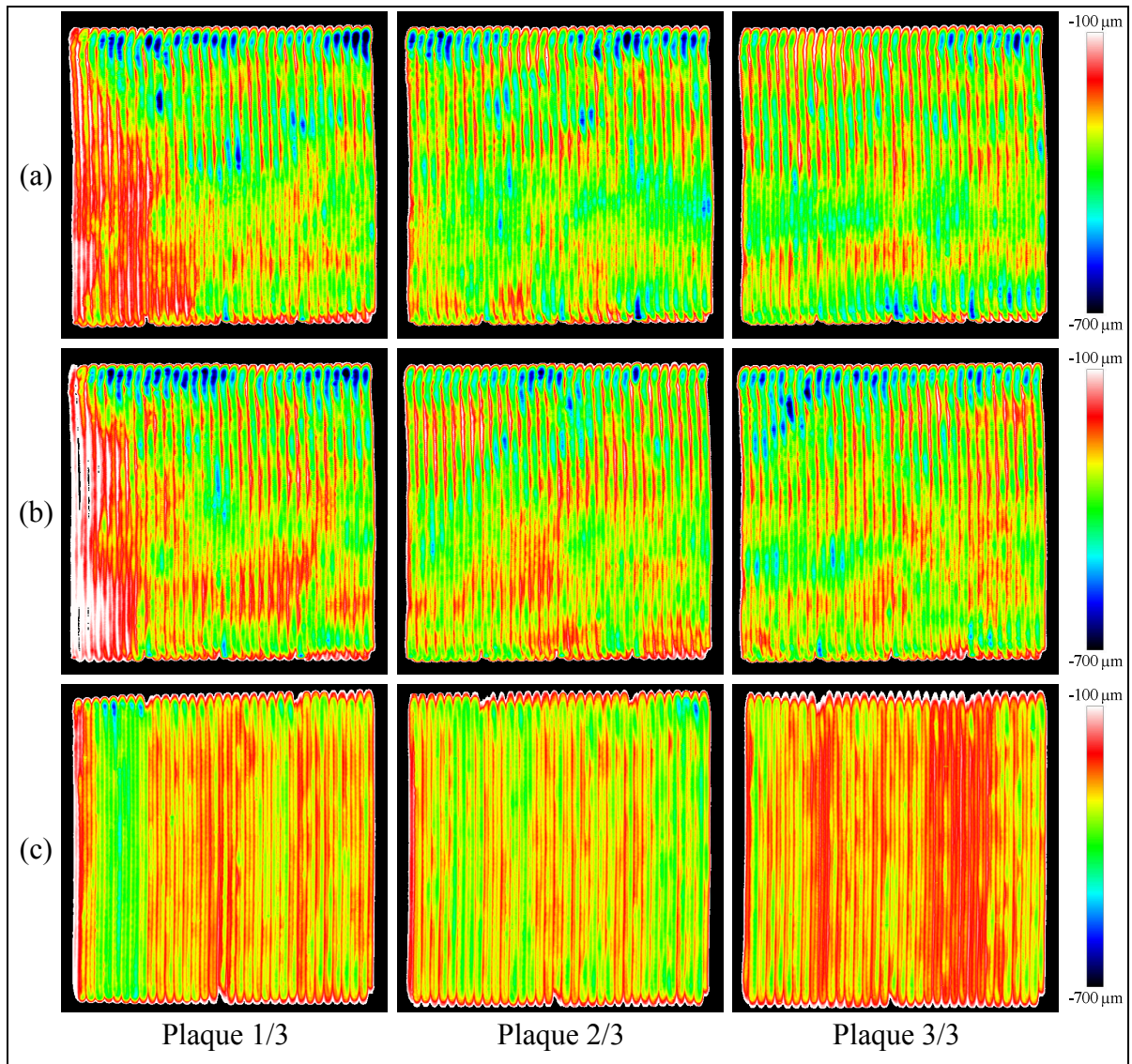


Figure 4.21 Profondeur de coupe
 (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée (c) Angle frontal fixe

En considérant le meulage en régime permanent, soit sans les trois premiers sous-essais et sans la trajectoire de l'outil comprise dans les virages lors du changement de direction d'avance, il est possible de constater à la Figure 4.22 et à la Figure 4.23 une plus grande fluctuation des paramètres de meulage lors des essais avec oscillation comparativement à l'essai à angle frontal fixe. La variation de la puissance de meulage et de la force normale, principalement présente à l'approche et à la sortie des virages, est respectivement 2 fois et 1,4 fois plus importante lors des essais avec oscillation. Cette fluctuation des paramètres de

meulage se répercute automatiquement sur la profondeur de coupe à la Figure 4.21. La profondeur de coupe est donc moins constante le long de la trajectoire de coupe. La variation des paramètres de meulage est attribuable en majeure partie au changement de configuration du robot permettant d'effectuer l'oscillation de la meule sur la pièce. Il faut mentionner que sans l'ensemble des précautions prises pour optimiser les paramètres de la boucle de contrôle du robot (section 3.1.1.1), la variation des paramètres de meulage peut facilement doubler jusqu'à devenir instable, la meule perdant alors le contact avec la pièce durant les virages.

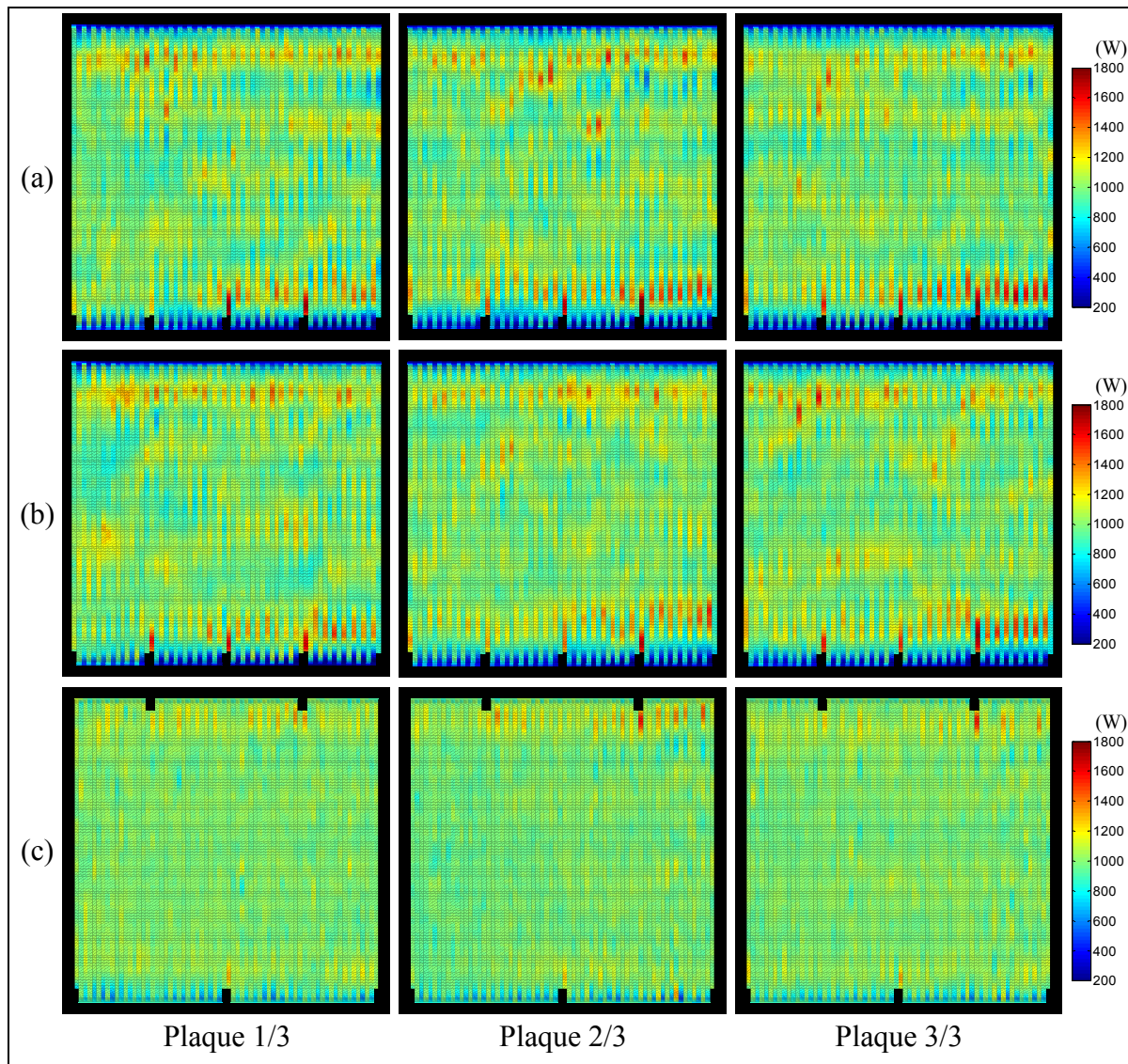


Figure 4.22 Puissance de meulage
(a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée (c) Angle frontal fixe

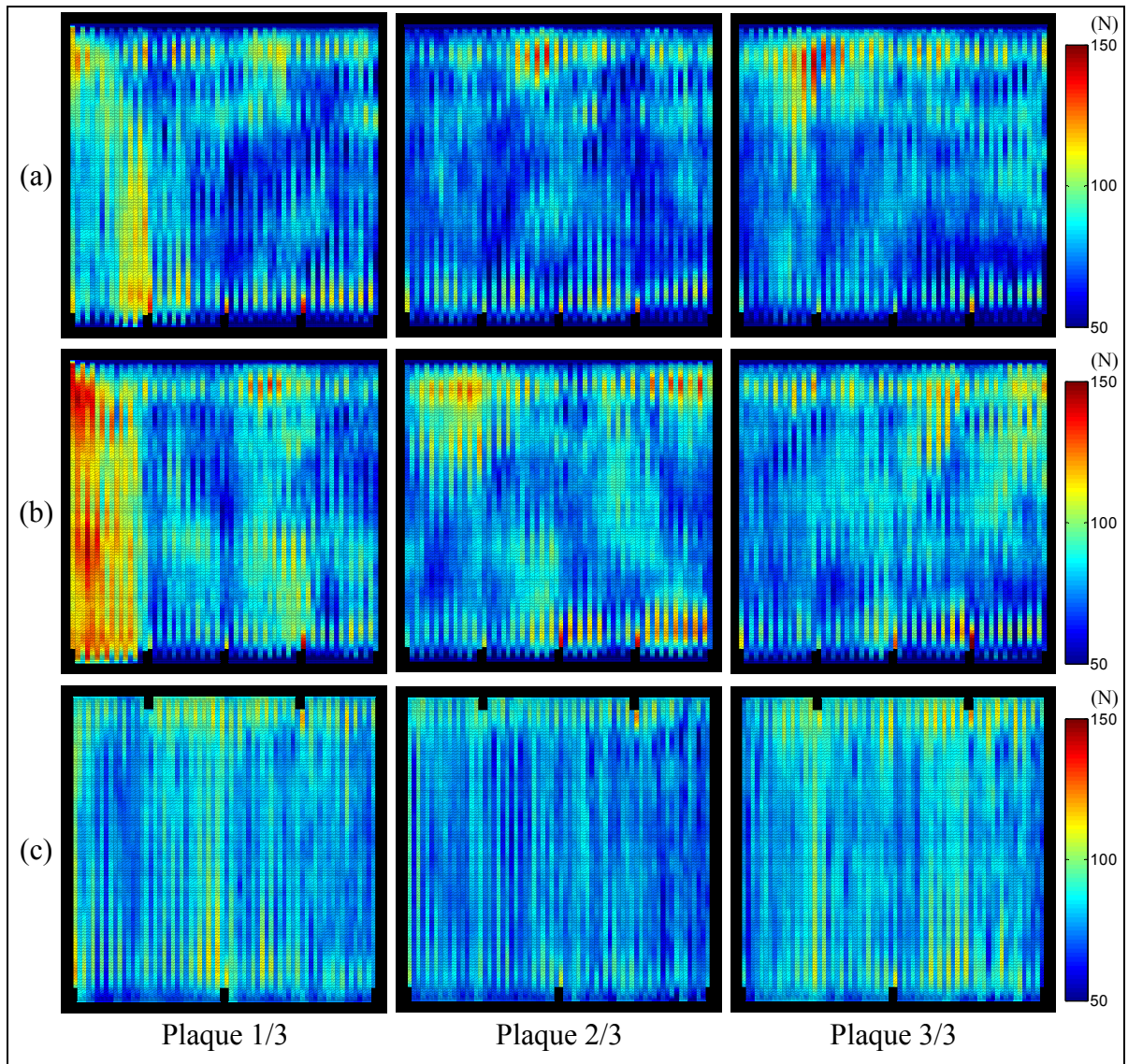


Figure 4.23 Force normale
 (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée (c) Angle frontal fixe

Même si la profondeur de coupe, la puissance de meulage et la force normale fluctuent en général beaucoup plus lors des essais avec oscillation, la Figure 4.24 permet de constater que le taux d'enlèvement de matière et l'énergie spécifique moyens par sous-essai est toutefois beaucoup plus stable comparativement à l'essai à angle frontal fixe. Effectivement, si l'on considère les sous-essais en régime permanent, soit à partir du quatrième sous-essai, l'énergie spécifique de l'essai à angle frontal fixe varie environ 5 fois plus tout au long des sous-essais que ceux des essais avec oscillation et est en moyenne 27% plus élevé. De plus, il faut

remarquer que la diminution du taux d'enlèvement de matière lors des 4 derniers sous-essais à angle frontal fixe (Figure 4.21c et Figure 4.24a) coïncide avec la fin de la propagation de la conformité pièce/meule sur l'ensemble du profil de la meule (Figure 4.14c). Cette observation suggère que puisque la conformité pièce/meule a atteint un régime permanent, le taux d'enlèvement devrait rester relativement faible pour tous autres sous-essais additionnels. L'ensemble de ces constatations démontrent donc que le profilage d'outil de meulage permet de stabiliser et d'accroître l'enlèvement de matière moyen durant le procédé.

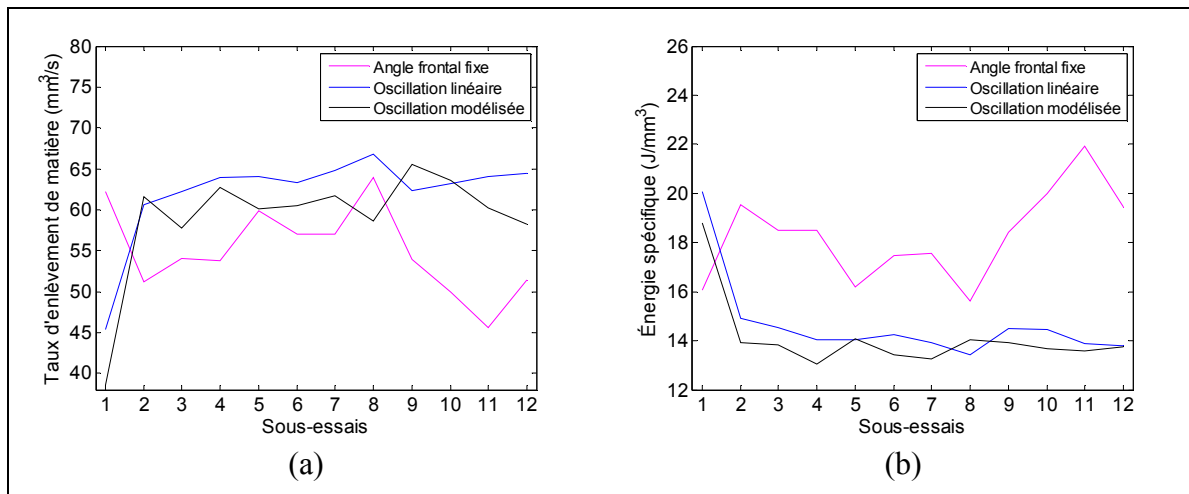


Figure 4.24 Paramètres de meulage des différents sous-essais
(a) Taux d'enlèvement de matière (b) Énergie spécifique

Pour chaque mesure de profil de la meule des essais avec oscillation, la position du cercle résultant obtenu après taillage (section 3.3.2.2) est recalée sur le profil mesuré afin de déterminer la variation de longueur de la meule entre chaque sous-essai. Le recalage est une fois de plus réalisé en effectuant une translation le long de l'axe de rotation afin de minimiser l'erreur sur le rayon de profil par la méthode des moindres carrés. La Figure 4.25 présente la variation de la longueur de la meule obtenue par la mesure du profil de la meule et par l'équation (2.31) utilisant le taux d'usure de la meule. Les résultats démontrent que lorsque le profil de la meule atteint un régime permanent, soit après le troisième sous-essai, l'équation (2.31) permet de prédire la variation de la longueur de la meule avec une erreur moyenne inférieure à 9%. Il faut rappeler que cette information est essentielle au robot afin

d'estimer l'évolution de la géométrie de la meule durant le procédé et ainsi évaluer correctement la position du point de contact sur la surface de travail.

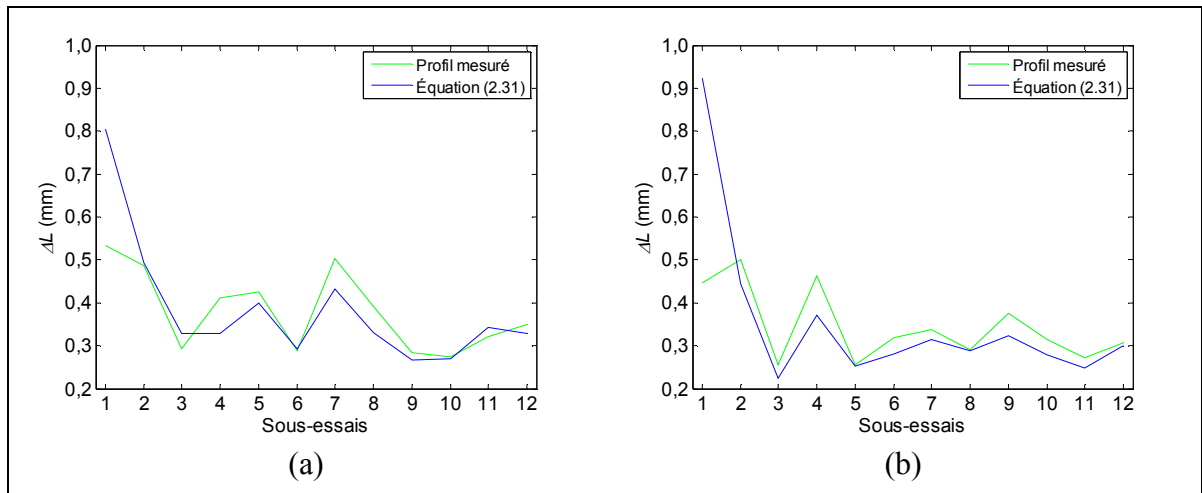


Figure 4.25 Variation de la longueur de la meule selon la mesure du profil de la meule et de l'équation (2.31) (a) Oscillation linéaire (b) Oscillation modélisée

4.3 Discussions

Les essais réalisés sans oscillation (section 4.1) ont permis dans un premier temps d'évaluer les modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule dans les conditions d'utilisation spécifique à l'opération de profilage d'outil de meule. Les résultats ont démontrés que les modèles de prédiction d'enlèvement de matière sont plus fiables que ceux d'usure de la meule, avec des coefficients de corrélation respectifs de 0,834 et 0,471. Cet écart peut être attribuable entre autres au fait que la partie transitoire de chaque passe de meulage (voir traits cyans à la Figure 3.21) n'a pu être enlevée lors des analyses de l'usure de la meule contrairement à celles faites sur l'enlèvement de matière, ce qui a pu altérer la qualité des données. Cette caractéristique est toutefois intrinsèque au protocole expérimental puisqu'il est possible de mesurer l'enlèvement de matière tout au long d'une entaille disjointe de meulage alors que l'usure de la meule ne peut être mesurée qu'une seule fois pour l'ensemble de la passe. De plus, des variables pouvant influencer l'usure de la meule n'ont pas été prises en considération lors de cette étude telle la température au point de contact ou la température de la meule. Dans le premier cas, ce type de mesure est très complexe à réaliser et il faut

plutôt se pencher sur des simulations numériques pour y arriver (Tahvilian *et al.*, 2012). Dans le deuxième cas, puisque les essais en entaille disjointe sont très courts, la température de la meule n'a pas le temps d'augmenter considérablement. D'un autre côté, c'est peut-être le fait de réaliser des essais de courte durée qui nuit à l'obtention de meilleurs résultats, mais cette approche était toutefois nécessaire pour étudier l'usure de la meule avec un profil circulaire. Des essais plus longs auraient occasionnés d'autres complications comme l'augmentation de la conformité avec la surface (formation d'un plat sur la meule) et par le fait même la perte du profil circulaire.

De manière générale, les résultats des essais sans oscillation (section 4.1) ont permis de mettre en évidence l'importance de jumeler la force normale à la puissance de meulage pour améliorer significativement la robustesse des modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule. Que ce soit à l'intérieur du modèle d'Hazel modifié (équation (2.17)) ou des modèles empiriques, l'ajout de la force normale permet de tenir compte du coefficient de friction à l'interface pièce/meule durant le procédé. De façon instantanée, cette information supplémentaire permet au modèle d'enlèvement de matière de s'ajuster à la qualité abrasive des grains peu importe le mode d'usure de la meule (section 1.1.3). Le coefficient de friction est donc un bon indice pour quantifier la qualité abrasive de la meule, mais ne permet pas d'expliquer directement les mécanismes d'usure. Cette caractéristique permet donc d'expliquer en partie les meilleurs rendements des modèles d'enlèvement de matière comparativement à ceux d'usure de la meule. Dans les deux cas, la mesure du nombre d'impacts par tour aurait été une information pertinente à avoir pour vérifier son influence sur les modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule.

Pour l'usure de la meule, les résultats ont démontré également que l'utilisation des paramètres de meulage mesurés durant le procédé donne des résultats équivalents à l'utilisation de l'enlèvement de matière mesuré après les essais. Cette observation permet d'envisager un modèle d'usure de la meule indépendant du modèle d'enlèvement de matière, utilisant tous deux directement les paramètres mesurés durant la tâche de meulage. En ce qui a trait au modèle d'usure s'appliquant au modèle d'oscillation, la vitesse tangentielle s'est

avérée une variable significative permettant d'améliorer la corrélation comparativement à considérer uniquement une relation proportionnelle avec l'enlèvement de matière.

Les essais réalisés avec oscillation (section 4.2) ont permis quant à eux d'étudier plus précisément le modèle d'oscillation et l'évolution du profil de la meule afin de réaliser l'opération de profilage d'outil de meulage. De manière générale, les résultats ont démontré que l'oscillation de la meule sur la pièce est une méthode efficace pour favoriser le maintien d'un profil circulaire de la meule et pour stabiliser et accroître l'enlèvement de matière moyen durant le procédé comparativement au meulage à angle frontal fixe. L'oscillation modélisée (section 2.5) s'est avérée plus efficace que l'oscillation linéaire pour maintenir le profil circulaire en minimisant l'erreur de plus de 25%. De plus, les essais ont démontré que l'utilisation des angles limites d'oscillation avec une meule trouée permet d'éviter toute vibration excessive compromettant l'intégrité de la meule et du robot, permettant ainsi la robotisation de l'opération de profilage d'outil de meulage.

Toutefois, l'expérimentation a permis de constater que les grandes variations de configuration du robot, permettant d'effectuer l'oscillation de la meule, affectent directement le contrôle des paramètres de meulage telle la puissance de meulage et la distance d'entre-passe. La fluctuation de ces paramètres a une influence directe sur la profondeur de coupe le long de la trajectoire de l'outil et donc sur le contrôle de l'enlèvement de matière. Par le fait même, cette variation de la profondeur de coupe affecte directement l'une des hypothèses de base du modèle d'oscillation, soit l'obtention d'un copeau non-déformé constant indépendamment de l'angle frontale de meulage. Cette remarque permet alors d'expliquer en partie le fait que le profil de la meule ne se soit pas maintenu parfaitement circulaire durant les essais avec l'oscillation modélisée. Le contrôle de la puissance de meulage et la compensation de la flexibilité du robot sont donc les éléments clés permettant d'optimiser le profilage d'outil de meulage.

Un autre aspect important qui a pu influencer les résultats des essais avec oscillation est le temps passé en régime transitoire lors des changements de direction d'avance. Afin de

permettre au robot SCOMPI d'effectuer l'ajustement des angles limites et de changer de direction d'avance, 12 mm de virage ont été alloués aux extrémités de la zone de travail d'une longueur de 270 mm. Les virages représentent donc environ 9% de la superficie de la surface de meulage et représentent près de 23% du temps de meulage dû à la décélération et l'accélération nécessaire en entrée et sortie de virage. Une plus grande surface de travail aurait permis d'atténuer cet effet et d'effectuer une oscillation complète de la meule avant le changement de direction d'avance. Le meulage de plaque plus longue est toutefois contraint par des aspects techniques limitant la manipulation et la numérisation des plaques de meulage lors de l'expérimentation.

Il faut rappeler que le meulage est un procédé très complexe dû aux multiples paramètres en jeu et à l'interaction de ces paramètres. La robotisation de ce procédé complexifie d'avantage cette tâche due à la flexibilité du robot SCOMPI et l'opération de profilage d'outil de meulage ajoute son lot de défis à relever. La robotisation du profilage d'outil de meulage nécessite donc un excellent contrôle de l'ensemble des paramètres de meulage et une parfaite maîtrise du robot.

CONCLUSION

L'objectif principal de ce projet est de proposer une méthode permettant de contrôler l'usure du profil de la meule et ainsi améliorer le contrôle de l'enlèvement de matière sur la pièce. Bien que le but ultime soit de robotiser le meulage de surfaces à fortes courbures, comme les raccords, l'étude du meulage de surfaces planes a permis d'analyser les différents aspects de ce nouveau procédé.

Une analyse du profilage d'outil de meulage a permis tout d'abord d'identifier les particularités et limitations de ce procédé. Il a été démontré que percer les meules embouts permet la robotisation du procédé de profilage en évitant la formation d'une pointe au bout de la meule. Il a également été démontré que le profil circulaire est le profil idéal à maintenir pour favoriser un taux d'enlèvement de matière constant, une largeur d'entaille constante et ainsi faciliter le contrôle du procédé. Pour permettre l'étude du profilage, des outils de modification des meules ont été développés pour percer et tailler les meules avant les essais expérimentaux. Cette étude a également permis d'identifier des notions de base du profilage d'outil de meulage tels les angles limites d'oscillation et le rayon effectif de meulage.

Afin de réaliser les essais expérimentaux, un banc de mesure de profil de la meule, une table de mesure de la force normale ainsi que plusieurs méthodologies expérimentales ont été développés. Une méthode de mesure novatrice est proposée afin de numériser plus rapidement la profondeur de coupe en estimant la déformation de la plaque suite à l'opération de meulage. De plus, la modélisation de la compliance du robot SCOMPI a permis d'optimiser l'asservissement de la puissance de meulage durant le procédé.

Plusieurs modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule ont été développés puis validés expérimentalement par des essais sans oscillation de l'angle frontal. Les résultats ont démontrés que les modèles de prédiction d'enlèvement de matière sont plus fiables que ceux d'usure de la meule, avec des coefficients de corrélation passant respectivement de plus de 0,8 à moins de 0,5. L'analyse des différents modèles a permis de mettre en évidence

l'importance de jumeler la force normale à la puissance de meulage pour améliorer significativement la robustesse des modèles. L'ajout de la force normale via le coefficient de friction à l'intérieur du modèle d'Hazel modifié a permis d'augmenter la corrélation du modèle d'Hazel (2004) de plus de 40% de façon instantanée. Cependant, ce type de modèle n'a pas eu les rendements escomptés, probablement dû au changement de régime d'impact lors de la variation des paramètres de meulage. La mesure du nombre d'impacts par tour permettait donc de valider plus précisément la fiabilité de ces modèles. En ce qui concerne plus spécifiquement les modèles d'usure s'appliquant au modèle d'oscillation, la vitesse tangentielle s'est avérée une variable significative permettant d'augmenter la corrélation de plus de 43% comparativement au modèle d'usure actuellement utilisé par SCOMPI.

Pour être en mesure de réaliser le profilage d'outil de meulage, un modèle d'oscillation a été développé puis testé de façon expérimentale par des essais avec oscillation de l'angle frontal. Basé sur la cinématique de coupe et d'usure de la meule, ce modèle a permis de modéliser une oscillation pouvant minimiser de plus de 25% l'erreur de profil comparativement à une oscillation linéaire entre les angles limites d'oscillation. De manière générale, l'oscillation de la meule sur la pièce favorise le maintien du profil circulaire et accroît le taux d'enlèvement de matière. Toutefois, il faut mentionner que le changement de configuration du robot lors de l'oscillation affecte le contrôle des paramètres de meulage tels la puissance de meulage et la distance d'entre-passe. Cette fluctuation affecte donc directement la profondeur de coupe le long de la trajectoire de coupe. Le contrôle de la puissance de meulage et la compensation de la flexibilité du robot sont donc les éléments clés permettant d'optimiser le profilage d'outil de meulage.

Finalement, cette étude a permis de jeter les bases du profilage d'outil de meulage dédié aux procédés robotisés. L'identification de nombreuses spécificités de ce nouveau procédé ainsi que le développement de plusieurs instruments de mesure et méthodologies expérimentales permettent désormais aux chercheurs de l'IREQ de mieux diriger la poursuite des recherches. Cette étude contribue donc à approfondir les connaissances du procédé de meulage robotisé dans l'optique d'élargir les champs d'applications du robot SCOMPI.

RECOMMANDATIONS

Le profilage d'outil de meulage dédié au procédé robotisé est un projet d'envergure qui comporte plusieurs défis. Les aboutissants de ce mémoire ne constituent pas une fin en soi, mais bien les bases permettant la poursuite de l'étude de ce nouveau procédé. Suite aux expérimentations, voici quelques recommandations proposées pour la suite du projet :

- Les résultats expérimentaux ont démontré l'importance de mesurer la force normale en plus de la puissance de meulage pour contrôler le procédé. Cette information supplémentaire permet d'améliorer significativement la robustesse des modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule et d'évaluer le coefficient de friction de façon instantanée. Il est donc recommandé de munir le robot SCOMPI de capteurs de force afin de mesurer la force normale. Il est également suggéré d'utiliser le coefficient de friction mesuré en temps réel à l'intérieur de l'équation (1.27) au lieu d'une valeur moyenne. Cette approche permettrait d'optimiser l'asservissement de la puissance de meulage par la boucle de contrôle hybride force/position.
- Lors des essais expérimentaux, la compliance du robot dans la direction normale à la direction d'avance a été prise en compte selon la configuration du robot à chaque angle frontal de meulage. Toutefois, il est recommandé d'ajouter une fonctionnalité au robot SCOMPI permettant de tenir compte également de la compliance du robot dans la direction perpendiculaire à la direction d'avance, parallèle à la surface de meulage. Cette considération permettrait d'assurer un chevauchement constant des entailles de meulages peu importe l'angle frontal et favoriserait la stabilité du procédé. Une compensation de la compliance dans les 6 degrés de liberté du robot permettrait davantage de précision quant à la position du point de contact sur la pièce.
- Puisque l'objectif est de meuler des surfaces à fortes courbures, il est essentiel d'effectuer des essais de meulage sur des surfaces courbes afin d'étudier l'influence de la conformité pièce/meule sur l'enlèvement de matière et l'usure de la meule.

- Vue la difficulté de prédire l'usure de la meule, il est conseillé de poursuivre les recherches à ce sujet en s'intéressant à d'autres variables du procédé telles la température au point de contact, la température de la meule ou l'influence de la conformité. La méthode d'évaluation de l'usure de la meule pourrait également être repensée pour améliorer la qualité des données expérimentales. Les fruits de ces recherches contribueraient directement à améliorer la réalisation du profilage d'outil de meulage.
- La caractérisation du régime de vibro-impact lors de l'oscillation de la meule permettrait sans doute d'améliorer la compréhension du procédé de profilage d'outil de meulage. La poursuite des recherches sur la cyclostationarité est donc recommandée pour permettre de détecter les impacts de la meule durant le meulage. La mesure instantanée du nombre d'impacts par tour permettrait d'enrichir l'étude et l'élaboration de modèles d'enlèvement de matière et d'usure de la meule.
- Étant donné la grande variation de l'ensemble des paramètres durant le procédé, un modèle d'oscillation considérant un copeau non-déformé constant tout au long d'une tâche de meulage n'est peut-être pas le modèle le mieux adapté au meulage robotisé. Si un meilleur contrôle des paramètres de meulage n'est pas atteint, un modèle d'usure instantané peut-être envisagé, où l'évolution du profil de la meule est effectuée en temps réel avec les paramètres mesurés durant le procédé. Les notions de volume de coupe et de volume d'usure proposé à la section 2.5 peuvent être réutilisées, mais en considérant cette fois-ci la géométrie du copeau non-déformé à chaque instant et en appliquant l'usure à la meule de façon local. Afin de réaliser l'opération de profilage d'outil de meulage, l'oscillation de la meule devrait alors s'adapter durant le procédé pour contrôler l'évolution du profil de la meule. De plus, puisque la profondeur de coupe varie beaucoup lors d'une tâche de meulage, l'enlèvement de matière devrait lui aussi être modélisé pour être en mesure de prédire la géométrie du copeau non-déformé lors du chevauchement de l'entaille précédente. Cette approche beaucoup plus complexe permettrait d'effectuer le profilage d'outil de meulage en considérant les paramètres réels mesurés durant le procédé.

- L'utilisation du profilage d'outil de meulage dans d'autres procédés robotisés, telle la rectification des surfaces des aubes de turbines, permettrait d'améliorer l'efficacité du procédé. Bien que ce projet de recherche traite spécifiquement de l'utilisation de meules embouts trouées, l'ensemble de cette étude s'applique directement aux meules boisseaux droites type 6 (Figure 1.10a) puisqu'elles possèdent la même géométrie. Puisqu'un faible angle frontal est habituellement utilisé avec ce type de meule, il est possible de limiter l'amplitude des angles d'oscillation en imposant un grand rayon de profil à la meule. Cette approche permet également de minimiser la variation de la configuration du robot et facilite ainsi le contrôle du procédé.
- Puisque que l'ensemble des essais sans oscillation (section 4.1) a été réalisé uniquement dans la configuration où la meule avance sur la pièce, des essais additionnels où la meule recule sur la surface de travail pourraient également être réalisés afin de confirmer les phénomènes observés lors de cette série d'essai.
- Pour accélérer la prise de mesure de la profondeur de coupe par le profilomètre (section 3.3.4), il est recommandé de porter une attention particulière au fini de surface et à la planéité des plaques de meulage avant de débiter une tâche de meulage. Cette précaution permettrait d'éliminer toute numérisation des plaques avant l'opération de meulage puisque les défauts de formes dûs au surfaçage seraient négligeables. Plusieurs sources d'erreurs attribuables à l'alignement et d'orientation des surfaces numérisées avant et après meulage seraient alors évitées. Une seule numérisation à la fin du procédé de meulage serait donc suffisante.

ANNEXE I

COEFFICIENTS DU MODÈLE DE COMPLIANCE

Coefficients de l'équation (3.1)
$K_0 = 7,299E-05$
$K_1 = -7,425E-05$
$K_2 = 1,884E-05$

ANNEXE II

COEFFICIENTS DU MODÈLE DE PUISSANCE EFFECTIVE DE MEULAGE

Coefficients des équations (1.37) à (1.42)
$a_0 = 4,228E-01$
$a_1 = 1,245E+00$
$a_2 = 4,190E-03$
$k_h = 0,773E-02$
$k_f = 0,000E+00$
$k_p = 4,354E-9$
$k_t = 1,028E-01$
$k_\mu = 4,655E-02$
$\hat{\alpha} = -1,918E-01$

ANNEXE III

SENSIBILITÉS DES CAPTEURS DE LA TABLE DYNAMOMÉTRIQUE

Capteur	S/N	Sensitivité (N/V)
#1	232086	1,995E+02
#2	8085658	1,964E+02
#3	232266	1,967E+02
#4	8085664	1,962E+02

ANNEXE IV

COEFFICIENTS DE LA SURFACE DE DÉFORMATION

Coefficients de l'équation (3.4)
$K_{0,0} = 9,499E-05$
$K_{1,0} = -2,619E-03$
$K_{0,1} = 9,013E-04$
$K_{2,0} = 1,464E-02$
$K_{1,1} = 3,414E-03$
$K_{0,2} = 2,712E-03$
$K_{3,0} = -5,200E-02$
$K_{2,1} = -7,027E-03$
$K_{1,2} = 2,139E-02$
$K_{0,3} = -3,708E-03$
$K_{4,0} = 1,688E-01$
$K_{3,1} = -1,299E-02$
$K_{2,2} = -5,664E-02$
$K_{1,3} = 2,469E-02$
$K_{0,4} = -1,645E-02$
$K_{5,0} = -1,998E-01$
$K_{4,1} = 2,962E-02$
$K_{3,2} = -2,529E-03$
$K_{2,3} = -7,842E-02$
$K_{1,4} = -8,909E-03$
$K_{0,5} = -2,277E-02$

ANNEXE V

COEFFICIENTS DES MODÈLES D'ENLÈVEMENT DE MATIÈRE

Modèle d'enlèvement de matière	Éq.	Coefficients	
		Instantanée	Moyenne
$P = k_e SN + k_c Z_w$	(1.34)	$k_e = 1,299E+04$ $k_c = 2,027E+10$	$k_e = 8,544 E+03$ $k_c = 2,081E+10$
$P = (k_e + k_{\mu\mu})SN + k_c Z_w$	(2.17)	$k_e = 1,0960E+05$ $k_e^* = -3,739E+05$ $k_c = 2,248E+10$	$k_e = 8,693E+04$ $k_e^* = -3,061E+05$ $k_c = 2,265E+10$
$Z_w = \Lambda_w(F_n - F_{n0})$	(1.6)	$\Lambda_w = -1,369E-10$ $F_{n0} = 4,250E+02$	$\Lambda_w = N/D$ $F_{n0} = N/D$
$Z_w = K_1 P + K_2$	(1.8)	$K_1 = 6,870E-11$ $K_2 = -2,365E-08$	$K_1 = 7,351E-11$ $K_2 = -2,858E-08$
$Z_w = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} P^{e_3} R_{eq}^{e_4}$	(2.21)	$C = 9,613E-13$ $e_1 = 1,587E-01$ $e_2 = N/D$ $e_3 = 1,469E+00$ $e_4 = N/D$	$C = 8,987E-13$ $e_1 = N/D$ $e_2 = N/D$ $e_3 = 1,565E+00$ $e_4 = N/D$
$Z_w = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} R_{eq}^{e_4}$	(2.22)	$C = 5,146E-24$ $e_1 = 6,641E-02$ $e_2 = 7,539E-02$ $e_3 = -3,001E-01$ $e_4 = -1,058E+01$	$C = N/D$ $e_1 = N/D$ $e_2 = N/D$ $e_3 = N/D$ $e_4 = N/D$
$Z_w = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} P^{e_4} R_{eq}^{e_5}$	(2.23)	$C = 1,847E-35$ $e_1 = -4,075E-01$ $e_2 = -6,247E-02$ $e_3 = -1,326E+00$ $e_4 = 2,408E+00$ $e_5 = -1,490E+01$	$C = 3,278E-35$ $e_1 = -3,866E-01$ $e_2 = -8,723E-02$ $e_3 = -1,322E+00$ $e_4 = 2,507E+00$ $e_5 = -1,451E+01$

ANNEXE VI

COEFFICIENTS DES MODÈLES D'USURE DE LA MEULE

Modèle d'usure de la meule	Éq.	Coefficients	
		Tous les essais	Essais à puissance variable
$Z_s = K_1 Z_w^{K_2}$	(1.17)	$K_1 = 4,834E-03$ $K_2 = 7,743E-01$	$K_1 = 2,945E-01$ $K_2 = 1,020E+00$
$Z_s = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} P^{e_3} R_{eq}^{e_4}$	(2.25)	$C = 3,231E-14$ $e_1 = N/D$ $e_2 = N/D$ $e_3 = 1,826E+00$ $e_4 = N/D$	$C = 1,345E-12$ $e_1 = -1,014 E+00$ $e_2 = N/D$ $e_3 = 1,829E+00$ $e_4 = N/D$
$Z_s = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} R_{eq}^{e_4}$	(2.26)	$C = N/D$ $e_1 = N/D$ $e_2 = N/D$ $e_3 = N/D$ $e_4 = N/D$	$C = N/D$ $e_1 = N/D$ $e_2 = N/D$ $e_3 = N/D$ $e_4 = N/D$
$Z_s = C v_s^{e_1} v_f^{e_2} F_n^{e_3} P^{e_4} R_{eq}^{e_5}$	(2.27)	$C = 5,213E-13$ $e_1 = -7,948E+00$ $e_2 = N/D$ $e_3 = -1,040E+00$ $e_4 = 2,516E+00$ $e_5 = N/D$	$C = 8,648E-11$ $e_1 = -1,917E+00$ $e_2 = N/D$ $e_3 = -2,040 E+00$ $e_4 = 3,020E+00$ $e_5 = N/D$
$Z_s = K_1 Z_w^{K_2} v_s^{K_3} v_f^{K_4} F_n^{K_5} P^{K_6} R_{eq}^{K_7} \beta^{K_8}$	(2.24)	$K_1 = 5,630E-10$ $K_2 = N/D$ $K_3 = -2,731E+00$ $K_4 = N/D$ $K_5 = -1,025E+00$ $K_6 = 2,534E+00$ $K_7 = N/D$ $K_8 = 1,610E+00$	$K_1 = 8,648E-11$ $K_2 = N/D$ $K_3 = -1,917E+00$ $K_4 = N/D$ $K_5 = -2,040E+00$ $K_6 = 3,020E+00$ $K_7 = N/D$ $K_8 = N/D$

Modèle d'usure de la meule	Éq.	Coefficients	
		Tous les essais	Essais à puissance variable
$Z_s = K_1 Z_w v_s^{K_3} v_f^{K_4} P^{K_6} R_{eq}^{K_7} \beta^{K_8}$	(2.40)	$K_1 = 7,702E+03$ $K_3 = -2,828E+00$ $K_4 = N/D$ $K_6 = N/D$ $K_7 = N/D$ $K_8 = 2,041E+00$	$K_1 = 1,042E+01$ $K_3 = -1,050E+00$ $K_4 = N/D$ $K_6 = N/D$ $K_7 = N/D$ $K_8 = N/D$
Interactions combinées	(4.1)	$K_1 = 6,883E-06$ $K_2 = -1,436E-07$ $K_3 = -5,672E-06$ $K_4 = -2,303E-10$ $K_5 = -2,839E-11$ $K_6 = -2,501E-04$ $K_7 = -4,637E-07$ $K_8 = -3,071E-08$ $K_9 = -1,848E-11$ $K_{10} = 5,919E-06$ $K_{11} = 6,975E-09$ $K_{12} = 4,880E-10$	N/A
Interactions combinées	(4.2)	N/A	$K_1 = 4,094E-07$ $K_2 = 2,897E-08$ $K_3 = 7,136E-08$ $K_4 = -5,997E-09$ $K_5 = -2,795E-05$ $K_6 = -8,336E-07$ $K_7 = -2,936E-11$ $K_8 = -2,612E-06$ $K_9 = 2,336E-07$ $K_{10} = 8,313E-10$

ANNEXE VII

COEFFICIENTS DE RÉGRESSION DE PROFILS

Coefficients de l'équation (4.4)	
Oscillation linéaire	Oscillation modélisée
$K_0 = -9,473E-01$	$K_0 = -4,559E-01$
$K_1 = 3,167E+02$	$K_1 = 1,650E+02$
$K_2 = -4,112E+04$	$K_2 = -2,181E+04$
$K_3 = 2,819E+06$	$K_3 = 1,521E+06$
$K_4 = -1,079E-08$	$K_4 = -5,929E+07$
$K_5 = 2,186E-09$	$K_5 = 1,225E+09$
$K_6 = -1,837E+10$	$K_6 = -1,051E+10$

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Alden, George I. 1914. « Operation of grinding wheels in machine grinding ». *American Society of Mechanical Engineers*, vol. 36, p. 451-460.
- Altintas, Yusuf. 2000. *Manufacturing Automation : Metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. Cambridge University Press, 286 p.
- Brinksmeier, E., J. C. Aurich, E. Govekar, C. Heinzl, H. W. Hoffmeister, F. Klocke, J. Peters, R. Rentsch, D. J. Stephenson, E. Uhlmann, K. Weinert et M. Wittmann. 2006. « Advances in Modeling and Simulation of Grinding Processes ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 55, n° 2, p. 667-696.
- Craig, John J. 2005. *Introduction to robotics : Mechanics and control*, 3^e Edition. Pearson Prentice Hall, 400 p.
- Gagne, Jean-Louis, Laurie Bedard-T, Luc Lavoie, Bruce Hazel, Jean Côté, Yvan Laroche et Patrick Mongenot. 2010. « Robotic refurbishment of gate wheel tracks ». In *2010 1st International Conference on Applied Robotics for the Power Industry, CARPI 2010* (5-7 Octobre 2010). p. 1-6. Montréal, Québec, Canada : IEEE.
- Guest, James J. 1915. *Grinding Machinery*. Edward Arnold, 444 p.
- Guo, Changsheng, et Stephen Malkin. 2000. « Energy Partition and Cooling During Grinding ». *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 2, n° 3, p. 151-157.
- Hahn, Robert S., et Richard P. Lindsay. 1971. « Principle of grinding - Part I : Basic relationships in precision grinding ». *Machinery*, (Juillet), p. 55-62.
- Hazel, Bruce. 2004. *Modèle d'enlèvement de métal du procédé de meulage avec meules cylindriques*. Varennes : IREQ, 35 p.
- Hazel, Bruce, Jean Côté, Yvan Laroche et Patrick Mongenot. 2010. « In-situ Robotic Interventions in Hydraulic Turbines ». In *2010 1st International Conference on Applied Robotics for the Power Industry, CARPI 2010* (5-7 Octobre 2010). p. 1-6. Montréal, Québec, Canada : IEEE.
- Hazel, Bruce, Jean Côté, Yvan Laroche et Patrick Mongenot. 2012a. « Field repair and construction of large hydropower equipment with a portable robot ». *Journal of Field Robotics*, vol. 29, n° 1, p. 102-122.
- Hazel, Bruce, Jean Côté, Yvan Laroche et Patrick Mongenot. 2012b. « A portable, multiprocess, track-based robot for in situ work on hydropower equipment ». *Journal of Field Robotics*, vol. 29, n° 1, p. 69-101.

- Hazel, Bruce, et Patrick Mongenot. 2009. *Conception d'outils de meulage à aimants permanents pour la technologie Scompi*. Varenne : IREQ, 64 p.
- Hazel, Bruce, Farzad Rafieian et Zhaoheng Liu. 2011. « Impact-Cutting and Regenerative Chatter in Robotic Grinding ». In *2011 International Mechanical Engineering Congress & Exposition, IMECE 2011* (11-17 Novembre 2011). p. 1-11. Denver, Colorado, États-Unis : ASME.
- Hui, Zhang, Pan Zengxi, Zhu Zhenqi et Wang Jianjun. 2006. « Chatter analysis of robotic machining process ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 173, n° 3, p. 301-309.
- Inasaki, I., H. K. Tönshoff et T. D. Howes. 1993. « Abrasive machining in the future ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 42, n° 2, p. 723-732.
- Jackson, Mark J., et J. Paulo Davim. 2011. *Machining with abrasives*. Springer, 423 p.
- Jenkins, H. E., T. R. Kurfess et S. J. Ludwick. 1997. « Determination of a dynamic grinding model ». *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, vol. 119, n° 2, p. 289-293.
- Kurfess, T. R., D. E. Whitney et M. L. Brown. 1988. « Verification of a dynamic grinding model ». *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, vol. 110, n° 4, p. 403-409.
- Li, Yi, P. D. Funkenbusch, S. M. Gracewski et J. Ruckman. 2004. « Tool wear and profile development in contour grinding of optical components ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, n° 4, p. 427-438.
- Lindsay, Richard P., et Robert S. Hahn. 1971a. « On the basic relationships between grinding parameters ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 19, n° 4, p. 657-666.
- Lindsay, Richard P., et Robert S. Hahn. 1971b. « Variables affecting metal removal and specific power in precision grinding ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 20, n° 1, p. 61-62.
- Luo, Yumei, et Dejin Hu. 2008. « Real-time measurement and compensation for wheel wear in curve grinding based on image processing method ». *Key Engineering Materials*, vol. 359-360, p. 479-483.
- Malkin, Stephen, et Changsheng Guo. 2008. *Grinding Technology : Theory and application of machining with abrasives*, 2^e Edition. Industrial Press, 372 p.
- Marinescu, Ioan D. , Mike Hitchiner, Eckart Uhlmann, W. Brian Rowe et Ichiro Inasaki. 2007. *Handbook of machining with grinding wheels*. CRC Press, 594 p.

- Marinescu, Ioan D., W. Brian Rowe, Boris Dimitrov et Ichiro Inasaki. 2004. *Tribology of Abrasive Machining Processes*. William Andrew, 698 p.
- Preston, F. W. 1927. « The theory and design of plate glass polishing machines ». *Journal of the Society of Glass Technology*, vol. 11, n° 42, p. 214-256.
- Rafieian, Farzad, François Girardin, Zhaoheng Liu, Marc Thomas et Bruce Hazel. 2013. « Angular analysis of the cyclic impacting oscillations in a robotic grinding process ». *Mechanical Systems and Signal Processing*, n° Special issue on Instantaneous Angular Speed (IAS) processing and angular applications (accepté).
- Rafieian, Farzad, Zhaoheng Liu et Bruce Hazel. 2009. « Dynamic model and modal testing for vibration analysis of robotic grinding process with a 6DOF flexible-joint manipulator ». In *2009 International Conference on Mechatronics and Automation, ICMA 2009 (9-12 Août 2009)*. p. 2793-2798. Changchun, Jilin, China : IEEE.
- Rowe, William Brian. 2009. *Principles of Modern Grinding Technology*. William Andrew, 416 p.
- Rowe, William Brian, et Xun Chen. 1997. « Characterization of the size effect in grinding and the sliced bread analogy ». *International Journal of Production Research*, vol. 35, n° 3, p. 887-899.
- Sabourin, Michel, François Paquet, Bruce Hazel, Jean Côté et Patrick Mongenot. 2010. « Robotic Approach to Improve Turbine Surface Finish ». In *2010 1st International Conference on Applied Robotics for the Power Industry, CARPI 2010 (5-7 Octobre 2010)*. p. 1-6. Montréal, Québec, Canada : IEEE.
- Salmon, Stuart C. 1992. *Modern grinding process technology*. McGraw-Hill, 225 p.
- Subramanian, K. 1994. « Finishing Methods Using Multipoint or Random Cutting Edges ». In *ASM Handbook*. Vol. 5 - Surface Engineering, p. 90-109. ASM International.
- Tahvilian, Amir Masoud, Henri Champlaud, Zhaoheng Liu et Bruce Hazel. 2012. « Study of workpiece temperature distribution in the contact zone during robotic grinding process using finite element analysis ». In *2012 CIRP 8th Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering, CIRP ICME 2012 (18-20 Juillet 2012)*. Ischia, Naples, Italie : Elsevier.
- Taubin, Gabriel. 1991. « Estimation of planar curves, surfaces, and nonplanar space curves defined by implicit equations with applications to edge and range image segmentation ». *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, vol. 13, n° 11, p. 1115-1138.

- Thomessen, Trygve, Terje K. Lien et Per K. Sannaes. 2001. « Robot control system for grinding of large hydro power turbines ». *Industrial Robot : An International Journal*, vol. 28, n° 4, p. 328-334.
- Thuot, Dominique. 2010. « Modélisation du procédé de meulage sous-marin pour la réfection robotisée de surfaces d'acier ». Maîtrise en génie mécanique, Montréal, École de technologie supérieure, 233 p.
- Tönshoff, H. K., T. Friemuth et J. C. Becker. 2002. « Process monitoring in grinding ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 51, n° 2, p. 551-571.
- Tönshoff, H. K., J. Peters, I. Inasaki et T. Paul. 1992. « Modelling and simulation of grinding processes ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 41, n° 2, p. 677-688.