

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
Dominique THUOT

MODÉLISATION DU PROCÉDÉ DE MEULAGE SOUS-MARIN POUR LA RÉFLECTION
ROBOTISÉE DE SURFACES D'ACIER

MONTRÉAL, LE 19 AVRIL 2010

© Tous droits réservés, Dominique Thuot, 2010

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. Henri Champliaud, codirecteur de mémoire
Département du génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Jean-Pierre Kenné, président du jury
Département du génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Pierre-Luc Richard, membre du jury
Institut de Recherche d'Hydro-Québec

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

LE 9 AVRIL 2010

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Tout d'abord, je tiens à remercier M. Zhaocheng Liu et M. Henri Champliaud, mon directeur et mon codirecteur de maîtrise pour leur temps, leurs conseils et leurs précieuses collaborations.

Merci au Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada, au Fonds québécois de la recherche sur la nature et les technologies ainsi qu'à l'École de technologie supérieure pour m'avoir soutenu financièrement avec l'entremise d'une bourse en milieu pratique et d'une bourse d'excellence.

Je tiens aussi à remercier M. Michel Blain de l'institut de recherche d'Hydro-Québec pour avoir cru en mon potentiel et m'avoir accordé ce projet. Tout mon respect va à M. Julien Beaudry et M. Pierre-Luc Richard de l'IREQ pour leur soutien technique et moral.

Merci à mes parents et amis pour leur support et tout particulièrement à ma copine Eliana pour sa compréhension et ses encouragements tout au long de ce projet de maîtrise.

MODÉLISATION DU PROCÉDÉ DE MEULAGE SOUS-MARIN POUR LA RÉFECTION ROBOTISÉE DE SURFACES D'ACIER

Dominique THUOT

RÉSUMÉ

Les structures immergées des barrages hydroélectriques se déforment et se détériorent au fil du temps. Pour assurer la pérennité des installations, des opérations de maintenance ont lieu. Afin d'assurer la sécurité et la rentabilité de ces réparations, l'Institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ) propose d'en faire le diagnostic et la réfection directement en situation immergée. Une structure modulaire équipée d'un porteur a été développée par l'IREQ et permet d'être utilisée à ces fins. La mesure et l'évaluation des structures sont d'abord réalisées par une caméra laser installée sur le porteur. Par la suite, il est prévu d'ajouter un robot-meuleur à 2 axes linéaires, sur ce même porteur, pour réparer le seuil d'acier des portes des vannes des barrages (cette partie du projet est en développement à l'IREQ).

Ce mémoire présente une approche de modélisation du taux d'enlèvement de matière du procédé de meulage utilisant des meules cylindriques à diamètres variables. Le meulage est un procédé complexe qui est fonction de plusieurs paramètres de contrôle. La littérature scientifique contient un nombre élevé d'articles à ce sujet, mais aucun ne concerne le sujet du meulage sous-marin de précision. L'étude du procédé sous l'eau est par le fait même d'un grand intérêt et essentiel à la planification de la réfection. Un banc d'essai représentant un prototype du porteur modulaire équipé d'un bassin permettant de plonger le robot dans l'eau a été élaboré. Deux instruments de mesure ont été conçus afin de pouvoir mesurer les variables du procédé. Tout d'abord, un palpeur rétractable permet de mesurer les surfaces usinées sous l'eau. Les nuages de points enregistrés par cet appareil sont utilisés pour évaluer le volume de matière enlevé après chaque série de passes. Cet appareil permet de réduire les temps de mesure de plus de dix fois. Par la suite, une plaque assemblée à des cellules de charges capacitatives submersibles permet d'installer l'échantillon à meuler et de mesurer les forces normales appliquées par la meule lors de l'usinage.

Des essais expérimentaux ont été effectués à sec et sous l'eau et les résultats ont été comparés. Un modèle de taux d'enlèvement de matière ainsi qu'un modèle de taux d'usure de la meule ont été construits afin de pouvoir planifier la tâche de réfection. Un logiciel équipé d'une interface graphique permet de faciliter les étapes de modélisation, visualisation et prédition des résultats. Finalement, un algorithme d'optimisation du choix des paramètres du procédé pour la réfection d'un seuil est proposé. Ce module permet d'évaluer les paramètres optimaux du procédé pour minimiser le temps d'usinage en chantier. Une simulation démontre qu'il est possible de réduire de 4 heures le temps d'une réfection, ce qui équivaut à un gain de temps et d'argent de 15%.

MODELLING OF AN UNDERWATER GRINDING PROCESS FOR ROBOTIC REPAIR OF STEEL SURFACES

Dominique THUOT

ABSTRACT

Hydroelectric dam gates are constituted of metallic structure embed in concrete. Over time, corrosion and water pressure damage the built-in structures. To ensure their long-term sustainability, they must be periodically repaired. A submersible mechanical and control system has been developed by the Institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ) to diagnose and conduct the maintenance procedure underwater. A 3D scan of the surface to be repaired is firstly obtained using a laser camera vision system. Then, it is planned to integrate a grinding robot which will be controlled from the surface to re-grind the damaged portion of the underwater structure (this part of the project is still in development).

This Master degree's thesis presents an approach for modeling the material removal rate (MRR) of an underwater grinding process using straight snagging wheel. The objective of this research work is to determine the MRR in terms of the process parameters such as wheel speed and grinding power over a wide range of grinding diameters. Grinding is a complex process influenced by many parameters. The literature contains a high number of papers on the topic, but none concerns directly underwater precision grinding. The understanding of the process is the key for accurate repair of the built-in structures. In order to better understand the underwater grinding process and to develop a modeling strategy, a bench test has been created to conduct underwater experiments. Two instruments have been assembled to measure important aspect of the process. In a first step, a retractable linear probe is designed and used to measure the removed volume of steel between two consecutive sets of grinding passes. Being submersible, this tool reduces experimental measurements by up to 10 times compared to out-of-water measurements. Secondly, a load cell table has been constructed. The workpiece can be installed on it and the normal grinding force can be measured during underwater grinding experiments.

A software, based on motor identification and empirical relations among system and process parameters is developed with graphical user-friendly interface. Experimental results showed that it leads to good predictions of the depth of cut for underwater grinding using this software. A comparative study for dry and underwater grindings is also conducted by experiments and presented in this thesis. Finally, an optimization algorithm is proposed to facilitate the selection of process parameters. A simulation shows that important gains can be made using this optimization tool. In this particular case, it is predicted that the grinding maintenance for a single structure can be reduced by 4 hours, which is equivalent to 15% saving of time and cost.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 PROBLÉMATIQUE.....	2
CHAPITRE 2 NOTIONS DE BASE	7
2.1 Les principales composantes du procédé	8
2.2 Mécanismes d'enlèvement de matière	9
2.3 Transformation de l'énergie.....	11
2.4 L'usure de la meule.....	12
2.5 Le meulage de surface	14
CHAPITRE 3 REVUE DE LITTÉRATURE.....	17
3.1 Présentation des principales approches de modélisation	19
3.1.1 L'approche analytique	19
3.1.2 L'approche empirique basée sur des principes physiques	19
3.1.3 L'approche cinématique-géométrique	20
3.1.4 L'analyse par la méthode des éléments finis	21
3.1.5 La simulation par dynamique moléculaire.....	22
3.2 Survol des principaux modèles du procédé de meulage	24
3.2.1 Modèle thermique	24
3.2.2 Modèle d'énergie	26
3.2.3 Modèle d'épaisseur de copeau.....	27
3.2.4 Modèle de fini de surface.....	29
3.2.5 Modèle de force et de puissance	30
3.2.6 Modèle de taux d'enlèvement de matière	33
CHAPITRE 4 MODÉLISATION DU PROCÉDÉ DU MEULAGE	38
4.1 Modélisation du MRR, du taux d'usure et de la force normale lors du meulage	38
4.1.1 MRR basé sur la puissance de meulage	39
4.1.2 MRR basé sur la force normale de meulage	40
4.1.3 Prédiction du taux d'usure de la meule	40
4.1.4 Relations entre la force normale et la puissance de meulage.....	41
4.2 Régressions à variables multiples	42
4.3 Processus de modélisation	44
4.4 Présentation des moteurs.....	48
4.4.1 Modélisation de la puissance à l'arbre moteur	50
4.4.2 Modélisation de la puissance électrique à vide en incluant les pertes de trainées	52
4.5 Conception d'un logiciel de traitements des données expérimentales et de modélisation.....	56
4.6 Nomenclature du logiciel.....	60

CHAPITRE 5 BANC D'ESSAI ET INSTRUMENTS DE MESURE	71
5.1 Planification de la tâche	73
5.2 Prototype du robot-meuleur	75
5.3 Présentation du banc d'essai	78
5.4 Instruments de mesure	79
5.4.1 Palpeur submersible mesurant le volume de matière enlevée par meulage..	80
5.4.1.1 Validation de la précision de la mesure	85
5.4.1.2 Méthodes d'approximation du volume de métal enlevé	87
Méthode de maillage tétraédrique.....	87
Méthode des volumes approximatifs	91
5.4.2 Table dynamométrique submersible	94
CHAPITRE 6 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX	97
6.1 Exemple d'évaluation d'une expérimentation	97
6.2 Résultats du meulage sous l'eau	109
6.2.1 Corrélation du MRR	110
6.2.2 Corrélation du WRR	121
6.2.3 Corrélation de la force normale basé sur la puissance utile.....	123
6.3 Résultats du meulage à sec	125
6.3.1 Corrélation du MRR	126
6.3.2 Corrélation du WRR	127
6.3.3 Corrélation de la force normale basée sur la puissance utile	128
6.4 Comparaison des résultats du meulage à sec et sous l'eau	130
6.5 Validation des modèles sélectionnés	142
6.6 Optimisation des paramètres du procédé	144
CONCLUSION	153
RECOMMANDATIONS	156
ANNEXE I BANC DE TEST DYNAMOMÉTRIQUE	158
ANNEXE II PERFORMANCE DU MOTEUR KOLLMORGEN	161
ANNEXE III PERFORMANCE DU MOTEUR IREQ SUBMERSIBLE	169
ANNEXE IV COEFFICIENTS DES ÉQUATIONS POUR LES MODÈLES DE MEULAGE SOUS L'EAU.....	177
ANNEXE V COEFFICIENTS DES ÉQUATIONS POUR LES MODÈLES DE LE MEULAGE À SEC	180
ANNEXE VI GUIDE D'UTILISATION DU LOGICIEL.....	183
ANNEXE VII BANC DE TEST DES ESSAIS PRÉLIMINAIRES	200
ANNEXE VIII ANALYSE PAR ÉLÉMENTS FINIS DES SUPPORTS DU BASSIN	202

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES	207
BIBLIOGRAPHIE	209

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 4.1 Variables et limite du procédé.....	45
Tableau 4.2 Plan d'expérience.....	46
Tableau 4.3 Spécifications des moteurs	49
Tableau 4.4 Coefficients des équations de puissance mécanique des moteurs.....	51
Tableau 4.5 Coefficients associés à l'équation des pertes de traînées sous l'eau	54
Tableau 5.1 Contraintes dimensionnelles du palpeur submersible	81
Tableau 5.2 Validation de la précision du palpeur submersible	87
Tableau 5.3 Validation du calcul du volume basé sur le maillage.....	90
Tableau 5.4 Résultats des tests de validation de la méthode des volumes approximatifs ...	92
Tableau 6.1 Paramètres de procédé d'un test de meulage	97
Tableau 6.2 Résultats obtenus à partir des données expérimentales.....	108
Tableau 6.3 Résultats des essais sous l'eau	110
Tableau 6.4 Paramètres du MRR maximal mesuré.....	111
Tableau 6.5 Matrices X et Y des variables linéarisées par transformée logarithmique	111
Tableau 6.6 Coefficients de corrélation du MRR basé sur la puissance utile pour les données de meulage sous l'eau	117
Tableau 6.7 Coefficients de corrélation du MRR basé sur la force normale pour les données de meulage sous l'eau	117
Tableau 6.8 Coefficients de corrélation du WRR basé sur la puissance utile pour les données de meulage sous l'eau	121
Tableau 6.9 Coefficients de corrélation du WRR basé sur la force normale pour les données de meulage sous l'eau	121
Tableau 6.10 Coefficients de corrélation de la force normale basée sur la puissance utile pour les données de meulage sous l'eau	124

Tableau 6.11 Résultats des essais à sec.....	126
Tableau 6.12 Coefficients de corrélation du MRR basé sur la puissance utile pour les données de meulage à sec.....	126
Tableau 6.13 Coefficients de corrélation du MRR basé sur la force normale pour les données de meulage à sec.....	127
Tableau 6.14 Coefficients de corrélation du WRR basé sur la puissance utile pour les données de meulage à sec.....	127
Tableau 6.15 Coefficients de corrélation du WRR basé sur la force normale pour les données de meulage à sec.....	128
Tableau 6.16 Coefficients de corrélation de la force normale basée sur la puissance utile pour les données de meulage à sec.....	128
Tableau 6.17 Paramètres des essais de validation.....	142
Tableau 6.18 Résultats des essais de validation.....	143

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1 Schématisation d'un barrage hydroélectrique	3
Figure 1.2 Schématisation d'une conduite forcée.	4
Figure 1.3 Schématisation de la réfection d'un seuil d'une vanne par le robot-meuleur submersible (version préliminaire).	5
Figure 2.1 Les six éléments de base impliqués dans le meulage de surface.....	8
Figure 2.2 Interactions physiques entre les grains et la surface de la pièce de travail.....	9
Figure 2.3 Processus d'enlèvement de matière des matériaux ductiles.	10
Figure 2.4 Transfert de chaleur durant le meulage de matériaux métallique.....	11
Figure 2.5 Usure des meules agglomérées.....	13
Figure 2.6 Relations entre les types d'usures et le ratio de meulage G.	13
Figure 2.7 Schématisation montrant les vues de face et latérales des arcs de contact (a) Meulage de surface conventionnelle (b) Meulage en passe profonde.	15
Figure 2.8 Paramètres des procédés de meulage surface conventionnelle, en passe profonde, à haute vitesse.	16
Figure 3.1 Diagramme de la revue de littérature.	18
Figure 3.2 Organigramme du modèle cinématique-géométrique.	20
Figure 3.3 Simulation de l'entrée d'un grain abrasif dans un matériau ductile par MEF....	21
Figure 3.4 (a) Interactions atomiques (b) Relation d'énergie potentielle.....	22
Figure 3.5 Simulation par dynamique moléculaire.....	23
Figure 3.6 Schématisation du modèle thermique.....	25
Figure 3.7 Énergie spécifique à la limite supérieure de température pour le surfacage et la rectification cylindrique des aciers au carbone et aciers alliés.	27

Figure 3.8 (a) Schématisation du meulage de surface. (b) Schématisation de l'épaisseur de copeau idéal.	28
Figure 3.9 Distribution de Rayleigh des épaisseurs de copeau.....	29
Figure 3.10 Modèle de fini de surface.	29
Figure 3.11 Schéma-bloc du modèle de force.....	31
Figure 3.12 Calibration et validation du modèle de meulage de surface.....	32
Figure 3.13 Calibration et validation du modèle de meulage cylindrique.	32
Figure 3.14 Distribution des épaisseurs de copeau.	32
Figure 3.15 Technique de coupe (a) en avalant (b) en opposition.	34
Figure 4.1 Diagramme de la procédure des expérimentations et de la construction des modèles.....	44
Figure 4.2 Couple moteur en service.	48
Figure 4.3 Banc essai dynamométrique Magtrol HD-805-8N.....	50
Figure 4.4 Composantes du frein.	50
Figure 4.5 Vue en coupe de l'injecteur d'air, la meule et l'arbre de transmission.	52
Figure 4.6 Courbes de puissance à vide sous l'eau (avec et sans air), ratio : 1,625.	53
Figure 4.7 Courbes de puissance mécanique à vide sous l'eau, ratio : 1,125.....	55
Figure 4.8 Interface utilisateur graphique (Grinding_GUI).	56
Figure 4.9 Module de chargement des données expérimentales.....	60
Figure 4.10 Module d'affichage d'une expérimentation donnée.....	61
Figure 4.11 Module de modélisation.	62
Figure 4.12 Sélection des équations des modèles.	63
Figure 4.13 Module du choix des paramètres et convertisseur d'unité.....	64
Figure 4.14 Module d'affichage de la puissance.	65
Figure 4.15 Module d'affichage des prédictions.	66

Figure 4.16 Module d'optimisation du choix des paramètres du procédé pour la planification de tâche.....	66
Figure 4.17 Module d'optimisation pour un seuil entier.	67
Figure 4.18 Module de sélection du volume du seuil.	67
Figure 4.19 Module d'affichage des dimensions limites de la meule testée.....	68
Figure 4.20 Optimisation des paramètres pour une largeur de meule.	69
Figure 4.21 Sélection de la profondeur et du diamètre de la meule.....	69
Figure 4.22 Affichage des paramètres optimaux.	70
Figure 5.1 Seuil endommagé (vue de haut).	71
Figure 5.2 Exemple de perte d'horizontalité d'un seuil (vue de profil).....	72
Figure 5.3 Exemple d'un volume d'un seuil obtenu par mesure tridimensionnelle.	73
Figure 5.4 Découpage du volume en unité de meulage (ex : 1mm x largeur de meule).	74
Figure 5.5 Prototype du robot-meuleur.....	75
Figure 5.6 Architecture simplifiée du système de contrôle et d'acquisition du robot-meuleur.	77
Figure 5.7 Banc d'essai de meulage à sec et sous l'eau.....	78
Figure 5.8 Vue de côté (Robot-meuleur et système de mesures de l'épaisseur de la pièce).....	81
Figure 5.9 Modélisation tridimensionnelle du palpeur submersible (2 positions: rétracté et débattement maximal).....	82
Figure 5.10 Nuages de points et terminologie.	83
Figure 5.11 Vue d'ensemble du robot-meuleur.....	84
Figure 5.12 Mesure de la surface par le palpeur submersible.....	85
Figure 5.13 Pièce étalon et points de mesures du palpeur et de la MTT (Vue 3D).	86
Figure 5.14 Pièce étalon et points de mesures du palpeur et de la MTT (Vue de côté).....	86
Figure 5.15 Maillage tétraédrique d'un cube.	88

Figure 5.16 Volume étalon composé de 3 épaisseurs (modélisé dans un logiciel CAO)	89
Figure 5.17 Les 3 volumes reconstitués à l'aide du maillage (programmé dans MATLAB).....	89
Figure 5.18 Schématisation de la méthode des volumes approximatifs.	91
Figure 5.19 Vue en coupe montrant le profil exact laissé par la meule (pointillé) et la section des 6 volumes approximatifs.	91
Figure 5.20 Un sixième du volume mesuré calculé à partir de deux balayages superposés.....	92
Figure 5.21 Régression polynomiale des balayages mesurés.	93
Figure 5.22 Table dynamométrique submersible.....	94
Figure 5.23 Bassin d'essai – vue sur la table dynamométrique.....	95
Figure 6.1 Génération des surfaces mesurées.	98
Figure 6.2 Vue en coupe de la section meulée.....	99
Figure 6.3 Superpositions des balayages de la mesure des surfaces.....	100
Figure 6.4 Exemple de balayages obtenus lorsqu'une meule s'use non uniformément.....	101
Figure 6.5 Exemple de surfaces mesurées lorsqu'une meule s'use non uniformément.....	102
Figure 6.6 Évolution du diamètre de la meule en fonction du nombre de passes.....	103
Figure 6.7 Mesure de la force normale de meulage.....	105
Figure 6.8 Mesure des puissances de meulages.....	106
Figure 6.9 Essai de meulage sous l'eau avec injecteur d'air.	109
Figure 6.10 Intervalles de confiance sur les résidus en meulage sous l'eau, équation basée sur la puissance utile, $R^2=0.740$	113
Figure 6.11 Intervalles de confiance sur les résidus en meulage sous l'eau, équation basée sur la force normale, $R^2=0,783$	114
Figure 6.12 MRR modélisé et MRR mesuré en meulage sous l'eau, équation basée sur la puissance utile.	115

Figure 6.13 MRR modélisé et MRR mesuré en meulage sous l'eau, équation basée sur la force normale.....	116
Figure 6.14 Nuage de points des MRR mesurés sous l'eau et surface poly11 MRR(P_u, V_c)	118
Figure 6.15 Nuage de points des MRR mesurés sous l'eau et surface poly11 MRR(P_u, V_c)	119
Figure 6.16 Nuage de points des WRR mesurés sous l'eau et surface poly33 WRR(P_u, V_c)	122
Figure 6.17 Nuage de points des forces normales mesurées sous l'eau et surface poly11 $F_N(P_u, V_c)$	123
Figure 6.18 Nuage de points des forces normales mesurées sous l'eau et surface poly11 $F_N(P_u, V_c)$	124
Figure 6.19 Essai de meulage à sec.....	125
Figure 6.20 Relation entre la force normale et la vitesse de coupe à puissance constante (à sec et sous l'eau).....	130
Figure 6.21 Relation entre la force normale et la puissance à vitesse de coupe constante (à sec et sous l'eau).....	131
Figure 6.22 Relation entre la vitesse de coupe et coefficient (à sec et sous l'eau).....	132
Figure 6.23 Relation entre le MRR et la vitesse de coupe à puissance utile constante (à sec et sous l'eau).....	133
Figure 6.24 Relation entre le MRR et la puissance à vitesse de coupe constante (à sec et sous l'eau).....	134
Figure 6.25 Relation entre le MRR et la vitesse de coupe à force constante (à sec et sous l'eau).....	135
Figure 6.26 Relation entre le MRR et la vitesse de coupe avec un courant à la meule maximal et un diamètre de meule donné (à sec et sous l'eau).	136
Figure 6.27 Relation entre le G-Ratio et la vitesse de coupe à puissance constante (à sec et sous l'eau).....	137
Figure 6.28 L'énergie spécifique en fonction du MRR spécifique.....	138
Figure 6.29 Énergie spécifique en fonction du MRR spécifique (à sec et sous l'eau).	139

Figure 6.30 Relation entre le fini de surface et l'énergie spécifique.	140
Figure 6.31 Force normale spécifique en fonction du MRR spécifique (à sec et sous l'eau).....	141
Figure 6.32 Routine d'optimisation pour un diamètre de meule défini.....	146
Figure 6.33 Caractérisation du mode d'enlèvement de matière en maximisant le MRR pour l'usure d'une meule complète.....	148
Figure 6.34 Calcul du temps de réfection d'un seuil en optimisant le MRR ou le G-Ratio.	149
Figure 6.35 Simulation de l'optimisation du temps de réfection.....	150

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

SDM	Simulation par dynamique moléculaire
MTT	Machine à mesurer tridimensionnelle
LVDT	Linear variable differential transformer (Transformateur différentiel à variation linéaire)
MEF	Méthode des éléments finis
RPM	Rotation par minute
GUI	Graphic user interface (Interface graphique utilisateur)
IREQ	Institut de recherche d'Hydro-Québec
ANN	Artificial neural net (réseaux de neurones artificiels)
RSM	Response surface methodology (Méthodologie par réponse de surface)

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Z	Taux d'enlèvement de matière (mm^3/s)
MRR	Material removal rate (Taux d'enlèvement de matière – mm^3/s)
MRR'	MRR par unité de largeur (mm^2/s)
WRR	Wheel wear rate (Taux d'usure de la meule)
G-Ratio	Taux d'enlèvement de matière par rapport aux taux d'usure de la meule
F_N	Force normale appliquée pas la meule (N)
F_{TH} ou F_{N0}	Force normale minimale pour qu'il y ait enlèvement de matière (N)
F_t	Force tangentielle (N)
D ou D _{meule}	Diamètre de la meule (mm ou po.)
R	Rayon de la meule (mm ou po.)
L _{meule+} , L _m	Largeur de la meule (mm ou po.)
ω ou ω_{meule}	Vitesse angulaire de rotation de la meule (rad/s)
V ou V _c	Vitesse relative de la meule (m/s)
r _p	Ratio de l'étage de transmission
a _e	Profondeur de passe (mm)
v _w	Vitesse d'avance (m/s)
Λ_w	Constante du MRR dans l'équation d'Hahn et Lindsay
K _p	Constante de l'équation d'Hahn et Lindsay modifiée
u	Énergie spécifique (J/mm ³)
u _{coupe}	Énergie spécifique de formation de copeau(J/mm ³)
u _{friction}	Énergie spécifique de friction (J/mm ³)
u _{déformation plastique}	Énergie spécifique de déformation plastique (J/mm ³)
μm	Microns ($1 \times 10^{-6}\text{m}$)
P	Puissance (W)
P _u	Puissance utile (W)
P _{mec moteur}	Puissance mécanique à la sortie du moteur (W)
P _{à vide}	Puissance nécessaire pour faire tourner la meule à vide (W)
T_m	Couple moteur (N*m)
I _a	Courant à l'armature (A)
I _{cc}	Courant crête-crête à l'armature (A)

K_T	Constante de couple des moteurs DC sans balai
C_0	Constante de l'équation des pertes de traînées
ρ	Masse volumique (kg/m^3)
ρ_{acier}	Masse volumique de l'acier (kg/m^3)

INTRODUCTION

Les vannes des barrages hydroélectriques sont constituées de structures métalliques encastrées dans le béton. Ces structures doivent être entretenues et parfois réusinées pour assurer leur bon fonctionnement. Afin d'effectuer les réfections de meulage, des batardeaux doivent être construits pour mettre à sec les vannes et donner accès aux structures. Pour réduire les temps d'opérations, l'Institut de recherche d'Hydro-Québec a conçu et fabriqué une structure modulaire qui permet de diagnostiquer ces installations sous l'eau. Le développement d'un robot a aussi été mis de l'avant afin de pouvoir réparer les structures en milieu immergé par contrôle à distance. Pour y arriver, une excellente compréhension du procédé de meulage sous l'eau est requise.

Ce mémoire présente une approche de modélisation du procédé de meulage permettant une opération de réfection robotisée des seuils des vannes de barrages d'Hydro-Québec. Une revue de littérature permet de faire le survol des approches de modélisation du procédé de meulage. Des modèles de taux d'enlèvement de matière sont ensuite développés afin de permettre la sélection des paramètres optimaux du procédé. En ce qui a trait aux limites de cette recherche, elle est restreinte à la modélisation du procédé. Les techniques avancées de contrôle du robot ainsi que les algorithmes de trajectoire d'outils ne seront pas abordés.

Un banc d'essai et deux instruments de mesure sont conçus afin de pouvoir mesurer les variables du procédé ainsi que l'impact du milieu sur le meulage. Un palpeur rétractable permet de mesurer les profils des surfaces usinées sous l'eau. Les nuages de points enregistrés sont utilisés pour évaluer le volume de matière enlevé après chaque expérimentation. Des essais expérimentaux sont présentés et comparés. Un modèle de taux d'enlèvement de matière ainsi qu'un modèle de taux d'usure de la meule sont construits. Finalement, un logiciel équipé d'une interface graphique est présenté. Celui-ci permet à l'utilisateur de gérer les données, choisir les équations des modèles ainsi que prédire et optimiser les résultats.

CHAPITRE 1

PROBLÉMATIQUE

L’hydroélectricité est la source d’énergie première du Québec. Son histoire et son économie sont grandement basées sur cette ressource. L’énergie sous forme hydroélectrique représente plus de 95% de l’électricité totale produite par cette province. La société d’État, Hydro-Québec, est responsable de la production, du transport et de la distribution de l’électricité. L’entretien de son réseau et de ses installations de production constitue un enjeu majeur pour cette entreprise. L’inspection et l’entretien des centrales hydroélectriques sont par le fait même d’une grande importance.

Sous le poids de l’eau, les barrages sont soumis à des contraintes énormes. Le béton, en contact permanent avec l’eau, travaille et se déforme avec le temps. Parmi plusieurs travaux de réfection à effectuer, l’un d’entre eux est la réparation des rainures, linteaux et seuils des vannes en amont des centrales hydroélectriques. Les rainures sont des structures d’acier qui permettent l’ouverture et la fermeture des vannes. Ces portes sont ouvertes lorsqu’une turbine fonctionne normalement, et elles sont fermées lorsqu’une opération de maintenance doit être effectuée sur la turbine. Les vannes servent donc à isoler ou mettre à sec, les turbines pour que des opérateurs puissent travailler librement. Le parallélisme entre les surfaces et la planéité de la porte, des rainures, du linteau et du seuil assure l’étanchéité de celle-ci lorsqu’elle est fermée. La déformation du béton ainsi que la corrosion mène à des défauts de surface et une perte de planéité, ce qui produit une perte d’étanchéité des vannes.

Tel qu’illustré à la Figure 1.1, chaque porte du barrage est plus précisément équipée de deux vannes (A et B) en amont du barrage et d’une autre en aval (C). Lorsque la vanne intérieure en amont (B) doit être réparée, il suffit de fermer la vanne extérieure en amont (A). Cependant, la réparation des rainures de la vanne extérieure (A) nécessite la construction d’un mur temporaire (batardeau) afin de pouvoir réusiner la surface des rainures et du seuil à sec. La construction de cette structure représente des coûts importants et il serait très

profitable pour l'entreprise d'éliminer cette étape dans les travaux de remise à neuf des vannes.

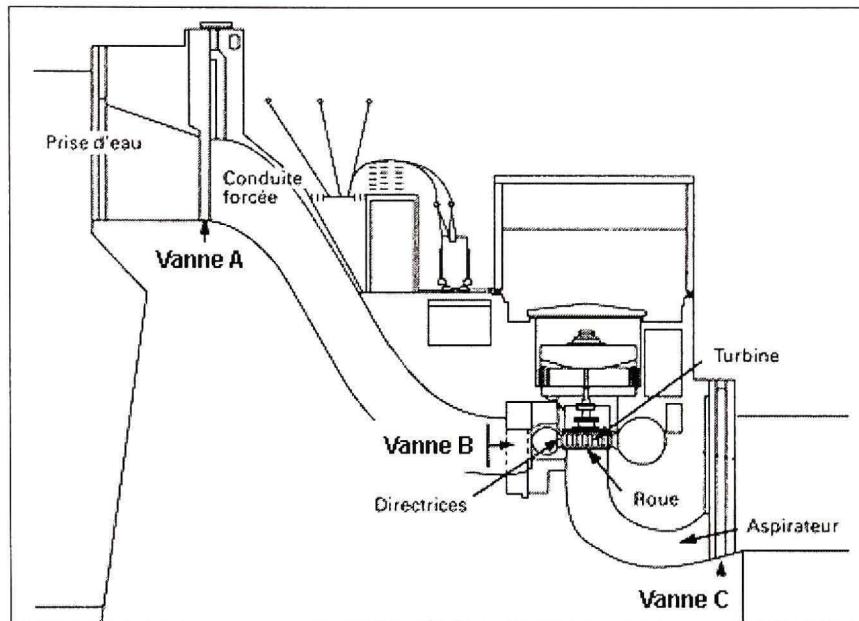


Figure 1.1 Schématisation d'un barrage hydroélectrique.
Adaptée de Hydro-Québec (2010)

En ce sens, une équipe de l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ) travaille actuellement au développement d'un système robotisé capable d'effectuer du meulage sous-marin. Ce système permettra la réfection en milieu immergé du seuil des vannes en amont des centrales hydroélectriques. Si la preuve de concept démontre qu'il est possible de réparer les seuils efficacement, le robot sera adapté pour aussi réparer les rainures et les linteaux des vannes. La Figure 1.2 illustre une conduite forcée. Les différentes structures métalliques à réparer sont montrées en bleu. On y voit aussi la structure modulaire en position pour la réfection du seuil. Le robot-meuleur est installé sur cette structure et est contrôlé à distance par le poste de travail situé à l'intérieur du barrage. La conduite forcée illustrée a 10 mètres de profondeur et 6 de largeur. Il s'agit d'une vanne d'un relativement petit barrage, les plus grandes pouvant avoir près du triple de ces dimensions.

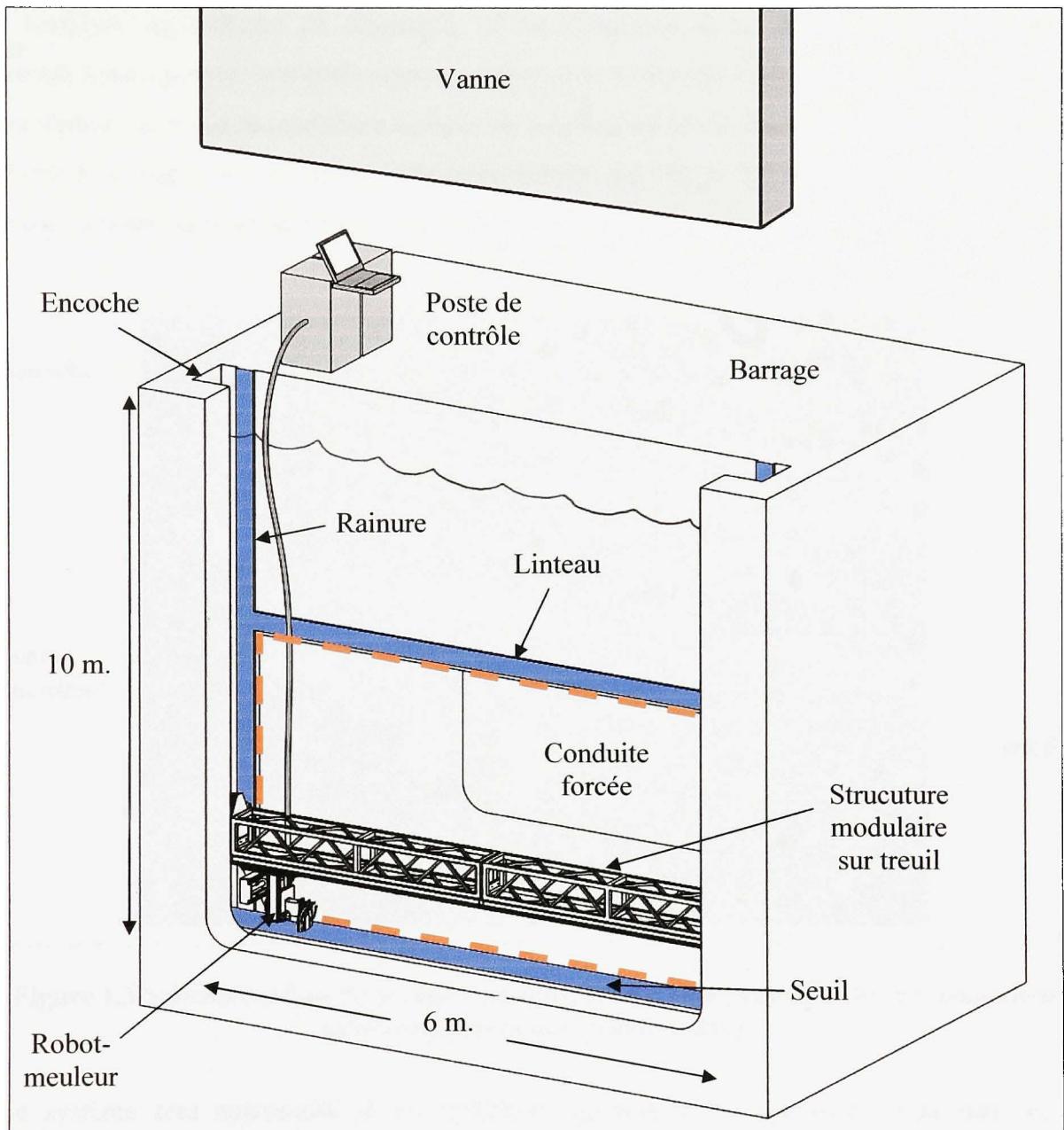


Figure 1.2 Schématisation d'une conduite forcée.

La procédure de réfection étudiée est la suivante : lorsqu'une vanne extérieure est à risque ou qu'elle n'est plus étanche, des mesures tridimensionnelles par caméra-laser et ultrasons sont d'abord effectuées afin de connaître l'état de la structure (épaisseur du matériel, état des déformations). Durant toute la durée de la mesure et de la réfection, la turbine de la vanne à réparer ainsi que les turbines adjacentes sont arrêtées pour stopper le courant de l'eau. Suite

à l'analyse préliminaire de diagnostic, il est déterminé si la surface satisfait certaines conditions permettant la rectification (ex. : épaisseur de matière restante). S'il est possible de les réparer, la structure modulaire équipée du robot-meuleur est descendue dans les encoches et fixée en place par des patins (non représentés). La Figure 1.3 illustre la structure et le robot-meuleur en position de réfection.

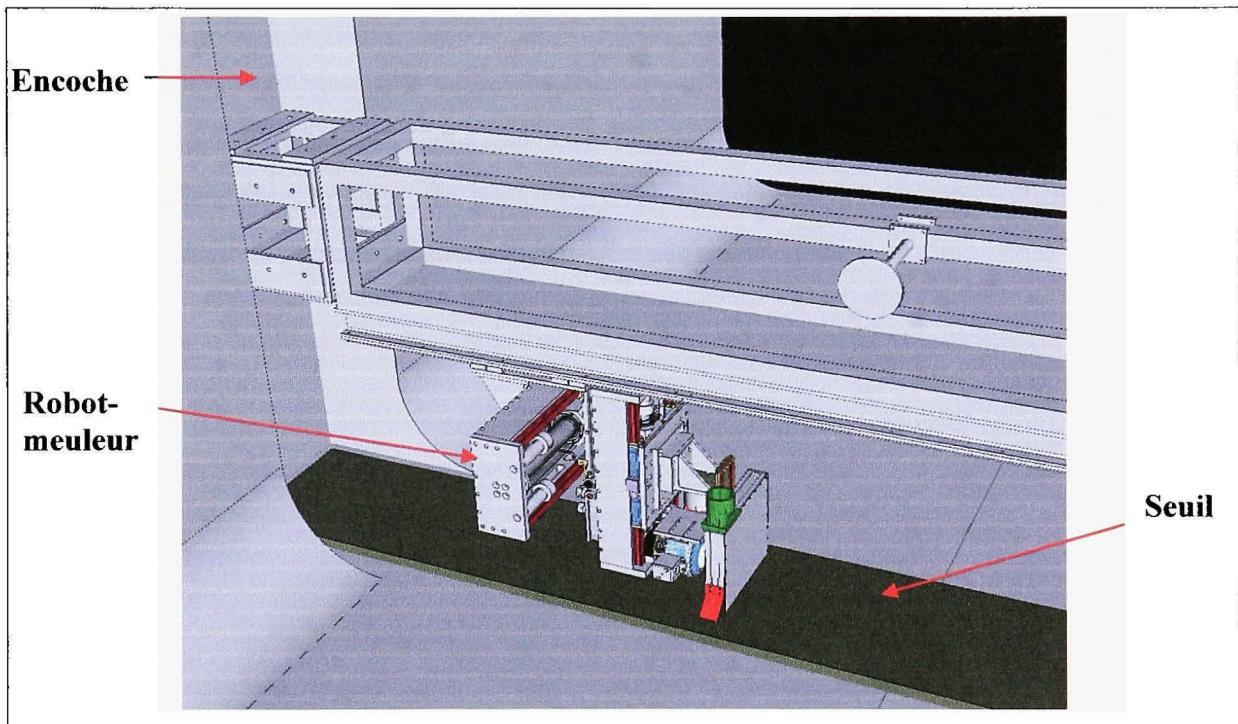


Figure 1.3 Schématisation de la réfection d'un seuil d'une vanne par le robot-meuleur submersible (version préliminaire).

Le système sera automatisé et un opérateur supervisera les opérations à la surface, à proximité de la vanne. L'opération de rectification nécessitera donc une méthode afin de contrôler précisément le taux d'enlèvement de matière.

Le meulage conventionnel est un procédé complexe qui comprend une multitude de paramètres opérationnels. La rectification en milieu sous-marin augmente davantage la difficulté d'analyse du procédé, car les expérimentations doivent être réalisées sous l'eau. De plus, peu de tests ont été menés en milieu immergé à ce jour et de nombreux éléments

sont à déterminer afin de pouvoir réaliser le projet. Le but de cette recherche est d'étudier les interactions entre les variables du procédé afin de pouvoir réaliser une modélisation du meulage sous-marin. Le modèle permettra la sélection et l'optimisation des paramètres de meulage (profondeur de passes, vitesse de la meule, vitesse d'avance, etc.) en fonction des dimensions escomptées.

Le projet fait suite à plusieurs années de recherche dans des domaines connexes à ce projet. Effectivement, l'IREQ possède une expérience considérable en robotique sous-marine grâce entre autres aux travaux qui ont mené à la réalisation du robot d'inspection sous-marine Maski. De plus, dans le cadre du projet Scompi, de l'expérience au niveau du procédé de meulage à sec, de la mesure et du contrôle robotisé a été acquise.

CHAPITRE 2

NOTIONS DE BASE

Dans cette section, une présentation des notions de base essentielles à la compréhension du procédé de meulage sera exposée. Par la suite, les principaux types de modèles de simulation utilisés dans l'industrie seront présentés. Le but de cet exercice est de réaliser la sélection d'un modèle répondant au besoin du projet.

Le procédé de meulage est une méthode de fabrication qui utilise une meule se déplaçant à une vitesse tangentielle élevée (20-200m/s) pour enlever un volume de matière à une pièce d'un matériau de dureté inférieure. Ce procédé est employé dans le milieu de la fabrication depuis le début du XXe siècle, mais c'est à l'âge de pierre que l'utilisation d'abrasifs pour la création d'outils fut inventée. Les avancements technologiques ont permis de mener cette technique de fabrication d'un niveau rudimentaire, permettant seulement des opérations manuelles, à un niveau de haute performance et de précision utilisant des machines-outils à axes multiples. Le développement et l'amélioration des abrasifs, des machines et des fluides de refroidissement sont quelques-uns des facteurs qui ont permis de rendre ce procédé très compétitif et même indispensable dans plusieurs secteurs de l'industrie. Notons par exemple, les secteurs de la haute précision (ex : aéronautique, automobile, outils), les secteurs nécessitant un taux d'enlèvement de matière élevé (ex : ébauche) ainsi que les secteurs de l'usinage des matériaux à dureté élevée (ex : céramiques, marbre, etc.).

En choisissant les paramètres adaptés aux types d'utilisation, le meulage permet de répondre à de nombreux besoins en matière de fabrication. Ce procédé est toutefois très complexe. Le nombre important de variables influençant le comportement du procédé nécessitent une excellente compréhension de l'interactivité entre ces variables afin de pouvoir obtenir des résultats de qualité (finis de surfaces bas, dimensionnement précis). Lorsque la rectification n'est pas en contrôle, les complications suivantes surviennent : défauts de surface (rugosité,

contraintes résiduelles élevées), vibrations, broutage, usure prématuée de la meule, etc. La maîtrise des intrants est donc indispensable.

Les notions de base seront maintenant résumées afin de faire ressortir la théorie essentielle à la compréhension des paramètres en jeu.

2.1 Les principales composantes du procédé

Le procédé de meulage est composé des six éléments de base suivants :

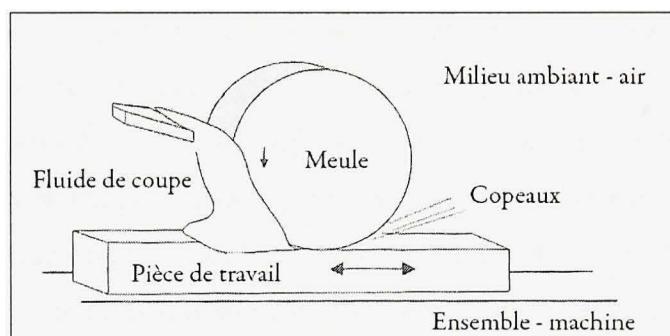


Figure 2.1 Les six éléments de base impliqués dans le meulage de surface.

Adaptée de Marinescu (2007, p.4)

La meule est un ensemble de grains abrasifs maintenu en place par un matériau liant. En tournant, les grains entrent en contact avec la pièce. La pièce, d'une dureté inférieure à celle des grains abrasifs, perd peu à peu de la matière sous forme de copeaux. L'énergie cinétique de la meule est principalement transférée à la pièce par friction et par déformations élastique et plastique. La majorité de cette énergie est transformée en chaleur, d'où l'importance du fluide de coupe. Ce dernier permet de limiter la température de la zone de contact, de réduire les efforts de coupe et de faciliter l'évacuation des copeaux. Une fois détachés de la pièce les copeaux sont éjectés de la meule par le fluide de coupe. Finalement, l'ensemble-machine permet de maintenir la pièce en place lors du meulage. Le poids et la dimension de l'ensemble-machine assure la rigidité du système. La rigidité a un impact déterminant sur la précision et l'état de surface de la pièce meulée. Ces 6 éléments de bases sont interreliés et

leurs attributs physiques et propriétés chimiques ont un effet majeur sur les forces de coupe et sur l'état de surface qu'il est possible d'obtenir. Les prochains points ont pour intention de mettre au jour les caractéristiques importantes de chacun de ces éléments qui caractérisent le procédé de meulage.

2.2 Mécanismes d'enlèvement de matière

La compréhension du procédé commence par la familiarisation avec les mécanismes d'enlèvement de matière. Dans un cas d'usinage plus traditionnel (ex. : tournage) où l'élément coupant a une forme géométrique bien définie et un point de contact précis, les mécanismes d'enlèvement de matière sont relativement simples à analyser. Lorsqu'il s'agit de définir les mécanismes du meulage, cela devient beaucoup plus complexe. Plusieurs problèmes sont responsables de ces difficultés. L'un de ces problèmes est lié à la particularité de l'outil de coupe. Chaque grain a une géométrie tridimensionnelle unique. De plus, les grains sont répartis aléatoirement dans le volume de la meule. Lors de la coupe, plusieurs grains sont partiellement engagés en même temps dans la zone de contact. La surface résultante est donc la somme de tous les grains agissants comme outil de coupe. Finalement, la création des copeaux se fait à très petite échelle, de l'ordre des microns. Tel qu'expliqué par Marinescu (2007), ce dernier facteur explique en partie pourquoi il est difficile d'observer et de comprendre les mécanismes d'enlèvement de matière. Lors de l'entrée du grain dans la pièce, 3 phénomènes ou combinaison de ceux-ci peuvent survenir :

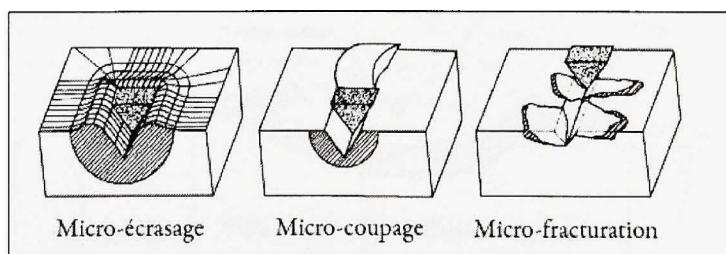


Figure 2.2 Interactions physiques entre les grains et la surface de la pièce de travail.
Adaptée de Marinescu (2007, p.31)

Le premier cas possible est le « micro-écrasage ». Le grain déforme alors plastiquement la matière sans qu'il y ait formation de copeaux. Par la suite, le micro-coupage est la situation où le grain coupe la matière d'un volume égal au volume de la trace laissée par le grain. Lors du meulage des matériaux ductiles, une proportion de ces deux phénomènes se produit. Selon Marinescu (2007), le ratio de micro-coupage et micro-écrasage dépend de la compatibilité entre la meule et la pièce, des paramètres de coupe et de la géométrie des grains. La micro-fracturation de la matière peut se produire lors de la rectification des matériaux fragiles, tels que la céramique et le verre.

Le mécanisme d'enlèvement de matière des matériaux ductiles peut être décomposé en 3 étapes. La Figure 2.3 illustre le phénomène. Lorsqu'un grain entre en contact avec la surface usinée, il y a tout d'abord une courte déformation élastique et l'apparition de force de friction. L'angle d'attaque est alors très faible dû à la différence importante entre la dimension du diamètre de la meule et la profondeur de coupe. Par la suite, certaines dimensions déterminent s'il y a formation d'un copeau. Effectivement, le grain doit atteindre une profondeur donnée (T_u) pour qu'un copeau soit formé. Cette profondeur doit être égale ou supérieure à une dimension de référence nommée : épaisseur de contre-dépouille (h_{cu}). L'épaisseur finale du copeau a une dimension inférieure à l'épaisseur de contre dépouille et se nomme : épaisseur effective du copeau (h_{cueff}).

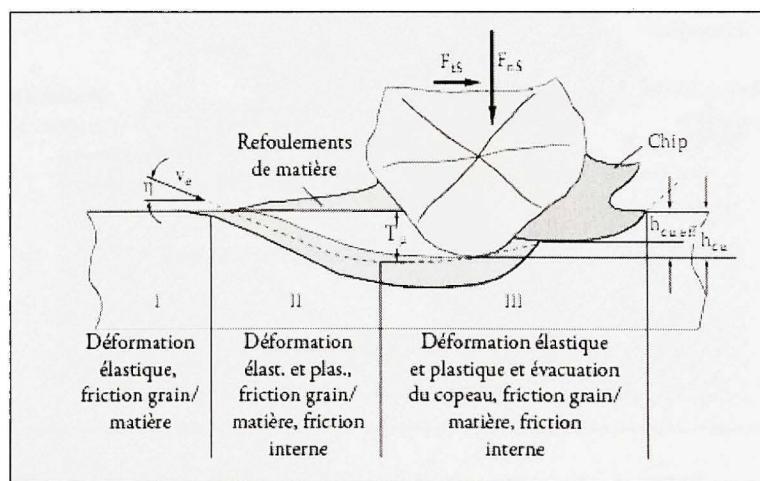


Figure 2.3 Processus d'enlèvement de matière des matériaux ductiles.
Adaptée de Marinescu (2007, p.32)

Si le grain pénètre la surface jusqu'à accéder la profondeur T_μ , la déformation élastique se poursuit en parallèle à des déformations plastiques. Ces dernières créent des refoulements de matières aux abords de la trace formée par le passage du grain. Ensuite, l'accumulation des déformations plastiques et élastiques mène à la création d'un copeau. Tout au long de ces trois étapes, il y a une importante génération de chaleur due à la friction et aux déformations qui conduit la zone de contact à atteindre des températures élevées. Lorsque les vitesses de coupe et d'avance sont élevées, ces températures peuvent atteindre le point de fusion du matériau meulé.

2.3 Transformation de l'énergie

Durant le meulage, l'énergie cinétique de la meule est transférée principalement sous la forme de flux de chaleur. L'augmentation de la température est due à la friction générée par le contact entre l'outil et la pièce. La schématisation du transfert d'énergie est illustrée ci-dessous.

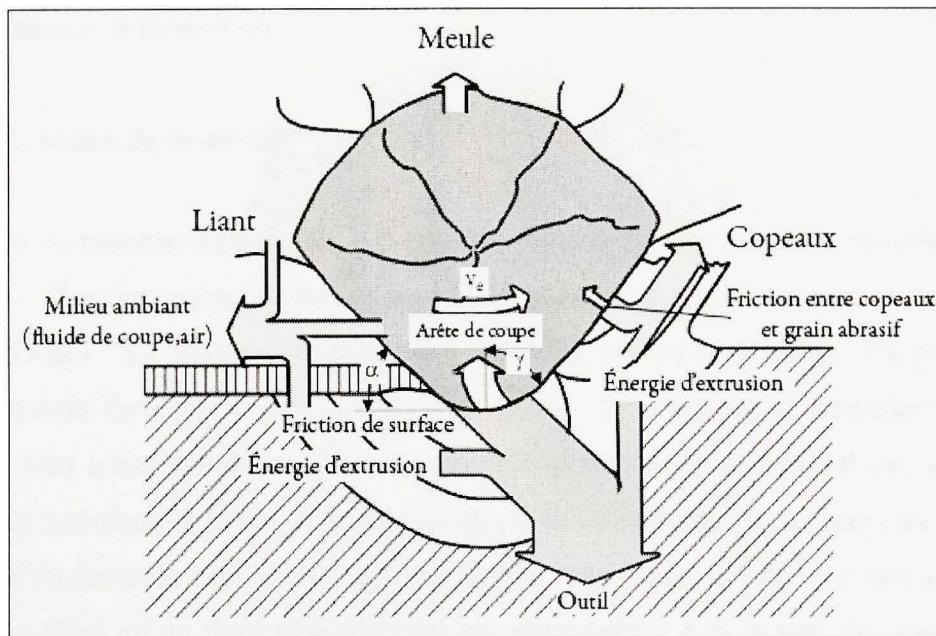


Figure 2.4 Transfert de chaleur durant le meulage de matériaux métallique.
Adaptée de Marinescu (2007, p.41)

Cette approche permet de visualiser les interactions entre la meule et la surface meulée. Le fluide de coupe et le milieu ambiant ont un impact majeur sur le transfert d'énergie.

Le projet de recherche propose d'étudier le procédé de meulage en milieu immergé. Dans cette condition, pour des raisons environnementales et pratiques, il est impossible d'utiliser un fluide de coupe additionnel. Par l'absence de fluide de refroidissement, il est possible de supposer que les forces de friction seront plus élevées que lorsqu'un fluide est utilisé. L'huile ou les additifs présents dans la majorité de ces fluides de coupe permettent de réduire le frottement lors de l'entrée en contact du grain avec la surface et lors de la création et du dégagement du copeau. Cependant, puisque l'eau a une capacité thermique massique d'environ quatre fois plus élevée que l'air, il est possible d'estimer que la quantité d'énergie, normalement évacuée par le fluide de coupe à l'air, pourra être reprise directement par le milieu immergé. En d'autres termes, au point de vue du transfert de chaleur, l'eau jouera le rôle du fluide de coupe. Par l'absence d'huile, les forces de friction seront élevées, mais la chaleur générée sera dissipée efficacement par le milieu ambiant. Ces hypothèses, concernant l'impact du milieu sous-marin sur les efforts de coupe, seront vérifiées lors des expérimentations en laboratoire.

2.4 L'usure de la meule

Afin d'avoir un procédé en contrôle, il faut savoir maîtriser les paramètres influençant l'usure des meules. Il existe quatre modes d'usure et chacun de ces modes a un impact sur la durée de vie de l'outil. La Figure 2.5 schématise deux de ces types d'usure. Le premier type d'usure provient du détachement complet du grain. La fracturation complète se produit lorsque le liant n'est pas assez résistant pour l'application qu'il subit, il est surchargé et incapable de maintenir le grain, ce qui provoque le détachement. Par la suite, un autre mode d'usure non souhaitable est l'aplatissage des grains. Des forces de coupe et des températures trop élevées ainsi qu'un liant trop résistant en comparaison à la dureté des grains abrasifs sont les causes principales de ce phénomène.

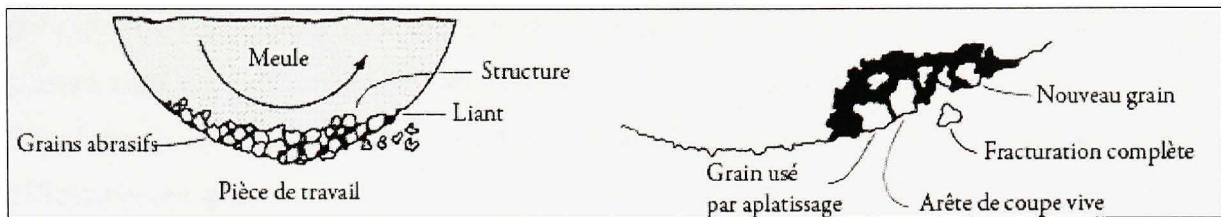


Figure 2.5 Usure des meules agglomérées.
Adaptée de ASM International (2002)

La Figure 2.6 présente la relation entre les types d'usures et le G-Ratio de meulage. Ce ratio est calculé en divisant le volume de matière enlevé par le volume d'usure de la meule. Le mode d'usure permettant d'optimiser l'utilisation du meulage se produit lorsque les grains présentent des arêtes coupantes en continu. Cette situation se produit lorsque l'usure se réalise par fracture esquilleuse ou « micro-splintering ». La force appliquée aux grains doit être suffisante sans dépasser une limite critique. Lorsque la force devient supérieure à cette force idéale, il y a aplatissement et risque de brûlure de la surface. La fracture partielle des grains est l'étape intermédiaire entre le dégagement complet et l'usure par fracture esquilleuse.

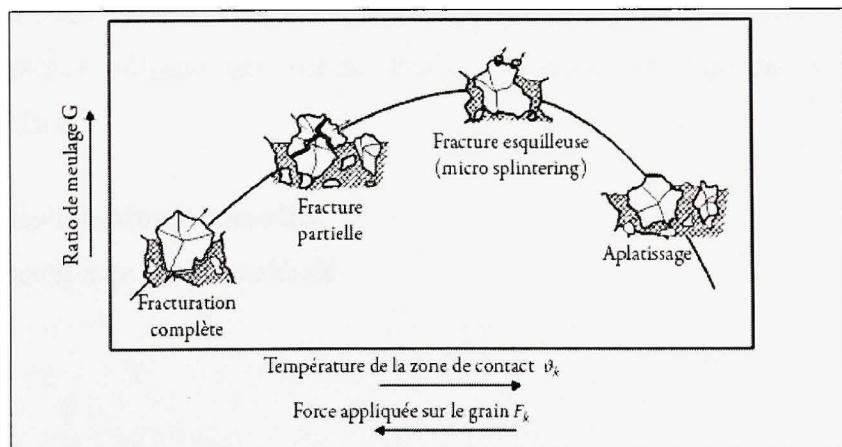


Figure 2.6 Relations entre les types d'usures et le ratio de meulage G.
Adaptée de Marinescu (2007, p.190)

Un autre facteur influençant le mode d'usure des grains est relatif à l'usure du liant. Afin de couper, les grains doivent être suffisamment protubérants. Pour ce faire, le liant doit s'user

pour que les arêtes des grains soient bien en contact avec la surface meulée. L'usure du liant permet ainsi aux grains de s'autoréaffuter. Le choix d'un liant compatible aux grains et à l'application est donc un autre facteur important à considérer afin d'avoir une rectification efficace et optimale.

De façon générale, la dégradation des meules est provoquée par l'usure mécanique et thermique. Le mode d'usure est déterminé par les paramètres de coupe, la méthode de refroidissement et de lubrification, ainsi que par la cinématique du procédé. Finalement, tel que discuté par Marinescu (2007), la porosité du liant joue aussi un rôle important, car cela permet l'absorption du fluide de coupe et la réduction des températures dans la zone de travail.

2.5 Le meulage de surface

D'un point de vue général, le projet a pour but de réusiner les surfaces des rainures des vannes des barrages hydroélectriques afin de rétablir l'étanchéité des portes extérieures en amont du barrage. Ces surfaces sont planes et nécessitent un meulage pouvant aller jusqu'à quelques millimètres à certains endroits. Par conséquent, la réfection s'effectuera grâce à un meulage de surface utilisant une meule droite. Il existe principalement deux types de meulage de surface :

1. La rectification conventionnelle;
2. La rectification en passe profonde.

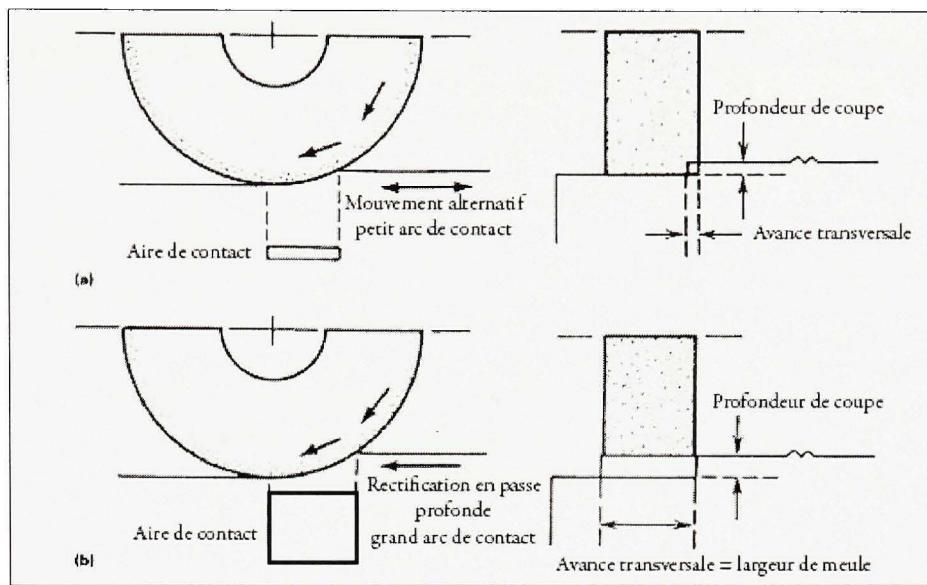


Figure 2.7 Schématisation montrant les vues de face et latérales des arcs de contact (a) Meulage de surface conventionnelle (b) Meulage en passe profonde.

Adaptée de ASM International (2002)

La rectification conventionnelle utilise des profondeurs et des largeurs de coupe faibles. Plusieurs aller-retour de la meule sont nécessaires afin d'enlever l'épaisseur de matière souhaitée. Les améliorations dans la fabrication des meules de l'utilisation des nouveaux abrasifs ont permis de développer la rectification en passe profonde. Ce procédé permet d'usiner à des taux d'enlèvement de matière supérieurs. La profondeur désirée est normalement obtenue en 1 seule passe, et ce, pour une largeur allant jusqu'à la largeur de la meule. La Figure 2.7 illustre la différence entre les 2 méthodes de rectification de surface.

La comparaison entre la plage de valeur des paramètres de ces 2 procédés ainsi que le meulage haute-vitesse est affichée à la Figure 2.8. Le meulage en passe profonde génère des efforts de coupe plus importants et nécessite des conditions particulières afin de pouvoir être employé. Le contrôle de l'avance des tables doit être très précis. Les puissances des meuleuses doivent aussi être plus élevées. Lors de la conception de l'ensemble-machine, le choix de la meuleuse doit s'être fait en prévision à ces efforts de coupe supplémentaires.

Process Parameters of Reciprocating, Creep, and High-Performance Grinding Processes				
Set Values	Infeed a_e	Feedrate v_{ft}	Cutting Speed v_c	Specific Material Removal Rate Q'_W
Process				
Reciprocating grinding	0.001–0.05 mm	1–30 m/min	20–60 m/s	0.1–10 mm ² /min/s
Creep feed grinding	0.1–30 mm	0.05–0.5 m/min	20–60 m/s	0.1–15 mm ² /min/s
High-performance grinding	0.1–30 mm	0.5–10 m/min	80–200 m/s	50–2,000 mm ² /min/s

Figure 2.8 Paramètres des procédés de meulage surface conventionnelle, en passe profonde, à haute vitesse.

Tiré de Marinescu (2007, p.347)

Les vibrations peuvent être moins problématiques pour le meulage en passe profonde, car la zone de contact entre la meule et la pièce est importante. Cela a pour effet de générer un certain amortissement. Selon Salmon (1992), les vibrations proviennent davantage d'une meule mal balancée, d'un mauvais dressage ou d'un manque de rigidité de la machine.

En résumé, la technologie offre actuellement deux méthodes de rectifications des surfaces, soit : le meulage de surface conventionnelle et le meulage de surface en passe profonde. Cette dernière offre de nombreux avantages sur la rapidité d'exécution, mais nécessite un système extrêmement précis et rigide. Une attention particulière doit être portée lors de la conception de ce type de système. Pour des raisons de rentabilité, le meulage en passe profonde vise un marché de production de masse où les temps d'usinage sont courts et les finis de surfaces bas. Pour toutes ces raisons, une approche par rectification de surface conventionnelle sera préconisée pour le procédé de meulage en milieu immergé.

CHAPITRE 3

REVUE DE LITTÉRATURE

Le procédé de meulage est reconnu pour être une méthode de fabrication complexe due à ses mécanismes d'enlèvement de matière, à la quantité élevée de paramètres d'entrées et de leurs interrelations. La Figure 3.1 représente les principaux thèmes liés au procédé de meulage rencontrés dans la littérature. Comme le diagramme l'illustre, il s'agit d'un vaste domaine d'étude abordant autant les sujets du contrôle et de l'optimisation que celui de la modélisation du procédé. La revue de la littérature a été réalisée dans l'optique d'étudier plus particulièrement les modèles du procédé existants pour choisir quelle méthode pourrait être utilisée pour le meulage en contrôle de force du robot. Afin d'améliorer la compréhension du procédé et de parvenir à un contrôle de celui-ci, de nombreux travaux de recherche ont été réalisés dans le domaine de la modélisation depuis les quarante dernières années. Ceci a notamment été démontré par Brinksmeier *et al.* (2006). Cet auteur a récemment fait un survol des différentes approches permettant le développement des modèles du procédé ainsi que des dernières innovations dans le domaine de la simulation. Les approches peuvent être classées de la manière suivante :

1. Les modèles basés sur des principes physiques : l'approche analytique fondamentale, les éléments finis, la cinématique du procédé, la dynamique moléculaire ou la régression;
2. Les modèles purement empiriques : par régression ou par réseaux de neurones artificiels (artificial neural net models [ANN]);
3. Les modèles heuristiques : modèles à base de règles (ruled based models).

Le présent chapitre présentera un survol des approches et synthétisera ensuite les principaux modèles du procédé.

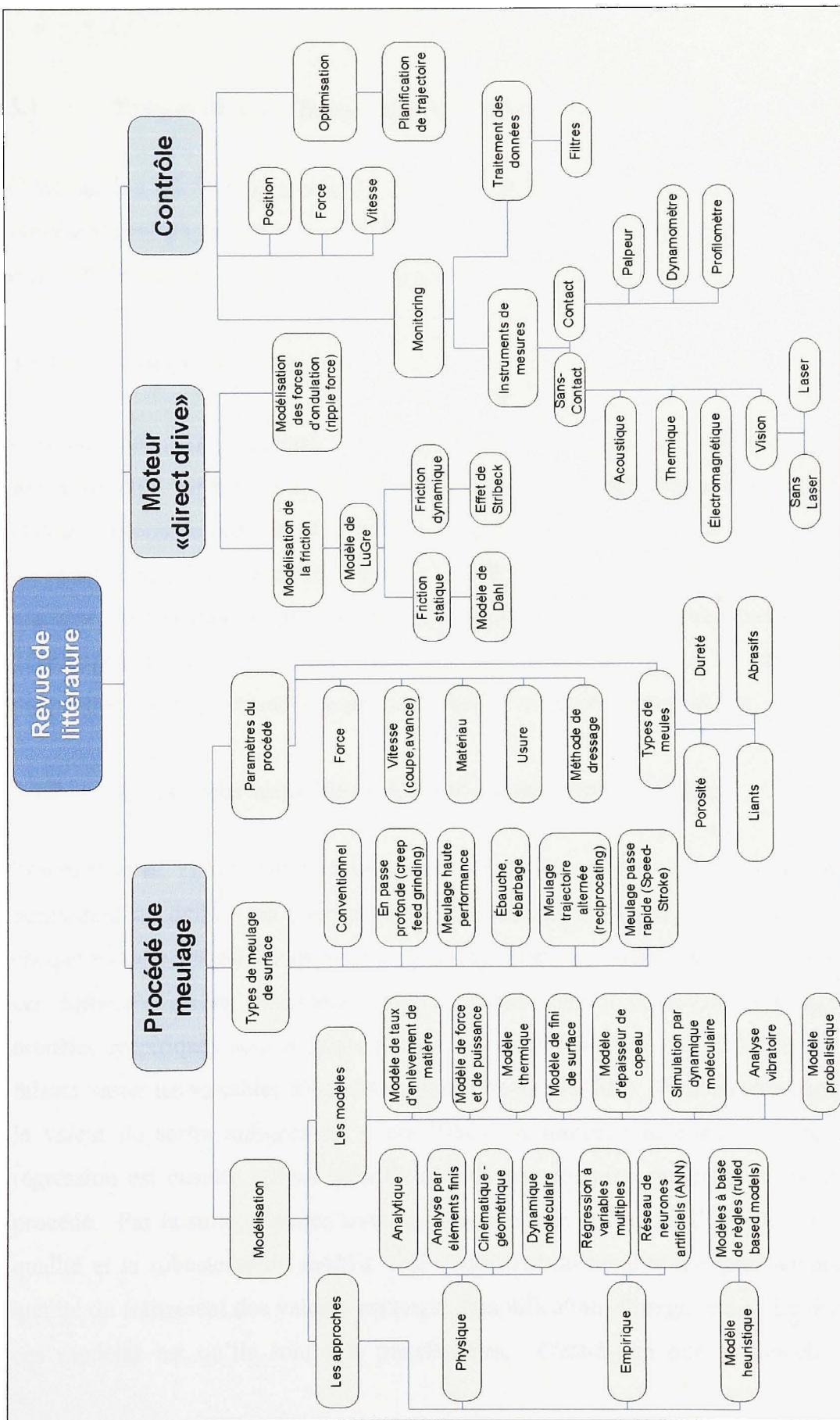


Figure 3.1 Diagramme de la revue de littérature.

3.1 Présentation des principales approches de modélisation

Cette section décrit brièvement les cinq principales approches utilisées pour modéliser le procédé de meulage. En industrie, deux de ces approches se distinguent, soit : l'analyse par éléments finis et les modèles empiriques basés sur des principes physiques.

3.1.1 L'approche analytique

Comme son nom l'indique, ce type de modèle est dérivé de principes physiques fondamentaux. Le but est de développer des équations analytiques qui permettent de définir certains aspects du procédé. L'avantage de cette approche est qu'une fois la relation établie, les résultats sont facilement transférables à d'autres types d'applications (ex. : changement de machine, de matériau, de paramètres). Étant donné la complexité du procédé de meulage, le développement de modèle purement physique n'est pas utilisé en pratique. Certains paramètres doivent irrémédiablement être définis par approche empirique.

3.1.2 L'approche empirique basée sur des principes physiques

Tönshoff *et al.* (1992) ont écrit un article récapitulant l'ensemble des modèles empiriques permettant de définir les comportements du meulage. À partir des travaux réalisés sur chaque modèle, les équations ont été formulées sous une forme générale. Quelques-unes de ces équations seront présentées dans la section (Survol des principaux modèles). Les modèles empiriques sont produits grâce à la réalisation d'expérimentations successives en faisant varier les variables d'entrées (paramètres du procédé). Pour chaque expérimentation, la valeur de sortie mesurée est notée (force, puissance, température). Une méthode de régression est ensuite utilisée afin de trouver une équation qui régit le comportement du procédé. Par la suite, d'autres tests sont réalisés afin de valider l'équation du modèle. La qualité et la robustesse du modèle créé dépendent du nombre d'expérimentations et de la qualité du traitement des valeurs mesurées (amplification, filtrage, etc.). Le désavantage de ces modèles est qu'ils sont peu transférables. C'est-à-dire que le modèle est limité à

l'application spécifique étudiée. De plus, la plupart des modèles empiriques du procédé de meulage se limitent à l'analyse statique du procédé. Ils ne tiennent pas compte de l'évolution de l'usure de la meule dans le temps. La considération du temps dans les modèles empiriques nécessiterait une quantité exponentielle d'expérimentations supplémentaires.

3.1.3 L'approche cinématique-géométrique

Cette approche se base sur la modélisation de l'entrée de chaque grain dans la surface meulée. Le volume retiré à la pièce est calculé grain par grain afin de définir la surface générée. Voici l'approche cinématique-géométrique du modèle proposé par Chen *et al.* (1998) :

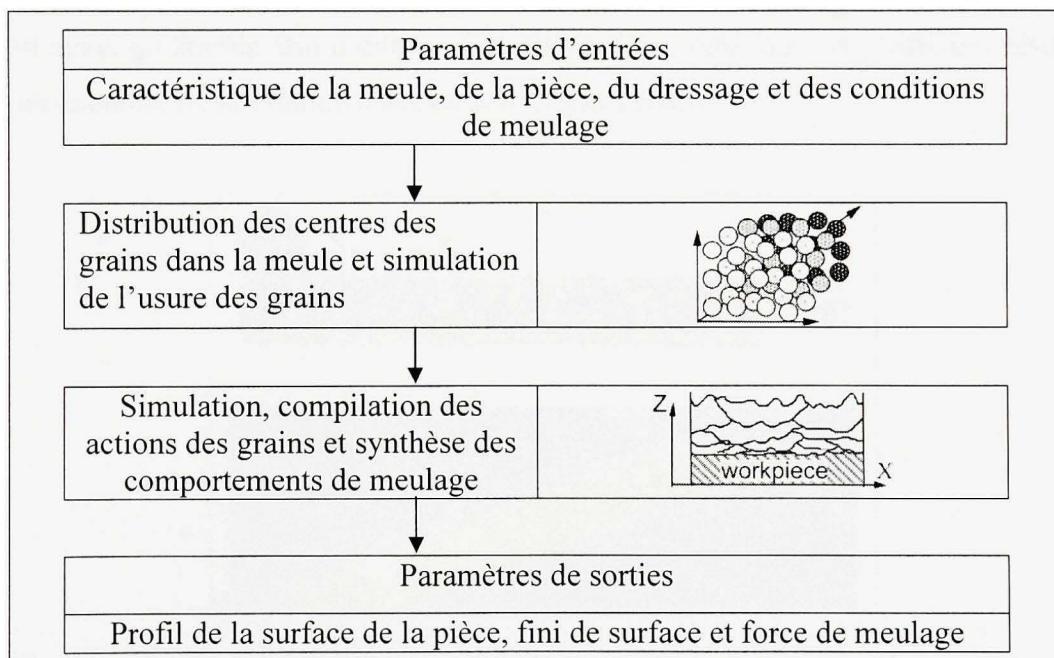


Figure 3.2 Organigramme du modèle cinématique-géométrique.
Adaptée de Chen, Rowe et al. (1998, p.46)

La majorité des modèles développés par cette approche sont des modèles de fini de surface. Salisbury (2001) utilise un profilomètre afin de mesurer une surface d'environ 2.5 mm^2 au micron près. À partir de ces mesures, il reproduit une surface de référence qu'il utilisera

dans un programme afin de calculer la surface générée par la meule. Un autre exemple sera cité à la section sur les modèles de fini de surface.

3.1.4 L'analyse par la méthode des éléments finis

L'analyse par la méthode des éléments finis (MEF) est un outil puissant qui permet de résoudre des équations différentielles complexes de manière numérique. La MEF est utilisée en meulage pour la création de modèle étudiant des phénomènes macroscopiques et microscopiques. Au niveau macroscopique, de nombreux auteurs ont utilisé cet outil afin de réaliser des modèles thermiques du meulage. La démarche est présentée à la partie : Modèle thermique. L'approche microscopique est utilisée pour la compréhension du phénomène de la formation des copeaux. Il est entre autres possible de simuler l'entrée d'un grain abrasif dans un matériau ductile afin d'évaluer les déformations élastiques et plastiques résultantes. Voici un exemple de simulation obtenue par Klocke (2003) :

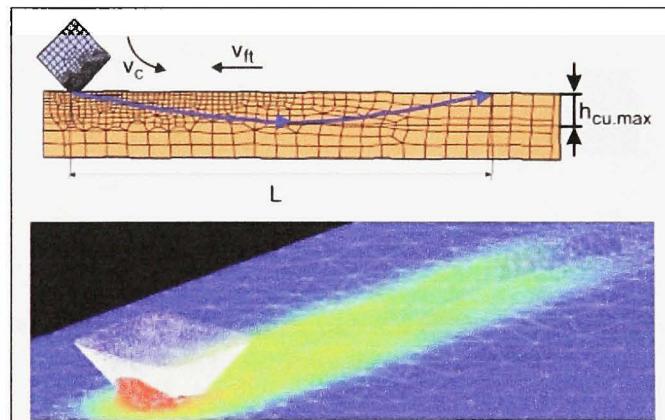


Figure 3.3 Simulation de l'entrée d'un grain abrasif dans un matériau ductile par MEF.
Tirée de Klocke (2003, p.8.10)

La puissance actuelle des ordinateurs limite cependant l'utilisation de cette technique pour la modélisation d'une meule en entier.

3.1.5 La simulation par dynamique moléculaire

La simulation par dynamique moléculaire (SDM) peut être utilisée afin d'acquérir une meilleure compréhension des comportements microscopiques d'un matériau soumis à un phénomène donné. Contrairement à l'analyse par éléments finis où la pièce est maillée en un nombre donné d'éléments, la SDM modélise chaque atome de la pièce. Le phénomène est simulé par calcul informatique et l'évolution du comportement des particules peut être étudiée au cours d'une période de temps. Les propriétés microscopiques telles que la microstructure, les constantes de réseau et leurs orientations, les éléments chimiques ainsi que les interactions moléculaires sont considérés. Chaque noyau est représenté par sa masse et l'interaction de celui-ci avec ses voisins dépend d'une relation d'énergie potentielle :

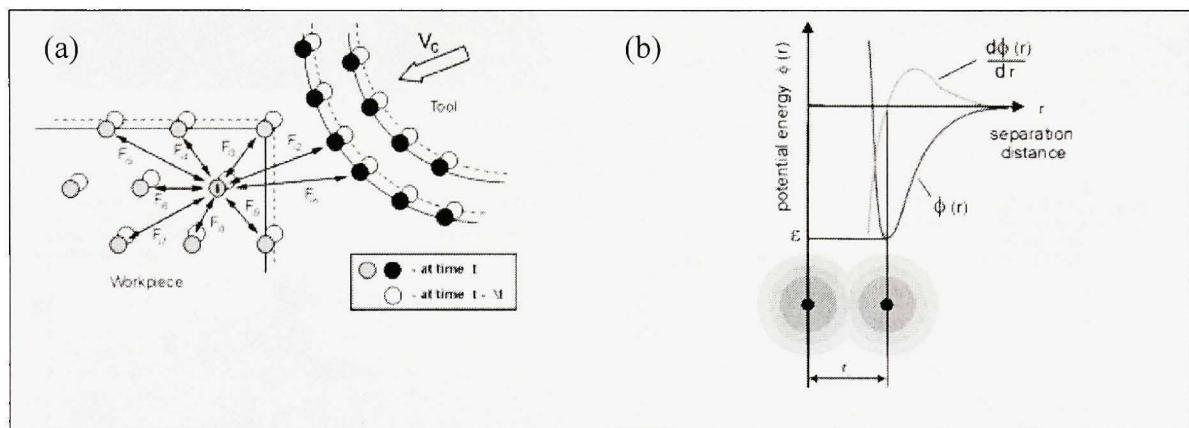


Figure 3.4 (a) Interactions atomiques (b) Relation d'énergie potentielle.
Adaptée de Rentsch (2006, p.84)

Initialement, les modèles par SDM étaient limités à l'analyse en deux dimensions de structures monocrystallines. Les modèles récents parviennent à modéliser des structures polycristallines complexes en trois dimensions. Il est même possible d'y ajouter des défauts de surface. Pour l'analyse du procédé de meulage, le phénomène généralement étudié est l'entrée d'un grain d'abrasif dans une pièce. Shimizu *et al.* (2002) ont, entre autres, étudié la formation de copeaux par rectification à haute vitesse des matériaux ductiles. L'analyse de la simulation permet de calculer les efforts de coupe, la température, les états de contraintes ainsi que le transfert d'énergie. Rentsch (2006) a démontré que les analyses de la

topographie de la surface et de son intégrité (déformations, dislocations et contraintes résiduelles) peuvent être directement déterminées par la coordonnée des atomes ou par leurs déplacements.

Voici les résultats obtenus par cet auteur suite à la modélisation par SDM tridimensionnelle de l'entrée d'un grain dans une surface :

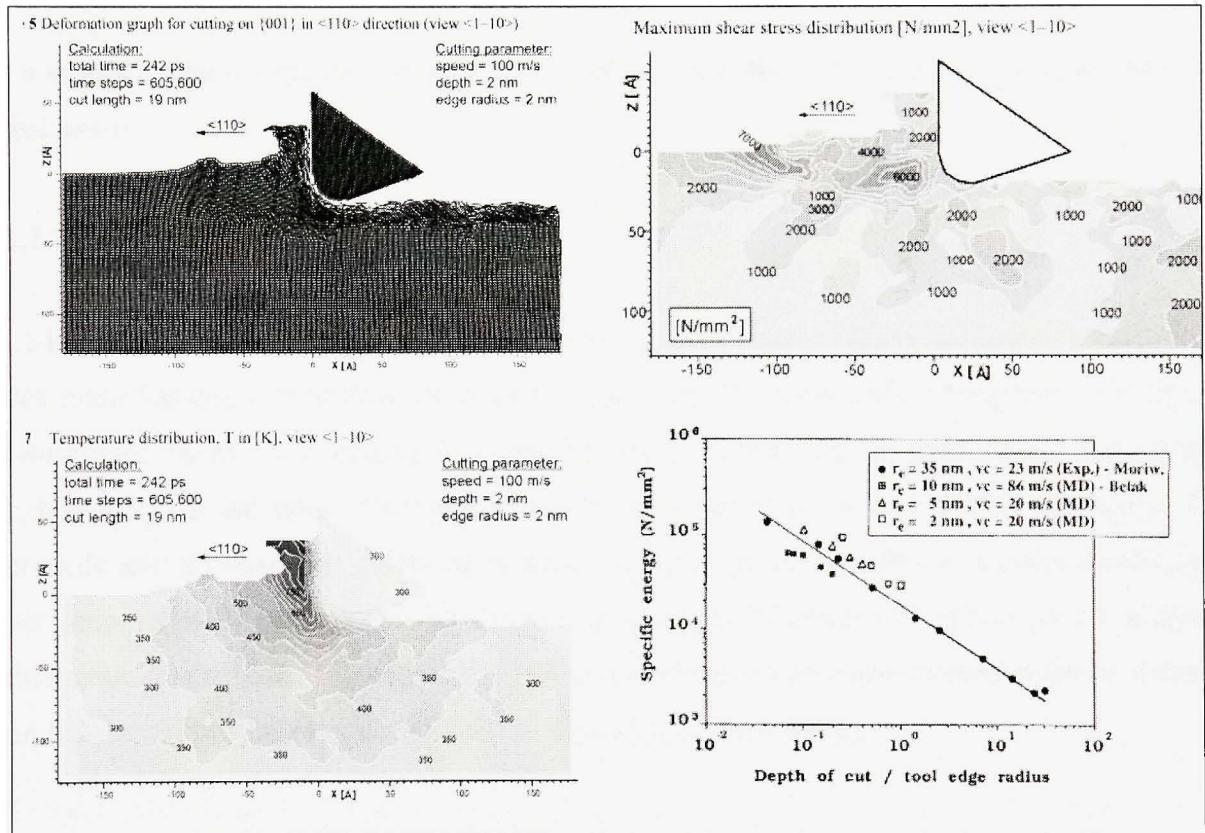


Figure 3.5 Simulation par dynamique moléculaire.
Adaptée de Rentsch (2006, p.91)

Dues à la demande élevée des calculs, les limitations de cette approche résident principalement dans :

1. la petite taille des modèles;
2. la courte période de simulation;

3. la représentation simplifiée des matériaux;
4. l'absence de simulation de l'environnement (simulée sous vide).

Les résultats obtenus quant à la formation des copeaux, la réponse plastique et élastique de la pièce de travail coïncident cependant avec les comportements observés dans la réalité.

3.2 Survol des principaux modèles du procédé de meulage

La section suivante présente un survol des modèles du procédé de meulage existants dans la littérature.

3.2.1 Modèle thermique

La hausse de température dans la zone de meulage peut générer des contraintes résiduelles et des microfissures à la surface de la pièce. De plus, il peut y avoir changement de phase (workpiece burn). Ce phénomène modifie les propriétés de la pièce et est hautement indésirable. Il est donc d'un grand intérêt de comprendre le phénomène thermique du procédé afin d'éviter tout défaut de surface. Le principe de transfert de chaleur développé par Jaeger (1942) est l'un des plus connu et des plus fréquemment utilisé pour l'analyse thermique du procédé. En résumé, cet auteur a développé une équation permettant de définir un flux de chaleur en deux dimensions se déplaçant sur une surface.

$$\theta_z(X, Z) = \frac{2q_w \alpha}{\pi \lambda v_w} \int_{x-L}^{x+L} e^{-u} K_o(Z^2 + U^2)^{1/2} du \quad (3.1)$$

$$\text{où } X = \frac{v_w x}{2\alpha} \quad Z = \frac{v_w Z}{2\alpha} \quad L = \frac{v_w l_k}{2\alpha} \quad u = \frac{v_w (x - x_o)}{2\alpha} \quad (3.2)$$

Cette approche est utilisée pour modéliser le transfert de chaleur généré dans la zone de contact lors du meulage. L'énergie totale de l'opération de meulage provient de l'entrée de chaque grain dans la pièce. Selon Malkin (1974), cette interaction peut être divisée en trois composantes : le coupure, l'écrasage ou la fracturation. La hausse de température provient

de cette énergie nécessaire à la déformation et à l'enlèvement de matière. Plusieurs auteurs ont démontré que le flux chaleur peut être modélisé par un flux constant (ou triangulaire) qui se déplace sur la surface de travail. Il est donc possible d'employer le modèle de Jaeger (1942) afin de créer un modèle thermique du meulage. Il est par la suite relativement simple de bâtir ce modèle à l'aide d'un logiciel d'analyse par éléments finis, simulant un flux de chaleur se déplaçant sur une pièce.

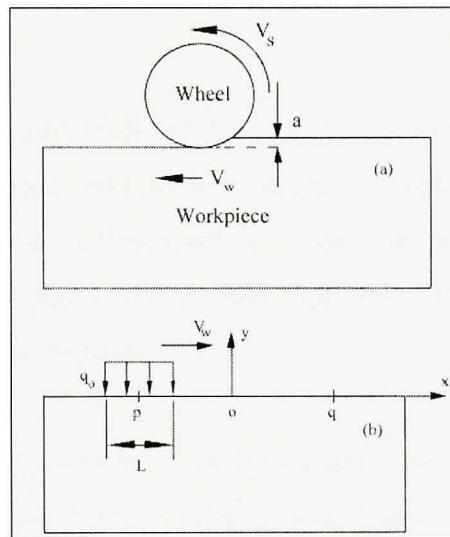


Figure 3.6 Schématisation du modèle thermique.

Tirée de Moulik, Yang et al. (2001, p.835)

Par la suite, Outwater (1952) et Malkin (1974) ont défini que seule une partie de l'énergie du meulage était déployée dans la zone de contact. Cette notion se nomme partition de l'énergie, et varie entre soixante et quatre-vingt-cinq pourcents pour le meulage traditionnel. En connaissant l'énergie déployée par la meuleuse (Vitesse de coupe * Force tangentielle), le flux de chaleur transmis à la pièce peut être estimé et la température peut être déterminée. Connaissant cette relation, les paramètres du procédé peuvent être contrôlés afin de maintenir la température sous une limite critique. Finalement, grâce au modèle de température, il est possible de calculer les contraintes induites dans la pièce. Moulik *et al.* (2001) font partie des auteurs qui ont confirmé qu'il était possible d'utiliser un modèle par éléments finis pour évaluer les contraintes induites dans les matériaux ductiles.

Pour le meulage en passe profonde, la partition d'énergie diffère des observations pour le meulage traditionnel. D'autres relations ont été développées afin de considérer le fluide de coupe dans l'équation du transfert de chaleur. Fuh et Huang (1994) ont choisi une approche mathématique pour y arriver. Madhi et Zhang (1997) ont peu fini le modèle du flux de chaleur en modifiant la forme de celui-ci et en ajoutant une convection non uniforme sur la surface de rectification afin de modéliser un mode de refroidissement plus réaliste.

3.2.2 Modèle d'énergie

À partir de son modèle thermique, Malkin (2007) détermine une relation entre les paramètres du procédé utilisés et l'énergie spécifique critique. L'énergie spécifique représente la quantité d'énergie nécessaire à l'enlèvement de 1 mm³ de matière. En connaissant cette relation il est possible de s'assurer, lors du meulage, que l'énergie spécifique dégagée est inférieure à l'énergie spécifique critique.

Comme il a été présenté à la section 2.2, la formation d'un copeau est composée de trois phénomènes : la coupe, la friction et la déformation plastique. L'énergie spécifique est donc constituée de ces trois membres :

$$u = u_{\text{coupe}} + u_{\text{friction}} + u_{\text{déformation plastique}} \quad (3.3)$$

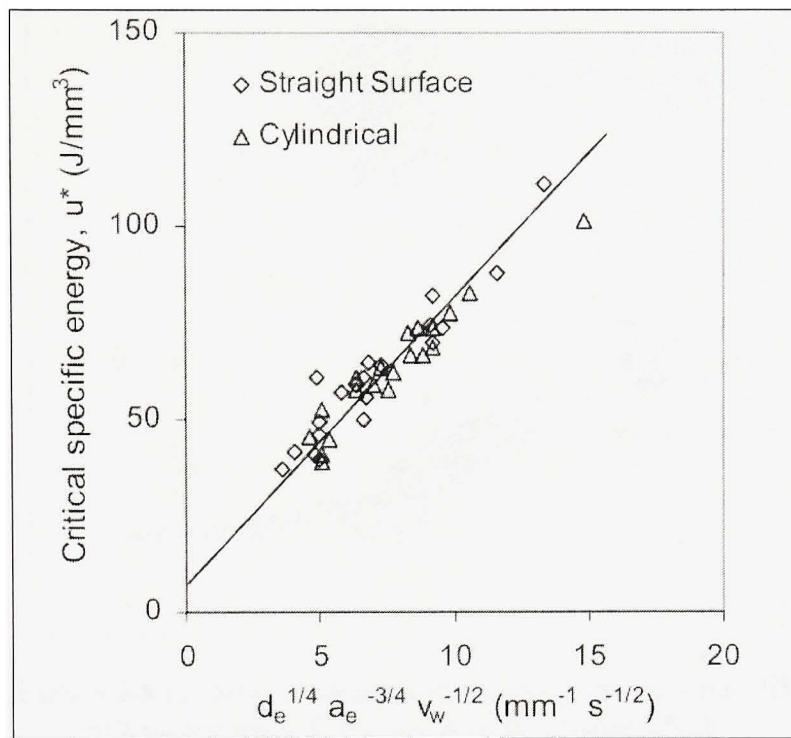


Figure 3.7 Énergie spécifique à la limite supérieure de température pour le surfacage et la rectification cylindrique des aciers au carbone et aciers alliés.

Tirée de Malkin et Guo (2007, p.766)

3.2.3 Modèle d'épaisseur de copeau

Le modèle d'épaisseur de copeau est utilisé afin de décrire l'enlèvement de matière maximale en fonction des paramètres de coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance, profondeur de passe et diamètre équivalent). Ce modèle provient directement de l'analyse du trajet d'un grain dans la zone de contact. La déformation de la meule n'est pas prise en compte et le trajet est supposé parfaitement circulaire. En connaissant cette épaisseur de copeau idéal (sans écrasage de matière), Chuang *et al.* (2003) montrent qu'il est possible de développer des modèles par éléments finis. De plus, puisque l'épaisseur de copeau maximale est fonction des paramètres d'entrée, il peut être utilisé pour exprimer des quantités observées en fonction d'une épaisseur de copeau donné. Ceci a notamment été démontré par Badger *et al.* (2000) et Malkin (2007). La Figure 3.8 montre une représentation de l'épaisseur de copeau idéal :

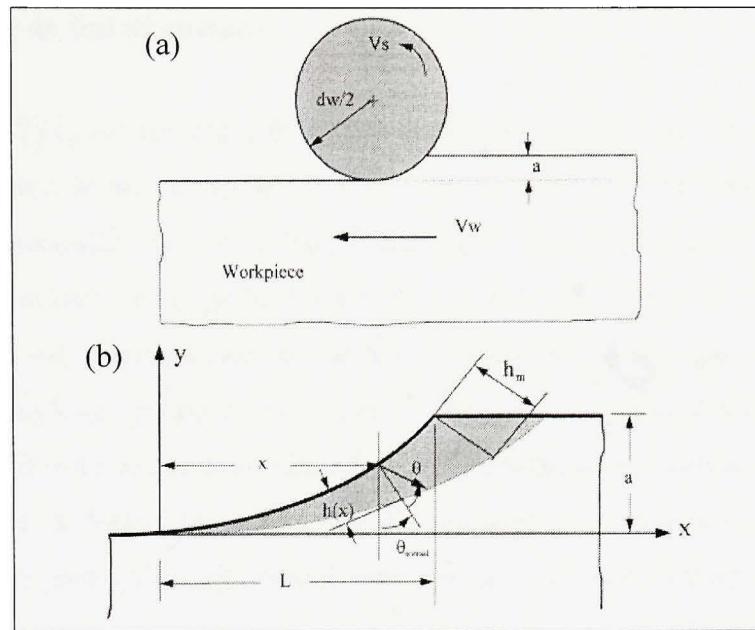


Figure 3.8 (a) Schématisation du meulage de surface. (b)

Schématisation de l'épaisseur de copeau idéal.

Tirée de Chuang, Jahanmir et al. (2003, p.1725)

où a = profondeur de passe, V_w = vitesse de travail, V_s = vitesse de coupe, d_w = diamètre de la meule. Dans la littérature, l'équation de l'épaisseur maximale de copeau est écrite sous plusieurs formes. Cependant, il est généralement entendu que h_{max} est fonction de C (densité de grains), q (ratio de vitesse), a_e (profondeur de passe) et d_e (diamètre équivalent). La formule est de la forme suivante :

$$h_{max} = C \cdot \left(\frac{1}{q} \right)^{\frac{e1}{2}} \cdot \left(\frac{a_e}{d_e} \right)^{\frac{e1}{2}} \quad (3.4)$$

où C est la moyenne statistique des arêtes coupantes de la meule dans la zone de travail et q est donnée par : $\frac{v_c}{v_w}$. La méthode empirique est employée afin de déterminer les coefficients et la constante C de l'équation.

3.2.4 Modèle de fini de surface

Tonshoff *et al.* (1992) ont montré que plusieurs modèles empiriques ont été réalisés dans le passé afin de prédire le fini de surface d'une pièce. Hecker et Liang (2003) ont établi qu'il était possible de prévoir le fini de surface d'une pièce meulée en s'appuyant sur un modèle probabiliste de l'épaisseur de copeau. Ce modèle a l'avantage de minimiser le nombre requis d'expériences. Leur approche est de définir l'épaisseur de copeau par la fonction de probabilité de Rayleigh proposée par Younis (1984). Lorsque l'épaisseur de copeau équivalent est inférieure à une épaisseur critique, il n'y a pas de formation de copeau. La Figure 3.9 illustre la forme de la fonction de Rayleigh. En abscisse, « hcr » représente l'épaisseur critique pour qu'il y ait formation de copeau. La proportion de cette zone (0 à hcr) représente la proportion de grain qui a écrasé la matière et non formé de copeaux. Le développement est réalisé de manière analytique et un seul facteur doit être calculé de manière empirique. Ce facteur empirique décrit la partie non modélisée de leur développement tel que la présence de grains imparfaits. La figure de droite illustre les résultats mesurés par rapport aux prédictions du modèle.

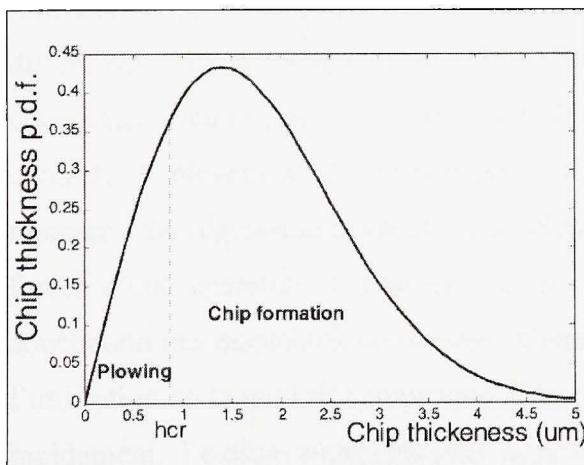


Figure 3.9 Distribution de Rayleigh des épaisseurs de copeau.

Tirée de Hecker et Liang (2003, p.756)

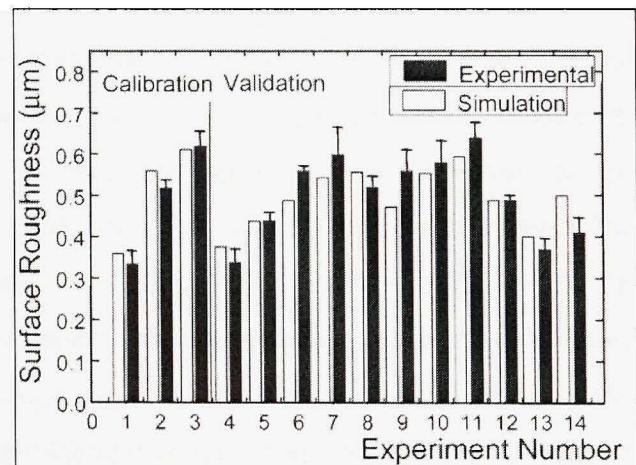


Figure 3.10 Modèle de fini de surface.
Tirée de Hecker et Liang (2003, p.758)

3.2.5 Modèle de force et de puissance

La prédiction de la force et de la puissance de meulage est un atout majeur pour le contrôle, le « monitoring » et l'optimisation du procédé de meulage. Au point de vue du contrôle, s'il est possible de construire un modèle qui prédit la force et la puissance en fonction des paramètres d'entrées, il sera possible de contrôler le taux d'enlèvement matière de manière automatisée. Les modèles de force et de puissance sont dérivés du modèle d'épaisseur de copeau équivalent. Les variables dépendantes sont donc les mêmes que pour ces modèles. Tonshoff *et al.* (1992) ont obtenu une formulation générale en dérivant plusieurs de ces modèles, sa formule généralisée est :

$$F_n' = c_{wp} \cdot c_{gw} \cdot \frac{1}{q}^{e1} \cdot a_e^{e2} \cdot d_{eq}^{e3} \quad (3.5)$$

où $q = \frac{v_c}{v_w}$ $\left(\text{ratio de vitesse} = \frac{\text{vitesse de la meule}}{\text{vitesse de la pièce à meuler}} \right)$

Thomessen *et al.* (1994), Alauddin *et al.* (2007) et Liu *et al.* (2008) se sont basés sur cette formulation générale pour décrire avec succès la force de meulage pour trois applications différentes. Ils ont employé une approche empirique par régression afin d'obtenir leurs équations. Thomessen *et al.* (1994) ont utilisé cette méthode pour développer un système de contrôle d'enlèvement de matière pour la réparation des fissures sur des structures sous-marines. La régression à variables multiple a permis à Liu *et al.* (2008) de déterminer les forces d'une opération d'ébauche afin de choisir les paramètres de coupe et de réaliser la conception des dispositifs de serrage. Contrairement aux autres techniques de modélisation, l'utilisation de la méthode empirique a l'avantage de permettre la mise sur pied d'un modèle rapidement. Le désavantage est relié au nombre élevé d'expérimentations nécessaires afin de développer les équations et de s'assurer de la qualité de la régression. Afin de pallier cet inconvénient, Alauddin *et al.* (2007) démontrent qu'il est possible de réduire le nombre d'expérimentations nécessaire à la régression en utilisant une analyse dimensionnelle avec la *Méthodologie par réponse de surface* (RSM). Dans les trois cas, il est démontré que la

méthode empirique est une solution rapide et viable afin de déterminer les paramètres du procédé.

Les modèles se basant sur la formule générale ne sont cependant pas parfaits. Ces derniers négligent plusieurs aspects physiques du procédé. Entre autres, ils supposent que tous les grains en contact dans la zone de travail sont impliqués dans la formation de copeau. Ils ne tiennent pas compte de la déformation dans la zone de travail, ce qui peut augmenter considérablement le nombre d'arêtes de coupe en contact avec la surface. Ces observations ont été réalisées par Hecker *et al.* (2007). Ce dernier propose de réutiliser l'approche de distribution statistique des épaisseurs de copeau pour calculer les forces et les puissances nécessaires à l'enlèvement de matière. La longueur de contact (l_c) et la densité d'arêtes de coupe (C_d) dans la zone de meulage dépendent des effets dynamiques gouvernés par la force développée entre la meule et la surface de travail. Ces deux paramètres dépendent aussi de l'épaisseur de copeau. C'est cette interdépendance qui rend le problème complexe. L'auteur utilise le théorème central limite pour simplifier l'identification de ces valeurs. Le concept de modélisation est illustré dans le schéma-bloc de la Figure 3.11 :

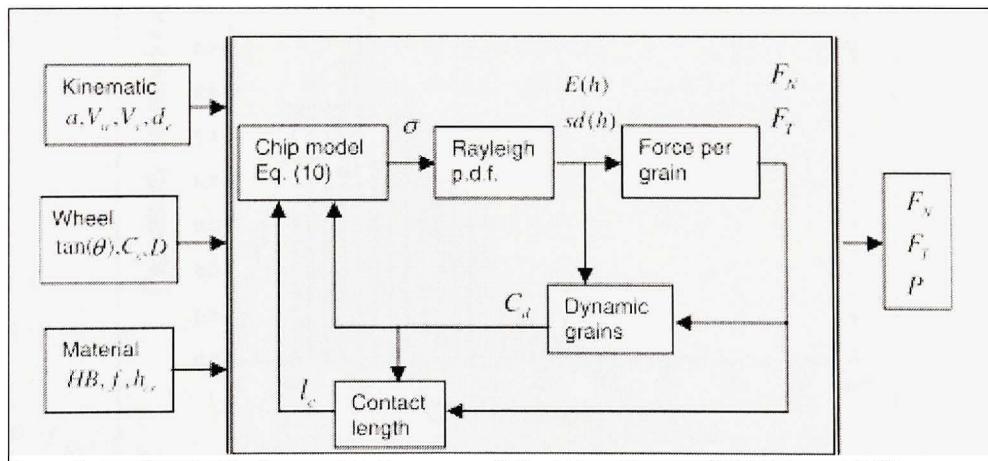


Figure 3.11 Schéma-bloc du modèle de force.

Tirée de Hecker, Liang et al. (2007, p.452)

Leurs démarches permettent de réaliser un modèle de force et de puissance en plus de valider que la distribution statistique de Rayleigh est adéquate afin de spécifier la probabilité des épaisseurs de copeaux. Voici quelques résultats obtenus à partir de leur modèle :

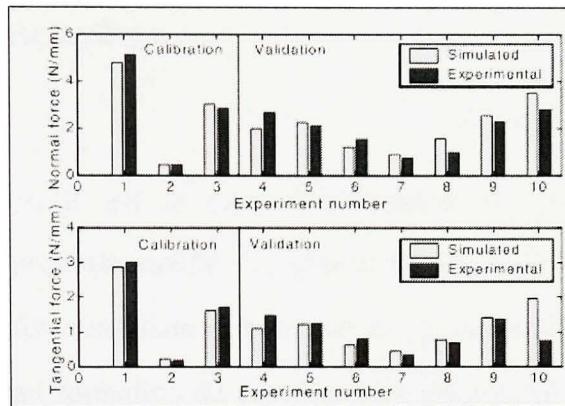


Figure 3.12 Calibration et validation du modèle de meulage de surface.

Tirée de Hecker, Liang et al. (2007, p.455)

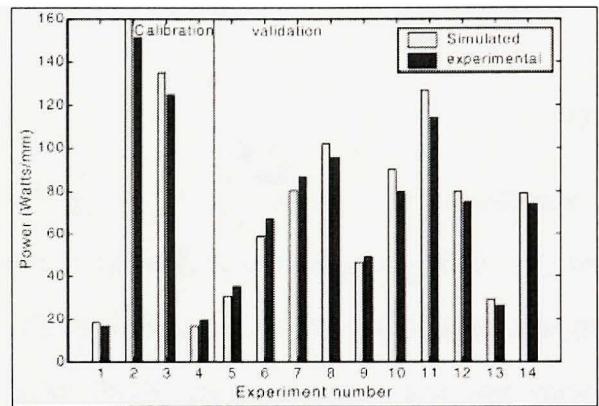


Figure 3.13 Calibration et validation du modèle de meulage cylindrique.

Tirée de Hecker, Liang et al. (2007, p.455)

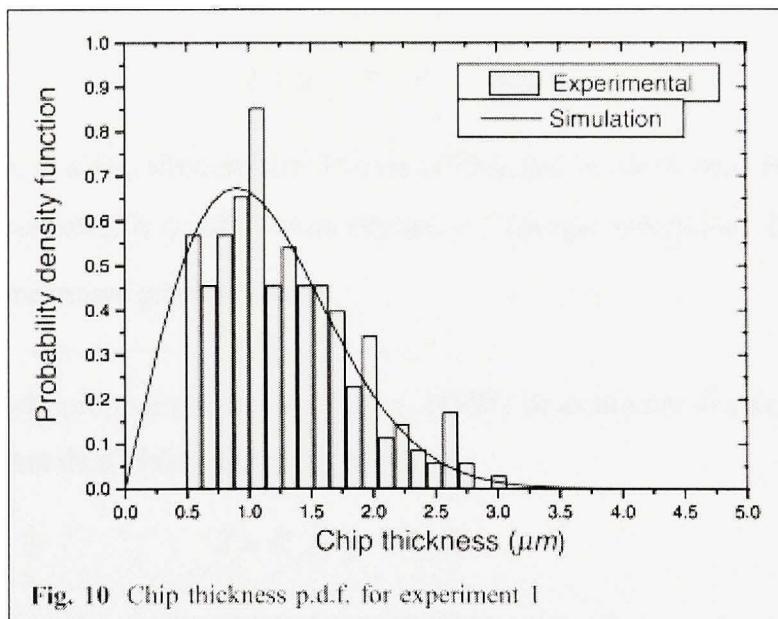


Fig. 10 Chip thickness p.d.f. for experiment 1

Figure 3.14 Distribution des épaisseurs de copeau.

Tirée de Hecker, Liang et al. (2007, p.457)

3.2.6 Modèle de taux d'enlèvement de matière

Vers le milieu des années soixante-dix, Hahn et Lindsay (1971) ont développé un modèle de taux d'enlèvement matière. À l'origine le modèle était basé seulement sur la force normale de meulage:

$$Z = \Lambda_w (F_n - F_{n0}) \quad (3.6)$$

où Z est le taux d'enlèvement de matière par unité de temps. Le coefficient de proportionnalité Λ_w (Metal Removal Parameter) représente le paramètre du MRR. F_n est la force normale de meulage et F_{n0} constitue la force normale minimale à appliquer pour qu'il ait formation de copeaux. Ce modèle est d'usage limité, car si la vitesse de coupe varie, le coefficient de proportionnalité aussi.

Une autre équation fut aussi utilisée par plusieurs auteurs pour définir la relation entre le MRR et la force normale. Il s'agit de l'équation de Preston :

$$Z = K_p \cdot F_n \cdot V \quad (3.7)$$

Sous cette forme, il a été démontré par Brown (1990) que le MRR peut être modélisé sans avoir besoin de connaître le coefficient de friction et l'énergie spécifique. Le coefficient K_p doit cependant être trouvé empiriquement.

Par la suite, il a été proposé par Ludwick *et al.* (1994) de combiner ces deux équations afin d'obtenir l'équation de d'Hahn et Lindsay modifiée:

$$Z = K_p (F_N - F_{TH}) V_c \quad (3.8)$$

où Z = MRR, Taux d'enlèvement de matière [mm^3/s]

F_N = Force normale appliquée pas la meule [N]

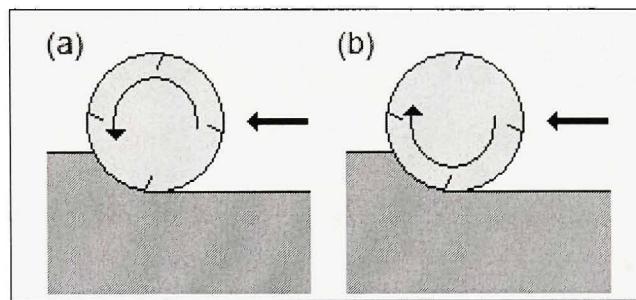
F_{TH} = Force normale minimale pour qu'il y ait enlèvement de matière [N]

K_p = Constante du MRR

V = Vitesse relative de la meule (en avalant ou en opposition)

Les coefficients K_p et F_{th} doivent être trouvés par expérimentations. La variable F_{th} (Force threshold) représente la force normale minimale qu'il faut appliquer pour qu'il y ait formation de copeau.

La vitesse relative au point de contact est différente si la meule avance en tournant dans le sens horaire ou anti-horaire :



**Figure 3.15 Technique de coupe (a) en avalant
(b) en opposition.**

$$V_{en\;avalant} = V_{avance} - \frac{D_{meule}}{2} \cdot \omega_{meule} \quad (3.9)$$

$$V_{en\;opposition} = V_{avance} + \frac{D_{meule}}{2} \cdot \omega_{meule} \quad (3.10)$$

Ludwick a démontré que cette combinaison de l'équation de Preston et d'Hahn et Lindsay permet de modéliser le MRR pour de courtes périodes de meulage en plongée. Ce type d'opération de meulage est normalement effectué sur des pièces cylindriques où la meule se déplace radialement. Après quelques secondes le MRR commence à diverger de la simulation. Cette variation est expliquée par le changement du niveau de coupe de la meule.

Il est possible d'identifier ce que représente le coefficient K_p , en remplaçant les variables par leurs unités. Tout d'abord, sachant que le coefficient de friction se calcule par :

$$\mu = \frac{F_t}{F_N} \quad (3.11)$$

Ensuite, en négligeant la force minimale pour qu'il y ait enlèvement de matière, on peut remplacer la force normale par la force tangentielle divisé par le coefficient de friction :

$$Z = K_p \left(\frac{F_t}{\mu} \right) V_c \quad (3.12)$$

Une analyse dimensionnelle permet d'identifier que la constante K_p est effectivement fonction de l'énergie spécifique et du coefficient de friction :

$$\left[\frac{mm^3}{s} \right] = \frac{K_p}{\mu} \cdot [N] \left[\frac{m}{s} \right] \quad (3.13)$$

En isolant K_p , on retrouve l'inverse de l'unité de l'énergie spécifique :

$$K_p = \frac{\mu \left[\frac{mm^3}{s} \right]}{\left[\frac{J}{s} \right]} = \mu \left[\frac{mm^3}{J} \right] \quad (3.14)$$

On peut ainsi poser l'hypothèse que la constante K_p dépend de l'énergie spécifique et du coefficient de friction. Cela implique que la constante est seulement valable lorsque le coefficient de friction et l'énergie spécifique est constant pour une série de paramètres de meulage données. Si l'énergie spécifique et le coefficient de friction varie, par exemple lorsque la meule s'use, il faut alors retrouver expérimentalement un nouveau K_p pour pouvoir utiliser le modèle et faire de nouvelle prédition.

Par la suite, le MRR peut aussi être modélisé en utilisant une mesure de la puissance de meulage. Kurfess *et al.* (1988) et Whitney *et al.* (1990) ont utilisé l'équation suivante pour prédire le MRR pour une application de meulage d'un cordon de soudure robotisée:

$$MRR = K_2 P - K_1 \quad (3.15)$$

où P est le produit de la force tangentielle de meulage par la vitesse de rotation de la meule et par le rayon de l'outil. Cette équation tient compte des dimensions de la meule, mais la force tangentielle doit être mesurée.

En conclusion, la modélisation du procédé de meulage est utilisée dans la littérature pour effectuer, entre autres, une prédiction : de la température à la zone de contact, du fini de surface, des forces de meulage, de la puissance ou du taux d'enlèvement de matière. Étant donné la complexité du procédé, la méthode empirique basée sur des principes physiques est grandement utilisée dans l'industrie. Ceci a notamment été démontré par Brinksmeier *et al.* (2006). La raison principale est qu'elle permet de définir rapidement la relation entre les paramètres d'entrées et de sorties. Ce chapitre consacré à la revue de littérature a permis de faire un survol des différentes approches de modélisation du procédé de meulage. Il a été vu que de nombreuses méthodes existent et que chacune a son utilité. L'approche cinématique, géométrique s'intéresse à la prédiction du profil généré par la meule. L'analyse par éléments finis ainsi que l'analyse moléculaire sont utilisées pour approfondir les comportements microscopiques du procédé. Les modèles thermiques et énergétiques permettent quant à eux d'éviter les défauts de surface causés par des surchauffes de la zone de contact.

Finalement, le modèle de taux d'enlèvement de matière permet de prédire le volume de matière enlevé par la meule en fonction des paramètres du procédé. Cette méthode s'avère la plus appropriée pour résoudre la problématique d'Hydro-Québec. Pour des raisons qui seront expliquées plus en détail au prochain chapitre, il s'avère que le contrôle ne pourra être réalisé à partir de la rétroaction de la force normale. L'impossibilité d'utiliser un capteur de force mène à la nécessité de changer l'approche de contrôle force en une approche de puissance. Ainsi, en utilisant une rétroaction de la puissance de meulage, le capteur de force pourra être retiré du système. Ceci résout le problème de mesure de force sous l'eau, mais génère une autre difficulté : aucune des équations basées sur la puissance présente dans la littérature n'a été utilisée pour une application où le diamètre de la meule varie grandement. De plus, aucune n'est basée sur une mesure de puissance calculée à partir d'un courant électrique. Dans tous les cas, une mesure de force, soit normale ou tangentielle est

employée. Par conséquent, au chapitre suivant, de nouvelles équations seront proposées pour tenter de prédire le MRR en fonction de la puissance utile et de la vitesse de coupe qui tient compte des dimensions de l'outil. Cette puissance sera calculée, non pas avec une mesure de la force tangentielle, mais plutôt grâce à une modélisation des moteurs et des pertes de trainées (section 4.4).

CHAPITRE 4

MODÉLISATION DU PROCÉDÉ DU MEULAGE

4.1 Modélisation du MRR, du taux d'usure et de la force normale lors du meulage

Cette section présente toutes les équations qui seront testées à l'aide d'essais expérimentaux afin de prédire le taux d'enlèvement de matière, le taux d'usure de la meule ainsi que la force normale et la puissance de meulage. Les équations de MRR basé sur la puissance et la force de meulage sont d'abord présentées. Durant les essais, le taux d'usure de la meule sera aussi mesuré pour tenter de prévoir l'évolution du diamètre de la meule durant le meulage. Pour y parvenir, des équations similaires à ceux des équations du MRR sont énoncées. Finalement, une relation entre la force normale et la puissance de meulage sera aussi testée pour observer si ces 2 variables sont directement reliées.

Les plans initiaux de l'IREQ étaient de contrôler le robot en utilisant une rétroaction de la force normale de meulage. Cependant, lors d'essais préliminaires sous l'eau, des capteurs de forces ont été testés et il a été constaté qu'ils possédaient de graves problèmes d'étanchéité et de fiabilité au niveau de la mesure (dérive). Les problèmes d'étanchéité étant survenus lors de tests réalisés à seulement quelques centimètres sous l'eau, il était clair que cet instrument de mesure ne pourrait résister à des conditions réelles en chantier à plus de 30 mètres sous l'eau. Puisqu'il n'existe pas d'alternative viable disponible sur le marché, le capteur de force a été retiré complètement du système. Par conséquent, la stratégie de contrôle a été changée pour plutôt utiliser la rétroaction de la puissance de meulage. Un système de cellule de charges submersible sera tout de même employé afin de mesurer la force normale moyenne de meulage. De cette manière, il sera possible de comparer et de justifier quelle variable permet la modélisation la plus précise du MRR. S'il est conclu que le contrôle en puissance permet d'aussi bons résultats que le contrôle en force, la meuleuse sera exclusivement

contrôlée en puissance. Si ce n'est pas le cas, la fabrication sur mesure d'un capteur de force submersible sera considérée.

En ce qui a trait à la mesure de puissance, le contrôleur de la meuleuse du robot est un modèle Elmo Tuba 20/230. Ce contrôleur permet, entre autres, de contrôler les moteurs en courant crête-crête (peak to peak). Pour effectuer le contrôle en puissance, il faut donc trouver une relation entre le courant crête-crête du moteur et la puissance mécanique utile à la sortie de la meuleuse. Afin d'obtenir cette relation, un deuxième banc d'essai a été utilisé. Il s'agit d'un banc d'essai dynamométrique. La démarche employée pour caractériser les moteurs se trouve au chapitre 4.4.

4.1.1 MRR basé sur la puissance de meulage

Tel qu'énoncé par Tonshoff *et al.* (1992), une des formulations typique des modèles empirique est de combiner un produit de toutes les variables influentes du procédé dans une même équation et de trouver les exposants associés à chacune des variables par la méthode des moindres carrés. Les variables du procédé qui influencent le MRR en contrôle de puissance sont l'avance, la vitesse de rotation de la meule, la puissance de meulage et le diamètre de la meule. Les essais seront tous effectués à vitesse d'avance constante. L'équation suivante est donc proposée :

$$MRR = C \cdot \left(\frac{60\omega}{2\pi} \right)^{\beta_1} \cdot (P_u)^{\beta_2} \cdot (D)^{\beta_3} \quad (4.1)$$

où C est une constante et les paramètres $\beta_1, \beta_2, \beta_3$ sont les paramètres à déterminer. La deuxième équation testée sera une variation de (3.15) utilisant la puissance relative et la vitesse de coupe :

$$MRR = K_3 P_u + K_2 V + K_1 \quad (4.2)$$

où, contrairement à l'équation (3.15), P_u n'est pas un produit de la force tangentielle et de la vitesse de coupe, mais plutôt un calcul de puissance utile de meulage. En ajoutant le terme

de la vitesse de coupe à cette équation, cela à pour effet de considérer l'effet du diamètre de la meule sur le MRR.

Finalement, l'équation linéaire précédente sera aussi testée au deuxième degré pour évaluer si cela permet d'obtenir une meilleure adéquation des résultats à la surface modélisée.

$$MRR = K_1 + K_2 V + K_3 P_u + K_4 P_u^2 + K_5 P_u V + K_6 V^2 \quad (4.3)$$

4.1.2 MRR basé sur la force normale de meulage

Malgré que le robot ne soit pas équipé d'un capteur de force, une table de cellules de charge sera tout de même employée durant les expérimentations pour obtenir une mesure de la force normale de meulage. L'objectif est de vérifier si la variable de force normale permet une prédiction plus précise du MRR comparativement à la puissance relative calculée. Bien que les essais soient réalisés en contrôle de puissance, il sera possible d'observer s'il serait souhaitable d'acquérir un capteur submersible et contrôler le procédé en force. Pour arriver à cette comparaison, le terme de puissance des équations (4.1) à (4.3) sera remplacé par la force de meulage;

$$MRR = C \cdot \left(\frac{60\omega}{2\pi} \right)^{\beta_1} \cdot (F_N)^{\beta_2} \cdot (D)^{\beta_3} \quad (4.4)$$

$$MRR = K_3 F_N + K_2 V + K_1 \quad (4.5)$$

$$MRR = K_1 + K_2 V + K_3 F_N + K_4 F_N^2 + K_5 F_N V + K_6 V^2 \quad (4.6)$$

Finalement, l'équation (3.8) d'Hahn et Lindsay modifiée pourra aussi être évaluée.

4.1.3 Prédiction du taux d'usure de la meule

En plus du taux d'enlèvement de matière, il sera tenté de trouver une relation permettant de prédire le taux d'usure de la meule. Les mêmes équations que (4.1) à (4.6) seront employées afin de modéliser ce phénomène. En plus de ces équations, des polynomiales de troisième

ordre seront utilisées et les différents coefficients seront calculés. Il sera démonté que ces polynomiales de degrés supérieurs permettront une meilleure prédition du taux d'usure de la meule.

$$WRR = C \cdot \left(\frac{60\omega}{2\pi} \right)^{\beta_1} \cdot (P_u)^{\beta_2} \cdot (D)^{\beta_3} \quad (4.7)$$

$$WRR = K_3 P_u + K_2 V + K_1 \quad (4.8)$$

$$WRR = K_1 + K_2 V + K_3 P_u + K_4 P_u^2 + K_5 P_u V + K_6 V^2 \quad (4.9)$$

$$WRR = K_1 + K_2 V + K_3 P_u + K_4 P_u^2 + K_5 P_u V + K_6 V^2 + K_7 P_u^3 + \dots \\ K_8 P_u^2 V + K_9 P_u V^2 + K_{10} V^3 \quad (4.10)$$

$$WRR = C \cdot \left(\frac{60\omega}{2\pi} \right)^{\beta_1} \cdot (F_N)^{\beta_2} \cdot (D)^{\beta_3} \quad (4.11)$$

$$WRR = K_3 F_N + K_2 V + K_1 \quad (4.12)$$

$$WRR = K_1 + K_2 V + K_3 F_N + K_4 F_N^2 + K_5 F_N V + K_6 V^2 \quad (4.13)$$

$$WRR = K_1 + K_2 V + K_3 F_N + K_4 F_N^2 + K_5 F_N V + K_6 V^2 + K_7 F_N^3 + \dots \\ K_8 F_N^2 V + K_9 F_N V^2 + K_{10} V^3 \quad (4.14)$$

4.1.4 Relations entre la force normale et la puissance de meulage

Facultativement, il sera testé si la relation entre la puissance utile de meulage et la force normale de meulage est directement dépendante. Pour ce faire, on utilisera la forme polynomiale de degré 1 et 2 suivante :

$$F_N = K_3 P_u + K_2 V + K_1 \quad (4.15)$$

$$F_N = K_1 + K_2 V + K_3 P_u + K_4 P_u^2 + K_5 P_u V + K_6 V^2 \quad (4.16)$$

La vitesse de coupe y est utilisée pour tenir compte de la vitesse de rotation de la meule ainsi que ses dimensions.

4.2 Régressions à variables multiples

Cette section présente la démarche employée pour identifier les coefficients inconnus des équations proposées. À titre d'exemple, l'équation (4.1) doit d'abord être transformée sous une forme adimensionnelle pour ensuite être linéarisée sous une forme logarithmique.

$$MRR_r = C_r \cdot \left(\frac{60\omega_r}{2\pi} \right)^{\beta_1} \cdot (P_{ur})^{\beta_2} \cdot (D_r)^{\beta_3} \quad (4.17)$$

Les variables sans dimension peuvent être obtenues en divisant les variables mesurées par les valeurs qui permettent d'obtenir le MRR maximal.

$$\omega_r = \frac{\omega}{\omega_m}, RPM_r = \frac{RPM}{RPM_m}, P_{ur} = \frac{P_u}{P_{um}}, D_r = \frac{D}{D_m} \quad (4.18)$$

C_r est le coefficient relatif de la constante C qui permet de calculer MRR.

$$C_r = C \cdot \frac{\left(\frac{60}{2\pi} \omega_m \right)^{\beta_1} \cdot (P_{um})^{\beta_2} \cdot (D_m)^{\beta_3}}{MRR_m} \quad (4.19)$$

L'équation (4.17) est finalement linéarisée en utilisant la transformée logarithmique :

$$\ln(MRR_r) = \ln(C_r) + \beta_1 \cdot \ln\left(\frac{60\omega_r}{2\pi}\right) + \beta_2 \cdot \ln(P_{ur}) + \beta_3 \cdot \ln(D_r) \quad (4.20)$$

En meulage, s'il y a p facteurs influençant le taux d'enlèvement de matière, les observations vont être y_1, y_2, \dots, y_n en fonction de $x_{n1}, x_{n2}, \dots, x_{np}$ où n est le nombre d'expériences. Si la relation entre y_n et x_{np} est linéaire, une méthode de régression à variables multiples peut être employée pour construire un modèle empirique. Une régression à variables multiples peut se réaliser de la façon suivante :

$$Y_{(nx1)} = X_{(n \times (p+1))} \beta_{((p+1)x1)} + \varepsilon_{(nx1)} \quad (4.21)$$

$$\text{où } Y = \begin{bmatrix} Y_1 \\ Y_2 \\ \dots \\ Y_n \end{bmatrix}_{(n \times p)}, X = \begin{bmatrix} X_{10} & X_{11} \dots & X_{1p} \\ X_{20} & X_{21} \dots & X_{2p} \\ \dots & \dots \dots & \dots \\ X_{n0} & X_{n1} \dots & X_{np} \end{bmatrix}_{(n \times p)} = \begin{bmatrix} 1 & X_{11} \dots & X_{1p} \\ 1 & X_{21} \dots & X_{2p} \\ 1 & \dots \dots & \dots \\ 1 & X_{n1} \dots & X_{np} \end{bmatrix},$$

$$\beta_{(p \times 1)} = \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \dots \\ \beta_n \end{bmatrix}_{(p \times 1)}, \varepsilon_{(n \times 1)} = \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \dots \\ \varepsilon_n \end{bmatrix}_{(n \times 1)}$$

où β représente la matrice de coefficients à déterminer et ε est la matrice d'erreur (résidus) entre les valeurs modélisées et les valeurs mesurées :

$$\varepsilon = Y - \hat{Y} \quad (4.22)$$

La méthode des moindres carrés est utilisée afin d'estimer les coefficients $\hat{\beta}$:

$$\hat{Y} = X\hat{\beta} \text{ où } \hat{\beta} = (X'X)^{-1}X'Y \quad (4.23)$$

Pour chaque y , il est possible de calculer le coefficient de détermination R^2 . Plus R^2 se rapproche de 1, meilleure est la régression. (si $R^2=1$, l'équation passe par tous les points)

$$R^2 = 1 - \frac{e^2}{V_y} \quad (4.24)$$

$$\text{où } e^2 = \sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2 \text{ et } V_y = \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2$$

4.3 Processus de modélisation

Le diagramme de la Figure 4.1 illustre le processus employé pour bâtir les modèles du procédé de meulage :

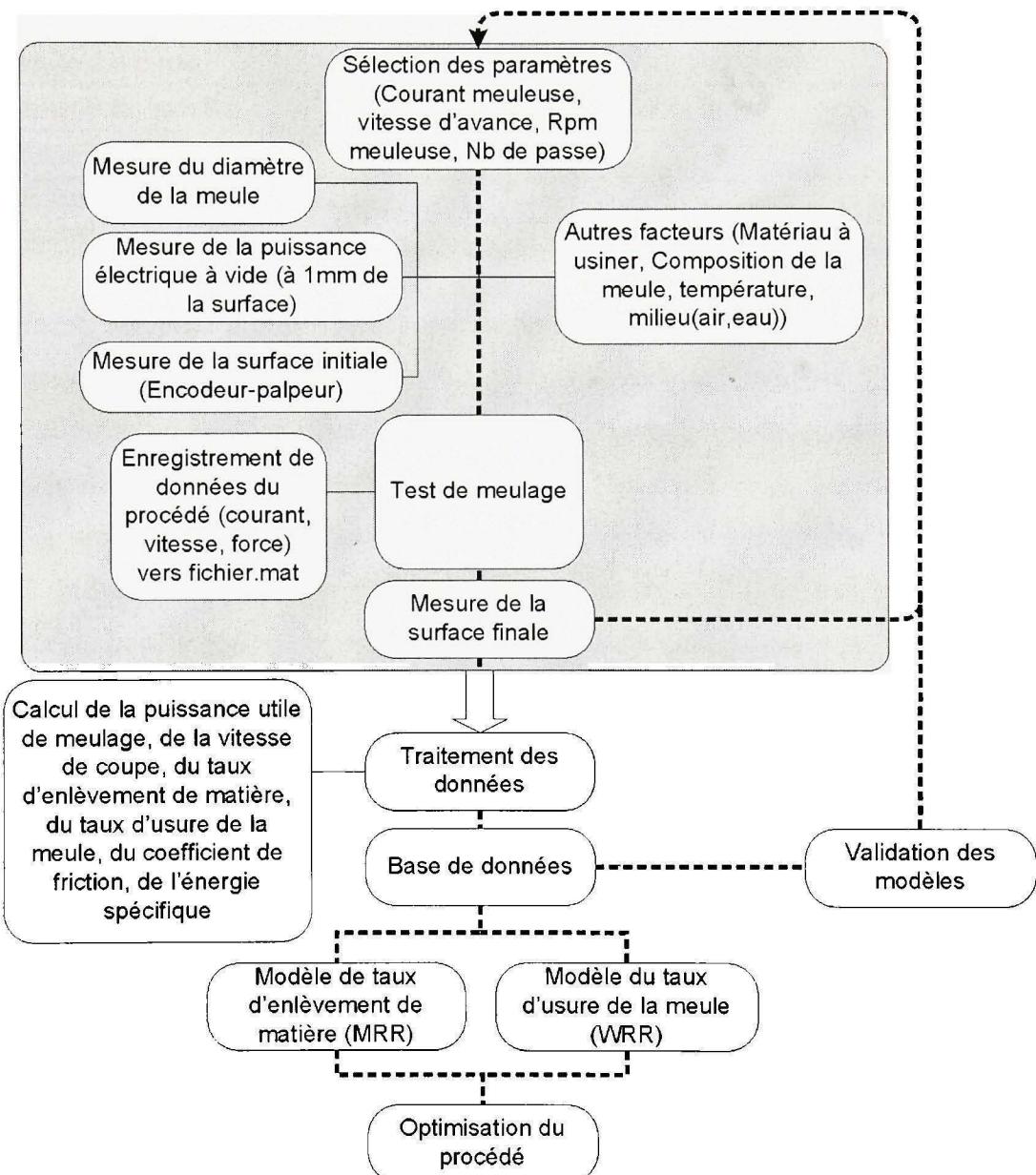


Figure 4.1 Diagramme de la procédure des expérimentations et de la construction des modèles.

Tout d'abord, des essais préliminaires ont été faits afin de déterminer les limites du procédé du robot-meuleur.

Tableau 4.1 Variables et limite du procédé

	Moteur Kollmorgen	Moteur IREQ submersible
Vitesse d'avance	50 mm/s à 150 mm/s	
Diamètre de meules	4 à 8 pouces	
Vitesse de coupe	15 à 35 m/s	
Puissance mécanique maximale	2800W @ 16A/4300 Rpm	3500W @ 20A/2800 Rpm

Initialement, un plan d'expérience basé sur la méthode de Taguchi utilisant des tables orthogonales a été employé. Cette méthode permet de réduire le nombre d'expérimentations afin d'optimiser un procédé. Il a été constaté que l'approche ne fonctionnait pas pour bâtir un modèle détaillé et complet du procédé meulage. La méthode de Taguchi est davantage utile pour observer le niveau d'influence des variables sur un phénomène et ainsi cerner ce qui peut être amélioré pour optimiser ou minimiser un objectif. De plus, seules des meules de huit et six pouces étaient disponibles. Il a fallu meuler suffisamment pour user les meules et tester des diamètres intermédiaires ainsi que le diamètre minimum. Par conséquent, un plan factoriel complet a été réalisé. Les variables suivantes seront employées : une vitesse d'avance, un ratio de transmission, un courant à la meuleuse, trois vitesses de rotation et cinq diamètres de meule, pour un total de 15 expérimentations par milieu. Voici les paramètres du plan d'expérience et leurs niveaux :

Tableau 4.2 Plan d'expérience

Paramètres	Niveaux	Valeurs				
Avance (mm/s)	1	50				
Ratio de l'étage de transmission	1	$36 / 32 \text{ dents} = 1,125$				
Courant crête-crête (A) au moteur	1	I max				
Diamètres (pouces)	5	4	5	6	7	8
Vitesse de rotation de la meule et vitesse de coupe résultante (m/s)	3	1500 – 2000 – 2500 RPM				
		10	13,5	16	19	21,5
		13	16,5	20	23	26
		15,5	19,5	23	27	31

Chaque combinaison de paramètres fut testée. De nombreux tests supplémentaires, en plus des 15 expérimentations prévues, ont été exécutés afin de réduire le diamètre des meules. Chacun de ces tests a suivi le parcours encadré par le rectangle ombragé du diagramme illustré précédemment (Figure 4.1). Les variables enregistrées lors du procédé sont : la vitesse de la meuleuse, le courant crête-crête demandé et mesuré, le courant pour faire tourner la meule à vide et la force normale de meulage. En plus des nuages de points de la surface, le diamètre est mesuré avant et après chaque test. Un programme a été codé dans MATLAB afin d'automatiser le traitement des résultats. Le taux d'enlèvement de matière est calculé selon la méthode présentée à la section 5.4.1 et le temps de meulage est calculé avec la mesure de la longueur de la passe ainsi que la vitesse d'avance. Les mesures du diamètre permettent de mesurer le taux d'usure de la meule. Le G-Ratio peut ensuite être calculé. Celui-ci représente le ratio entre le MRR et le taux d'usure de la meule. Plus un G-Ratio est élevé, plus la meule est efficace. Une fois les expérimentations terminées, les données sont traitées. Le système de cellule de charge mesure la force normale de meulage durant les expérimentations. Tous les tests ont été effectués en contrôlant le courant crête-crête du moteur de la meuleuse. Les données enregistrées de ces courants sont ensuite convertis en puissance mécanique. La section 4.4 présente la méthode employée afin de convertir ces signaux de courant en puissance.

Suite aux traitements des données, les résultats sont enregistrés dans la base de données. Par la suite, des modèles de taux d'enlèvement de matière et de taux d'usure de la meule sont générés. En fonction de ces modèles, le programme permet à l'utilisateur d'optimiser la planification de la tâche (voir section 6.6).

4.4 Présentation des moteurs

Deux moteurs ont été utilisés pour effectuer les essais de meulage. Le premier est un moteur Kollmorgen AKM53P qui a été utilisé pour les essais à sec. Le second est un moteur submersible conçu par Hydro-Québec. Développé par l'équipe Scompi de l'IREQ, celui-ci est constitué d'un ensemble rotor-stator de la compagnie BaySideMotion (FrameLess Motor series) monté dans un châssis étanche. Ces deux moteurs sont des moteurs à courant continu sans balai et sont commandés par un contrôleur Elmo Tuba 20/230. Typiquement, les fabricants de moteurs électriques recommandent les régimes et les couples maximaux pour des charges intermittentes et continues. Ces recommandations permettent de garantir une durée de vie normale du moteur. Le graphique ci-dessous illustre les limites type du couple moteur en fonction du type de charge rencontré et de la vitesse de rotation:

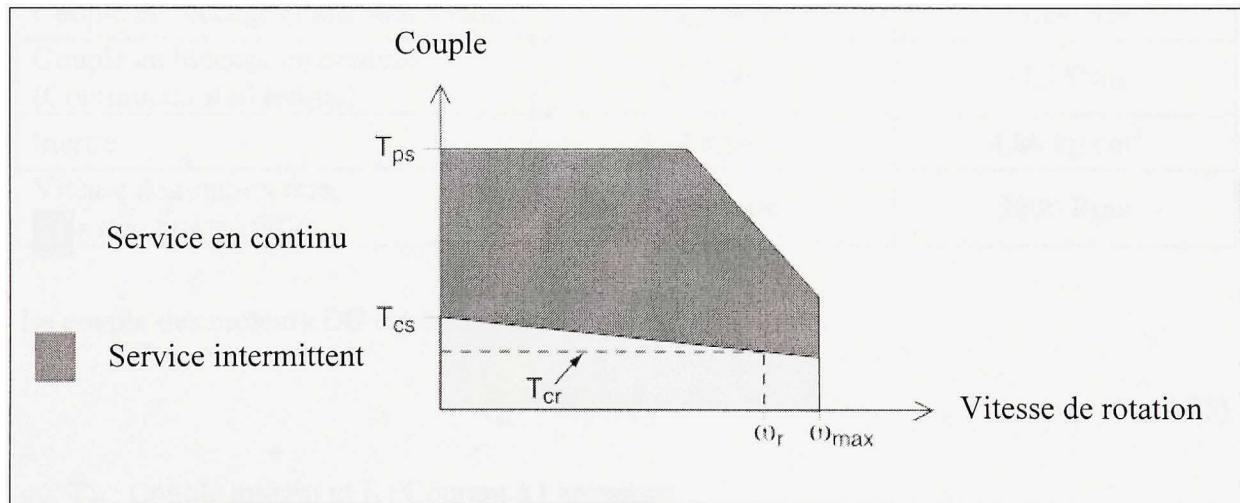


Figure 4.2 Couple moteur en service.
Adaptée de (Danaher Motion 2010)

où, T_{ps} : Couple de décrochage maximal

T_{cs} : Couple de décrochage en continu

T_{cr} : Couple de fonctionnement

ω_r : Vitesse de rotation de fonctionnement et ω_{max} : Vitesse de rotation maximale

Le procédé de meulage exerce une charge en continu sur le moteur. Pour éviter toute surchauffe ou démagnétisation des aimants, il est recommandé de rester dans les plages de service, illustrées en gris pâle. La limite supérieure du couple en continu est de pente négative, car les frottements visqueux provenant des roulements du moteur provoquent une augmentation de la température. Les courants continus maximaux sélectionnés et les spécifications des deux moteurs se trouvent dans le Tableau 4.3.

Tableau 4.3 Spécifications des moteurs

Paramètres	Kollmorgen AKM53P	IREQ (K127200-6Y)
Courant en continu maximal	16 A	19 A
Constante de tension	15,625 V/kRPM	83,98 V/kRPM
Constante de couple K_T	0,6 Nm/ A_{RMS}	0,802 Nm/ A_{RMS}
Couple au blocage (Peak stall torque)	22,2 Nm	35,24 Nm
Couple au blocage en continu (Continuous stall torque)	11,4 Nm	11,75Nm
Inertie	9,12 kg cm ²	4,66 kg cm ²
Vitesse de rotation max (Tension bus = 260V)	4300 Rpm	3000 Rpm

Le couple des moteurs DC est estimé par l'équation suivante :

$$T_m = K_T \cdot I_a \quad (4.25)$$

où, T_m : Couple moteur et I_a : Courant à l'armature

La constante de couple est une valeur normalement fournie par le fournisseur du moteur et permet de donner une idée du couple à l'arbre moteur. En réalité, la relation n'est pas parfaitement linéaire et la constante permet d'obtenir un aperçu du couple avec environ $\pm 10\%$ d'erreur. Cette erreur n'est pas négligeable lorsque le procédé doit être modélisé avec précision. Par conséquent, les moteurs ont été testés sur des bancs dynamométriques afin de connaître la relation exacte entre le courant envoyé et la vitesse de rotation demandée. De plus, l'assemblage du robot-meuleur contient un étage de transmission par courroie crantée.

Cet étage de transmission est utilisé afin d'éviter un bris coûteux du moteur en cas d'impact ou de surcharge. La courroie agit comme un fusible mécanique. Cet étage de transmission amène des pertes supplémentaires et la puissance mécanique à la meule ne peut pas être connue sans effectuer des essais à vide. Les deux prochaines sections présentent ces étapes de modélisation de puissance à l'arbre moteur et de puissance à vide.

4.4.1 Modélisation de la puissance à l'arbre moteur

Tout d'abord, les deux moteurs ont été testés sur un banc dynamométrique. Ce banc permet de mesurer le couple du moteur en fonction des régimes et des courants utilisés. Le système est basé sur le principe de freinage par hystérésis. L'avantage principal est que le couple est généré sans contact. Pour engendrer une résistance, un courant est envoyé au bobinage du frein en fonction du couple demandé, ce qui crée un champ magnétique et une résistance mécanique.



Figure 4.3 Banc essai dynamométrique Magtrol HD-805-8N.
Tirée de (Magtrol 2010)

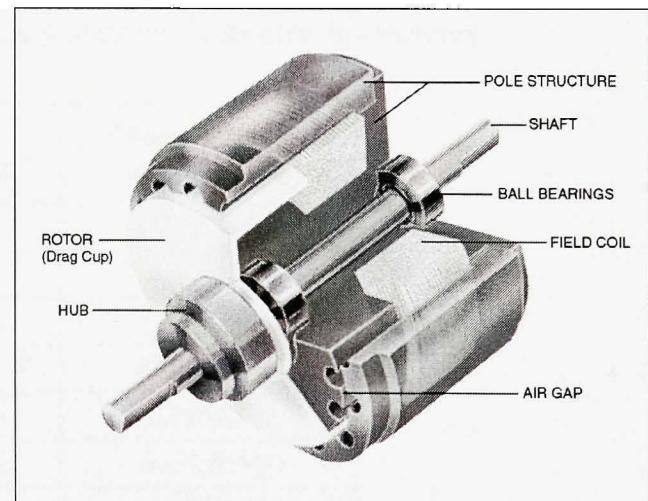


Figure 4.4 Composantes du frein.
Tirée de (Magtrol 2010)

Les courbes des résultats se trouvent à l'ANNEXE II et l'ANNEXE III. La puissance des moteurs DC augmente en fonction du courant et de la vitesse de rotation. La puissance maximale est donc atteinte au courant et à la vitesse maximale. Le moteur IREQ submersible ne peut normalement pas être utilisé à sec, car ses joints d'étanchéité dispendieux perdraient

leurs attributs mécaniques en chauffant. De plus, cette meuleuse n'est pas équipée de système de refroidissement, car le contact avec l'eau assure normalement cette tâche. Afin de pouvoir tester la meule sur le banc dynamométrique, beaucoup d'énergie a été déployée afin de concevoir un système de refroidissement temporaire. Ce système, illustré à la Figure-A I-2 de l'ANNEXE I, permet de maintenir la meule à des températures de fonctionnement acceptable en régime permanent (sous 65°C). Une équation polynomiale de degré 3 a été utilisée pour définir la relation entre la puissance mécanique, le courant et la vitesse de rotation des moteurs :

$$P_{mecmoteur}(I_{cc}, Rpm) = a_1 \cdot I_{cc}^3 + a_2 \cdot I_{cc}^2 + a_3 \cdot Rpm \cdot I_{cc}^2 + a_4 \cdot Rpm^2 \cdot I_{cc} + \dots \\ a_5 \cdot Rpm \cdot I_{cc} + a_6 \cdot I_{cc} + a_7 \cdot Rpm^3 + a_8 \cdot Rpm^2 + a_9 \cdot Rpm + a_{10} \quad (4.26)$$

Voici les constantes des équations de chaque moteur. Le coefficient de corrélation R^2 est de 0,999 pour les 2 équations :

Tableau 4.4 Coefficients des équations de puissance mécanique des moteurs

Coefficient	Moteur Kollmorgen	Moteur IREQ submersible
a ₁	-2,960E-02	-2,960E-02
a ₂	-4,005E-04	-4,005E-04
a ₃	1,655E+00	1,655E+00
a ₄	-9,242E-07	-9,242E-07
a ₅	8,395E-02	8,395E-02
a ₆	-9,630E+00	-9,630E+00
a ₇	7,575E-10	7,575E-10
a ₈	3,077E-06	3,077E-06
a ₉	-2,150E-02	-2,150E-02
a ₁₀	4,292E+01	4,292E+01

Ces équations sont utilisées par le logiciel pour déterminer la puissance mécanique du moteur. Cette puissance mécanique est ensuite employée dans l'équation (4.26) pour déterminer la puissance utile de meulage (présentée à la page 106).

4.4.2 Modélisation de la puissance électrique à vide en incluant les pertes de trainées

Afin d'obtenir la puissance de meulage utile, il est nécessaire de connaître la puissance à vide des moteurs. En d'autres termes, il faut identifier la puissance nécessaire pour faire tourner la meule à sec ou sous l'eau. Ces puissances à vide comprennent l'énergie pour garder la meule à la vitesse désirée ainsi que toutes les pertes du système. Ces pertes sont composées de la friction visqueuse des roulements, des pertes de trainées dues à la résistance du milieu (eau ou air) ainsi que des pertes provenant de l'étage de transmission. Dès les premiers tests sous l'eau, il a été observé que des pertes considérables étaient liées à la traînée des meules. Par exemple, il faut près de 3000W pour faire tourner à 1900 RPM une meule cylindrique de 8 pouces de diamètre et d'une épaisseur d'un pouce. Ceci représente pratiquement l'énergie maximale que peut fournir le moteur. En soi, il ne reste pratiquement plus d'énergie pour meuler. Afin de pallier ce problème majeur, un injecteur d'air a été conçu. Cette pièce mécanique encapsule la meule d'un mélange air-eau. Seule une ouverture entre la meule et la zone de travail est présente. Lors du meulage, de l'air sous pression est injecté par un réseau pneumatique connecté au boîtier. Les bulles d'air permettent de réduire la densité du liquide à l'intérieur du boîtier et diminuer radicalement les pertes de traînées.

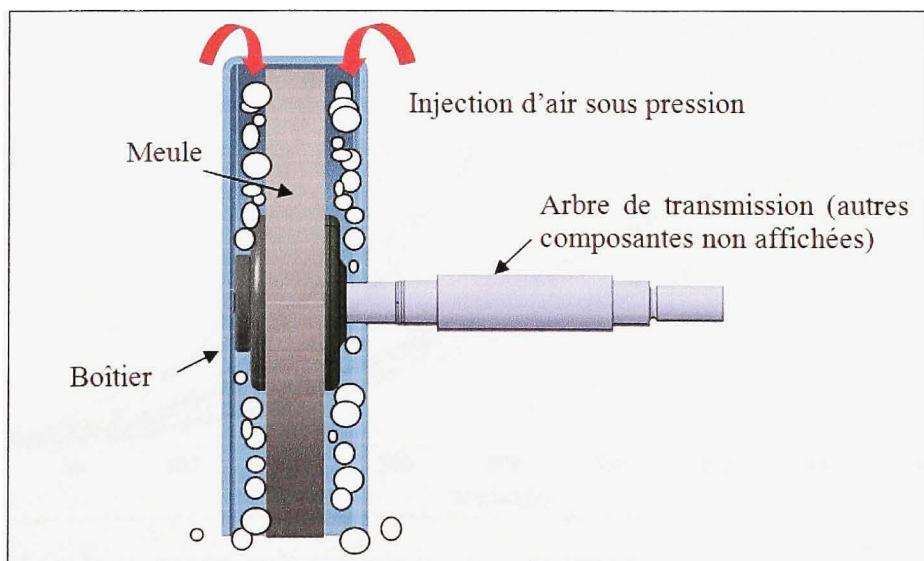


Figure 4.5 Vue en coupe de l'injecteur d'air, la meule et l'arbre de transmission.

La Figure 4.6 illustre les puissances à vide mesurées sous l'eau avec quatre dimensions de meule différentes. Les lignes pointillées représentent les points sans injection d'air à différents diamètres. Les lignes pleines sont les puissances obtenues en injectant de l'air. Avec l'injecteur, les pertes atteignent un maximum de 1400W à 500 rad/s pour tous les diamètres de meule testés, tandis que sans air, il est impossible d'atteindre plus de 350 rad/s. De plus, les meules de plus grands diamètres nécessitent plus de puissance que les meules de diamètres inférieurs. Leur surface de contact est supérieure ce qui crée des forces de traînées plus importantes. Cette série de mesures a été réalisée avec un rapport de transmission de 1.625 pour pouvoir tester les pertes à vitesse élevée. Les valeurs des essais sont représentées par des points. Des courbes de tendance ont été tracées pour chaque diamètre à partir des points expérimentaux.

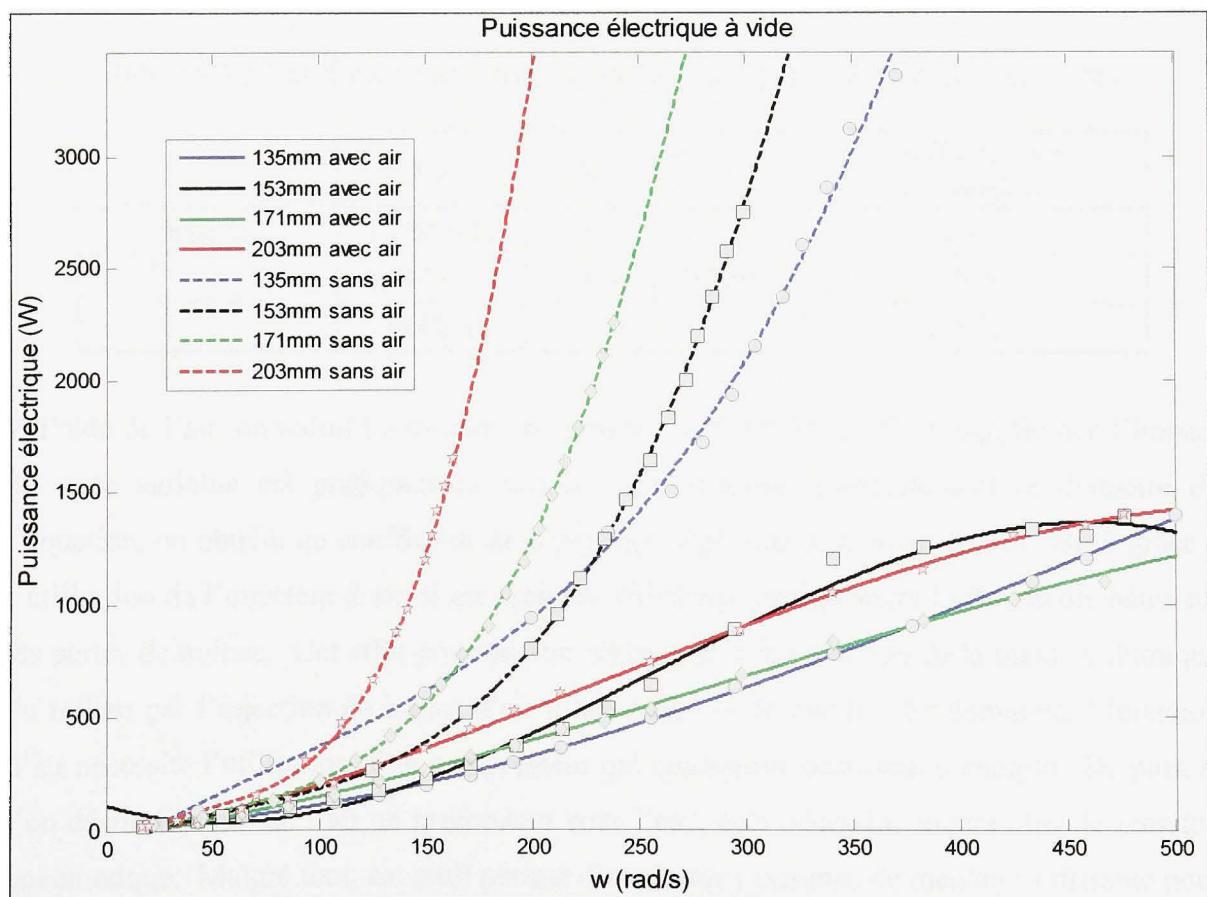


Figure 4.6 Courbes de puissance à vide sous l'eau (avec et sans air), ratio : 1,625.

En négligeant les pertes de la transmission, une analyse dimensionnelle permet de poser l'hypothèse que les pertes de traînées sont fonction de la masse volumique du milieu, de la vitesse angulaire du diamètre de la meule:

$$Pertes(W) = C_0 \cdot \rho \cdot \omega^k \cdot D^x \quad (4.27)$$

$$Watt = \frac{kg}{m^3} \cdot \left(\frac{rad}{s} \right)^3 \cdot (m)^5 = \frac{kg \cdot m^2}{s^3} = \frac{J}{s} \quad (4.28)$$

En utilisant l'équation (4.27) et des outils informatiques de régression mathématique, il est possible d'identifier les coefficients associés aux variables de vitesse de rotation et du diamètre de la meule. Avec les données qui ont été mesurées, les coefficients suivants sont obtenus:

Tableau 4.5 Coefficients associés à l'équation des pertes de traînées sous l'eau

	C₀	k	x	Coefficient de corrélation
Sans air	1,280E-15	3	5	0,901
Avec Air	6,841E-02	1,314	0,350	0,958
	3,960E-01	1,319	0	0,951

À l'aide de l'air, on réduit l'exposant du diamètre de 5 à 0,3502. Ceci signifie que l'impact de cette variable est pratiquement annulé. En enlevant complètement le diamètre de l'équation, on obtient un coefficient de corrélation légèrement inférieur (0,95). Bref, grâce à l'utilisation de l'injecteur d'air, il est possible d'éliminer pratiquement l'effet du diamètre sur les pertes de traînée. Cet effet pourrait être attribuable à la réduction de la masse volumique du milieu par l'injection de bulles d'air à la surface de la meule. Évidemment, l'injection d'air nécessite l'utilisation d'un compresseur qui consomme beaucoup d'énergie. De plus, si l'on désire injecter de l'air en profondeur sous l'eau, ceci nécessite encore plus de pression pneumatique. Malgré tout, cet outil permet d'avoir une puissance de meulage suffisante pour pouvoir meuler avec une gamme de diamètres intéressante et ainsi minimiser le changement de meule. De plus, les pertes sont si importantes sans injection d'air que pratiquement toute la puissance disponible du moteur est utilisée pour faire seulement tourner la meule.

Si pour diverses raisons, il devient impossible d'utiliser l'injecteur d'air, trois options sont envisageables. La première option est de surdimensionner le moteur pour avoir plus de puissance. Cependant, le poids du robot serait augmenté et cela nécessiterait un surdimensionnement de toutes les autres composantes pour assurer la rigidité du système. Deuxièmement, s'il s'avère impossible d'injecter de l'air, il serait possible de changer de type de meule ou encore de changer de procédé d'usinage. Le fraisage pourrait être une alternative intéressante s'il est démontré que le robot et sa structure sont assez rigides.

Pour les expérimentations qui seront présentées au chapitre 6, le rapport de transmission utilisé est de 1.125. Un ratio plus faible réduit les vitesses de coupes maximales, mais permet d'avoir des forces normales plus élevées. Les puissances mesurées à vide en fonction de la vitesse de rotation des meules ressemblent alors aux courbes illustrées ci-dessous.

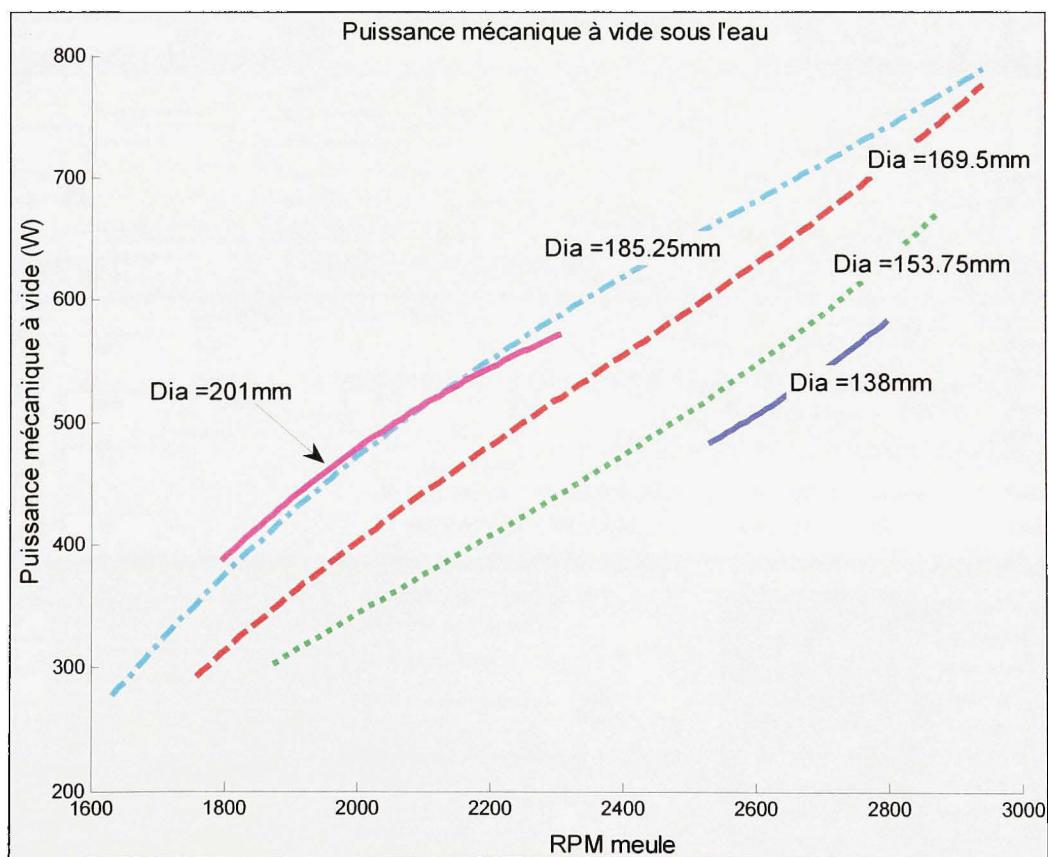


Figure 4.7 Courbes de puissance mécanique à vide sous l'eau, ratio : 1,125.

4.5

Conception d'un logiciel de traitements des données expérimentales et de modélisation

Un logiciel programmé avec MATLAB a été réalisé afin de faciliter le traitement des données ainsi que la modélisation du procédé. Ce programme permet de créer une base de données à partir des expérimentations réalisées sur le banc d'essai. Il a été conçu sous la forme d'une interface graphique utilisateur (GUI). Voici le GUI dont il est sujet :

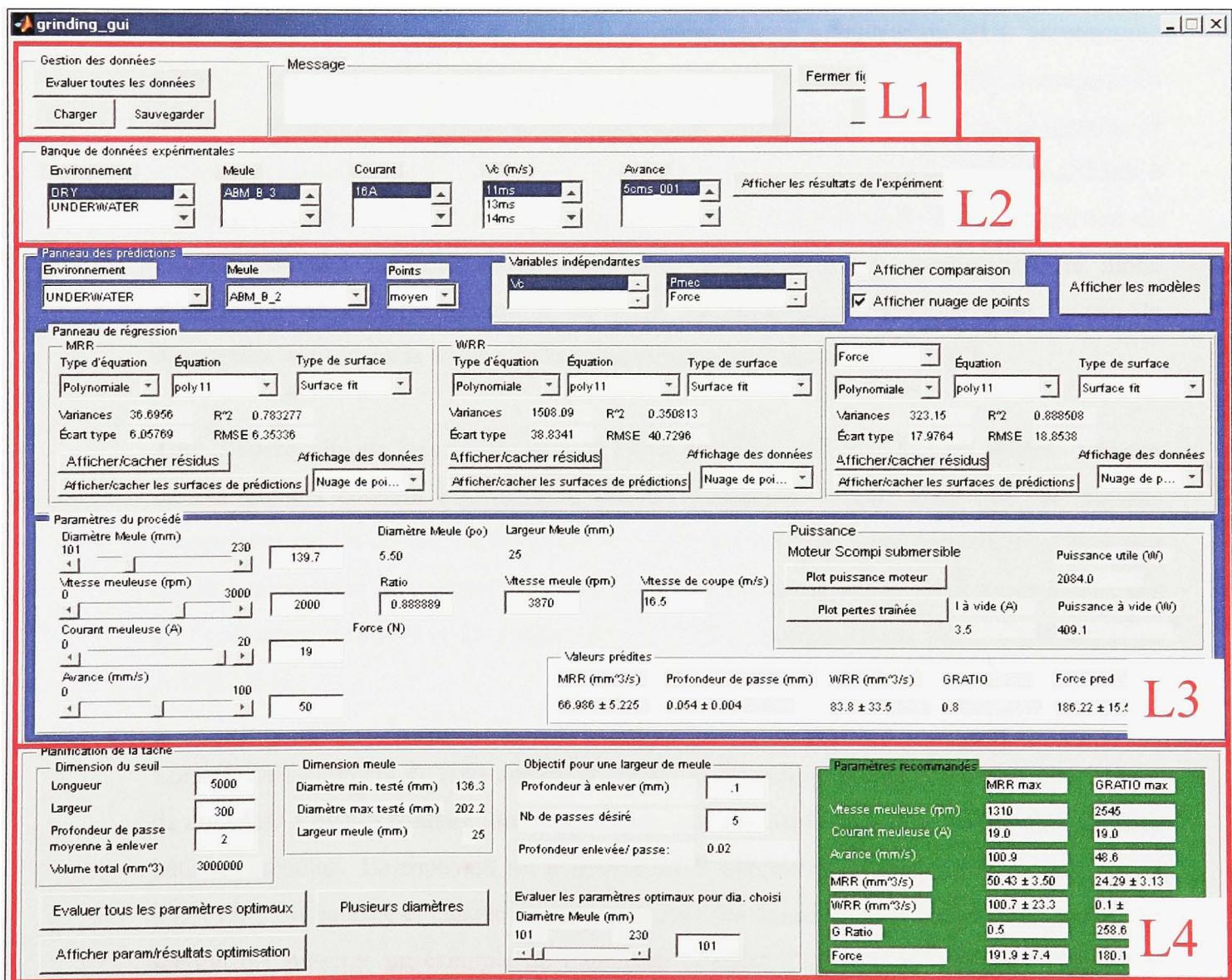


Figure 4.8 Interface utilisateur graphique (Grinding_GUI).

Comme illustré par les encadrés, le GUI est constitué de quatre principaux modules :

1. Le module de chargement des données;
2. Le module d'affichage des résultats d'une expérimentation enregistrée dans la base de données;
3. Le module de modélisation et de prédition des résultats;
4. Le module d'optimisation du choix des paramètres du procédé.

Pour faciliter la présentation du logiciel, la nomenclature complète du GUI, accompagné d'images, est située à la section 4.6. Le texte qui suit présente les modules principaux en faisant référence à cette nomenclature. Pour ne pas confondre les numéros de paragraphes et les numéros des options du GUI, la lettre « L » précèdera les numéros des options affichés à la nomenclature. Le logiciel est présenté de manière chronologique et fait abstraction de quelques options supplémentaires. De plus, afin d'alléger la présentation, le mode d'utilisation de certains boutons a été omis volontairement. Lorsque c'est le cas, la description se trouve à la section de la nomenclature, ainsi qu'en ANNEXE I.

Tout d'abord, chaque fois qu'une surface est mesurée, un fichier « .m » est généré. Chacun de ces fichiers contient l'information sur les paramètres utilisés ainsi que les mesures enregistrées par les capteurs durant l'essai. Après avoir effectué une série de tests avec une même combinaison de paramètres, l'utilisateur doit récupérer les données sur le disque dur de l'ordinateur du robot et les placer dans le dossier approprié (voir guide d'utilisateur en ANNEXE I).

Lorsque suffisamment de tests ont été effectués, il est ensuite possible de construire la base de données. Celle-ci contient tous les résultats analysés par le programme et est utilisée pour bâtir les modèles. En appuyant sur le bouton L1.1, l'architecture complète du dossier racine « DATA » est balayée et chaque dossier contenant des données expérimentales est traité. La section 6.1 présente un exemple de traitement complet d'un test de meulage. Lorsque le programme a traité chaque dossier, trois fichiers « .mat » sont enregistrés. Deux de ces

fichiers stockent les résultats et le troisième permet d'accélérer le traitement des données lors d'ajout de dossiers supplémentaires.

Le module L2 permet d'afficher les résultats d'un essai parmi la base de données. Pour y arriver, l'utilisateur doit sélectionner le milieu (L2.1), la meule (L2.2), le courant à la meuleuse (L2.3), la vitesse de coupe (L2.4) et la vitesse d'avance du test (L2.5). En appuyant sur L2.6, les graphiques des résultats de l'essai sélectionné s'affichent.

Le module L3 constitue le cœur du logiciel. Il permet de créer les modèles à partir des informations contenues dans la base de données. Pour ce faire, l'utilisateur doit d'abord choisir le milieu et la meule qui l'intéresse (L3.1 et L3.2). Pour chaque expérimentation, un minimum de trois mesures de taux d'enlèvement de matière a été effectué. La raison principale est pour s'assurer de la répétabilité de l'essai. L'option L3.3 permet de choisir entre l'utilisation de la moyenne des résultats de ces mesures répétitives ou bien de la totalité des mesures. Ensuite, l'utilisateur choisit les variables indépendantes des modèles (vitesse de coupe et force normale ou puissance utile de meulage). En appuyant sur L3.7, le programme analyse les données et génère les surfaces des trois modèles.

Par la suite, l'utilisateur peut changer le type et le degré des équations pour le modèle MRR et le modèle WRR. Il est à noter qu'une troisième fenêtre permet de modéliser une variable supplémentaire, soit : la force, la puissance mécanique utile, l'énergie spécifique ou bien le coefficient de friction. Les statistiques associées à la régression de chaque modèle s'affiche dans la zone L3.8.5. Entre autres, le coefficient de corrélation R^2 ainsi que l'écart type permettent de savoir si l'équation et le choix des variables sélectionnées parviennent à bien modéliser la variable dépendante.

Lorsqu'un modèle est généré pour le milieu et la meule choisie, il est possible d'afficher une prédiction des valeurs qu'il serait possible d'obtenir en sélectionnant les paramètres du procédé. Le module L3.9 permet d'effectuer ce choix. En fonction de ces paramètres de meulage, une prédiction des valeurs est affichée dans l'encadré L3.11. Un intervalle de

tolérance accompagne la valeur nominale de chaque prédiction. Cet intervalle de tolérance est basé sur un taux de confiance de 95%. Cette information ainsi que la majorité des régressions du logiciel ont été obtenues grâce à la fonction « fit » du « Surface fitting toolbox » de MATLAB. Une multitude de graphes peuvent être générés afin de faciliter l’interprétation des résultats. Les menus déroulants L3.8.3 permettent de choisir l’apparence de la surface du modèle. Le menu L3.8.4 permet d’afficher les nuages de points dans une nouvelle figure et lorsque L3.5 est activé, le nuage de points s’affiche directement sur la figure des modèles.

Finalement, un module d’optimisation a été créé afin de trouver les paramètres optimaux pour le meulage d’un volume prédéterminé. Avec ce module, il est possible de minimiser le temps relié à cette tâche en choisissant de maximiser le MRR ou en maximisant la durée de vie de la meule. L’algorithme derrière ce module est détaillé à la section 6.6 et son mode d’emploi est énoncé dans le guide d’utilisation du logiciel à la page 183 (ANNEXE VI). De plus, le guide présente les informations complémentaires à ce chapitre, notamment : la structure des dossiers, les principales fonctions (fichier .m) et leur utilité, les principales variables (fichier .mat) ainsi que le mode d’emploi du GUI.

4.6 Nomenclature du logiciel

Comme énoncé au chapitre précédent, cette section présente la nomenclature complète du logiciel.

L1. Chargement des données

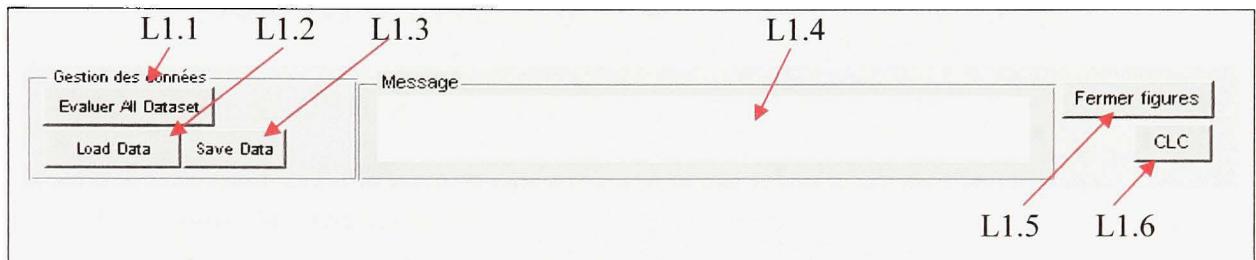


Figure 4.9 Module de chargement des données expérimentales.

- L1.1. Évaluer toutes les données de la base de données (À sec ou sous l'eau)
- L1.2. Charger les données (Data.mat, AllMrrGratio.mat, list_data.mat)
- L1.3. Sauver les données (Data.mat, AllMrrGratio.mat, list_data.mat)
- L1.4. Fenêtre affichant les messages d'erreur ou les avertissements
- L1.5. Fermer toutes les figures qui sont ouvertes
- L1.6. Effacer la fenêtre de commande de MATLAB

L2. Choix et affichage des résultats d'une expérimentation enregistré dans la base de données

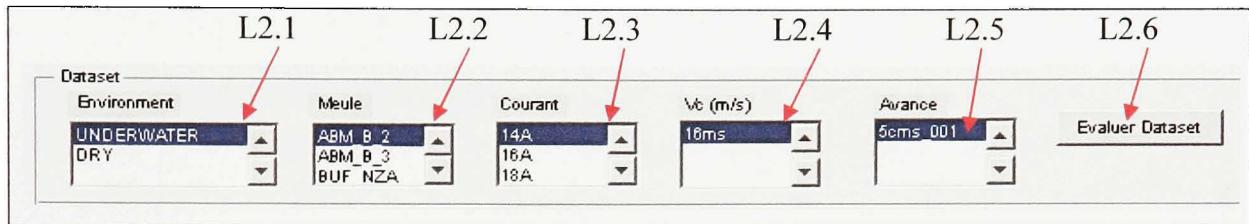


Figure 4.10 Module d'affichage d'une expérimentation donnée.

- L2.1. Choix du milieu (À sec ou sous l'eau)
- L2.2. Choix de la meule
- L2.3. Choix du courant moteur
- L2.4. Choix de la vitesse de coupe
- L2.5. Choix de la vitesse d'avance
- L2.6. Afficher les résultats du test sélectionné

L3. Module de modélisation

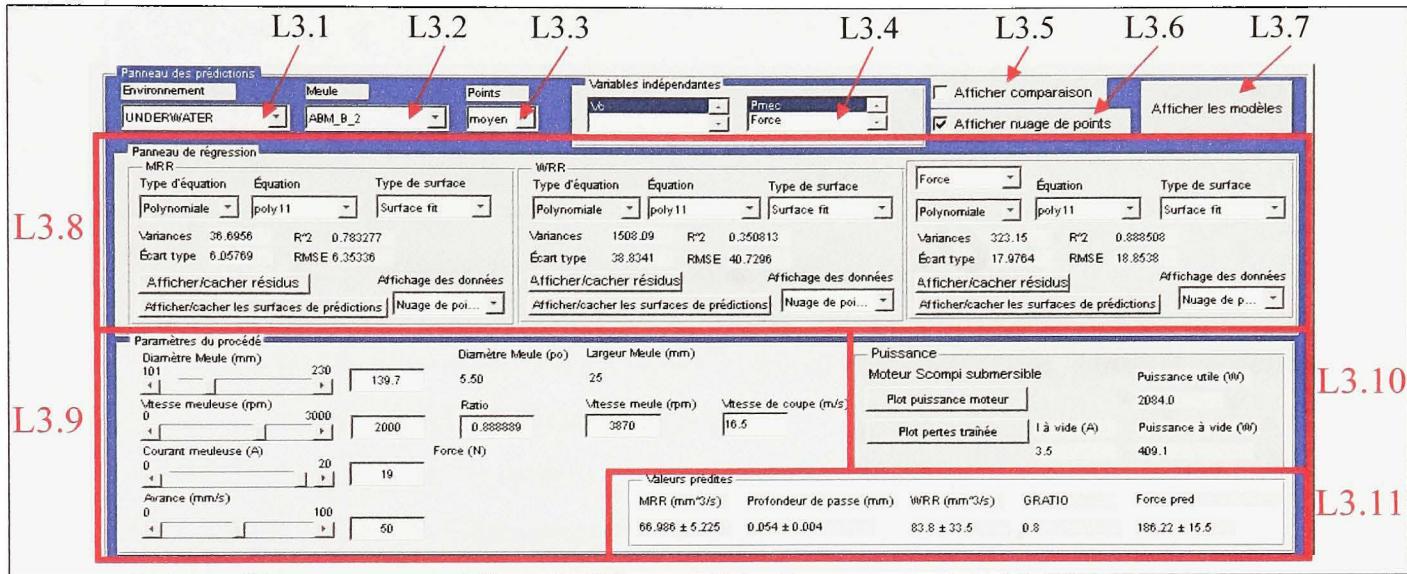


Figure 4.11 Module de modélisation.

- L3.1. Choix du milieu (À sec ou sous l'eau)
- L3.2. Choix de la meule
- L3.3. Choix de l'échantillon (tous les points ou points moyens)
- L3.4. Choix des variables indépendantes (Vitesse de coupe, Puissance mécanique utile, Force normale de meulage)
- L3.5. Afficher comparaison
- L3.6. Afficher le nuage de points
- L3.7. Afficher les modèles
- L3.8. Panneau de régression pour les variables dépendantes : MRR, WRR et 3^e variable au choix (Force, Pmec, Énergie spécifique ou coefficient de friction)

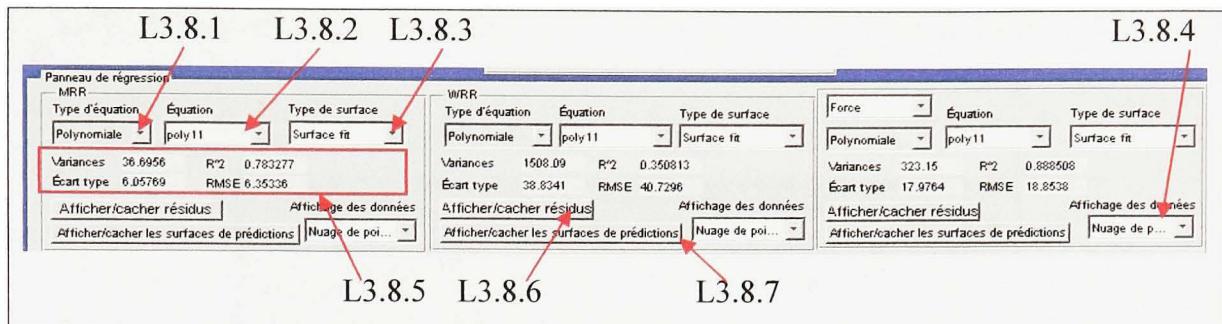


Figure 4.12 Sélection des équations des modèles.

- L3.8.1. Choix du type de régression (Interpolation, polynomiale, équation prédéfinie (ex : Hahn et Lindsay modifié)
- L3.8.2. Choix de l'équation
- L3.8.3. Choix de l'apparence de la surface
- L3.8.4. Affichage des nuages de points
- L3.8.5. Affichage de la variance, de l'écart type, du coefficient de corrélation, erreur moyenne quadratique
- L3.8.6. Affichage des résidus
- L3.8.7. Affichage des limites des intervalles de confiance

L3.9. Module du choix des paramètres du procédé et convertisseur d'unité

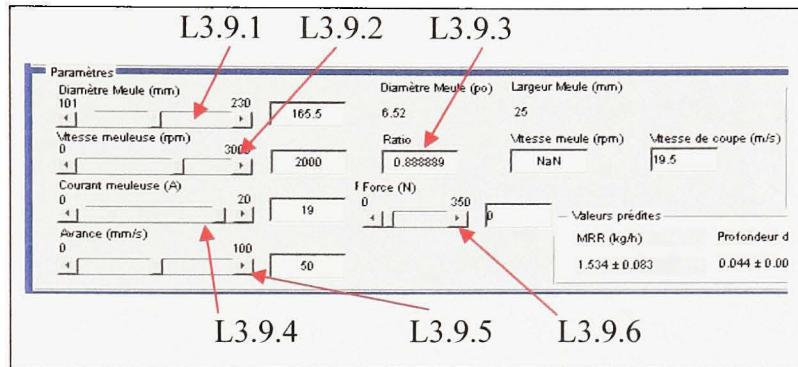


Figure 4.13 Module du choix des paramètres et convertisseur d'unité.

- L3.9.1. Sélection du diamètre de la meule
- L3.9.2. Sélection de la vitesse de la meuleuse / vitesse de la meule / vitesse de coupe
- L3.9.3. Ratio poulie crantée meule-meuleuse
- L3.9.4. Sélection du courant de la meuleuse
- L3.9.5. Sélection de la vitesse d'avance
- L3.9.6. Sélection de la force normale

L3.10. Module d'affichage de la puissance

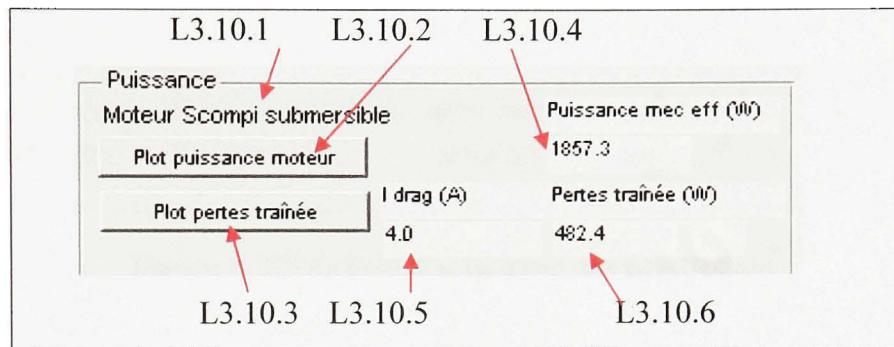


Figure 4.14 Module d'affichage de la puissance.

L3.10.1. Affichage du nom du moteur (Kollmorgen pour test à sec et IREQ submersible pour test sous l'eau)

L3.10.2. Affichage des performances du moteur sélectionné

L3.10.2.1. Puissance mécanique obtenue sur banc dynamométrique

L3.10.2.2. Puissance électrique mesurée par analyseur de puissance

L3.10.2.3. Affichage de l'efficacité du moteur

L3.10.2.4. Affichage du couple disponible

L3.10.3. Affichage du nuage des points de la puissance mécanique à vide

L3.10.4. Affichage de la puissance mécanique utile calculée

L3.10.5. Courant à vide prédit

L3.10.6. Puissance mécanique à vide nécessaire

L3.11. Module d'affichage des prédictions

L3.11.1	L3.11.2	L3.11.3	L3.11.4	L3.11.5
Valeurs prédites				
MRR (mm ³ /s) 66.986 ± 5.225	Profondeur de passe (mm) 0.064 ± 0.004	WRR (mm ³ /s) 83.8 ± 33.5	GRATIO 0.8	Force pred 186.22 ± 15.5

Figure 4.15 Module d'affichage des prédictions.

- L3.11.1. Prédiction du taux d'enlèvement de matière
- L3.11.2. Prédiction de la profondeur de passe
- L3.11.3. Prédiction du taux d'usure de la meule
- L3.11.4. Prédiction du G-ratio
- L3.11.5. Prédiction de la force normale de meulage ou de la puissance mécanique utile

L4. Module d'optimisation du choix des paramètres du procédé pour la planification de tâche

Task planner <p>Dimension du seuil</p> <table border="1"> <tr><td>Longueur</td><td>5000</td></tr> <tr><td>Largeur</td><td>300</td></tr> <tr><td>Profondeur de passe moyenne à enlever</td><td>2</td></tr> <tr><td>VOLUME total (mm³)</td><td>3000000</td></tr> </table> <p>Evaluer tous les paramètres optimaux</p> <p>Afficher param/résultats optimisation</p>	Longueur	5000	Largeur	300	Profondeur de passe moyenne à enlever	2	VOLUME total (mm ³)	3000000	<p>Dimension meule</p> <table border="1"> <tr><td>Diamètre min. testé (mm)</td><td>136.3</td></tr> <tr><td>Diamètre max testé (mm)</td><td>202.2</td></tr> <tr><td>Largeur meule (mm)</td><td>25</td></tr> </table> <p>Objectif pour une largeur de meule</p> <table border="1"> <tr><td>Profondeur à enlever (mm)</td><td>.1</td></tr> <tr><td>Nb de passes désiré</td><td>5</td></tr> <tr><td>Profondeur enlevée/ passe:</td><td>0.02</td></tr> </table> <p>Evaluer les paramètres optimaux pour dia. choisi</p> <table border="1"> <tr><td>Diamètre Meule (mm)</td><td>101 230</td></tr> <tr><td>101</td><td>101</td></tr> </table>	Diamètre min. testé (mm)	136.3	Diamètre max testé (mm)	202.2	Largeur meule (mm)	25	Profondeur à enlever (mm)	.1	Nb de passes désiré	5	Profondeur enlevée/ passe:	0.02	Diamètre Meule (mm)	101 230	101	101	<p>Paramètres recommandés</p> <table border="1"> <tr><td>MRR max</td><td>GRATIO max</td></tr> <tr><td>Vitesse meuleuse (rpm)</td><td>text_vitesse</td></tr> <tr><td>Courant meuleuse (A)</td><td>text_courant_tp</td></tr> <tr><td>Avance (mm/s)</td><td>text_avance</td></tr> <tr><td>MRR</td><td>text_MRR_tp</td></tr> <tr><td>G Ratio</td><td>text_Gratio_tp</td></tr> <tr><td>Titre Pof opti</td><td>text_POF_opti</td></tr> </table>	MRR max	GRATIO max	Vitesse meuleuse (rpm)	text_vitesse	Courant meuleuse (A)	text_courant_tp	Avance (mm/s)	text_avance	MRR	text_MRR_tp	G Ratio	text_Gratio_tp	Titre Pof opti	text_POF_opti
Longueur	5000																																							
Largeur	300																																							
Profondeur de passe moyenne à enlever	2																																							
VOLUME total (mm ³)	3000000																																							
Diamètre min. testé (mm)	136.3																																							
Diamètre max testé (mm)	202.2																																							
Largeur meule (mm)	25																																							
Profondeur à enlever (mm)	.1																																							
Nb de passes désiré	5																																							
Profondeur enlevée/ passe:	0.02																																							
Diamètre Meule (mm)	101 230																																							
101	101																																							
MRR max	GRATIO max																																							
Vitesse meuleuse (rpm)	text_vitesse																																							
Courant meuleuse (A)	text_courant_tp																																							
Avance (mm/s)	text_avance																																							
MRR	text_MRR_tp																																							
G Ratio	text_Gratio_tp																																							
Titre Pof opti	text_POF_opti																																							

L4.1
L4.2

Figure 4.16 Module d'optimisation du choix des paramètres du procédé pour la planification de tâche.

L4.1. Optimisation pour un seuil entier

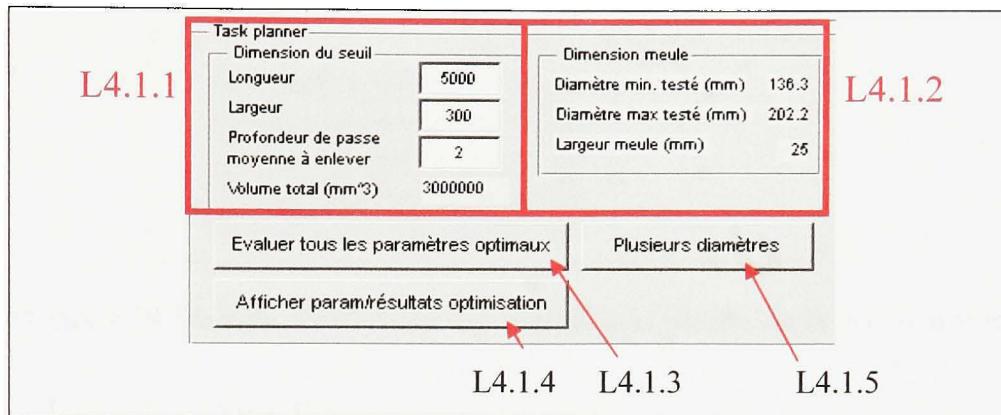


Figure 4.17 Module d'optimisation pour un seuil entier.

L4.1.1. Spécification du volume à meuler (ex. : seuil)

Dimension du seuil	L4.1.1.1	L4.1.1.2	L4.1.1.3	L4.1.1.4
Longueur	5000			
Largeur	300			
Profondeur de passe moyenne à enlever	2			
Volume total (mm³)	3000000			

Figure 4.18 Module de sélection du volume du seuil.

L4.1.1.1. Longueur du seuil

L4.1.1.2. Largeur du seuil

L4.1.1.3. Profondeur à enlever

L4.1.1.4. Volume total

L4.1.2. Affichage des dimensions limites de la meule testée

	L4.1.2.1	L4.1.2.2	L4.1.2.3
Dimension meule			
Diamètre min. testé (mm)	136.3		
Diamètre max. testé (mm)		202.2	
Largeur meule (mm)			25

Figure 4.19 Module d'affichage des dimensions limites de la meule testée.

L4.1.2.1. Diamètre minimum de la meule

L4.1.2.2. Diamètre maximum de la meule

L4.1.2.3. Largeur de la meule

L4.1.3. Évaluation de tous les paramètres optimaux en fonction de l'usure de la meule

L4.1.4. Affichage du temps de réfection du seuil et du nombre de meules requis en fonction du type d'optimisation choisi (MRRmax vs. G-ratio max)

L4.1.5. Affichage des paramètres optimaux pour toute la durée de vie d'une meule (Gamme de diamètres complète).

L4.2. Optimisation pour meulage d'une largeur de meule seulement

L4.2.1 <p>Objectif pour une largeur de meule</p> <p>Profondeur à enlever (mm) <input type="text" value=".1"/></p> <p>Nb de passes désiré <input type="text" value="5"/></p> <p>Profondeur enlevée/ passe: 0.02</p> <p>Evaluer les paramètres optimaux pour dia. choisi</p> <p>Diamètre Meule (mm)</p> <table style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td style="width: 33%;">101</td> <td style="width: 33%;">230</td> <td style="width: 33%; text-align: right;">101</td> </tr> <tr> <td style="border: 1px solid black; padding: 2px;">.</td> <td style="border: 1px solid black; padding: 2px;">.</td> <td style="border: 1px solid black; padding: 2px;">.</td> </tr> </table>	101	230	101	.	.	.	<p>Paramètres recommandés</p> <table style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td style="width: 33%;">MRR max</td> <td style="width: 33%;">GRATIO max</td> </tr> <tr> <td>Vitesse meuleuse (rpm) <input type="text" value="text_vitess"/></td> <td><input type="text" value="text_vitess"/></td> </tr> <tr> <td>Courant meuleuse (A) <input type="text" value="text_courant_tp"/></td> <td><input type="text" value="text_courant_G"/></td> </tr> <tr> <td>Avance (mm/s) <input type="text" value="text_avance"/></td> <td><input type="text" value="text_avance"/></td> </tr> <tr> <td>MRR <input type="text" value="text_MRR_tp"/></td> <td><input type="text" value="text_MRR_opti"/></td> </tr> <tr> <td>G Ratio <input type="text" value="text_Gratio_tp"/></td> <td><input type="text" value="text_GRATIO_o"/></td> </tr> <tr> <td>Taille Pof opt <input type="text" value="text_POF_opti"/></td> <td><input type="text" value="text_POF_opti"/></td> </tr> </table>	MRR max	GRATIO max	Vitesse meuleuse (rpm) <input type="text" value="text_vitess"/>	<input type="text" value="text_vitess"/>	Courant meuleuse (A) <input type="text" value="text_courant_tp"/>	<input type="text" value="text_courant_G"/>	Avance (mm/s) <input type="text" value="text_avance"/>	<input type="text" value="text_avance"/>	MRR <input type="text" value="text_MRR_tp"/>	<input type="text" value="text_MRR_opti"/>	G Ratio <input type="text" value="text_Gratio_tp"/>	<input type="text" value="text_GRATIO_o"/>	Taille Pof opt <input type="text" value="text_POF_opti"/>	<input type="text" value="text_POF_opti"/>	L4.2.2
101	230	101																				
.	.	.																				
MRR max	GRATIO max																					
Vitesse meuleuse (rpm) <input type="text" value="text_vitess"/>	<input type="text" value="text_vitess"/>																					
Courant meuleuse (A) <input type="text" value="text_courant_tp"/>	<input type="text" value="text_courant_G"/>																					
Avance (mm/s) <input type="text" value="text_avance"/>	<input type="text" value="text_avance"/>																					
MRR <input type="text" value="text_MRR_tp"/>	<input type="text" value="text_MRR_opti"/>																					
G Ratio <input type="text" value="text_Gratio_tp"/>	<input type="text" value="text_GRATIO_o"/>																					
Taille Pof opt <input type="text" value="text_POF_opti"/>	<input type="text" value="text_POF_opti"/>																					

Figure 4.20 Optimisation des paramètres pour une largeur de meule.

L4.2.1. Sélection de la profondeur et du diamètre de la meule

<p>L4.2.1.1 L4.2.1.2</p> <p>Objectif pour une largeur de meule</p> <p>Profondeur à enlever (mm) <input type="text" value=".1"/></p> <p>Nb de passes désiré <input type="text" value="5"/></p> <p>Profondeur enlevée/ passe: 0.02</p> <p>Evaluer les paramètres optimaux pour dia. choisi</p> <p>Diamètre Meule (mm)</p> <table style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td style="width: 33%;">101</td> <td style="width: 33%;">230</td> <td style="width: 33%; text-align: right;">101</td> </tr> <tr> <td style="border: 1px solid black; padding: 2px;">.</td> <td style="border: 1px solid black; padding: 2px;">.</td> <td style="border: 1px solid black; padding: 2px;">.</td> </tr> </table>	101	230	101	.	.	.	<p>L4.2.1.3</p> <p>L4.2.1.4</p>
101	230	101					
.	.	.					

Figure 4.21 Sélection de la profondeur et du diamètre de la meule.

L4.2.1.1. Profondeur à enlever

L4.2.1.2. Nombre de passes désiré

L4.2.1.3. Profondeur enlevée par passe

L4.2.1.4. Sélection du diamètre de la meule

L4.2.2. Affichage des paramètres optimaux (colonne de droite : MRR max et colonne de droite : G-Ratio max)

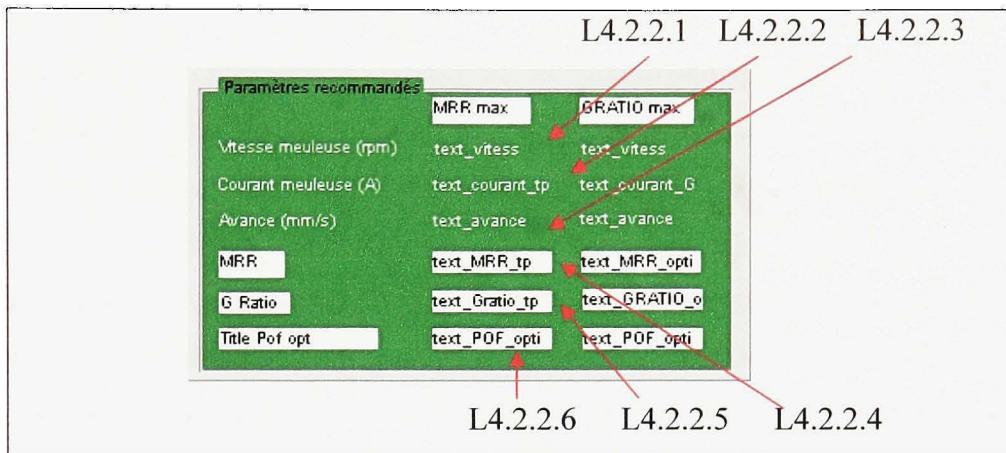


Figure 4.22 Affichage des paramètres optimaux.

- L4.2.2.1. Vitesse de la meuleuse (pour MRR max et G-Ratio max)
- L4.2.2.2. Courant de la meuleuse (pour MRR max et G-Ratio max)
- L4.2.2.3. Vitesse d'avance (pour MRR max et G-Ratio max)
- L4.2.2.4. MRR prédit (pour MRR max et G-Ratio max)
- L4.2.2.5. G-ratio prédit (pour MRR max et G-Ratio max)
- L4.2.2.6. Force ou puissance mécanique utile prédites (pour MRR max et G-Ratio max)

Ceci conclut le chapitre sur la modélisation du procédé de meulage. Le chapitre suivant présente le banc et les instruments de mesure développés afin de réaliser les essais expérimentaux.

CHAPITRE 5

BANC D'ESSAI ET INSTRUMENTS DE MESURE

La déformation et la dégradation causées par le gonflement du béton et la corrosion des pièces métalliques encastrées des vannes hydroélectriques nuisent au bon fonctionnement de celles-ci. Pour assurer la pérennité des barrages, une inspection à intervalle régulier est réalisée. Le travail de diagnostique et de maintenance débute par une mesure tridimensionnelle des encoches et du seuil de la vanne. Les mesures s'effectuent par un robot équipé d'une caméra laser installée sur la structure modulaire similaire à celle montré à la page 4. La Figure 5.1 représente le scan d'un seuil enregistré par cette caméra. Les défauts de surface résultant de la corrosion y sont mis en évidence.

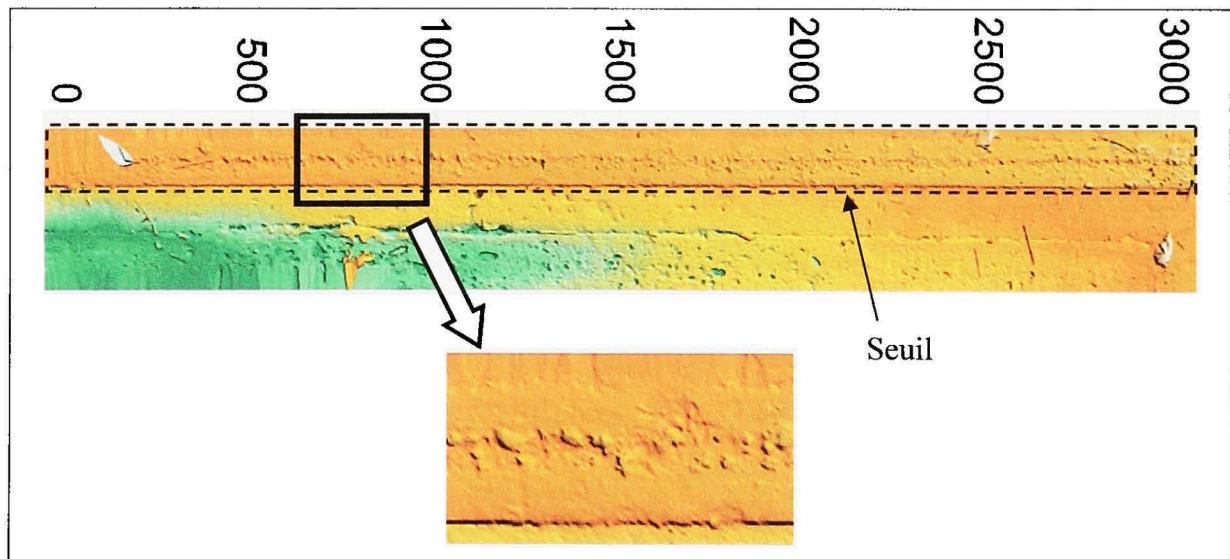


Figure 5.1 Seuil endommagé (vue de haut).

Les tolérances exigées pour les seuils sont:

- $\pm 0,13\text{mm}$ de planéité sur une longueur de 1,5m;
- une horizontalité de $\pm 0,50\text{mm}$ sur la longueur totale du seuil.

La Figure 5.2 montre un exemple de mesure d'horizontalité d'un seuil non-conforme. L'amplitude de la variation de hauteur de la surface de la plaque est de plus de 6 mm. Ces déformations surpassent largement la limite d'horizontalité acceptable pour garantir l'étanchéité.

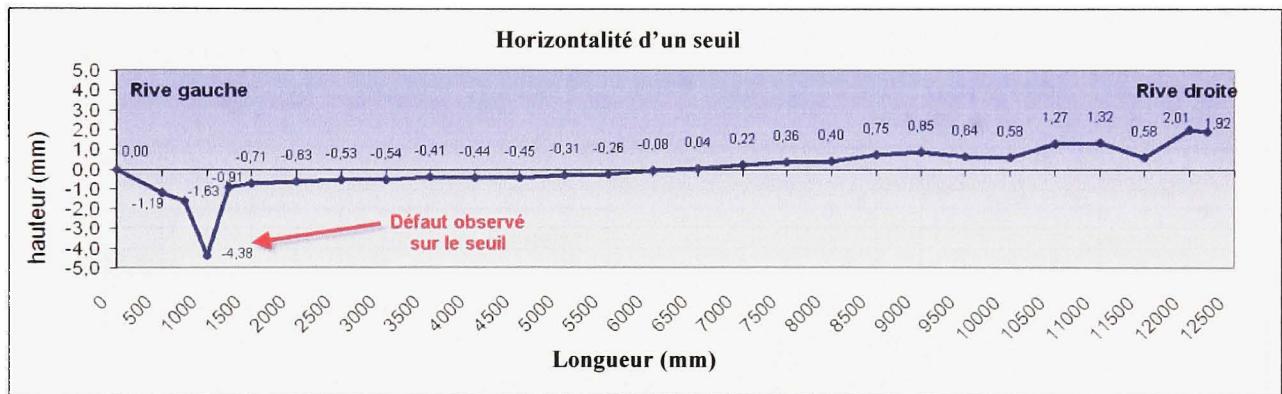


Figure 5.2 Exemple de perte d'horizontalité d'un seuil (vue de profil).

La réparation des structures sous l'eau comporte de nombreux défis. La précision et le contrôle du procédé est d'une grande importance, car les tolérances dimensionnelles demandées sont très exigeantes. Le but de cette recherche est de développer un modèle du procédé de meulage permettant de prédire avec le plus d'exactitude possible le taux d'enlèvement de matière. La section suivante présente comment le modèle de MRR sera utilisé en chantier. Par la suite, il sera sujet des équipements qui ont été développés pour parvenir à la réalisation et la mesure des essais de meulage sous l'eau. Il sera alors question du prototype du robot-meuleur, des systèmes d'acquisition de données et du banc d'essais qui ont été conçus.

5.1 Planification de la tâche

Voici un exemple qui permet d'illustrer la planification de la tâche. Comme il a été expliqué à la section précédente, la réfection débute par une mesure tridimensionnelle des pièces à réparer. Cette étape de mesure permet d'avoir un profil de la surface. En traitant cette information, il est possible d'estimer s'il reste assez de matière aux pièces encastrées pour être réparées. Si c'est le cas, la planification de tâche est effectuée. C'est-à-dire que la création des trajectoires du robot-meuleur est mise en œuvre. Chaque trajectoire est accompagnée des paramètres du procédé (vitesse de meule, vitesse d'avance, puissance, etc.). En effectuant des passes de meulage successives, la matière est progressivement retirée pour finalement obtenir une surface rencontrant la planéité requise.

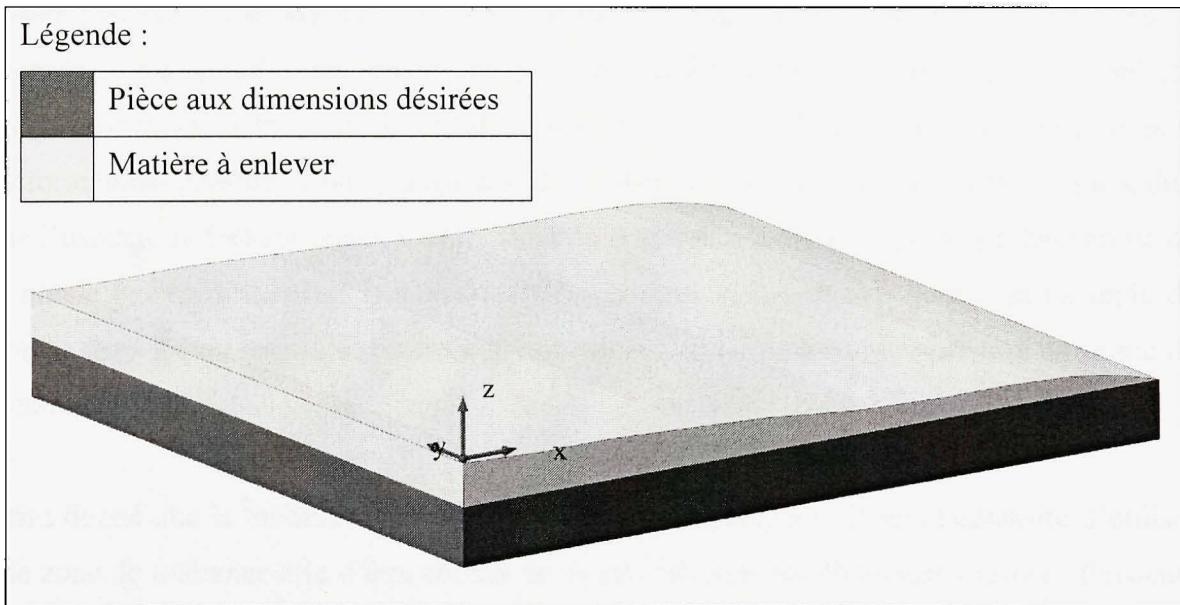


Figure 5.3 Exemple d'un volume d'un seuil obtenu par mesure tridimensionnelle.

La Figure 5.3 illustre une section de pièce encastrée à usiner. Le volume gris pâle représente le volume minimal à enlever pour obtenir une surface plane. Le volume gris foncé montre la pièce finale désirée. L'approche de planification de tâche proposée est la suivante : le volume à enlever est d'abord divisé en plusieurs unités de dimensions x - y - z . Pour simplifier la démonstration, considérons seulement le plan x - z . En posant l'hypothèse que les

dimensions ne varient pas en y , il est possible de diviser l'aire à enlever en section de 25 mm par 1 mm et par la longueur totale de la pièce.

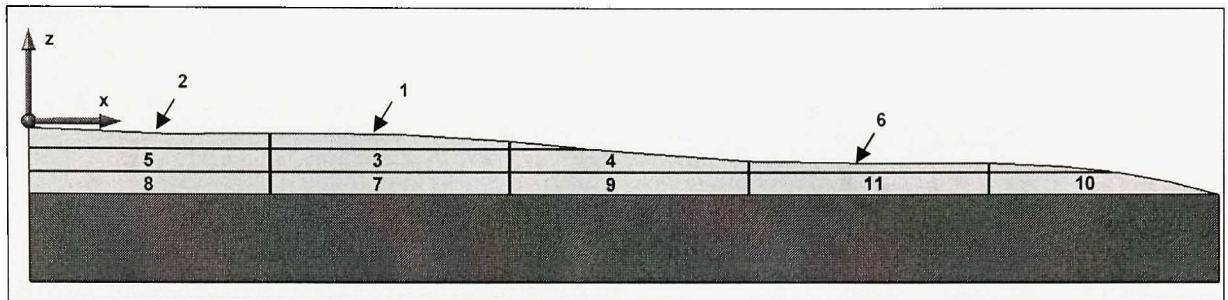


Figure 5.4 Découpage du volume en unité de meulage (ex : 1mm x largeur de meule).

Environ 11 unités à meuler sont obtenues. À l'aide d'un modèle de MRR, il est ensuite possible de trouver le nombre de passes pour meuler chaque unité en fixant les paramètres du procédé. Le volume est divisé en plusieurs couches selon l'axe z afin de réduire progressivement la hauteur de métal à enlever. De plus, afin d'user la meule le plus uniformément possible, l'ordre d'usinage des unités se fera dans un ordre varié. C'est-à-dire que l'usinage se fera par strate, tout en s'assurant que ce n'est pas toujours la même arrête de la meule qui est sollicitée. Les chiffres affichés dans la Figure 5.4 montrent un exemple de l'ordre dans lequel les unités pourraient être usinées afin d'éviter une usure non uniforme de la meule.

Étant donné que le modèle comportera une certaine imprécision, il sera nécessaire d'utiliser une zone de tolérance afin d'être certain de ne pas dépasser les dimensions visées. Plusieurs techniques pourront être employées. Entre autres, il sera possible d'utiliser la position des axes des robots associés à une mesure en temps réel de la meule. Le point de contact de la meule pourrait être référencé par rapport à la référence du barrage et de la surface de la pièce. En connaissant cette position extrême, l'erreur des axes étant faible, il serait possible de s'assurer de ne jamais dépasser les zones de tolérance. Cet exemple est simplifié, car les volumes réels auront des surfaces plus complexes. Des efforts au niveau de la programmation des trajectoires ainsi que des techniques sophistiquées de contrôle devront être étudiées et mise en œuvre.

5.2 Prototype du robot-meuleur

Voici les principales composantes du prototype du robot-meuleur préalablement conçu à l'IREQ:

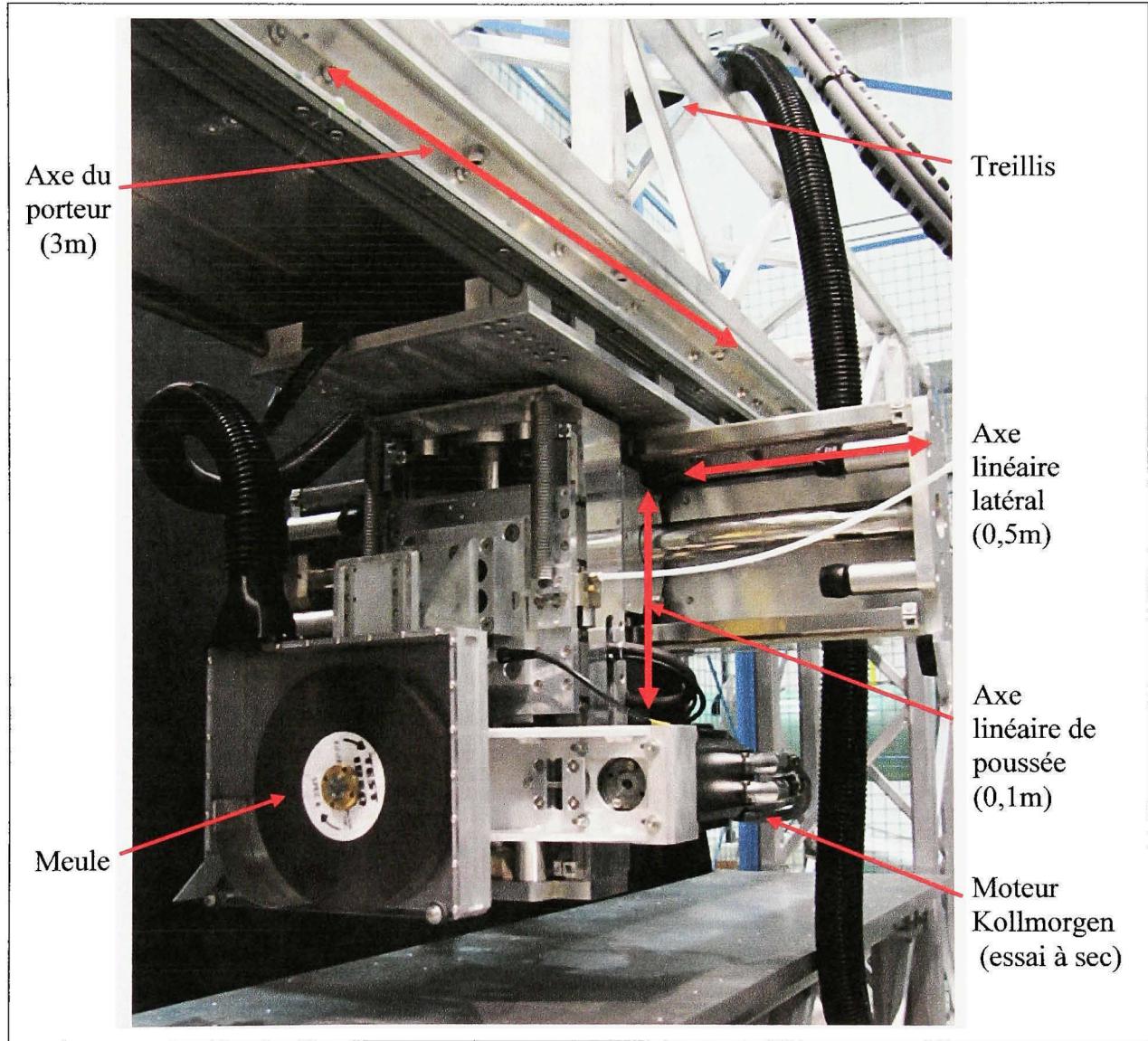


Figure 5.5 Prototype du robot-meuleur.

Le robot est constitué de deux moteurs électriques linéaires à entraînement direct équipés d'encodeur de position. Ces moteurs submersibles sont installés sur un chariot mobile

pouvant se déplacer sur un rail de 3 mètres (axe du porteur) à l'aide d'un système de pignon-crémaillère. La résolution de positionnement des axes latéral et de poussée est de $2\mu\text{m}$, tandis qu'elle est de l'ordre du demi-millimètre pour l'axe du porteur. La structure mécanique a été conçue afin d'assurer une excellente rigidité. L'ordinateur du système gère, à partir d'un programme, les signaux reçus et envoie les commandes à chacun des contrôleurs des moteurs du robot en fonction de la tâche demandée. La Figure 5.6 de la page suivante illustre un diagramme simplifié du système de contrôle et d'acquisition du robot-meuleur.

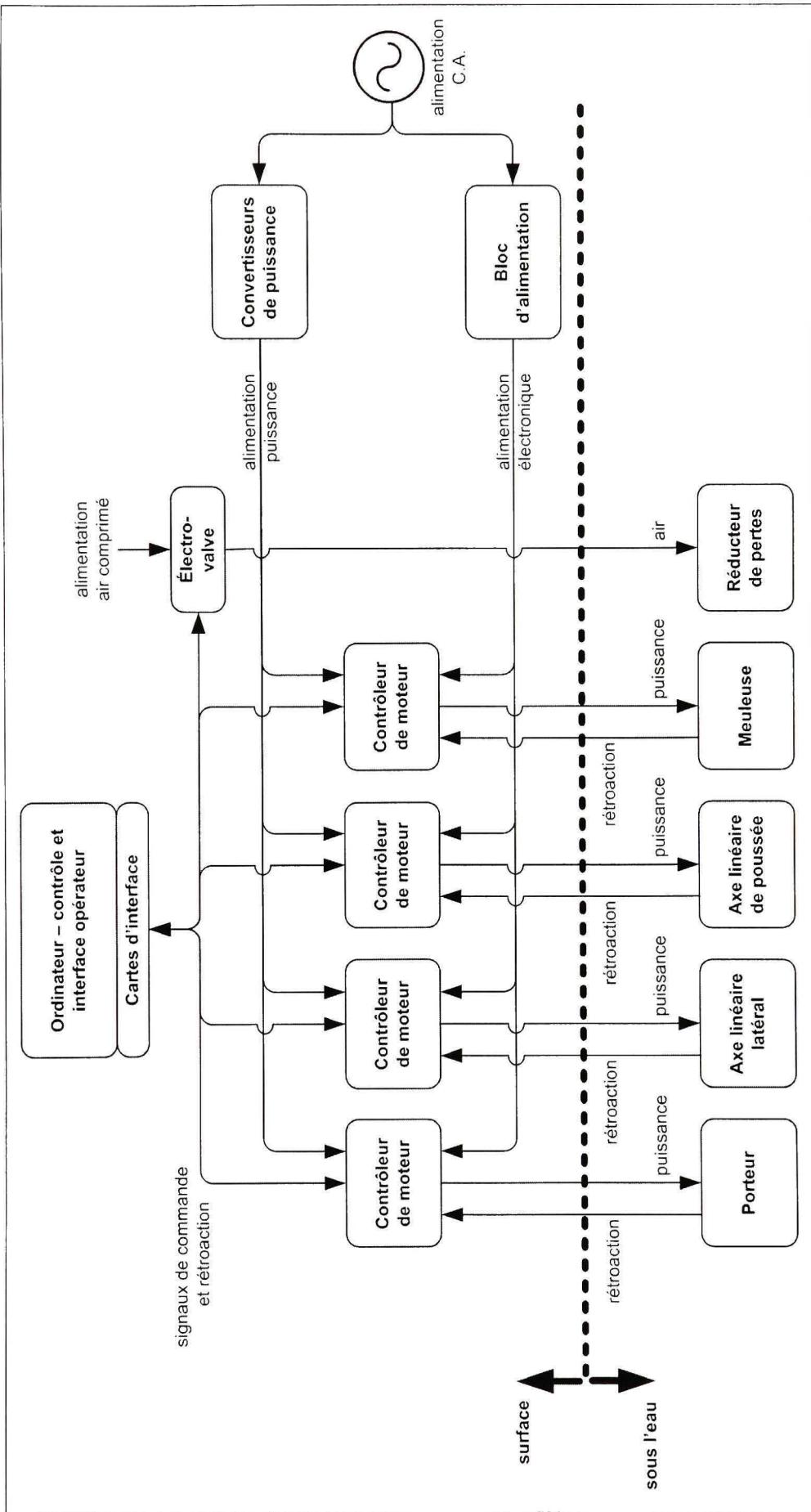


Figure 5.6 Architecture simplifiée du système de contrôle et d'acquisition du robot-meuleur.

5.3 Présentation du banc d'essai

Voici maintenant le banc d'essai conçu pour réaliser les expérimentations et assurer les prises de mesures. Le panneau avant ainsi que la porte amovible du bassin ne sont pas représentés afin de laisser libre vue à l'intérieur du bassin. Deux rails sont fixés à la structure principale.

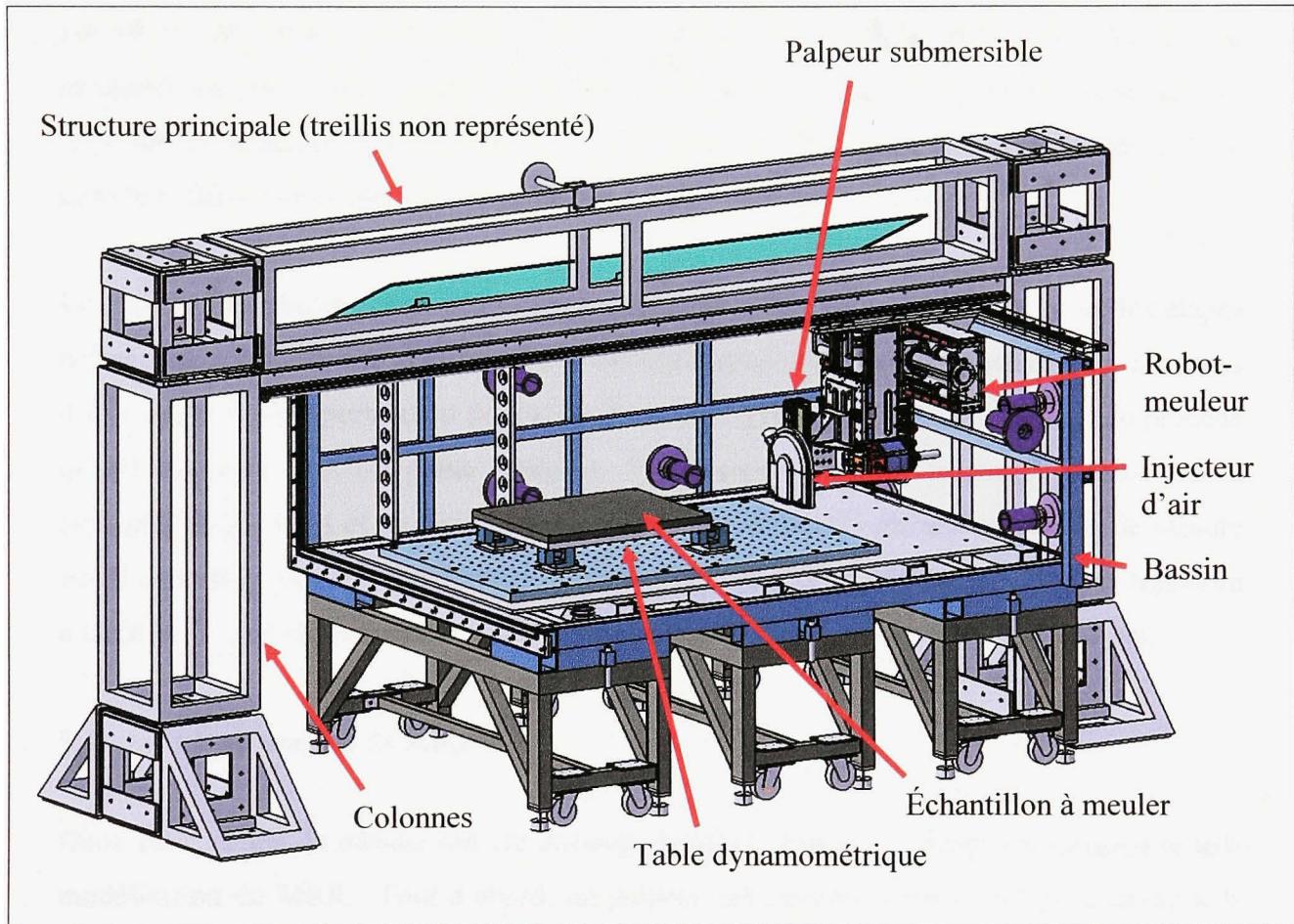


Figure 5.7 Banc d'essai de meulage à sec et sous l'eau.

L'axe horizontal du robot est monté sur des patins qui permettent à celui-ci de se déplacer le long des rails. Le bassin est installé sur trois chariots mobiles qui peuvent être immobilisés en surélevant leurs pieds ajustables. Ces chariots facilitent le positionnement du bassin à l'endroit désiré. Ils ont été dimensionnés pour empêcher toutes déflections significatives du

bassin. Leur rigidité a été évaluée par éléments finis. Les résultats et le code utilisé se trouvent en ANNEXE VIII. Une zone de dégagement a été prévue à l'avant du bassin afin de pouvoir déplacer le robot à l'extérieur lorsque celui-ci est vide et que la porte amovible est retirée. De cette façon, le robot est facilement accessible lorsqu'il doit être entretenu ou lorsqu'il faut changer une meule. Le bassin est relié à des pompes et un système de filtration. L'eau provient d'un réservoir à proximité. Le meulage produit un volume important de poussières de métaux et de meule. Par conséquent, un système de filtration permet de récupérer les particules en suspension. De plus, les particules plus lourdes ainsi que les copeaux ont tendance à se déposer au fond du bassin. En laissant le bassin décanter, il est ensuite facile de récupérer ces contaminants à l'aide de balais aimantés.

En résumé, le robot-meuleur et ses composantes ont été présentés. Par la suite, les étapes nécessaires à la réfection d'un seuil ont été expliquées chronologiquement. Ceci a permis d'exposer les points permettant de réaliser avec succès le projet. La modélisation du procédé de meulage est l'un de ces points critiques. Pour y arriver, des instruments de mesure ont dû être intégrés au robot et un banc d'essai a dû être fabriqué. Certains instruments de mesure sur le marché ne pouvant être utilisés sous l'eau ont été spécifiquement conçus pour répondre à la tâche. La prochaine section présente ces instruments et leur méthode d'utilisation.

5.4 Instruments de mesure

Deux instruments de mesure ont été développés afin d'obtenir l'information nécessaire à la modélisation du MRR. Tout d'abord, un palpeur submersible a été conçu pour mesurer le volume de matière enlevé après un test de meulage. En deuxième partie, il sera question d'un système de cellules de charge permettant de mesurer la force normale appliquée par la meule.

5.4.1 Palpeur submersible mesurant le volume de matière enlevée par meulage

La mesure la plus importante lorsque l'on désire modéliser le taux d'enlèvement de matière est sans contredit le volume ou le poids de matière enlevé ainsi que le temps requis. Il aurait été possible de mesurer le poids de matière enlevé en pesant la plaque meulée avant et après chaque essai. Cependant, il a été calculé qu'un gain de 20 minutes serait réalisé à chaque itération s'il n'était pas nécessaire de vider et remplir le bassin. Considérant qu'une mesure de la surface prend environ 1 minute et que le calcul d'un volume s'effectue à partir de deux mesures, le palpeur permet de réduire le temps de mesure de 10 fois. Par conséquent, un appareil submersible devenait très avantageux. Une alternative aurait été de mesurer le poids de la plaque avec un système de cellule de charges submersible similaire à celui présenté à la section 5.4.2. Cependant, la quantité de matière entre chaque test est trop faible (quelques grammes) pour mesurer avec précision la variation de masse. C'est pour ces multiples raisons qu'un instrument pouvant mesurer un volume sous l'eau a été conçu.

À défaut d'avoir un scanner laser pouvant mesurer le profil avec une densité élevée de points, un palpeur permettant de mesurer plusieurs balayages du profil a été conçu. L'instrument de mesure permet de mesurer l'épaisseur de matière enlevée après chaque passe ainsi que la forme de l'empreinte laissée par la meule. L'une des principales contraintes est liée au fait que la meule est de diamètre variable. Afin de minimiser le nombre de changements de meules, l'utilisation de meules cylindriques de 8 pouces de diamètres pouvant être employée jusqu'à un diamètre de 4 pouces a été préconisée.

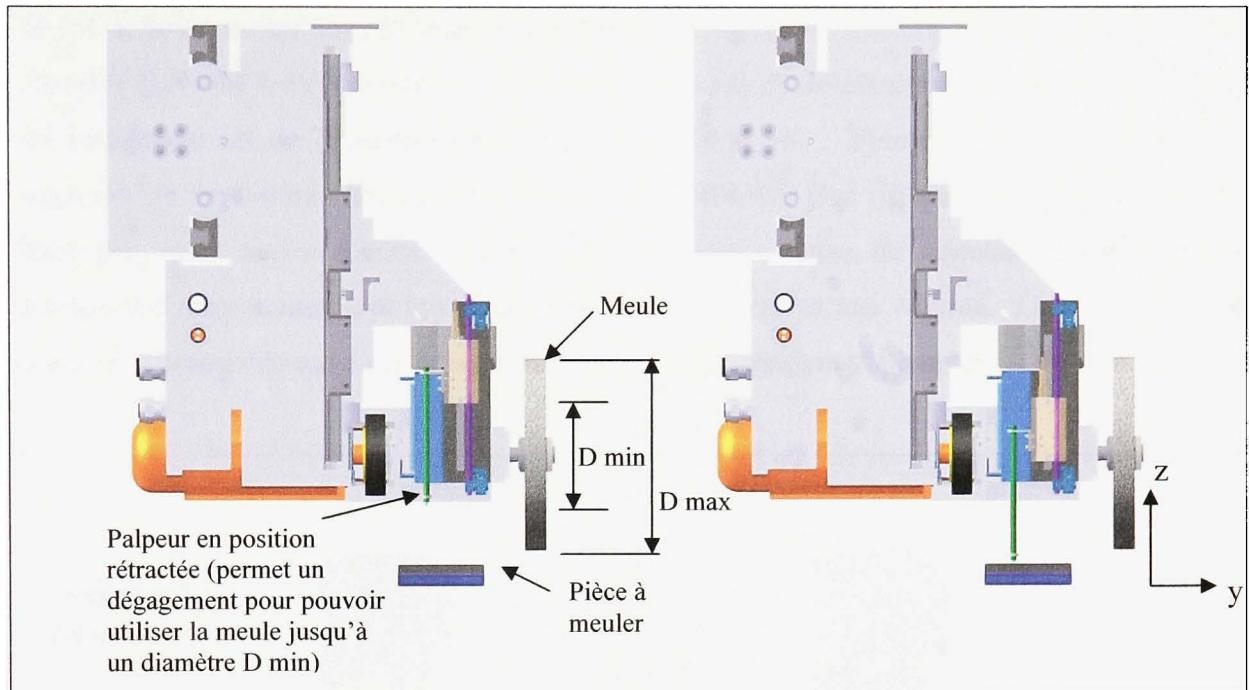


Figure 5.8 Vue de côté (Robot-meuleur et système de mesures de l'épaisseur de la pièce).

Par conséquent, l'outil de mesure doit être rétractable pour permettre l'utilisation de la meule sur sa gamme de diamètres possibles. Voici les contraintes dimensionnelles de l'instrument de mesure :

Tableau 5.1 Contraintes dimensionnelles du palpeur submersible

Caractéristique	Dimension
Dimension hors tout	260 mm, par 120 mm, par 55 mm
Épaisseur maximale à mesurer	10 mm (après « x » nombres de passes)
Course totale	70 mm
Épaisseur moyenne à mesurer	0,05 mm à 0,2 mm (profondeur d'une passe)
Précision désirée	$\pm 5 \mu\text{m}$

Il est à noter qu'un transformateur différentiel à variation linéaire submersible à course variable (LVDT) a été considéré. Cette option n'a pas été retenue, car la non-linéarité d'un tel instrument est de 70 microns sur une course de 70 mm. D'autre part, des systèmes de capteurs de proximités (capacitifs ou inductifs) ainsi que des capteurs à ultrasons ont été analysés, mais aucun d'entre eux ne répondait aux critères de sélection. Deux autres contraintes importantes sont la submersibilité de l'appareil et son volume. La conception du palpeur submersible qui a été retenue comporte les composantes suivantes :

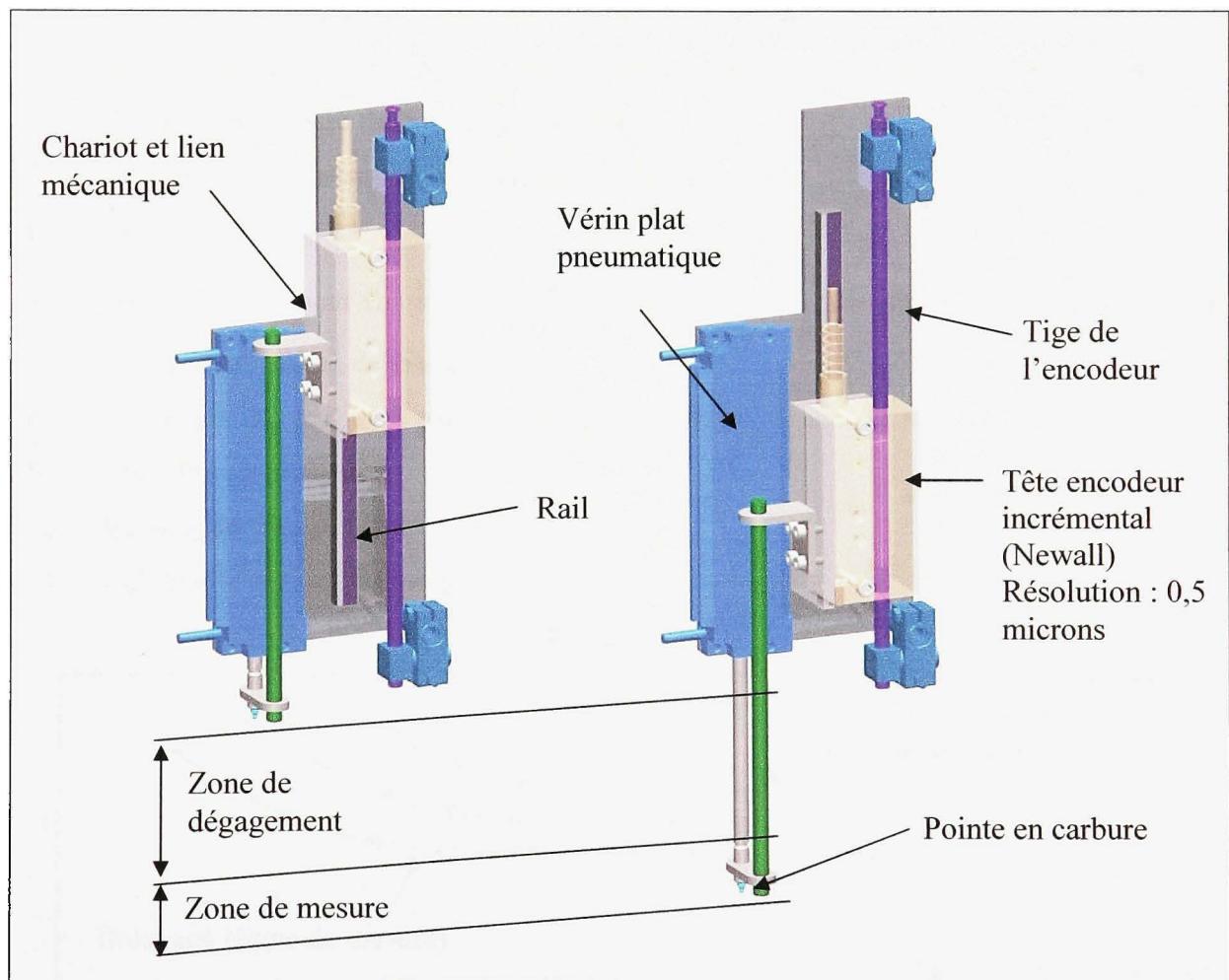


Figure 5.9 Modélisation tridimensionnelle du palpeur submersible (2 positions: rétracté et débattement maximal).

Voici les étapes employées pour mesurer le volume de matière enlevée. La méthode de calcul est située à la page 91:

1. Mesure de la surface avant le meulage : Positionner le robot à la position X_0 et Y_0 et fixer l'axe vertical à une hauteur Z_0 .
2. Actionner le vérin pneumatique pour initier le contact entre la pointe en carbure et la surface.
3. Débuter l'enregistrement de la valeur de l'encodeur et la position Z du robot.
4. Déplacer le robot horizontalement. La pression pneumatique du vérin est ajustée afin qu'un contact soit établi avec la surface sans toutefois causer des efforts transversaux qui pourraient faire fléchir la tige du vérin.
5. Arrêter le robot lorsque la mesure est complétée.
6. Remonter le palpeur.
7. Déplacer le palpeur en $X_0 + dx$ et Y_0 et recommencer « x » nombres de fois pour avoir un nuage de points de la surface.
8. Modéliser une surface à partir du nuage de points.
9. Procéder au meulage.
10. Répétez les étapes 1 à 8.
11. Calculer le volume de matière enlevée.

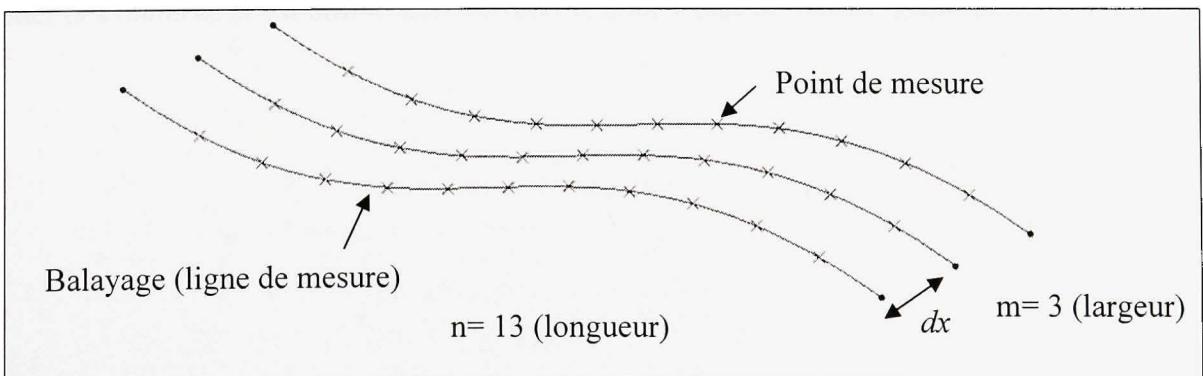


Figure 5.10 Nuages de points et terminologie.

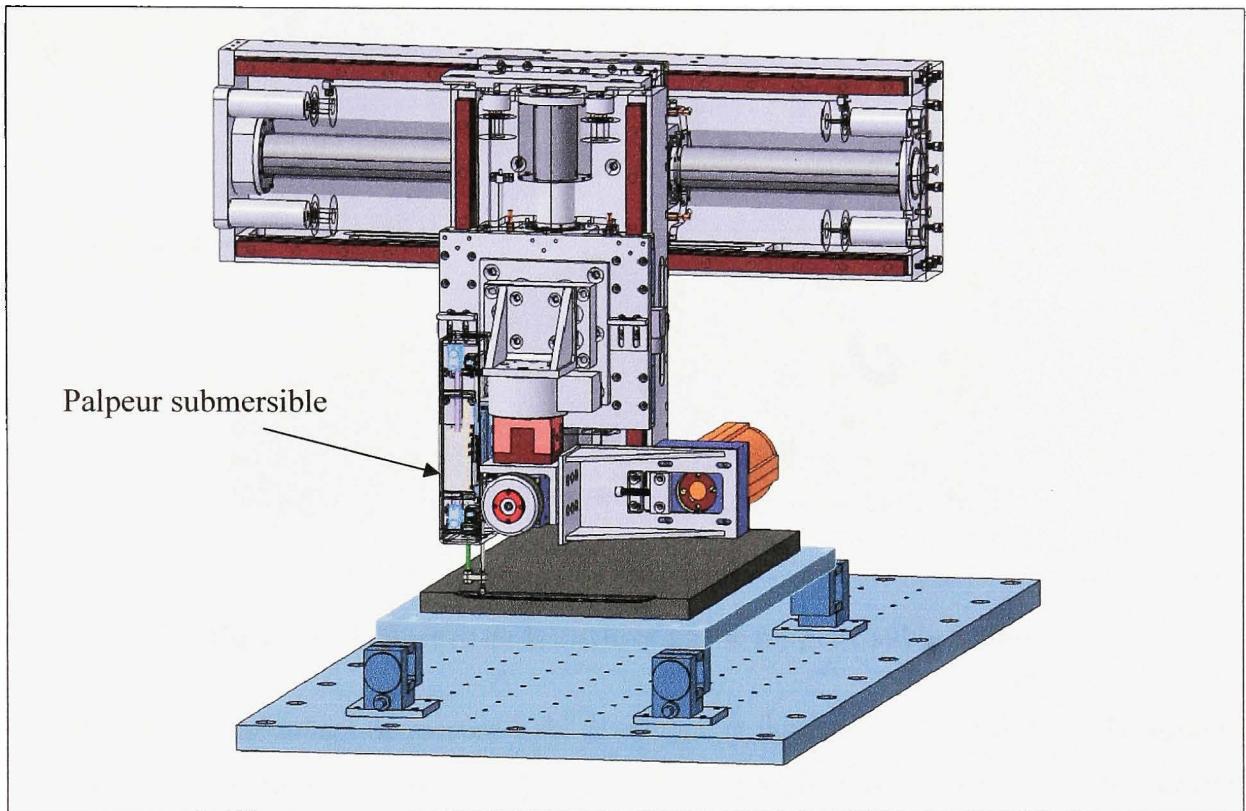


Figure 5.11 Vue d'ensemble du robot-meuleur.

Afin d'accélérer l'échantillonnage des points, seule une section de la surface meulée est mesurée. La mesure débute après la zone d'entrée de la meule et se termine avant la zone de sortie. La longueur de cette zone de mesure, constante à chaque essai, est enregistrée dans le fichier des données et est utilisé pour calculer le taux d'enlèvement de matière.

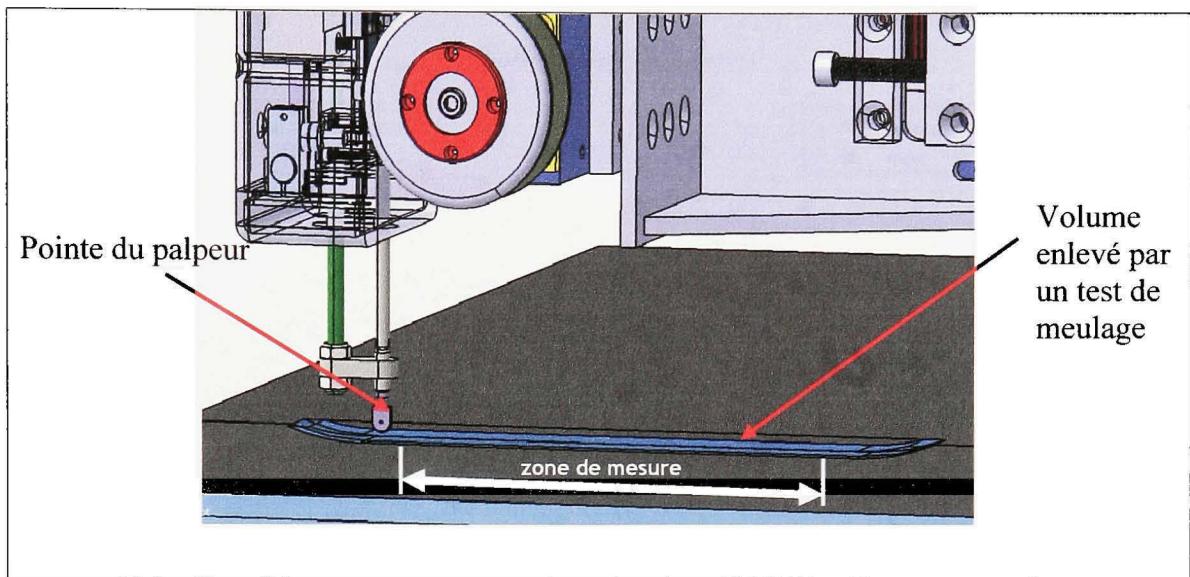


Figure 5.12 Mesure de la surface par le palpeur submersible.

En résumé, un instrument de mesure a été développé et fabriqué afin de permettre la mesure du volume de chaque test de meulage. Cet instrument est non seulement précis, mais permet des gains en temps de mesure inégalés. Ces gains sont considérables lorsque l'on désire effectuer plusieurs dizaines ou même centaines de tests. La section suivante présente la validation de la mesure du palpeur submersible.

5.4.1.1 Validation de la précision de la mesure

Afin de valider la précision de la mesure du palpeur, une pièce étalon fabriquée sur mesure a été utilisée. Tout d'abord, un marbre de précision a été placé sous le robot-meuleur. Le robot a été déplacé pour que le palpeur puisse mesurer la surface du marbre aux coordonnées $x=10$ mm, $y=25$ mm et $z=-20$ mm de la figure affichée ci-dessous. Par la suite, sept autres coordonnées ont été enregistrées, soit une à tous les 30mm le long de l'axe x. La pièce étalon a ensuite été placée sur le marbre. Les étapes de mesures ont été répétées. La hauteur de chaque marche a été calculée en faisant la différence entre la mesure du marbre et celle de la pièce.

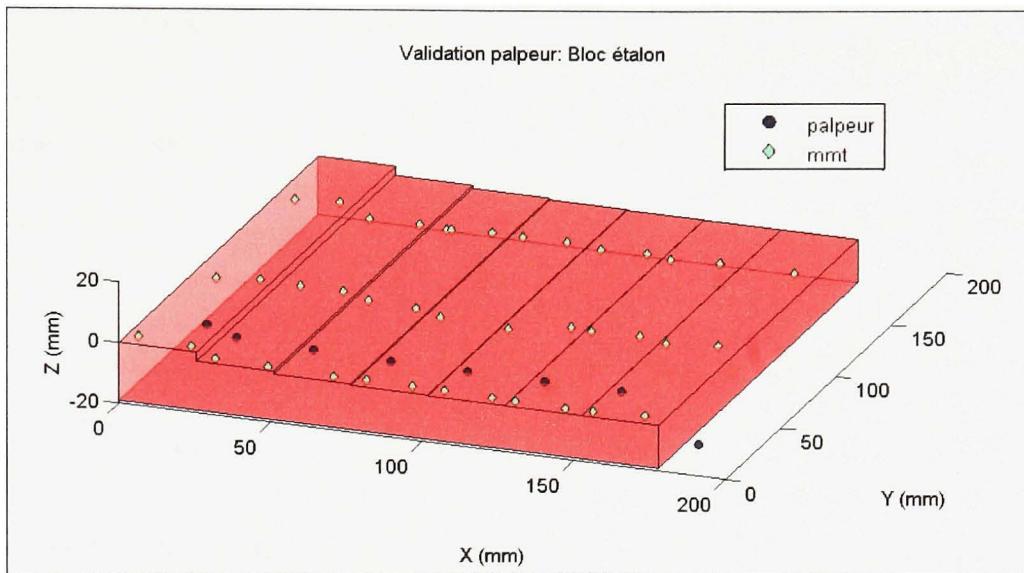


Figure 5.13 Pièce étalon et points de mesures du palpateur et de la MTT (Vue 3D).

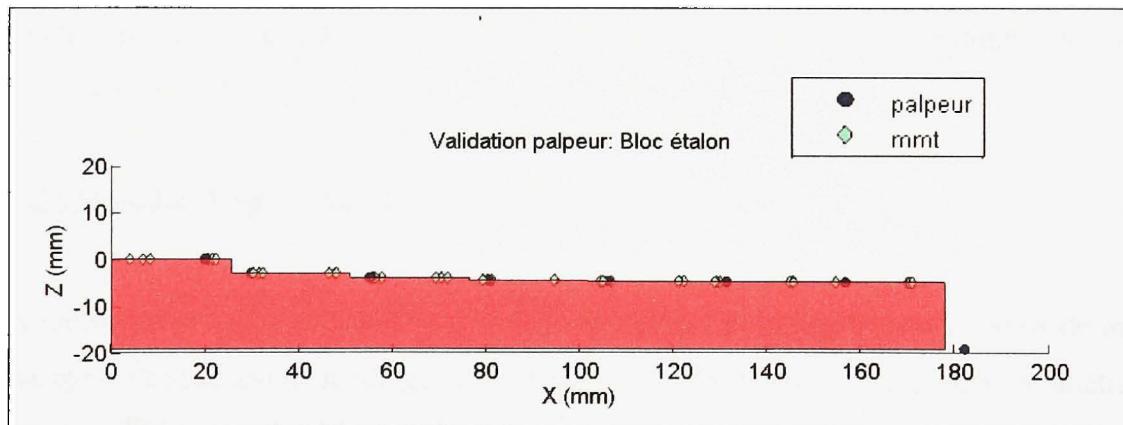


Figure 5.14 Pièce étalon et points de mesures du palpateur et de la MTT (Vue de côté).

Finalement, la pièce a été mesurée sur une machine à mesurer tridimensionnelle (MTT) afin d'évaluer la précision du palpateur. Les résultats sont affichés dans le tableau ci-dessous. On y retrouve la mesure des 6 marches de la pièce étalon effectuée par le palpateur et la MTT.

Tableau 5.2 Validation de la précision du palpeur submersible

Surface	Nominal (mm)	MMT (mm)	Palpeur (mm)	Erreur MMT vs Palpeur (%)
1	3	3,013	2,975	1,23
2	1	0,999	0,983	1,6
3	0,5	0,491	0,495	0,78
4	0,25	0,24	0,249	3,43
5	0,11	0,109	0,113	3,32
6	0,05	0,056	0,056	0,01

L'erreur relative maximale est de 3,5% ou de 9 microns. Les erreurs peuvent être attribuables aux imperfections des surfaces de la pièce étalon, au fait que la pièce n'est peut-être pas parfaitement appuyée sur la surface du marbre, ainsi qu'aux légères déformations possibles de la tige du vérin. Ces tests donnent un aperçu des capacités du palpeur. Les deux prochaines sections s'attardent à l'approche employée pour calculer le volume entre les 2 surfaces de nuages de points.

5.4.1.2 Méthodes d'approximation du volume de métal enlevé

Deux méthodes ont été étudiées afin d'évaluer le volume et indirectement le poids de métal enlevé après chaque test de meulage. La première méthode utilise une approche géométrique basée sur un maillage tétraédrique alors que la seconde passe par la sommation de volumes approximatifs.

Méthode de maillage tétraédrique

La première méthode considérée est une approche utilisant un maillage tétraédrique des nuages de points superposés. Lorsque l'on désire mesurer un volume entre deux surfaces non parallèles et incurvées, il n'existe pas de méthode triviale. Le calcul de l'intégral triple entre deux surfaces nécessite la connaissance des équations des deux surfaces ainsi que de leurs bornes. Ceci est réalisable, mais demande des efforts considérables au niveau de la

programmation ainsi qu'au niveau de la gestion des points mesurés. L'approche par calcul numérique a donc été étudiée. S'il est possible d'approximer un volume en un nombre « x » de tétraèdres, il suffit ensuite de faire la somme de ses volumes pour connaître le volume entier. La précision de cette méthode dépend du nombre de tétraèdres utilisés pour remplir le volume exact. Il faut un nombre accru de tétraèdres pour approximer les surfaces courbes d'un volume très irrégulier, car les facettes des tétraèdres sont planes. La difficulté de cette méthode réside dans la programmation automatisée du maillage. En mesurant une grille de « $m \times n$ » points, suivi d'une deuxième grille située à un dz donné, il est possible de créer un volume de « $(m-1) \times (n-1)$ » de prismes à base rectangulaire. Chaque prisme peut ensuite être divisé en cinq tétraèdres quelconques ou six tétraèdres symétriques. Par exemple, le cube de la figure suivante a été divisé en 6 volumes :

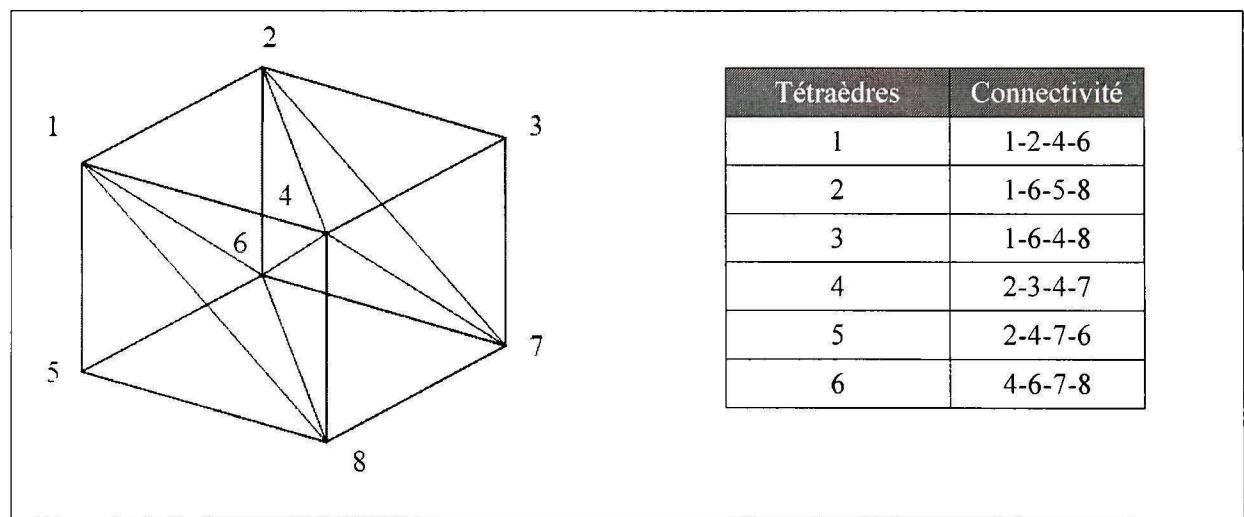


Figure 5.15 Maillage tétraédrique d'un cube.

Pour une grille de « $(m-1) \times (n-1)$ » cubes, il suffit alors de programmer un code qui permet de calculer automatiquement le volume de chacun de ces prismes par « $(m-1) \times (n-1) \times 6$ » tétraèdres.

Cette méthode a été testée sur un volume créé avec un logiciel de modélisation tridimensionnelle. Ce volume est illustré à la Figure 5.16. Ce dernier a été subdivisé en 3 volumes représentant 3 expérimentations de meulage constitué de 4 mesures de surface. Chaque mesure de surface aurait été conçue de 10 balayages (n) par 30 points (m).

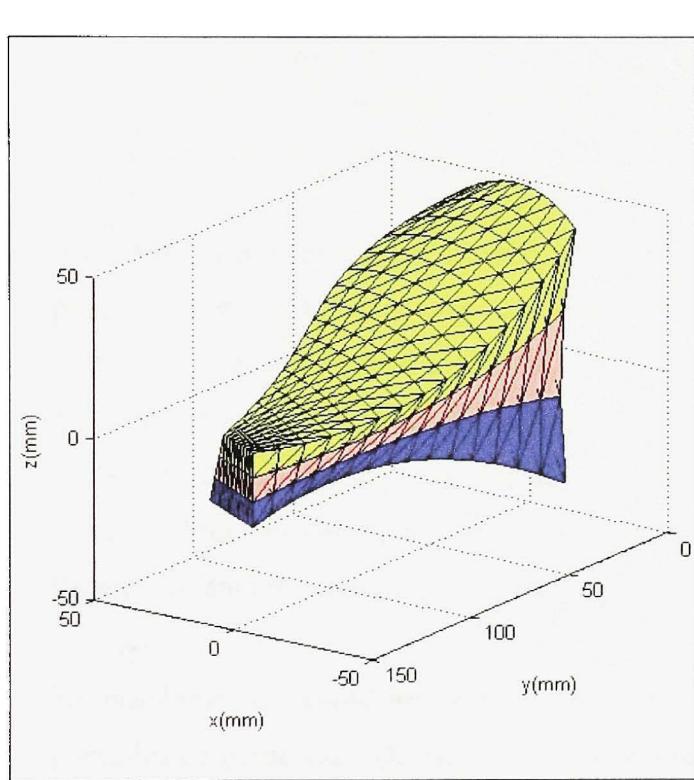


Figure 5.16 Volume étalon composé de 3 épaisseurs (modélisé dans un logiciel CAO).

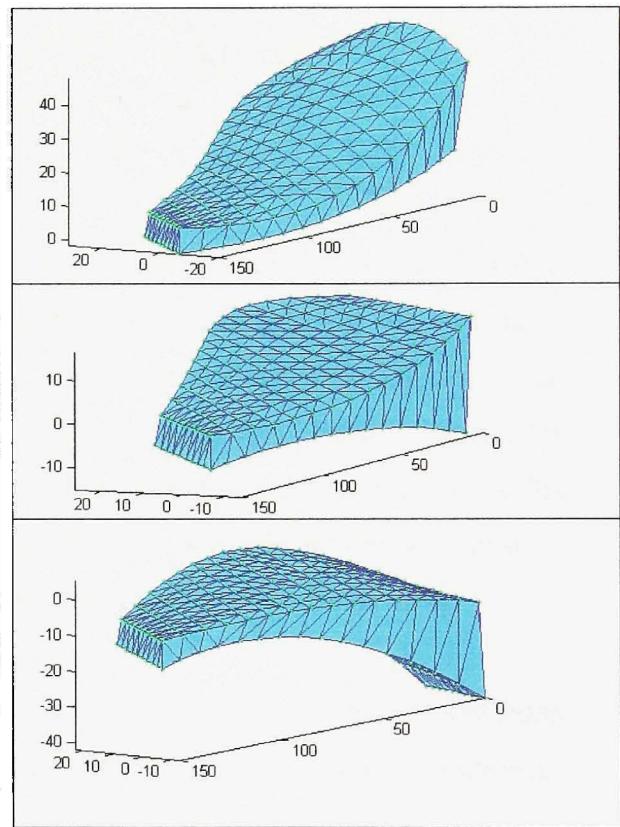


Figure 5.17 Les 3 volumes reconstitués à l'aide du maillage (programmé dans MATLAB).

Les coordonnées de chaque grille de points ont ensuite été importées dans le logiciel MATLAB. Le programme de calcul développé est ensuite utiliser pour mailler, calculer et afficher les maillages (Figure 5.17).

Le tableau ci-dessous montre les résultats obtenus. L'erreur relative est inférieure à 0,01%.

Tableau 5.3 Validation du calcul du volume basé sur le maillage

Nom	Volume (mm ³)
Volume A	47050,89
Volume B	89095,71
Volume C	57016,93
Volume total	193163,53
Volume de référence (Catia)	193135,329
Erreur relative (%)	0,015

Il est ainsi démontré qu'il n'est pas nécessaire de déterminer l'équation de chaque surface pour calculer un volume avec une haute précision. Cependant, malgré les avantages apparents, cette méthode n'a pas été retenue dans la version définitive du logiciel. Des problèmes furent rencontrés lors de la mise en pratique sur un test réel. Principalement, les grilles de points « $m \times n$ » restreignent la flexibilité de cette méthode. Effectivement, si les grilles ne sont pas parfaitement superposées ou s'il manque un ou plusieurs points de mesure, l'erreur engendrée devient relativement importante et peut atteindre un ordre de 10%.

Le problème fut résolu en utilisant une méthode qui s'adapte mieux aux imprécisions possibles de la mesure. De plus, la méthode retenue ne nécessite pas de grilles parfaitement identiques. Cette méthode est présentée à la section suivante.

Méthode des volumes approximatifs

Pour éviter les problèmes cités au paragraphe précédent, une deuxième méthode fut étudiée.

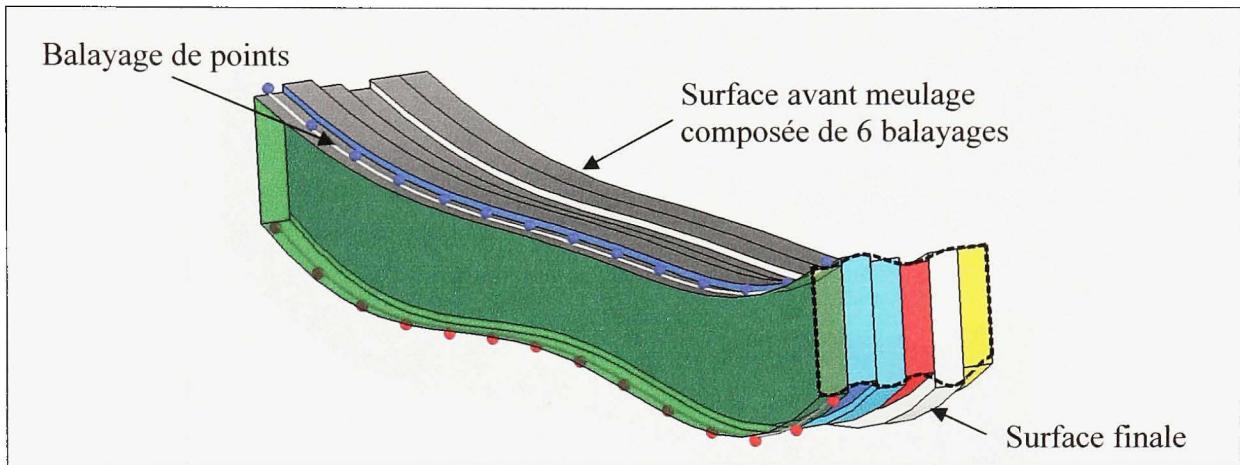


Figure 5.18 Schématisation de la méthode des volumes approximatifs.

La Figure 5.18 illustre les volumes utilisés pour recréer le volume total enlevé durant un essai de meulage. Tout comme pour la méthode du maillage tétraédrique, des nuages de points composés de quelques balayages sont enregistrés. À l'aide d'outil de régression, l'équation polynomiale de degré 9 de chacun des balayages est identifiée. Pour calculer le volume se situant entre les surfaces, on commence par évaluer l'intégrale double afin de trouver l'aire entre chaque paire de balayages. Ensuite, on multiplie chaque aire par la largeur totale de la meule divisée par le nombre balayages.

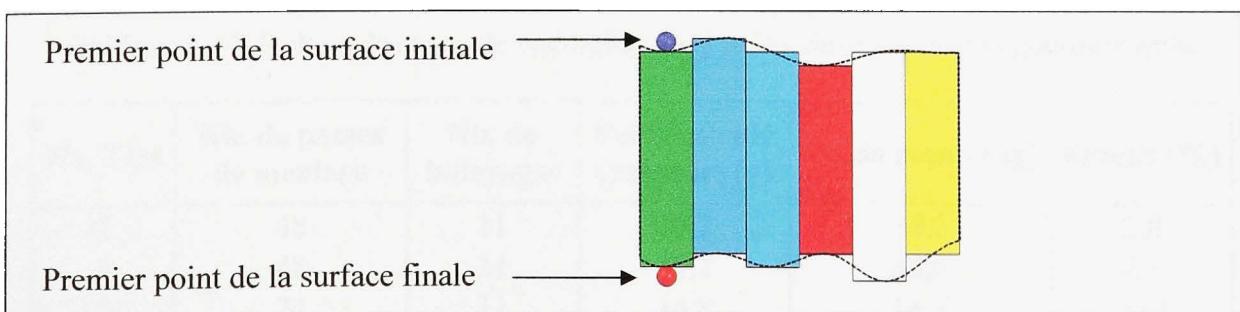


Figure 5.19 Vue en coupe montrant le profil exact laissé par la meule (pointillé) et la section des 6 volumes approximatifs.

La Figure 5.19 montre une vue en coupe de cette méthode de mesure. Le profil exact formé par la meule est représenté par la section en pointillé. Il est clair que les rectangles ne remplissent pas parfaitement la section réelle, mais donne une bonne approximation de celle-ci si la densité des points de mesure et le nombre de balayages sont suffisants.

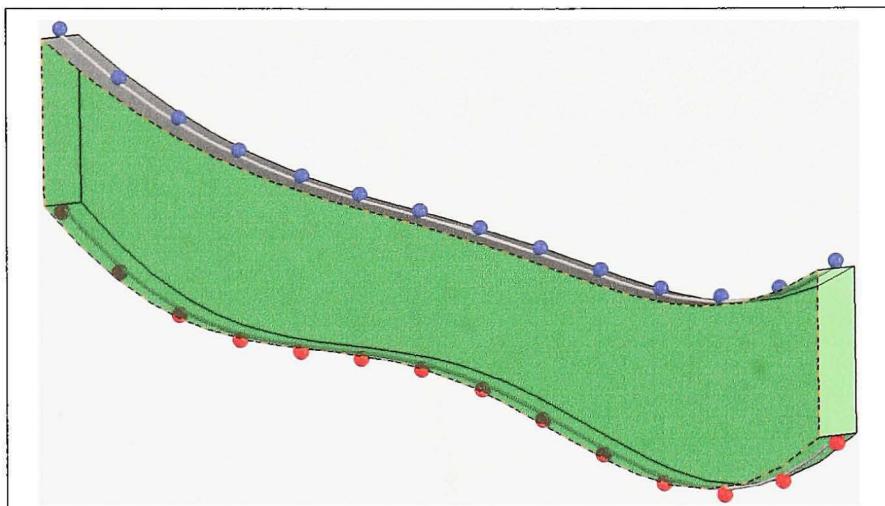


Figure 5.20 Un sixième du volume mesuré calculé à partir de deux balayages superposés.

La Figure 5.20 illustre clairement le volume créé par une paire de balayages. En calculant la somme de ces volumes, on trouve une bonne estimation du volume enlevé. Pour valider cette méthode, six tests ont été réalisés. La plaque a été pesée avant et après chacun des tests avec une balance calibrée possédant une résolution au dixième de gramme. Le Tableau 5.4 rassemble les paramètres utilisés et l'erreur relative des tests de validation :

Tableau 5.4 Résultats des tests de validation de la méthode des volumes approximatifs

No. Test	Nb. de passes de meulage	Nb. de balayages	Poids calculé (palpeur) (g)	Poids mesuré (g)	Erreur (%)
1	48	11	33,2	34,2	2,8
2	48	11	39,2	40,0	2,1
3	24	11	14,8	14,7	-0,7
4	45	11	30,0	29,9	-0,3
5	90	11	65,5	65,8	0,4
6	90	7	64,7	62,7	3,3

Cette méthode mène à des imprécisions supérieures à la méthode du maillage. L'erreur relative maximale constatée est de 3,3% et la moyenne de ces erreurs est de 1,6%.

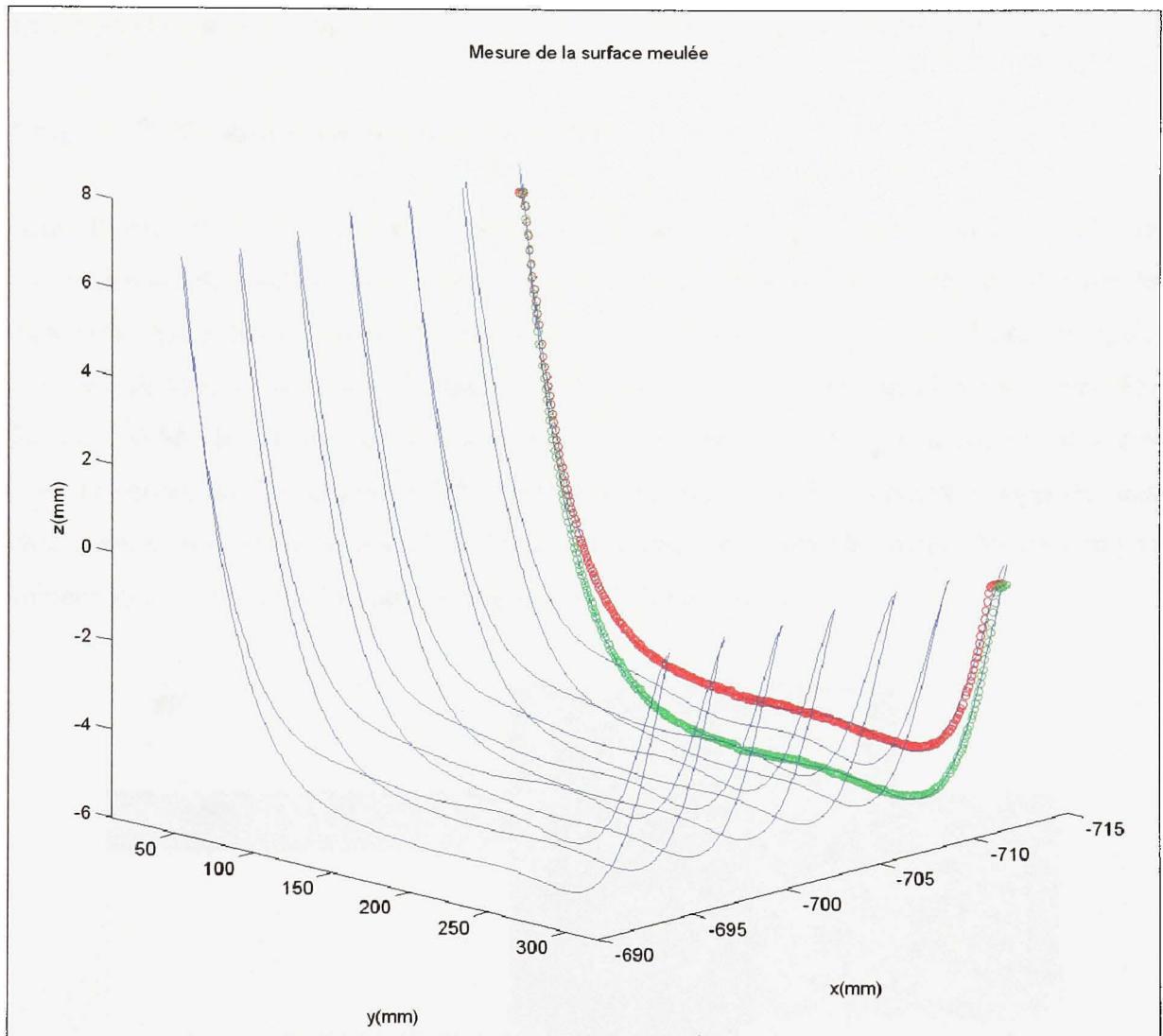


Figure 5.21 Régression polynomiale des balayages mesurés.

La Figure 5.21 représente sept paires de balayages réalisés pour le dernier essai de validation du Tableau 5.4. Les points enregistrés sont affichés seulement pour les balayages situés à l'extrême droite ($x = -710$ mm). Ces courbes sont obtenues par régression polynomiale de degré 9. Le degré élevé permet de trouver une équation fidèle de la surface même s'il y a plusieurs courbures. À chaque essai de validation, le volume total enlevé a été mesuré, y

compris les zones d'entrée et de sortie de la meule, afin de pouvoir comparer le poids mesuré par la balance à celui calculé. Finalement, même si cette approche est moins précise que la méthode de maillage, elle est beaucoup plus fiable en pratique. La méthode par volumes approximatifs est donc l'approche retenue qui est utilisée par le logiciel de modélisation.

5.4.2 Table dynamométrique submersible

Afin d'observer si le contrôle en puissance permet d'atteindre une précision égale ou supérieure à celle obtenue par des rétroactions de la force normale, il est indispensable que le banc soit équipé d'un système de capteur de force. Pour répondre à ce besoin, une table dynamométrique a été conçue à base de quatre cellules de charge capacitive submersibles Eilersen SPSS de capacité de 50 kg et étanche de niveau IP69K. Contrairement à des cellules basées sur des jauge de déformations, ces jauge capacitatives peuvent supporter des chocs importants. Il existe des tables dynamométriques sur le marché, mais elles ne sont pas submersibles et coûtent plusieurs dizaines de milliers de dollars.

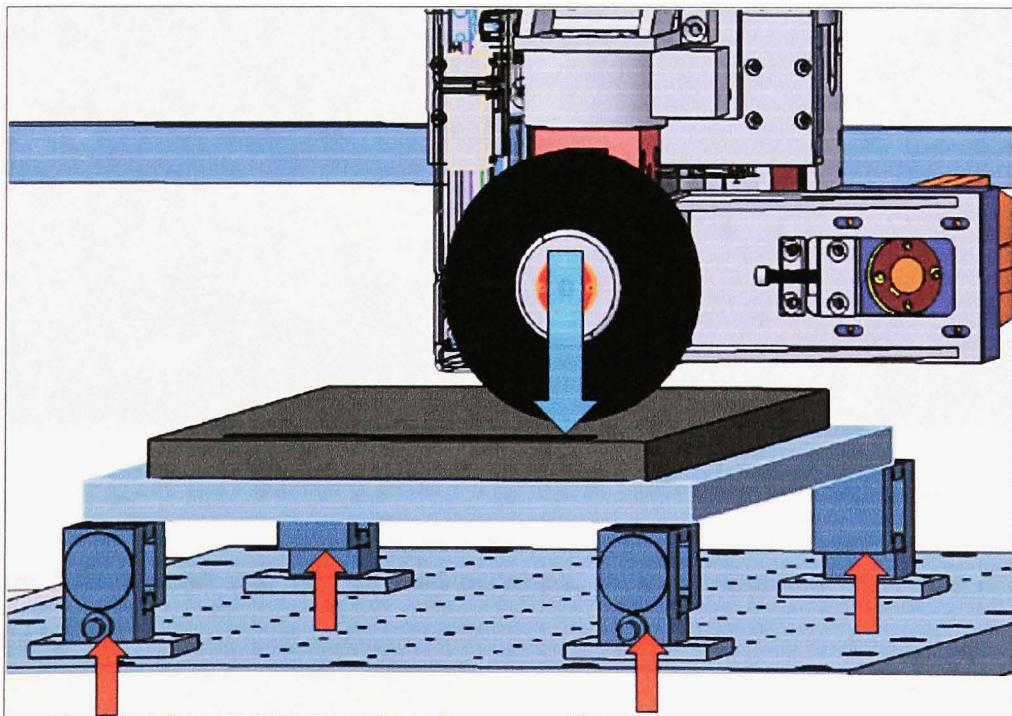


Figure 5.22 Table dynamométrique submersible.

Le système réalisé sur mesure permet d'installer une plaque sur laquelle il est possible de fixer une pièce à meuler. Cette pièce d'acier représente un échantillon du seuil de vanne. Les quatre cellules de charge sont boulonnées au fond du bassin et l'ensemble est d'une grande rigidité. Il est important qu'il n'y ait pas de déflexion de la plaque, car cela viendrait fausser les résultats puisqu'un seuil réel est extrêmement rigide. Ceci a été validé par la méthode des éléments finis.

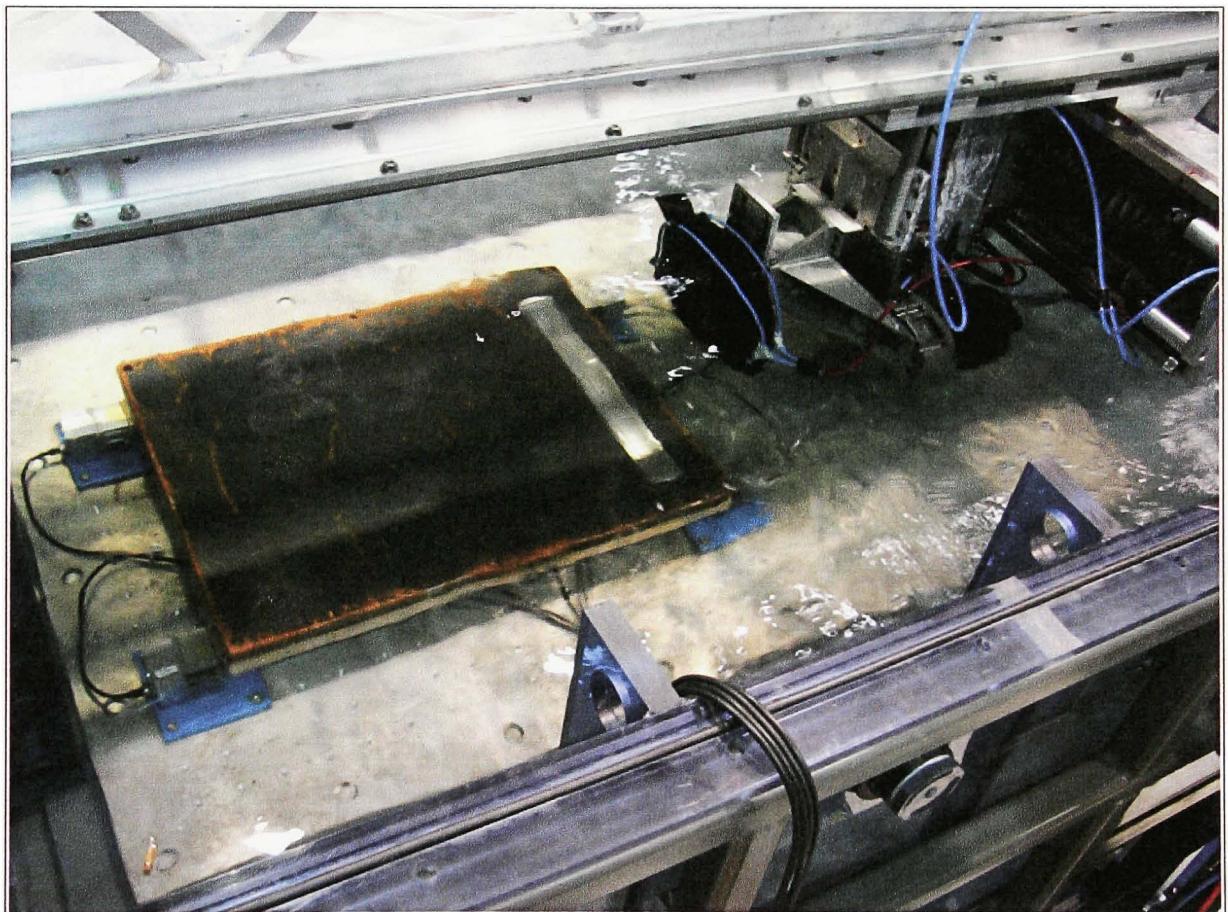


Figure 5.23 Bassin d'essai – vue sur la table dynamométrique.

La Figure 5.23 montre une vue du bassin rempli, du robot-meuleur ainsi que de la table dynamométrique.

En résumé ce chapitre a d'abord présenté les principales composantes mécaniques du robot. Un survol de l'opération de réfection ainsi que les contraintes géométriques ont été énoncées afin de mettre en évidence les besoins associés à la conception du banc d'essai et des instruments de mesure. Les expérimentations ayant lieu en milieu immergé, deux instruments de mesure ont été conçus. Le premier est un palpeur submersible permettant de mesurer la surface meulée. Cet appareil permet de réduire les temps de manipulations jusqu'à dix fois. Ensuite, deux approches de calcul de volume ont été étudiées et présentées. La méthode de maillage et la méthode d'approximation du volume ont été testées et validées. En pratique, la méthode d'approximation s'est avérée plus appropriée que la méthode par maillage. Par la suite, un système de table dynamométrique a été décrit. Suite à des problèmes associés à la mesure de force sous l'eau, le procédé sera contrôlé en puissance. La force sera mesurée avec une table dynamométrique afin de valider les équations basées sur cette valeur. Le prochain chapitre présente les résultats expérimentaux.

CHAPITRE 6

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Ce chapitre présente les résultats obtenus à partir des expérimentations effectuées sur le banc d'essai. Afin de limiter le nombre d'expérimentations, tous les tests ont été effectués à une vitesse d'avance constante de 50 mm/s. S'il s'avère que de différentes vitesses d'avance doivent être utilisées, il sera nécessaire de vérifier l'impact de cette variation de vitesse sur la prédiction du MRR. Il est cependant plausible de croire qu'une variation de plus ou moins 25 pourcents de cette vitesse n'influencerait pas la prédiction des résultats, car la vitesse d'avance à très peu d'impact sur la variation de la vitesse de coupe. Par la suite, tous les essais ont été exécutés en contrôlant la puissance des meuleuses. C'est-à-dire que l'utilisateur spécifie le courant désiré à la meuleuse ainsi que la vitesse de rotation de la meule. Lors de l'usinage, le contrôleur fait varier le courant de l'axe vertical afin de respecter le courant demandé au moteur de la meuleuse. Le courant à la meuleuse varie durant un essai dû aux perturbations. Celles-ci peuvent être causées par des variations de la surface (ondulation, défauts, variation de la dureté) ou par une variation des pertes de traînées.

6.1 Exemple d'évaluation d'une expérimentation

Cette partie présente le traitement des résultats qui est effectué pour chacun des essais expérimentaux. Un exemple concret est utilisé. Le Tableau 6.1 montre les paramètres de l'expérimentation :

Tableau 6.1 Paramètres de procédé d'un test de meulage

Milieu	Sous l'eau
Meule	Abmast B
Courant à la meuleuse	20A
Diamètre initial de la meule	163,8 mm
Vitesse meule	2244 RPM
Vitesse de coupe	19,2 m/s
Vitesse d'avance	5 cm/s

Suite aux mesures initiales de la surface et du diamètre de la meule, trois tests sont réalisés. Après chaque essai, la surface et le diamètre de l'outil est remesuré. L'essai présenté a été effectué à trois reprises. Le premier test est constitué de neuf passes de meulage et les tests subséquents ont été réalisés en douze passes de meulage. La Figure 6.1 illustre la surface initiale de la pièce ainsi que les 3 surfaces obtenues. Chacune de ces surfaces a été mesurée en cinq balayages du palpeur. Ces balayages sont représentés dans la figure par des lignes de couleur. Le volume enlevé par chaque test est calculé par la méthode définie à la page 91. Le palpeur a mesuré un échantillon de 100 millimètres de la longueur totale meulée. Par conséquent, le temps de meulage de cette section est de 2 secondes multiplié par le nombre de passes total du test. Le MRR se calcule :

$$MRR = \frac{\text{Volume mesuré}}{\text{temps de meulage de la longueur mesuré}} \quad (6.1)$$

Pour les paramètres choisis, le MRR obtenu est d'environ $52\text{mm}^3/\text{s}$ ou $1,5 \text{ kg/hr}$.

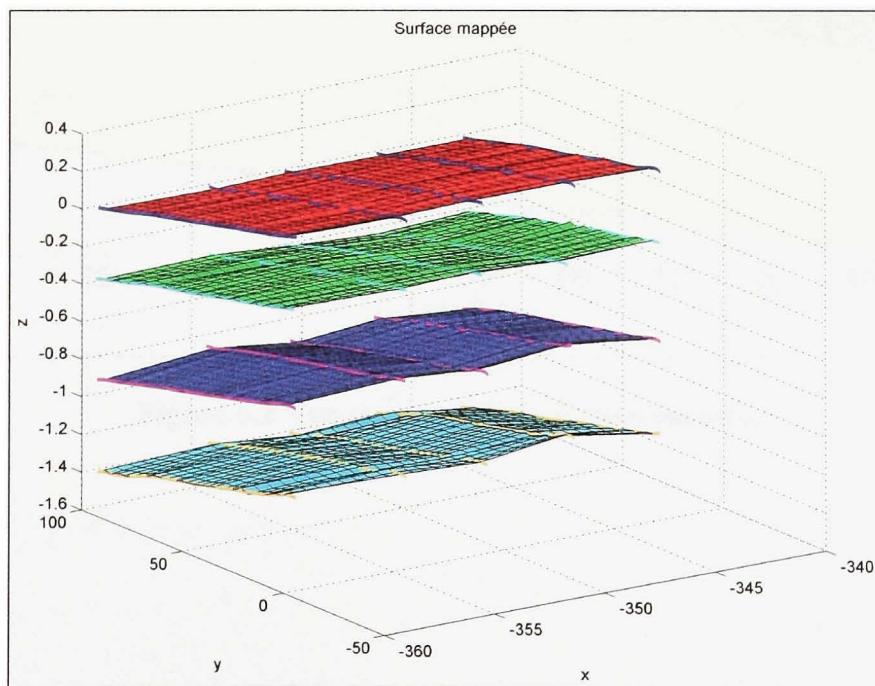


Figure 6.1 Génération des surfaces mesurées.

La Figure 6.2 affiche une vue en coupe de la section meulée. Elle est créée à partir du balayage central de chacun des trois tests. Il est possible de remarquer que la plaque est légèrement inclinée. Cependant, la profondeur de passe est constante, car la force normale l'est aussi. À titre indicatif, le nombre de passes est affiché au centre de chacun des tests.

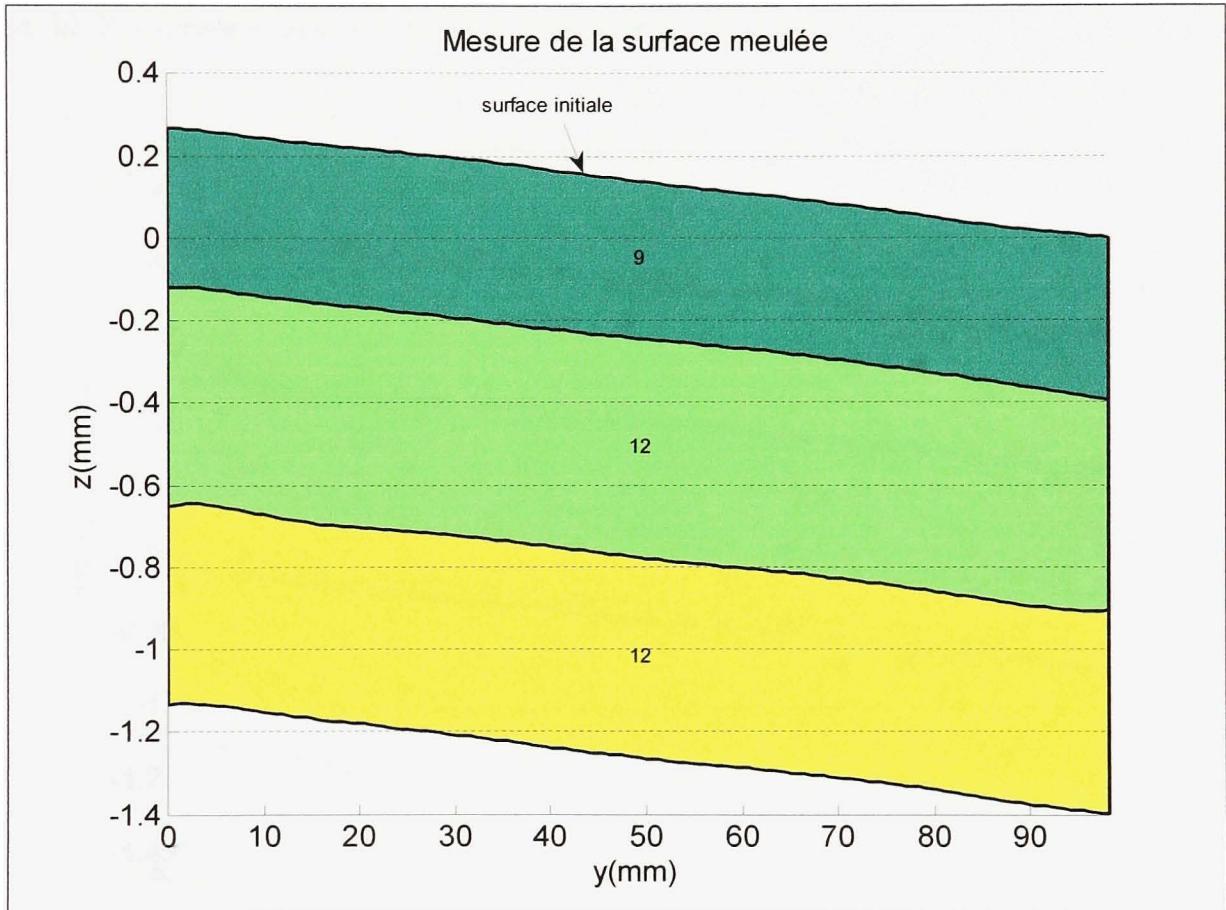


Figure 6.2 Vue en coupe de la section meulée.

La Figure 6.3 montre une vue similaire à la figure précédente. Les cinq balayages de chaque surface sont superposés. De cette manière, il est plus facile d'observer si la meule crée une surface plane. Si ce n'est pas le cas, les lignes s'éloignent l'une de l'autre. Cela signifie alors que la meule s'use plus rapidement sur une de ces arêtes. Il est à noter que l'opération de dressage a été prévue, mais n'a pas été implémentée lors des expérimentations. Lorsque le profil de la meule n'était plus adéquat, la meule était remplacée.

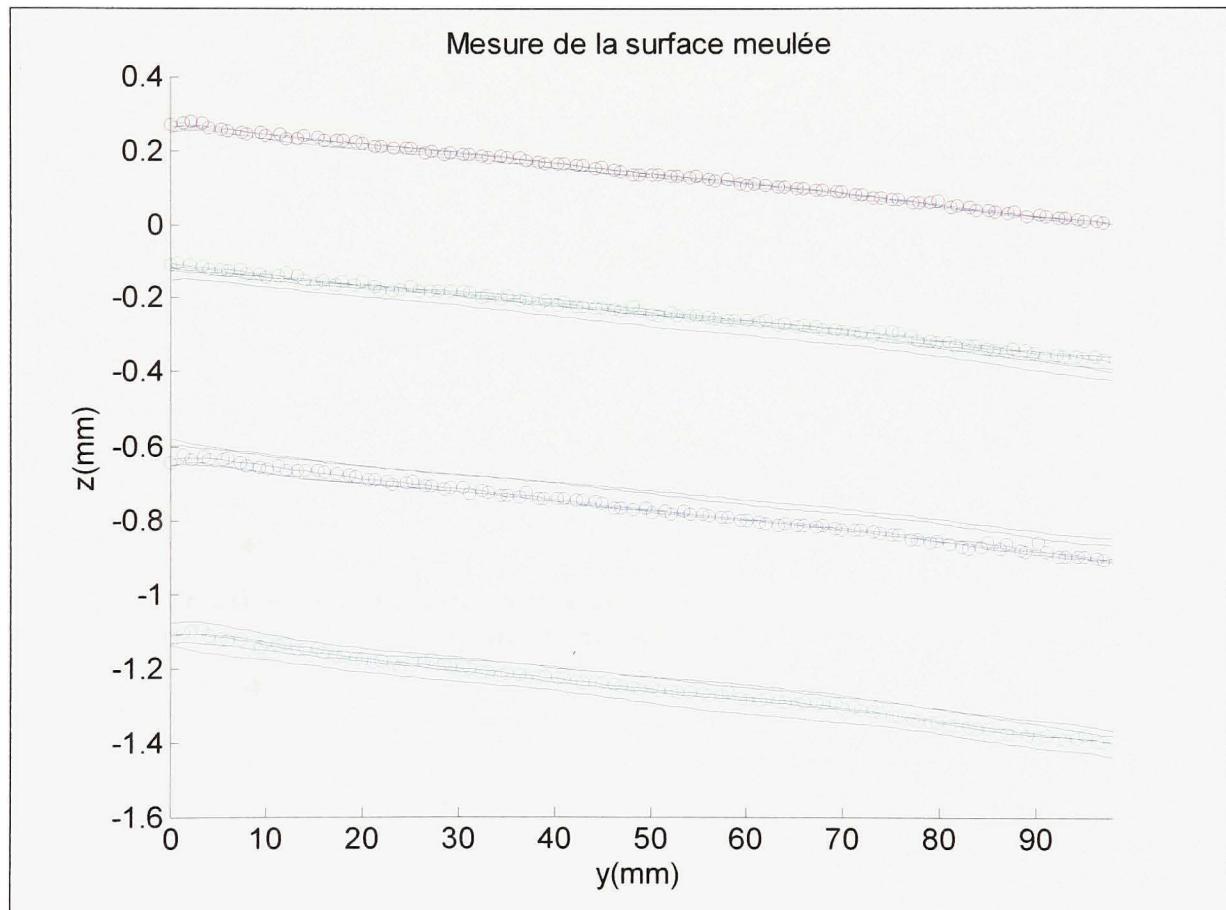


Figure 6.3 Superpositions des balayages de la mesure des surfaces.

La Figure 6.4 illustre un exemple d'essai où la meule s'use plus rapidement d'un côté que de l'autre. Les lignes des balayages s'écartent progressivement.

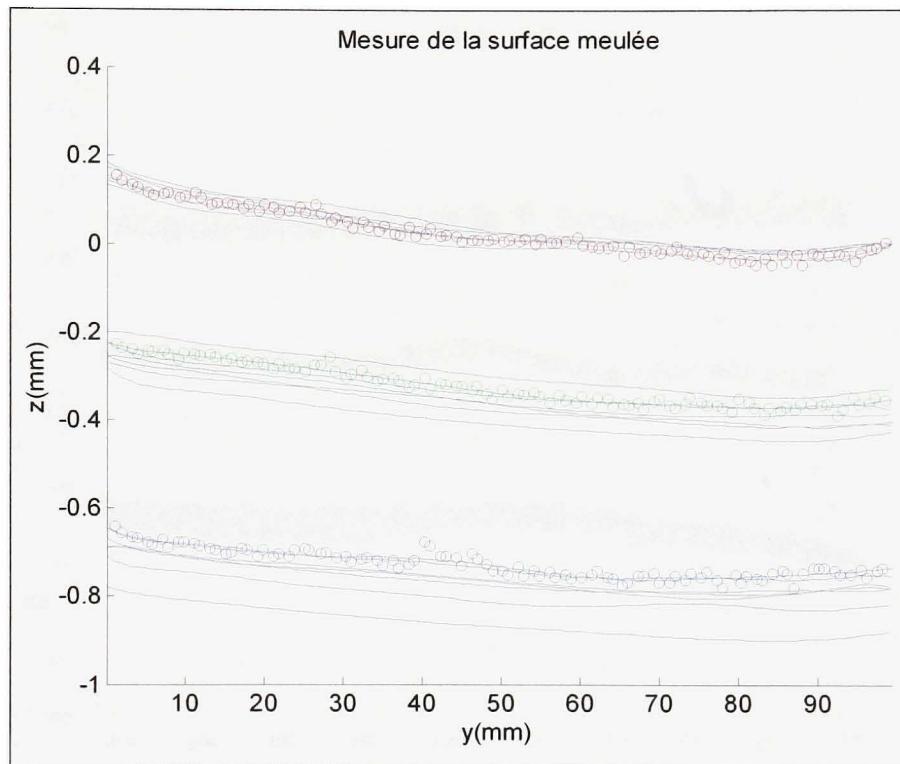


Figure 6.4 Exemple de balayages obtenus lorsqu'une meule s'use non uniformément.

Cette vue tridimensionnelle (Figure 6.5), orientée selon l'axe x, montre le résultat obtenu lorsqu'il y a dégénérescence du profil de la meule :

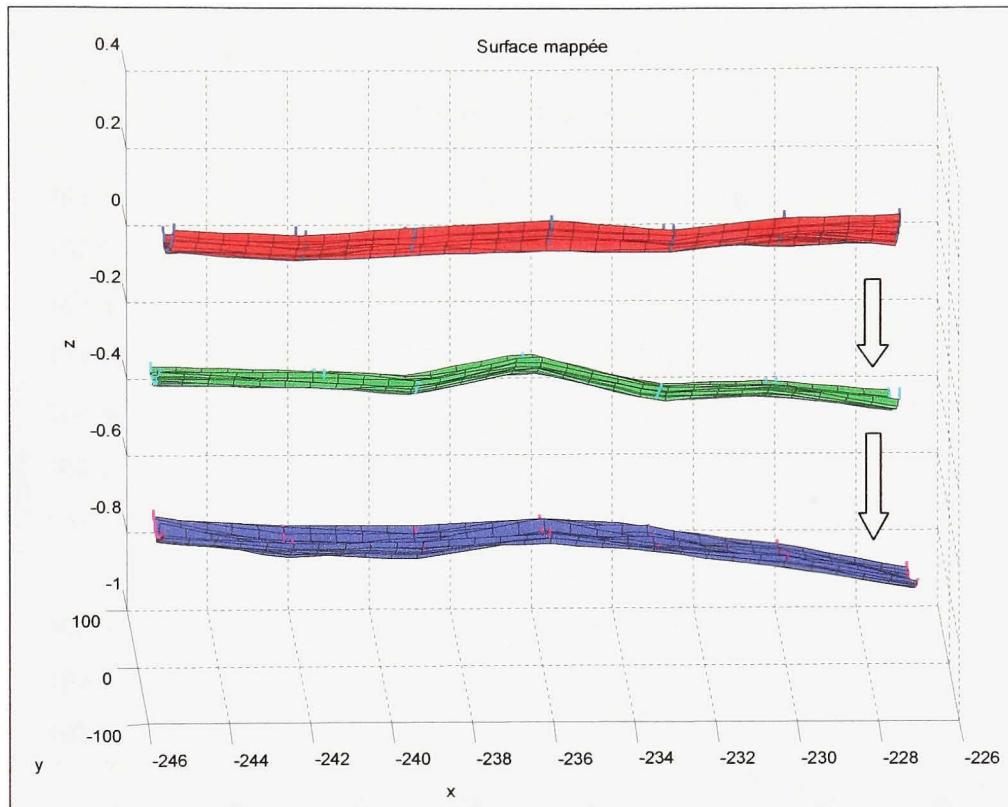


Figure 6.5 Exemple de surfaces mesurées lorsqu'une meule s'use non uniformément.

La Figure 6.6 illustre l'évolution du diamètre de la meule en fonction du nombre de passes. Le premier point a été mesuré avant de commencer la série de tests et les trois autres points ont été pris après chacun des tests.

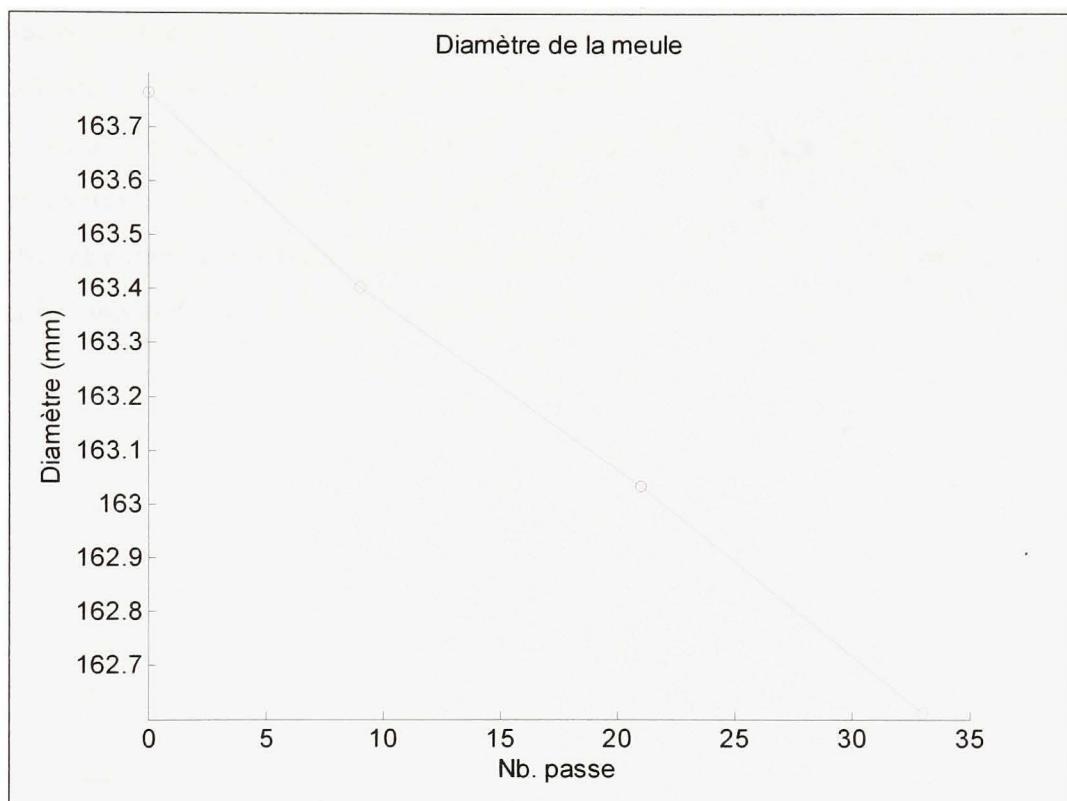


Figure 6.6 Évolution du diamètre de la meule en fonction du nombre de passes.

À partir de ces mesures, il est possible de calculer le taux d'usure de chaque essai :

$$WRR = \frac{\text{Volume d'usure de la meule}}{\text{temps total de meulage}} \quad (6.2)$$

où, Volume d'usure de la meule = $\pi \cdot L_{\text{meule}} \cdot \frac{(D_i^2 - D_f^2)}{4}$

L_{meule} : Largeur de la meule,

D_i : Diamètre initial de la meule et D_f : Diamètre mesuré après l'essai.

Afin qu'il ne soit pas nécessaire de vider le bassin après chaque test, l'opération de mesure du diamètre a été développée pour que le robot puisse effectuer cette tâche sous l'eau. Une surface de référence, dont la position est connue par rapport au zéro de l'axe vertical du robot, est utilisée. En appuyant la meule sur cette surface avant chaque test, on peut calculer le rayon et l'usure de la meule. Cette méthode a été validée en mesurant la meule à l'aide d'un vernier. La mesure est relativement précise, mais la meule doit s'user significativement entre chaque test (plus d'un demi-millimètre) pour avoir des résultats acceptables. Afin d'avoir un modèle de WRR précis, il serait impératif d'améliorer cette opération de mesure. De plus, cette méthode indique le diamètre moyen de la meule, elle ne permet pas de s'avoir s'il y a formation d'une conicité ou une usure inégale de la meule mesurée.

La Figure 6.7 montre le premier tiers des mesures de forces normales qui ont été enregistrées par la table dynamométrique (voir section 5.4.2). Chaque test débute par une passe de meulage en opposition. Les passes paires sont donc toujours effectuées en avalant. Il a été observé que la force normale est relativement constante lors du meulage. Pour les trois tests, la force normale est d'environ 220 N. Le premier pic du deuxième et troisième test est associé à la force appliquée lors de la mesure du diamètre de la meule. Les espaces où la force est nulle représentent les instants où le robot se repositionne pour effectuer la passe suivante. Quant aux occasions où la force devient nulle durant le meulage, il est possible qu'il s'agisse soit d'une erreur du capteur ou d'une perte de contact entre la meule et la surface. Une étude plus approfondie ainsi que des capteurs de forces ayant une vitesse d'acquisition plus rapide seraient nécessaires afin de confirmer cette dernière hypothèse, car les données ont été échantillonnées à seulement 100ms. L'axe horizontal est en unité de temps.

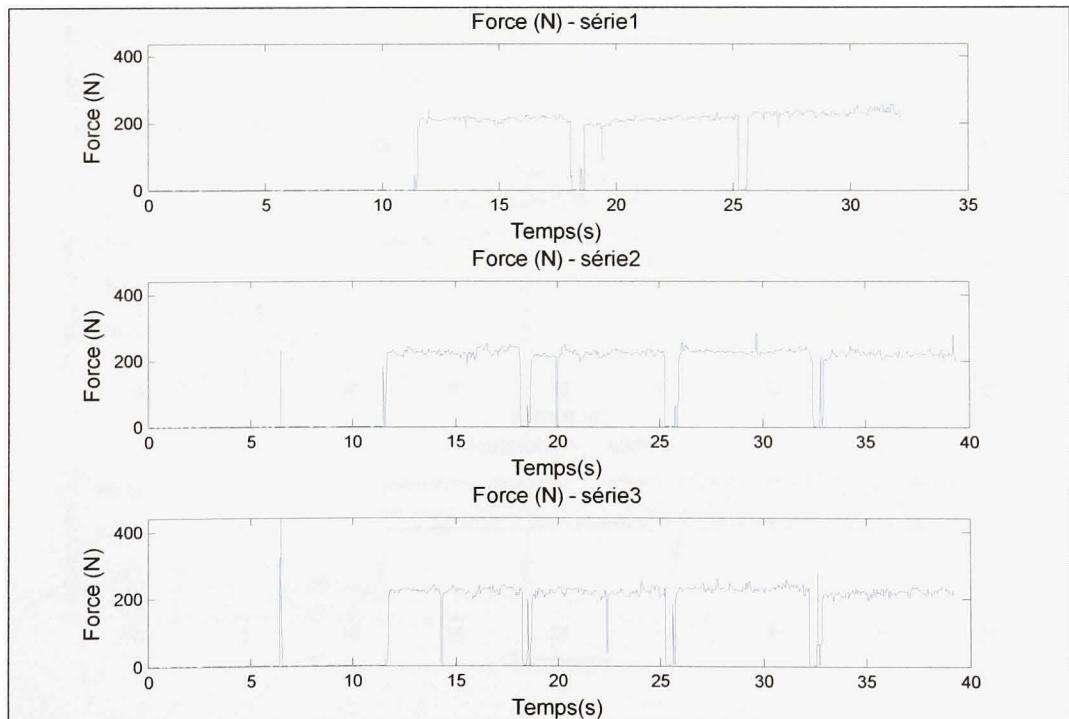


Figure 6.7 Mesure de la force normale de meulage.

Le prochain graphique illustre les signaux de puissances mesurés lors des expérimentations. La ligne horizontale de couleur cyan représente la puissance mécanique nécessaire pour faire tourner la meule à vide à un millimètre de la surface à usiner. Le signal en noir montre la puissance électrique à la meuleuse durant l'essai. Sous cette courbe, en vert, se trouve la puissance mécanique à la meuleuse. Les puissances sont calculées à partir du modèle du moteur présenté à la section 4.4.1. Finalement, la puissance mécanique utile de meulage se calcule :

$$P_u = P_{mec_moteur} - P_{mec_à\ vide} \quad (6.3)$$

Cette puissance utile calculée est affichée en bleu et un trait rouge représente la valeur moyenne qui est utilisée comme variable indépendante des modèles.

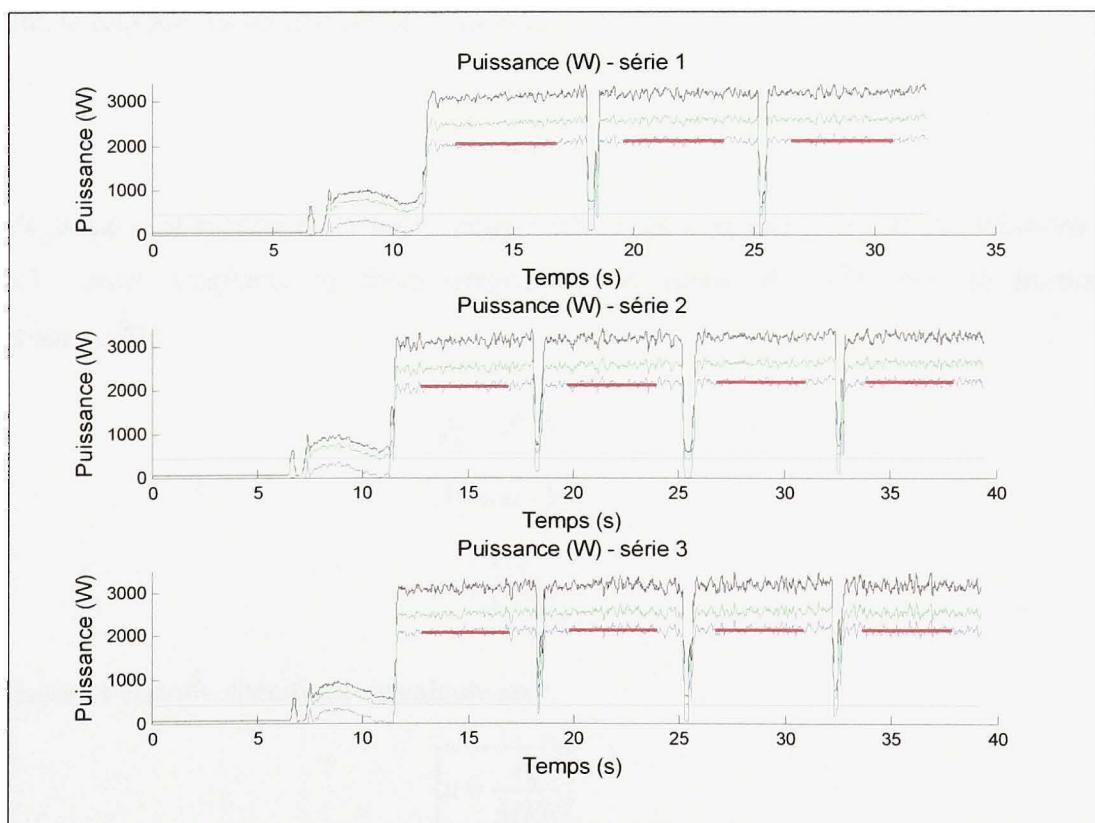


Figure 6.8 Mesure des puissances de meulages.

Le premier vallon montre la variation de puissance lorsque la meule est mise en rotation sans toutefois toucher la plaque d'acier. Il est possible de remarquer que la courbe de puissance de la meuleuse touche la ligne cyan représentant la mesure de la puissance à vide juste avant de grimper à la puissance de meulage. Ceci confirme que cette dernière mesure est valide puisque cela signifie que la puissance utile est nulle juste avant de toucher la surface.

Suite aux essais, les valeurs moyennes de la force normale et de la puissance sont identifiées et le G-Ratio, le coefficient de friction ainsi que l'énergie spécifique peuvent être évalués.

Le G-Ratio se calcule de la manière suivante :

$$G - Ratio = \frac{MRR}{WRR} \quad (6.4)$$

Ensuite, la relation du coefficient de friction est:

$$\mu = \frac{F_t}{F_N} \quad (6.5)$$

Or, n'ayant pas la mesure de la force tangentielle, il est possible d'utiliser les relations (6.6) et (6.7), pour remplacer la force tangentielle et isoler le coefficient de friction de l'équation (6.8) :

$$P_u = F_t \cdot V_c \quad (6.6)$$

$$V_c = \omega \cdot R \quad (6.7)$$

$$\mu = \frac{P_u}{V_c \cdot F_N} \quad (6.8)$$

Finalement l'énergie spécifique se calcule par:

$$u = \frac{P_u}{MRR}$$

(6.9)

Le Tableau 6.2 synthétise l'ensemble des résultats extraits des mesures enregistrées par les trois essais de meulage.

Tableau 6.2 Résultats obtenus à partir des données expérimentales

	Test 1	Test 2	Test 3
Nombre de passes	9	12	12
Temps de meulage pour la zone mesurée (s)	17,7	23,7	23,7
Volume meulé (mm ³)	941,6	1242,4	1221,5
MRR moyen (mm ³ /s)	53,2	52,6	51,7
Profondeur de passe moyenne (mm)	0,38	0,51	0,5
WRR moyen (mm ³ /s)	35,2	27,0	30,8
G-Ratio moyen	1,5	1,9	1,7
Courant à vide (A)	4	3,6	3,5
Diamètre de la meule (mm)	163,4	163	162,6
Force normale moyenne (N)	219	223	221
Puissance mécanique utile moyenne (W)	2093	2139	2135
Coefficient de friction	0,5	0,5	0,5
Énergie spécifique (J/mm ³)	39,9	41,3	42,3

6.2 Résultats du meulage sous l'eau

Voici maintenant une présentation des résultats des tests qui ont été réalisés sous l'eau. La Figure 6.9 montre une photographie du robot-meuleur équipé de l'injecteur d'air.



Figure 6.9 Essai de meulage sous l'eau avec injecteur d'air.

Deux meules à liant résineux et abrasif d'oxyde d'aluminium ont été utilisées. Il s'agit d'une meule de la compagnie Abmast fabriquée sur mesure ainsi que d'une meule Buffalo standard de modèle 24NA167-Q-BF6. Les deux meules cylindriques de 8 pouces avaient une épaisseur d'un pouce et étaient solidifiées par 2 renforts. Ces renforts sont des disques minces placés à l'intérieur de la meule lors de sa fabrication. Ils donnent à l'outil une meilleure résistance aux chocs et à l'usure. La meule Buffalo était performante à sec, mais avait un comportement très imprévisible sous l'eau. Elle avait tendance à se glacer, c'est-à-dire que la meule ne s'affutait pas d'elle-même. Comme il a été vu à la section 2.4, il est indispensable, pour obtenir un procédé de meulage stable et optimal, d'avoir une usure régulière de la meule. À cause de ce problème, seuls les résultats obtenus avec la meule Abmast sont présentés.

Le Tableau 6.3 montre, en partie, les résultats obtenus par les essais sous l'eau. La partie de droite du tableau montre toutes les valeurs qui ont été acquises suite aux traitements des mesures enregistrés lors des tests. Les essais sont classés selon un ordre descendant des diamètres de meule.

Tableau 6.3 Résultats des essais sous l'eau

No. Test	Valeurs contrôlées				Valeurs mesurées et/ou calculées							
	Courant moteur (A)	Diamètre meule (mm)	Rpm meule	V _c (m/s)	Courant à vide (A)	P _u (W)	MRR (mm ³ /s)	WRR (mm ³ /s)	G- Ratio	F _N (N)	u (J/mm ³)	μ
1	19	196,5	1322	13,6	3,7	1106,2	40,3	28,9	1,4	169,5	46,0	0,48
2	19	196,0	1337	13,7	3,7	1185,2	37,4	59,4	0,6	157,9	50,6	0,55
3	19	195,8	2355	24,1	4,6	2091,3	35,9	20,4	1,8	181,9	92,4	0,48
4	19	195,7	2283	23,4	5,0	2001,9	32,5	15,2	2,1	151,6	100,4	0,56
5	19	195,5	2336	23,9	4,7	2066,2	36,45	11,8	3,1	170,0	91,0	0,51
...
79	19	118,6	3047	18,9	3,5	2751,3	78,2	82,9	0,9	296,8	51,2	0,49
80	19	117,9	3047	18,8	3,5	2747,6	88,6	76,4	1,2	303,2	45,1	0,48
81	19	113,4	2382	14,1	2,2	2290,3	93,8	179,1	0,5	287,7	33,6	0,56
82	19	110,1	2399	13,8	2,7	2200,6	96,5	330,3	0,3	293,8	33,0	0,54

Ces valeurs ont ensuite été utilisées pour identifier les coefficients des équations du MRR, du taux d'usure de la meule ainsi que la relation entre la force normale et la puissance à vide.

6.2.1 Corrélation du MRR

Tel que présenté à la section 4.2 sur la régression à variables multiples, pour trouver les coefficients des équations (4.1) et (4.4), il faut linéariser les variables en rendant l'équation adimensionnelle. Pour ce faire, les variables sont divisées par celles qui mènent à l'obtention du MRR maximal. Voici les paramètres menant au taux d'enlèvement maximal :

Tableau 6.4 Paramètres du MRR maximal mesuré

$\frac{60\omega_m}{2\pi}$	$P_{u m} (W)$	$D_m (mm)$	$MRR_m (mm^3/s)$
2400	2200	110,1	96,6

En utilisant les valeurs maximales du Tableau 6.4, les matrices X et Y contenant les variables linéarisées par transformée logarithmique obtenues sont:

Tableau 6.5 Matrices X et Y des variables linéarisées par transformée logarithmique

No. Test	X				Y
	Xn ₀	ln($\frac{60\omega_m}{2\pi}$)	ln(P _{u r})	ln(D _r)	
1	1	0,820	0,663	1,099	0,490
2	1	0,800	0,668	1,086	0,515
3	1	0,978	0,767	1,147	0,578
4	1	0,978	0,824	1,143	0,547
5	1	1,170	0,949	1,111	0,623
...
79	1	1,137	0,973	1,759	0,291
80	1	1,226	1,080	1,669	0,273
81	1	1,228	1,066	1,669	0,317
82	1	1,227	1,106	1,668	0,282

La première colonne est assignée de 1. Cette technique permet de calculer les constantes dans une régression linéaire (la constante C dans le cas présent). Suite à la régression les coefficients $\hat{\beta}$ suivants sont obtenus :

$$\hat{\beta} = (X'X)^{-1} X'Y = \begin{bmatrix} 0,291 \\ -3,372 \\ 2,933 \\ -2,070 \end{bmatrix} \quad (6.10)$$

La constante C est peut ensuite être évaluée grâce à la relation (4.19). L'équation (4.1) du MRR complète est :

$$\boxed{MRR = 8.529 \times 10^7 \cdot \left(\frac{60\omega}{2\pi} \right)^{-3,372} \cdot (P_u)^{2,933} \cdot (D)^{-2,070}} \quad (6.11)$$

De la même manière, une équation du MRR a été testée en utilisant la mesure de la force normale plutôt que la puissance utile. En effectuant la même démarche, l'équation (4.6) complète est:

$$\boxed{MRR = 0.412 \cdot \left(\frac{60\omega}{2\pi} \right)^{-0,928} \cdot (F_n)^{1,918} \cdot (D)^{-0,386}} \quad (6.12)$$

Pour ces deux équations, les intervalles de confiance des résidus peuvent être calculés. La Figure 6.10 et la Figure 6.11 présentent les graphes des résidus des valeurs adimensionnelles de chaque modèle pour un intervalle de confiance de 95%. Lorsqu'un résidu est supérieur à l'intervalle calculé, la valeur du test est identifiée en rouge. De cette façon, il est possible d'identifier les données suspectes.

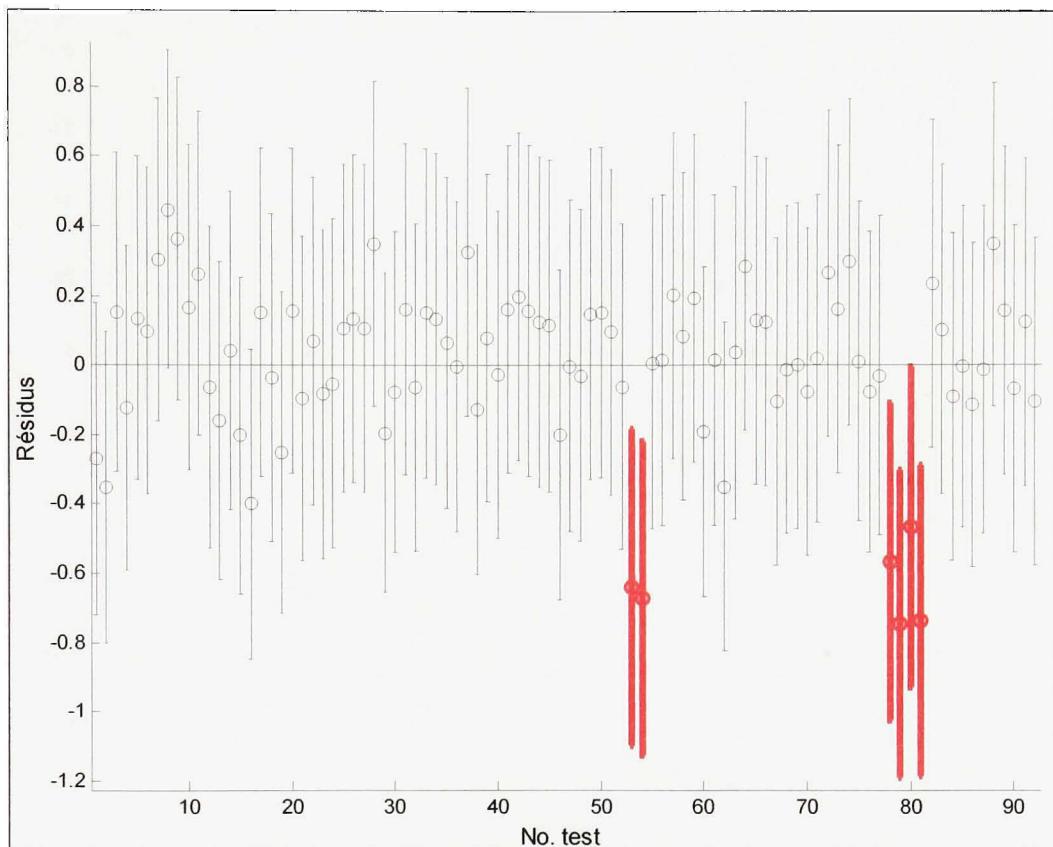


Figure 6.10 Intervalles de confiance sur les résidus en meulage sous l'eau, équation basée sur la puissance utile, $R^2=0.740$.

Dans les deux situations, certains points sortent de l'intervalle de confiance établi à 95%. Il y a quatre points douteux (53, 54, 79 et 81) qui se retrouvent tant pour l'équation basée sur la puissance utile (Figure 6.10) que pour l'équation basée sur la force normale (Figure 6.11). Des erreurs au niveau de la mesure ou une variation anormale des pertes de traînées peuvent être la cause de ces données suspectes.

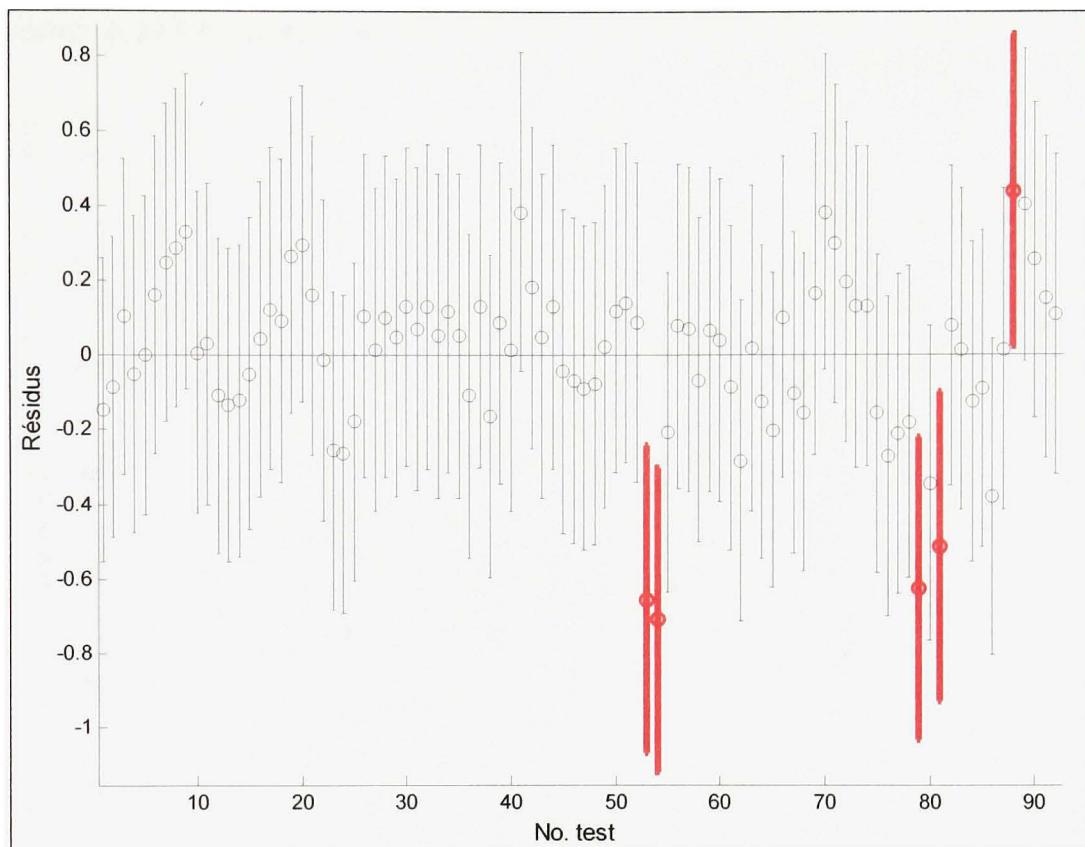
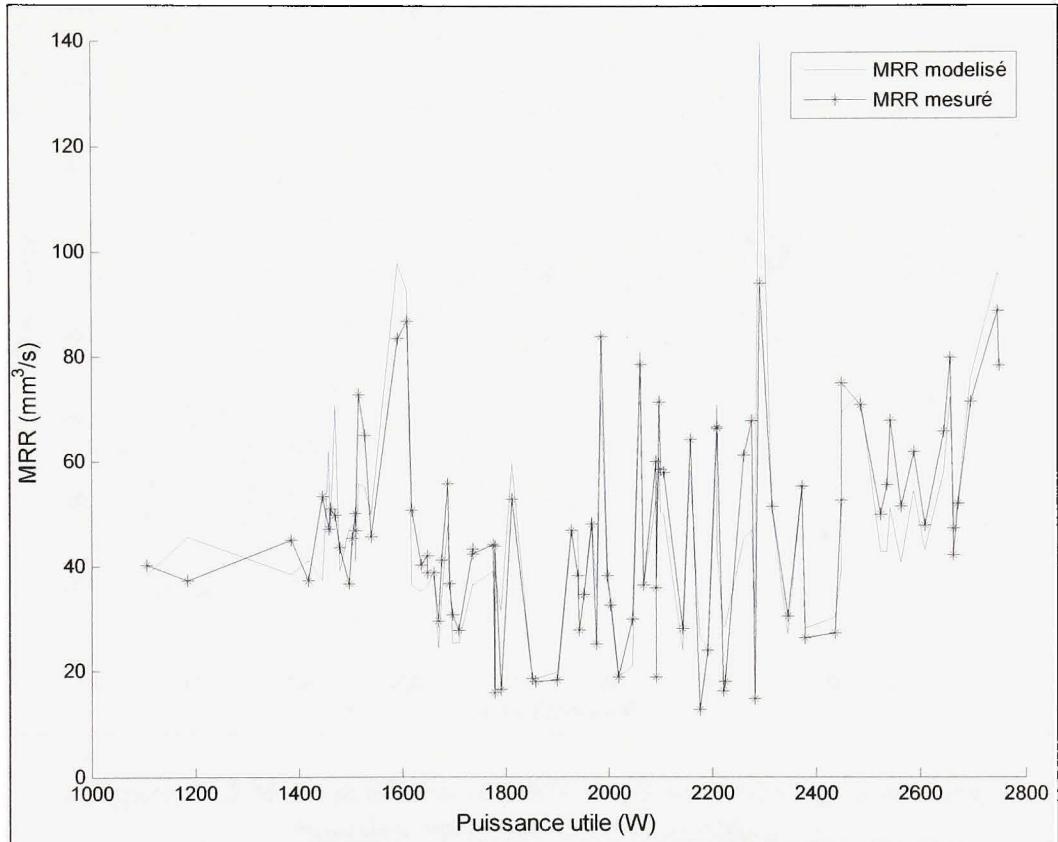


Figure 6.11 Intervalles de confiance sur les résidus en meulage sous l'eau, équation basée sur la force normale, $R^2=0,783$.

Les valeurs de MRR mesurées ont été superposées aux courbes des valeurs modélisées :



**Figure 6.12 MRR modélisé et MRR mesuré en meulage sous l'eau,
équation basée sur la puissance utile.**

Les différences entre les valeurs modélisées et celles mesurées sont dues aux imprécisions de ce modèle en particulier.

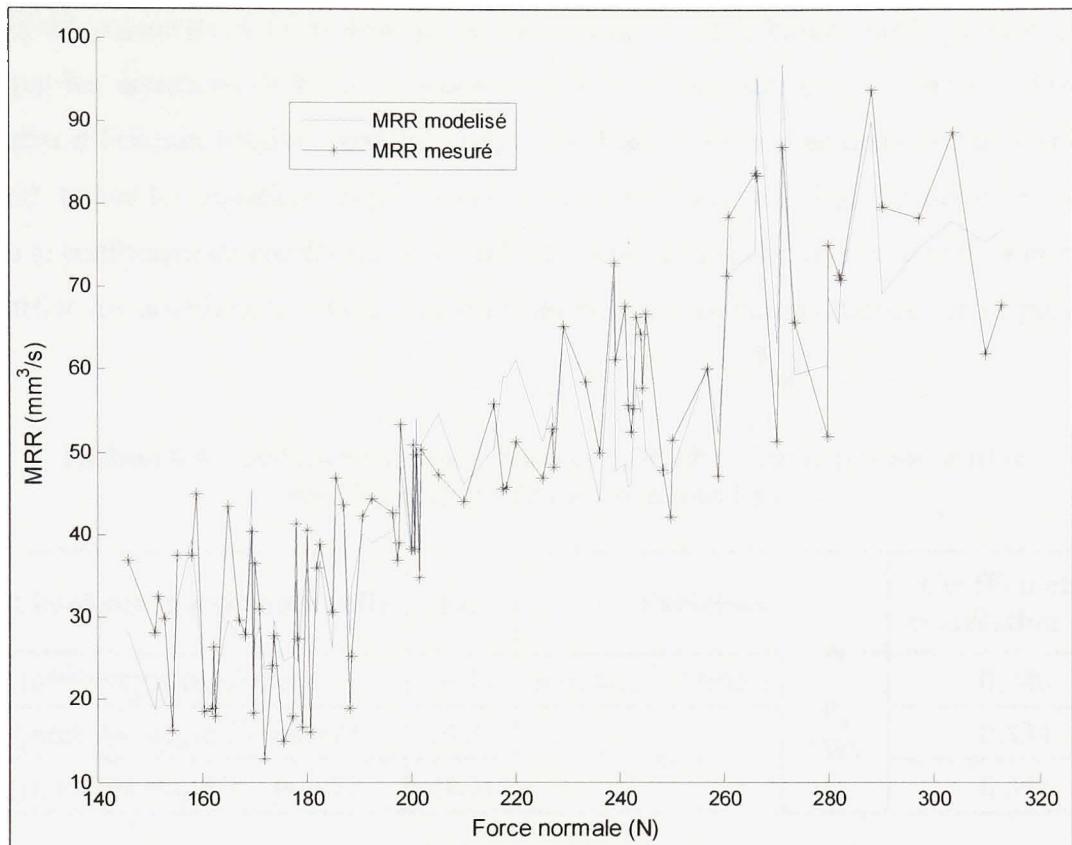


Figure 6.13 MRR modélisé et MRR mesuré en meulage sous l'eau, équation basée sur la force normale.

Les variables de vitesse de rotation et du diamètre de la meule ont une grande importance pour ces deux relations, plus spécifiquement lorsque le MRR est défini par la puissance utile, car il n'y a aucune tendance qui se dégage de la Figure 6.12. Les valeurs modélisées sont assez proches des valeurs mesurées, mais il n'y a pas de relation directe entre la puissance et le MRR, car un essai réalisé à une puissance donnée peut être obtenu tant avec une meule de petit diamètre (force supérieure) qu'avec une meule de grand diamètre (force inférieure). La force normale a davantage une relation proportionnelle avec le MRR. Plus la force appliquée augmente, plus le MRR augmente.

En plus des équations (4.1) et (4.6), les équations (4.2) et (4.3) basées sur la puissance utile, ainsi que les équations (4.4), (4.5) basées sur la force normale ont été testées. De plus, l'équation d'Hahn et Lindsay modifié (3.8) a aussi été évaluée. Les deux tableaux suivants illustrent toutes les équations expérimentées pour modéliser le MRR. La dernière colonne montre le coefficient de corrélation de corrélation obtenu suite aux régressions qui ont permis d'identifier les coefficients. Voici les résultats pour les équations basées sur la puissance utile :

Tableau 6.6 Coefficients de corrélation du MRR basé sur la puissance utile pour les données de meulage sous l'eau

MRR basé sur la puissance utile	Éq.	Variables		Coefficient de corrélation (R^2)		
Interactions combinées	(4.1)	ω (rad/s)	D (mm)	P_u (W)	0,740	
polynomiale degré 1 – poly11	(4.2)	V_c (m/s)			0,834	
polynomiale degré 2 – poly22	(4.3)				0,841	

Les équations basées sur la force normale mènent aux résultats suivants :

Tableau 6.7 Coefficients de corrélation du MRR basé sur la force normale pour les données de meulage sous l'eau

MRR basé sur la force normale	Éq.	Variables		Coefficient de corrélation (R^2)		
Interactions combinées	(4.4)	ω (rad/s)	D (mm)	F_N (N)	0,783	
Hahn et Lindsay modifiée eq.	(3.8)	V_c (m/s)			0,110	
polynomiale degré 1 – poly11	(4.5)				0,859	
polynomiale degré 2 – poly22	(4.6)				0,879	

Les coefficients et les constantes des équations basées sur la puissance utile sont rassemblés en ANNEXE IV.

Tant pour le MRR modélisé à partir de la variable de puissance utile que par la force normale, l'approche à *interactions combinées* est moins robuste que lorsqu'une équation polynomiale est utilisée (degré 1 ou 2). Dans les deux cas, l'équation polynomiale de degré 1, permet d'obtenir un coefficient de corrélation légèrement inférieur à l'équation polynomiale de degré 2. Les deux figures suivantes montrent les nuages de points des MRR mesurés sous l'eau en fonction de la puissance utile et de la vitesse de coupe ainsi que la surface modélisée basée sur la polynomiale de degré 1 :

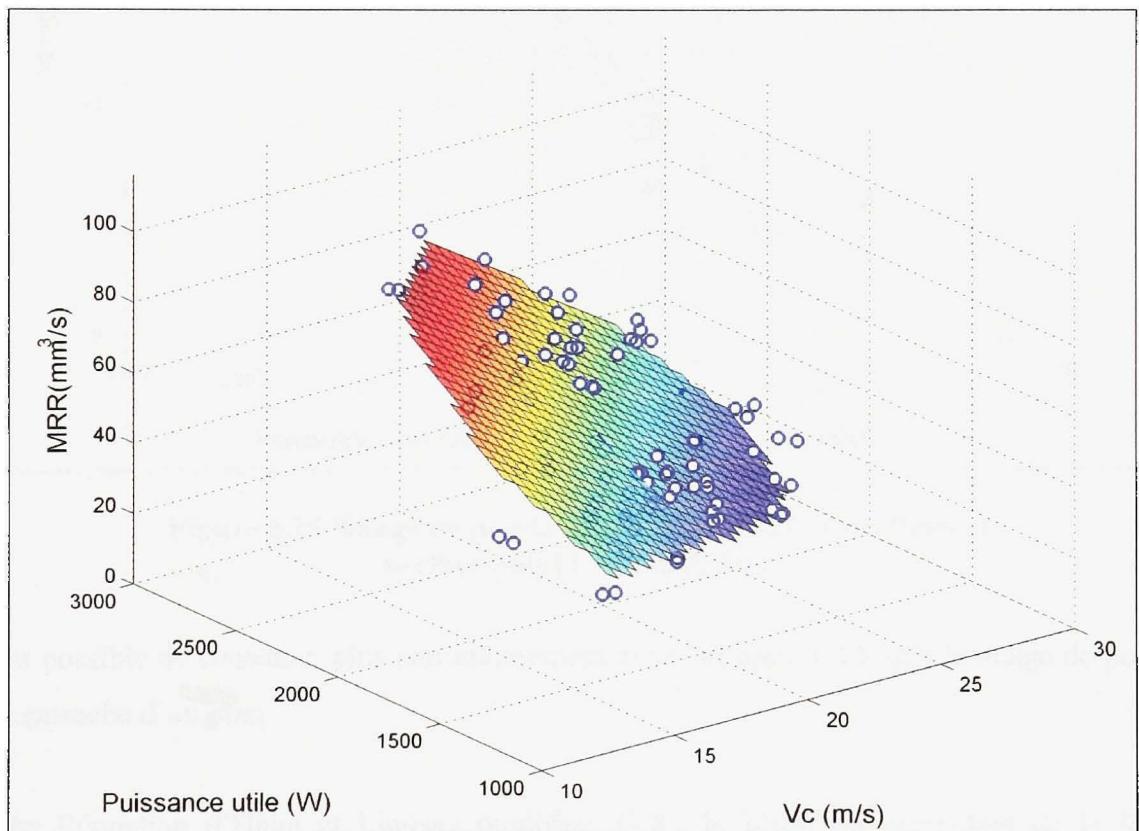


Figure 6.14 Nuage de points des MRR mesurés sous l'eau et surface poly11 MRR(P_u, V_c).

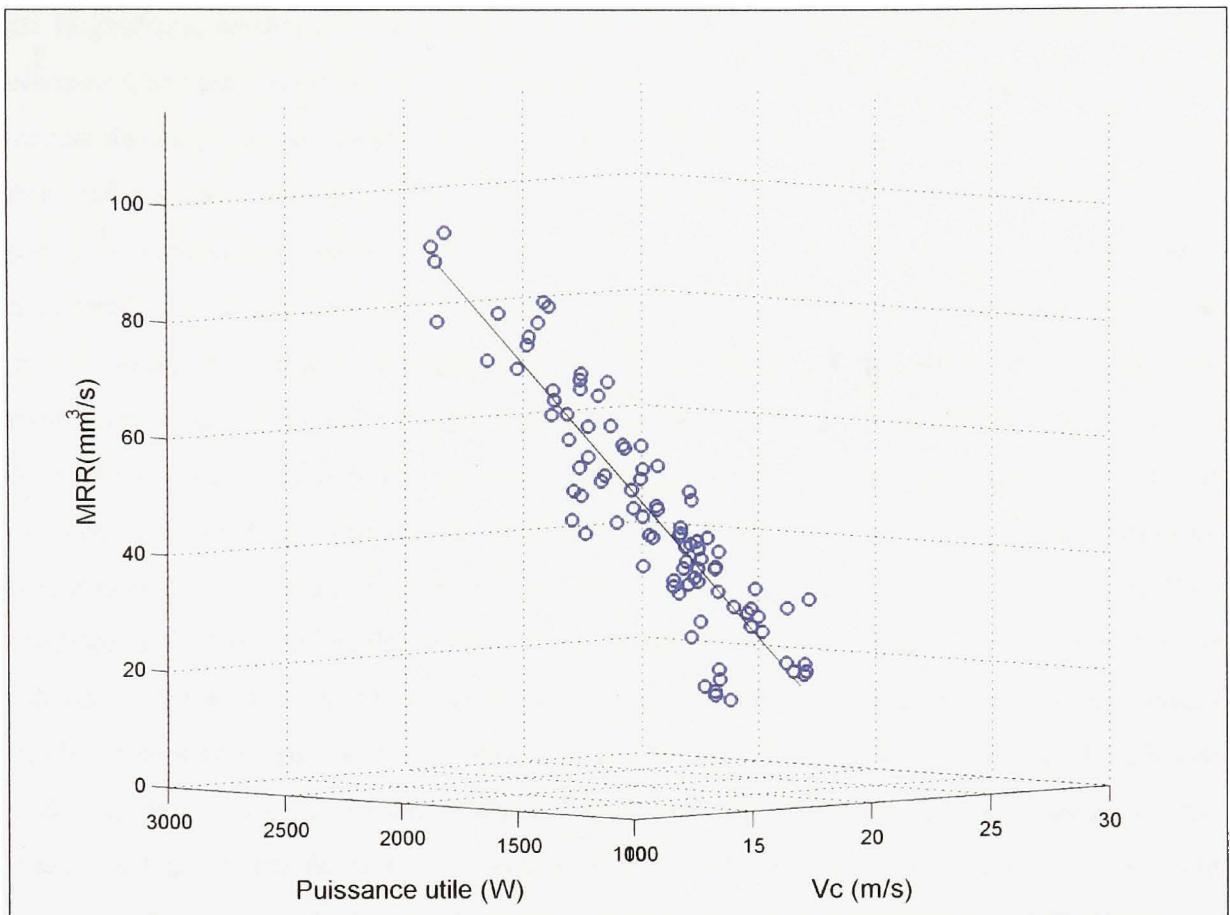


Figure 6.15 Nuage de points des MRR mesurés sous l'eau et surface poly11 MRR(P_u, V_c).

Il est possible de constater, plus particulièrement avec la Figure 6.15, que le nuage de points se rapproche d'un plan.

Selon l'équation d'Hahn et Lindsay modifiée (3.8), le MRR est dépendant de la force normale de meulage ainsi que la vitesse de coupe. En négligeant la force minimale pour qu'il y ait formation de copeau (F_{TH}), l'équation se résume simplement au produit d'une constante par la force normale et par la vitesse de coupe. Afin que cette relation soit applicable, il faudrait que le MRR augmente lorsque la force normale et la vitesse de coupe augmentent. Or, la meule Abmast ne produit pas les résultats prévus par cette équation. En fait, contrairement à toute attente, les résultats divergent complètement de cette relation : le coefficient de corrélation est de 0,11. Sous l'eau, pour un diamètre de meule donné, le MRR

est légèrement supérieur lorsque la vitesse de coupe est réduite comparativement à un test effectué à vitesse maximale. Il est fort possible que ce phénomène soit relié au fait que la vitesse de coupe ait une relation implicite avec le diamètre de la meule. Par exemple, avec une meule de petit diamètre, la puissance maximale de meulage est atteinte à une vitesse de coupe beaucoup plus faible que celle d'une meule de grand diamètre, car la puissance maximale se trouve à vitesse de rotation et courant maximal. La vitesse de coupe maximale pour le diamètre minimal (4 pouces) est de 18 m/s tandis qu'elle est de 36 m/s pour une meule neuve de 8 pouces. Les pertes de traînées ont aussi une conséquence importante sur les résultats. Tel qu'illustré par les courbes de puissance à vide de la Figure 4.7, il y a moins de pertes avec les meules de rayons inférieurs. Par conséquent, il y a davantage de puissance mécanique disponible à la meule pour les vitesses de coupe plus faibles. Il faut donc faire attention à l'interprétation des résultats, car la vitesse de coupe est fonction à la fois de la vitesse de rotation de la meule et de son diamètre. Bref, l'équation d'Hahn et Lindsay modifiée ne semble pas pouvoir s'appliquer pour la situation étudiée, car il y a à la fois une variation importante des diamètres d'outils ainsi que des pertes de puissance variables. De plus, il est important de noter que chaque meule a un comportement différent. Il se peut qu'une composition différente de meule ait donné des résultats complètement différents.

Puisque les équations de MRR basées sur la force normale mènent à un meilleur coefficient de corrélation, il pourrait être avantageux d'équiper le robot d'un capteur de force et de contrôler le procédé à l'aide de cet instrument. Selon les résultats obtenus, il semble que cette approche permettrait d'atteindre plus de précision.

Il est à noter que les coefficients de corrélations sont relativement faibles. Environ 15% du MRR n'est pas expliqué par les équations testées. En améliorant la précision du contrôle et la répétabilité de l'injecteur d'air pour tenter de stabiliser la variation des pertes de traînées, il serait sans doute possible d'améliorer ces résultats.

Puisque les données forment un plan, l'équation polynomiale de degré 1 semble être l'équation a préconisée pour définir le MRR. De plus, cette équation à l'avantage d'être

simple. Elle est basée sur seulement 2 variables : la vitesse de coupe et la puissance utile de meulage. Cette équation permet aussi de faciliter la visualisation des résultats sous la forme de graphique à 3 dimensions.

6.2.2 Corrélation du WRR

Par la suite, la même méthode a été utilisée pour construire un modèle du taux d'usure de la meule. Voici les coefficients de corrélation des équations (4.7) à (4.14) :

Tableau 6.8 Coefficients de corrélation du WRR basé sur la puissance utile pour les données de meulage sous l'eau

WRR basé sur la puissance utile	Éq.	Variables			Coefficient de corrélation (R^2)	
Interactions combinées	(4.7)	ω (rad/s)	D (mm)	P_u (W)	0,785	
polynomiale degré 1 – poly11	(4.8)	V_c (m/s)			0,542	
polynomiale degré 2 – poly22	(4.9)				0,737	
polynomiale degré 2 – poly33	(4.10)				0,771	

Tableau 6.9 Coefficients de corrélation du WRR basé sur la force normale pour les données de meulage sous l'eau

WRR basé sur la force normale	Éq.	Variables			Coefficient de corrélation (R^2)	
Interactions combinées	(4.11)	ω (rad/s)	D (mm)	F_N (N)	0,818	
polynomiale degré 1 – poly11	(4.12)	V_c (m/s)			0,572	
polynomiale degré 2 – poly22	(4.13)				0,819	
polynomiale degré 2 – poly33	(4.14)				0,863	

Tout comme pour la modélisation du MRR, le taux d'usure est plus facilement prévisible lorsque les valeurs de force normale sont employées. C'est les équations polynomiales cubiques qui mènent aux meilleurs coefficients de corrélation. La Figure 6.16 montre la

surface construite à partir de l'équation de degré 3 basée sur la puissance utile et la vitesse de coupe. Le nuage de points y est aussi affiché :

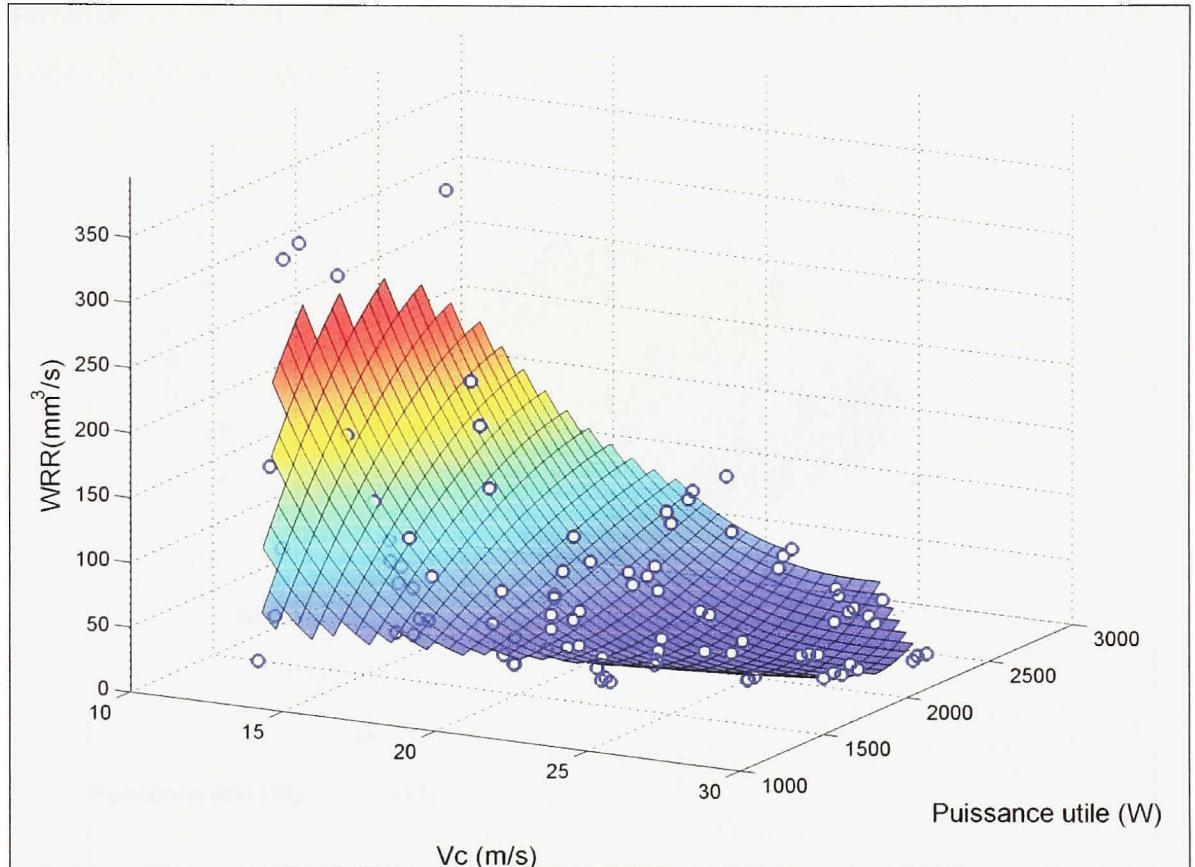


Figure 6.16 Nuage de points des WRR mesurés sous l'eau et surface poly33 WRR(P_u, V_c).

Le modèle du taux d'usure n'est pas très concluant. Les coefficients de corrélations sont inférieurs à 0,8 lorsque l'équation est basée sur la puissance utile. La mesure du diamètre de la meule était relativement peu précise, par conséquent il compréhensible d'obtenir de telles observations. La piètre corrélation des modèles de taux d'usure est donc attribuée à l'imprécision et la faible répétabilité de la mesure du diamètre de la meule, tests après tests. Une amélioration au niveau de la méthode de mesure permettrait sans doute de favoriser la prédition du taux d'usure de la meule.

6.2.3 Corrélation de la force normale basé sur la puissance utile

Par la suite, il a aussi été vérifié si une relation claire existe entre la force normale et la puissance utile. Sans être parfaite, la relation entre la force et la puissance de meulage se rapproche aussi d'un plan :

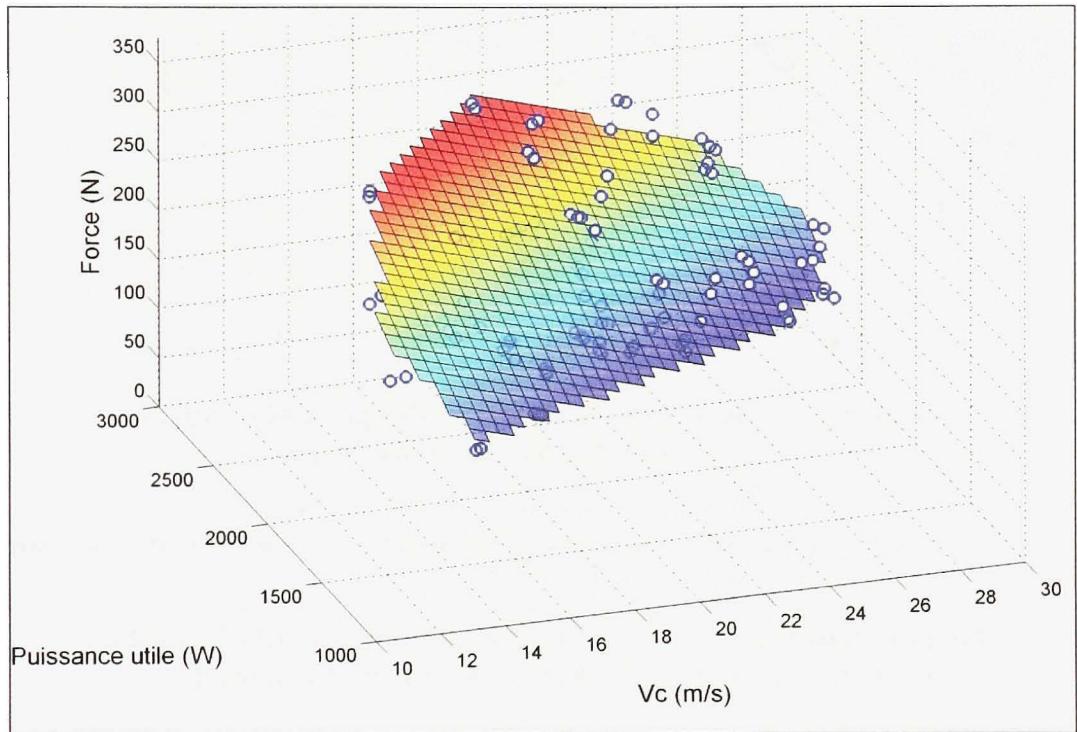


Figure 6.17 Nuage de points des forces normales mesurées sous l'eau et surface poly11 $F_N(P_u, V_c)$.

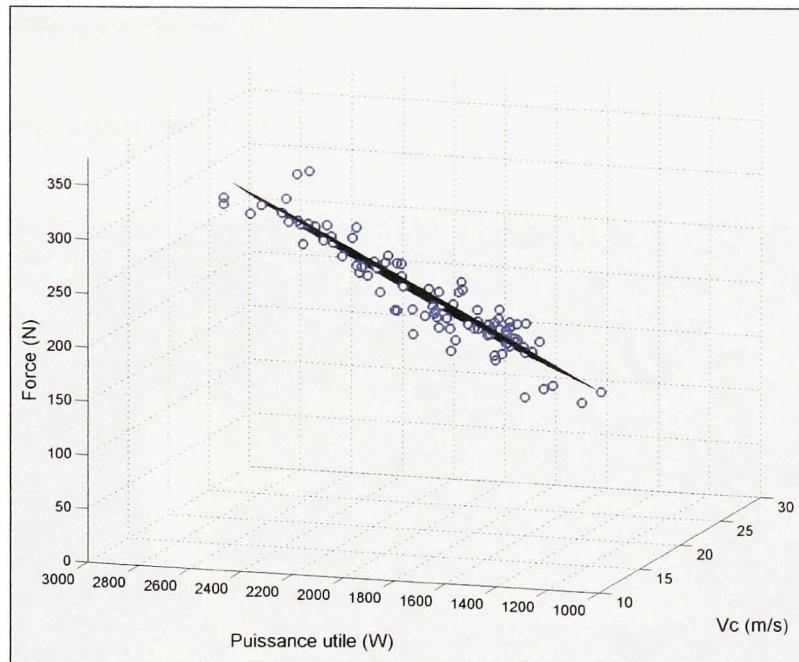


Figure 6.18 Nuage de points des forces normales mesurées sous l'eau et surface poly11 $F_N(P_u, V_c)$.

Le tableau suivant montre les coefficients de corrélations obtenus :

Tableau 6.10 Coefficients de corrélation de la force normale basée sur la puissance utile pour les données de meulage sous l'eau

Force normale basée sur la puissance utile	Éq.	Variables		Coefficient de corrélation (R^2)
polynomiale degré 1 - poly11	(4.15)	V_c (m/s)	P_u (W)	0,898
polynomiale degré 2 - poly22	(4.16)			0,905

Le coefficient de corrélation est de 0,9 lorsque la force normale est modélisée à partir des variables de vitesse de coupe et de puissance utile. Ces résultats permettent de croire que la modélisation du moteur et des pertes à vide est assez juste. L'écart mesuré serait attribuable en partie aux imprécisions générées par le calcul de la puissance à vide. Puisque les pertes à vide sont mesurées lorsque la meule n'est pas encore en contact avec la plaque, il se peut qu'elles fluctuent de manière imprévisible durant le meulage.

6.3 Résultats du meulage à sec

La même démarche expérimentale a été utilisée pour le meulage à sec.

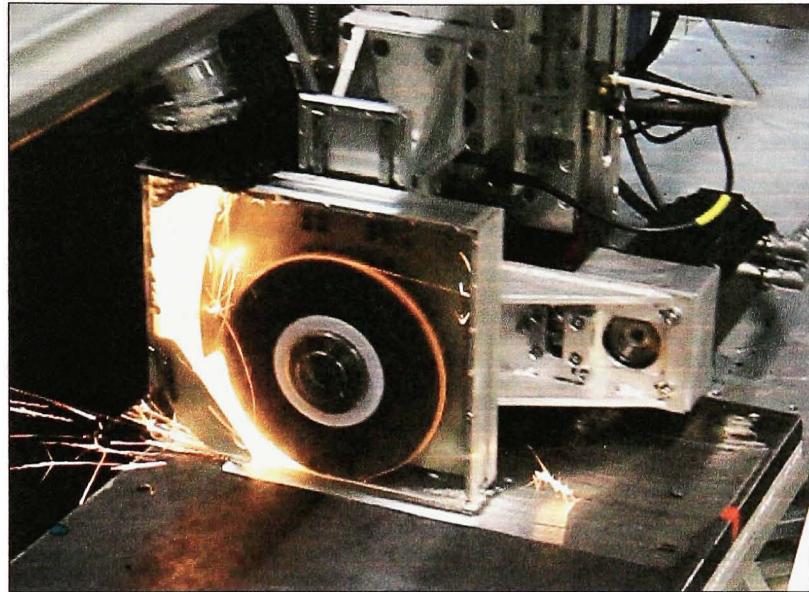


Figure 6.19 Essai de meulage à sec.

La meule Abmast B a été employée et les essais ont été réalisés dans le même domaine de puissances utiles et de vitesses de coupe à l'aide du moteur Kollmorgen AKM53P. Le Tableau 6.11 présente les résultats de meulage à sec :

Tableau 6.11 Résultats des essais à sec

No. Test	Valeurs contrôlées				Valeurs Mesurées et/ou calculées							
	Courant moteur (A)	Diamètre meule (mm)	Rpm meule	V _c (m/s)	Courant à vide (A)	P _u (W)	MRR (mm ³ /s)	WRR (mm ³ /s)	G- Ratio	F _N (N)	u (J/mm ³)	μ
1	16	204,3	2250	24,1	2,3	1912,4	34,0	16,7	142,1	76	0,56	0,56
2	16	204,1	2250	24,0	2,5	1886,4	36,0	23,8	139,1	72	0,56	0,56
3	16	203,9	2250	24,0	2,5	1884,2	31,7	18,5	145,7	82	0,54	0,54
4	16	202,8	2925	31,1	2,4	2424,7	37,0	69,1	161,3	89	0,48	0,48
5	16	202,6	2925	31,0	2,5	2411,6	40,7	27,9	165,9	81	0,47	0,47
6	16	202,5	2925	31,0	2,4	2415,1	41,5	8,1	165,6	79	0,47	0,47
...
53	16	125,3	2475	16,2	2,1	2098,5	49,9	93,6	192,0	56	0,67	0,67
54	16	124,4	2925	19,1	2,2	2463,3	54,4	52,4	209,1	61	0,62	0,62
55	16	123,6	2925	18,9	2,1	2481,8	56,3	43,0	209,6	59	0,63	0,63
56	16	121,3	1800	11,4	1,9	1531,2	34,4	128,8	159,1	61	0,84	0,84
57	16	119,2	1801	11,2	1,8	1309,4	32,4	108,7	155,8	61	0,75	0,75

6.3.1 Corrélation du MRR

Les équations (4.1) à (4.6) du MRR ont été testées et les coefficients de corrélation obtenus sont contenus dans le Tableau 6.12 et Tableau 6.13.

Tableau 6.12 Coefficients de corrélation du MRR basé sur la puissance utile pour les données de meulage à sec

MRR basé sur la puissance utile	Éq.	Variables			Coefficient de corrélation (R ²)	
Interactions combinées	(4.1)	ω (rad/s)	D (mm)	P_u (W)	0,543	
polynomiale degré 1 – poly11	(4.2)	V _c (m/s)			0,627	
polynomiale degré 2 – poly22	(4.3)				0,671	

Tableau 6.13 Coefficients de corrélation du MRR basé sur la force normale pour les données de meulage à sec

MRR basé sur la force normale	Éq.	Variables		Coefficient de corrélation (R^2)		
Interactions combinées	(4.4)	ω (rad/s)	D (mm)	P_u (W)	0,640	
Hahn et Lindsay modifiée eq.	(3.8)	V_c (m/s)			-1,739	
polynomiale degré 1	(4.5)				0,652	
polynomiale degré 2	(4.6)				0,707	

En se basant sur la puissance utile, le coefficient de corrélation maximale atteint est de 0,67. Il est légèrement supérieur pour les équations basées sur la force normale, atteignant 0,7. Encore une fois, le comportement du MRR s'écarte complètement du modèle d'Hahn et Lindsay modifiée.

6.3.2 Corrélation du WRR

Tel que montré par le Tableau 6.14 et le Tableau 6.15, les coefficients de corrélation pour la modélisation du taux d'usure pour les essais à sec sont aussi très faibles :

Tableau 6.14 Coefficients de corrélation du WRR basé sur la puissance utile pour les données de meulage à sec

WRR basé sur la puissance utile	Éq.	Variables		Coefficient de corrélation (R^2)		
Interactions combinées	(4.7)	ω (rad/s)	D (mm)	P_u (W)	0,461	
polynomiale degré 1 – poly11	(4.8)	V_c (m/s)			0,484	
polynomiale degré 2 – poly22	(4.9)				0,592	
polynomiale degré 2 – poly33	(4.10)				0,647	

Tableau 6.15 Coefficients de corrélation du WRR basé sur la force normale pour les données de meulage à sec

WRR basé sur la force normale	Éq.	Variables			Coefficient de corrélation (R^2)
Interactions combinées	(4.11)	ω (rad/s)	D (mm)	V_c (m/s) P_u (W)	0,496
polynomiale degré 1 – poly11	(4.12)	0,470			
polynomiale degré 2 – poly22	(4.13)	0,632			
polynomiale degré 2 – poly33	(4.14)	0,679			

Avec un coefficient de corrélation maximal d'environ 0,67, le WRR est encore moins prévisible que pour les essais sous l'eau.

6.3.3 Corrélation de la force normale basée sur la puissance utile

En ce qui a trait à la relation entre la force normale et la puissance utile, le coefficient de corrélation pour la polynomiale de degré 1 est de 0,697 et atteint 0,819 pour la polynomiale de degré 2.

Tableau 6.16 Coefficients de corrélation de la force normale basée sur la puissance utile pour les données de meulage à sec

Force normale basée sur la puissance utile	Éq.	Variables		Coefficient de corrélation (R^2)
polynomiale degré 1 (poly11)	(4.15)	V_c (m/s)	P_u (W)	0,697
polynomiale degré 2 (poly22)	(4.16)			0,819

Les équations testées pour la modélisation du MRR, du taux d'usure et de la force normale ne sont pas aussi convaincantes pour les essais à sec. En comparaison avec les résultats obtenus sous l'eau, les coefficients de corrélations sont très inférieurs. L'une des raisons possibles est que l'étendue des taux d'enlèvement est de quatre fois inférieures aux essais sous l'eau, variant seulement d'environ 32 à 56 mm³/s. Le moteur Kollmorgen possède moins de couple que le moteur IREQ submersible. Par conséquent pour une même variation

de vitesse, il y a une faible variation de la force normale appliquée à la surface. Il se peut aussi que la température ait été plus constante sous l'eau. À l'air libre, la surface usinée chauffe très rapidement. Ceci peut provoquer des variations du MRR pour une série de tests basés sur les mêmes paramètres de procédé. Sous l'eau, la température de la surface demeure probablement beaucoup plus constante durant la durée des essais à cause de l'important volume d'eau. Les essais sous l'eau et à sec ont en commun que la force normale demeure une meilleure alternative à la puissance à vide pour modéliser les différents phénomènes. Dans tous les cas, les coefficients de corrélations sont supérieurs lorsque les équations se basent sur la force normale.

L'imprécision des équations du MRR basées sur l'estimation de la puissance utile et de la vitesse de coupe peut être causée par plusieurs facteurs. La méthode de calcul de la puissance utile est fort probablement responsable de l'écart entre les coefficients de corrélation des équations. La mesure de force est une réponse directe à l'effecteur tandis que la puissance utile est calculée à partir de deux modèles qui génèrent des imprécisions. La mesure de la puissance à vide ne tient pas compte des perturbations provoquées par les performances variables de l'injecteur d'air ainsi que celle causée par les inégalités de la surface meulée.

6.4 Comparaison des résultats du meulage à sec et sous l'eau

Plusieurs comparaisons entre le meulage sous l'eau et à sec seront maintenant présentées. Tous les graphes de MRR et de force normale qui suivent ont été construits à partir des modèles polynomiaux de degré 1. Lorsqu'il est question du taux d'usure, ce sont les équations polynomiales de degré 3 qui sont employées. Il est à noter que les points expérimentaux ne sont pas affichés, car il est impossible de les placer sur des courbes bidimensionnelles.

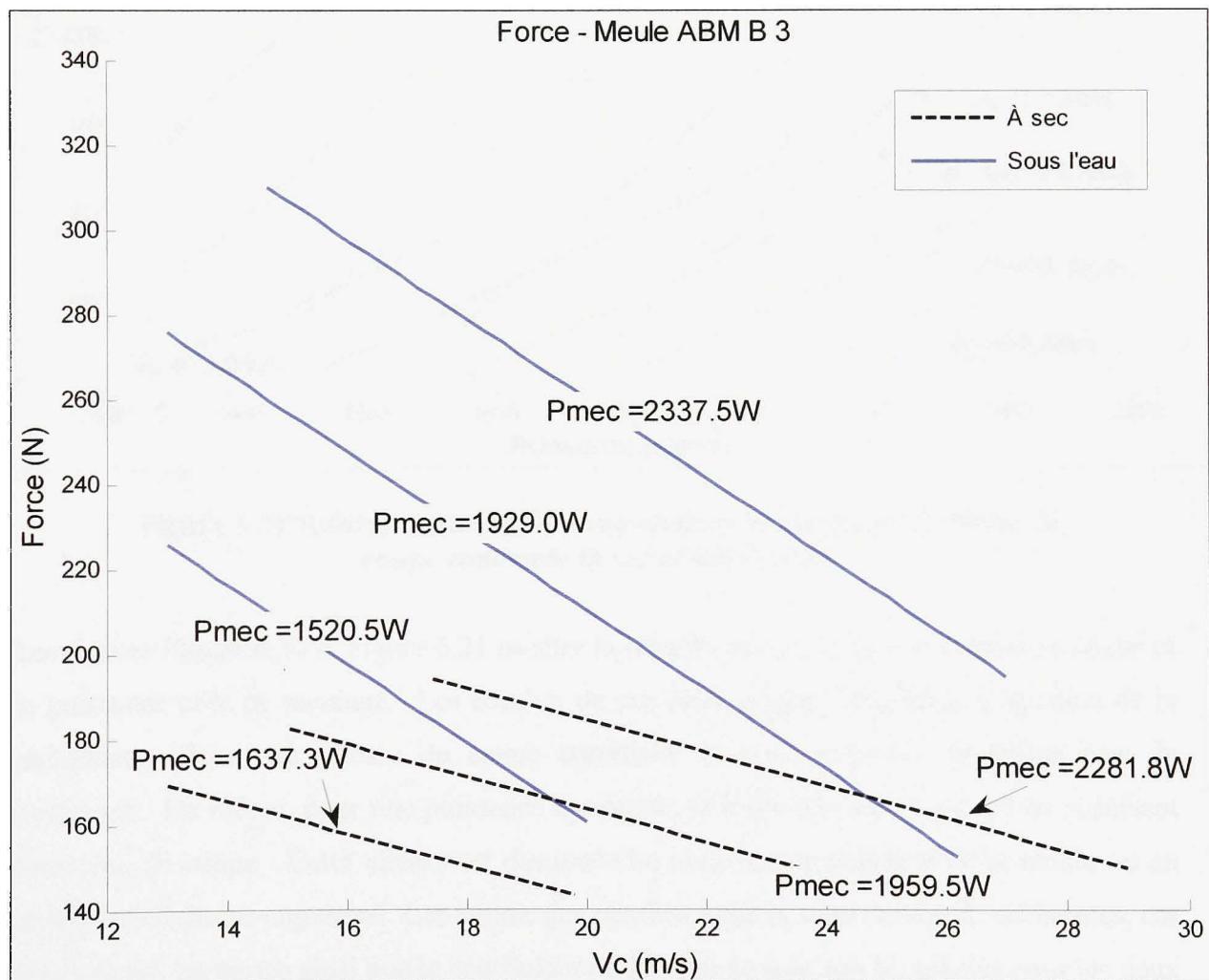


Figure 6.20 Relation entre la force normale et la vitesse de coupe à puissance constante (à sec et sous l'eau).

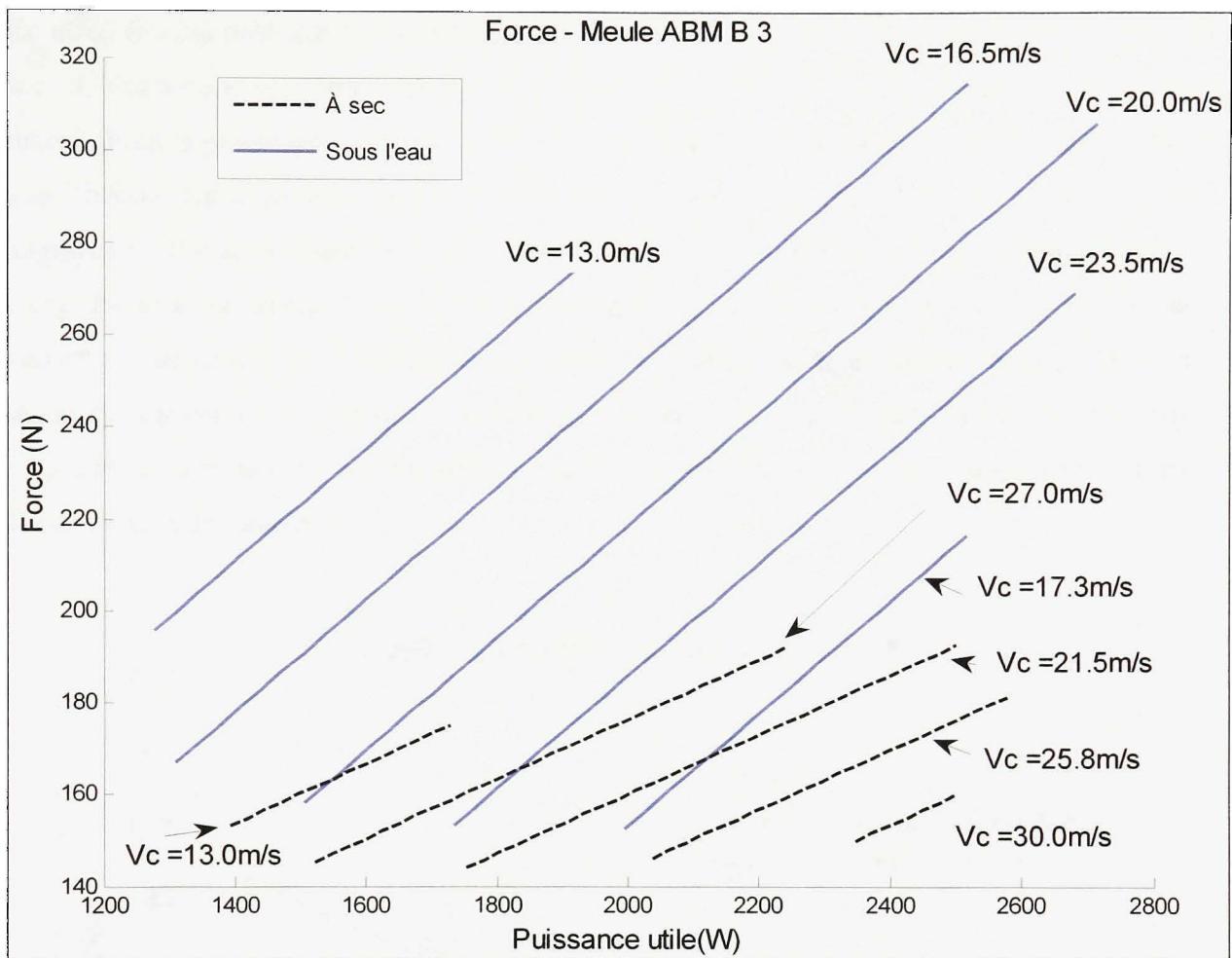


Figure 6.21 Relation entre la force normale et la puissance à vitesse de coupe constante (à sec et sous l'eau).

Les figures Figure 6.20 et Figure 6.21 montrent la relation entre la force, la vitesse de coupe et la puissance utile de meulage. Les courbes de ces deux graphes respectent l'équation de la puissance. Pour une vitesse de coupe constante, la force normale augmente avec la puissance. De même, pour une puissance constante, la force normale s'accroît en réduisant la vitesse de coupe. Cette vitesse est diminuée en réduisant le diamètre de la meule ou en réduisant sa vitesse angulaire. Les pentes des courbes à sec et sous l'eau sont différentes, car les moteurs, les pertes ainsi que le coefficient de friction ne sont pas les mêmes pour les deux milieux.

En effet, il a été noté que les coefficients de friction sont d'environ 0,48 sous l'eau et 0,63 à sec. L'eau a donc un certain effet lubrifiant. Tel que l'illustre la Figure 6.22, il a aussi été relevé qu'en augmentant la vitesse, la friction diminuait. Ceci pourrait s'expliquer par le fait que chaque grain pénètre moins profondément dans la matière lorsque la vitesse est augmentée. Par conséquent, la surface de contact et les efforts dus à la friction sont réduits. Cette observation explique aussi en partie pourquoi le modèle d'Hahn et Lindsay modifié ne permet pas de modéliser le MRR dans ce projet. Comme, il a été expliqué à la page 35 de la revue de littérature, le coefficient de friction doit être constant durant l'ensemble des tests pour que la constante K_p reste la même et que l'équation donne une prévision juste du taux d'enlèvement de matière.

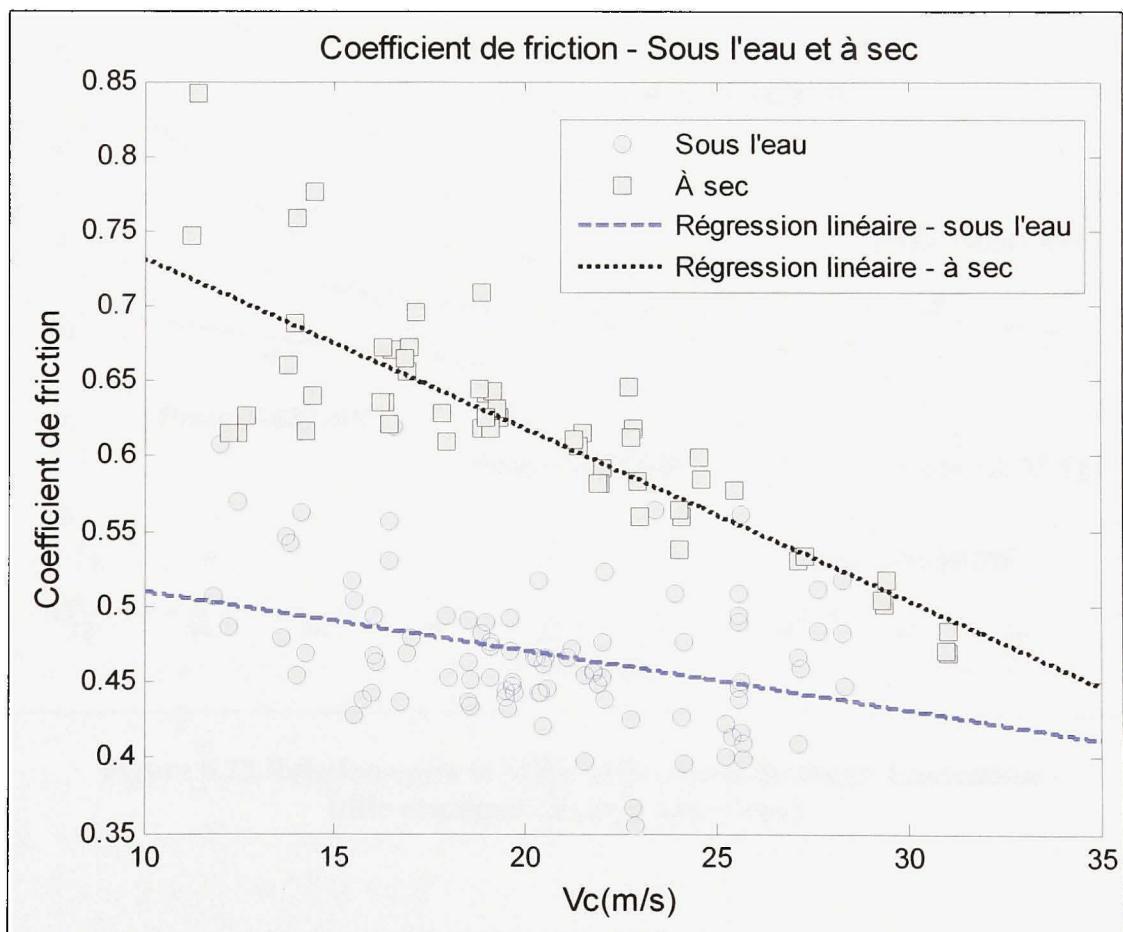


Figure 6.22 Relation entre la vitesse de coupe et coefficient (à sec et sous l'eau).

En ce qui a trait au MRR, pour une puissance mécanique utile donnée, une réduction de la vitesse de coupe favorise un taux d'enlèvement de matière supérieur tant à sec que sous l'eau. Cependant, plusieurs problèmes sont rencontrés lorsque la vitesse de coupe est réduite. De la vibration ainsi que de l'usure inégale et prématurée de la meule surviennent lorsque la vitesse est trop faible.

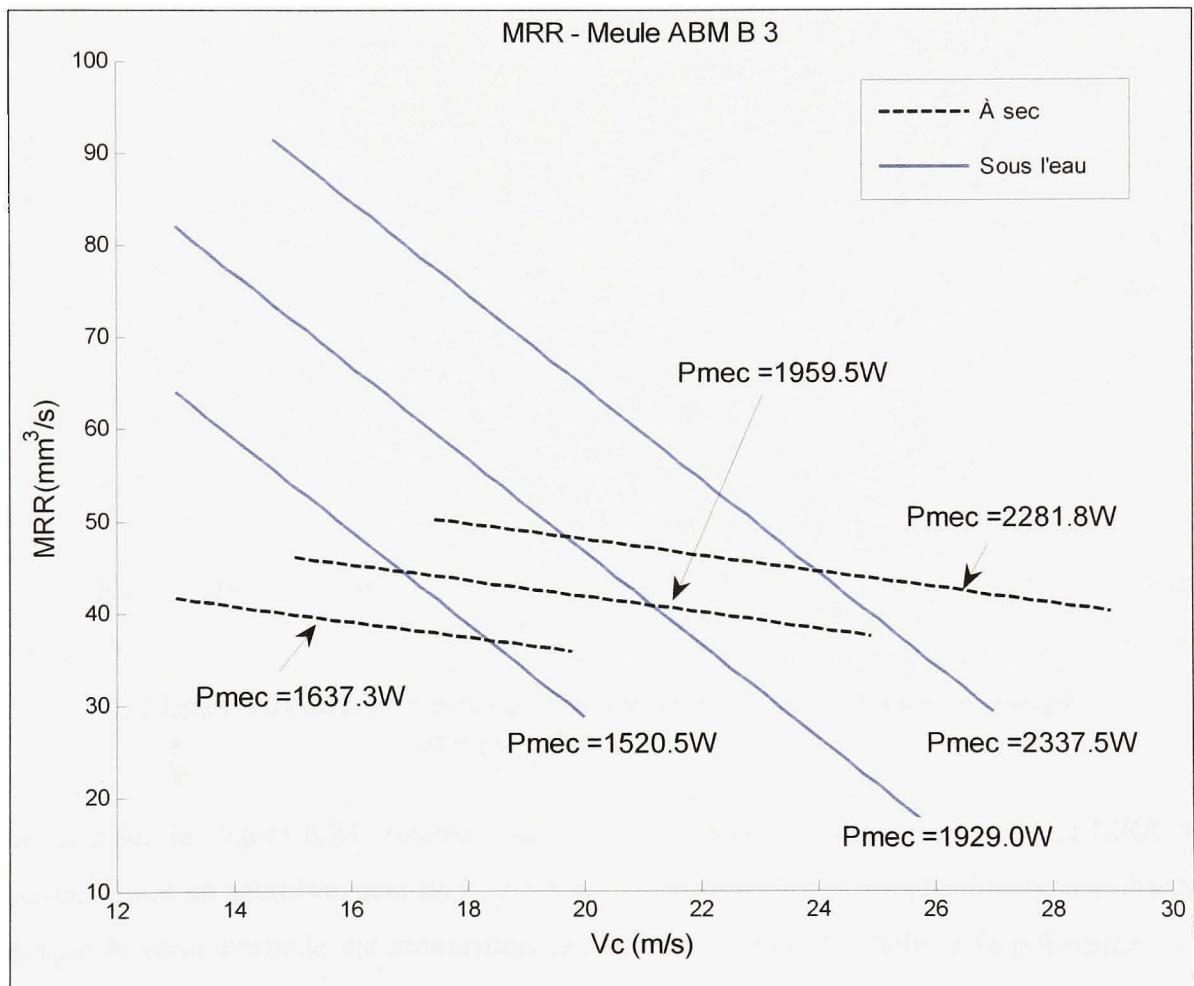


Figure 6.23 Relation entre le MRR et la vitesse de coupe à puissance utile constante (à sec et sous l'eau).

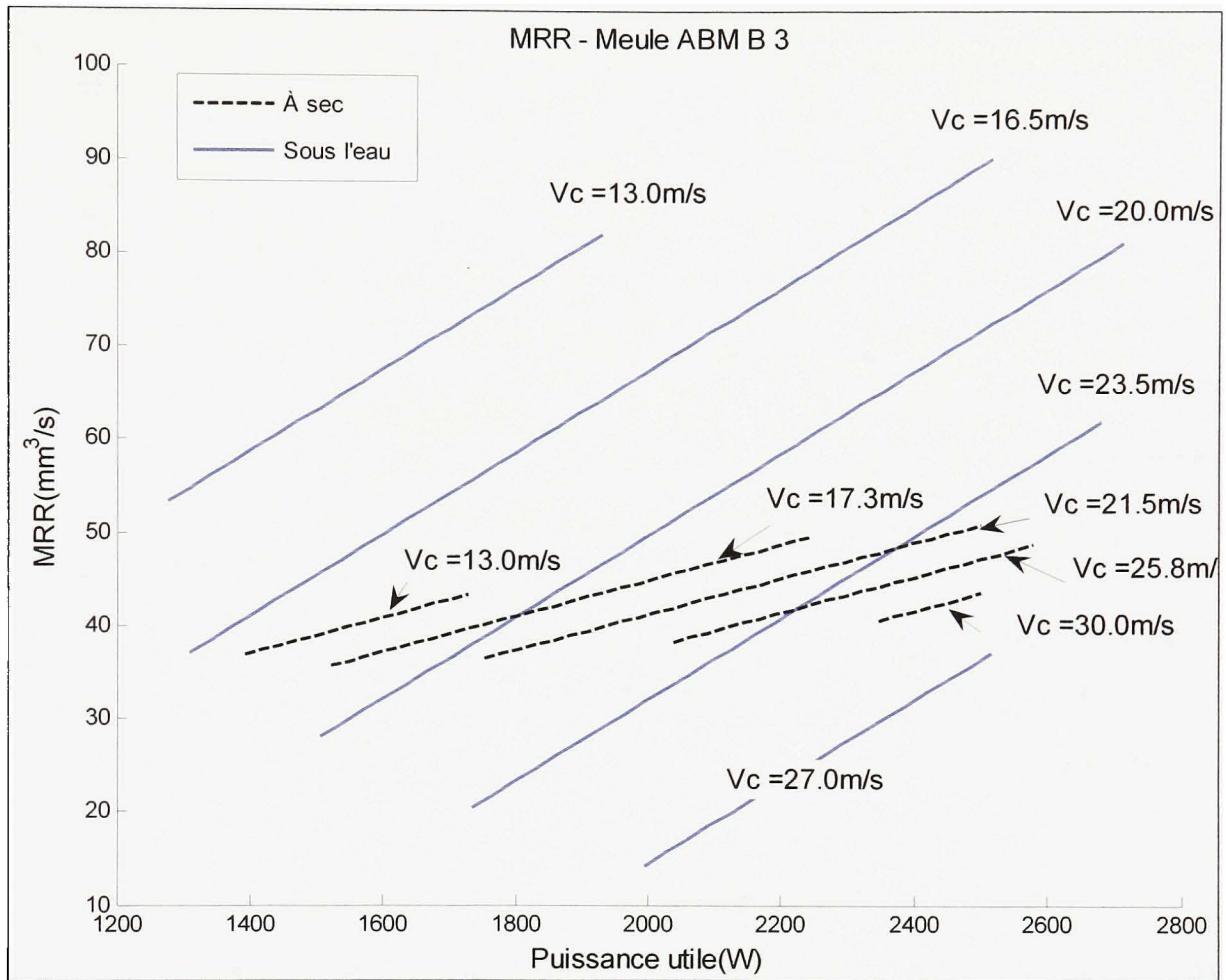


Figure 6.24 Relation entre le MRR et la puissance à vitesse de coupe constante (à sec et sous l'eau).

Par la suite, la Figure 6.24 montre que pour une vitesse de coupe constante, le MRR est augmenté par un accroissement de la puissance de coupe. Le même phénomène est observé lorsque la force normale est augmentée, celle-ci étant proportionnelle à la puissance. Un phénomène inattendu a été observé lorsque le MRR est comparé en fonction de la force normale. Normalement, une augmentation de la force et de la vitesse devrait provoquer une augmentation du MRR. Ceci a été vérifié pour les essais de meulage à sec. Cependant, tel que l'illustre la Figure 6.25, le MRR obtenu sous l'eau est plus élevé à force élevée et vitesse inférieure. Il se peut que cela soit relié au fait que l'usure des meules à faible vitesse était excessivement rapide. Les grains rentraient profondément dans la matière et se séparaient de la meule aussi rapidement.

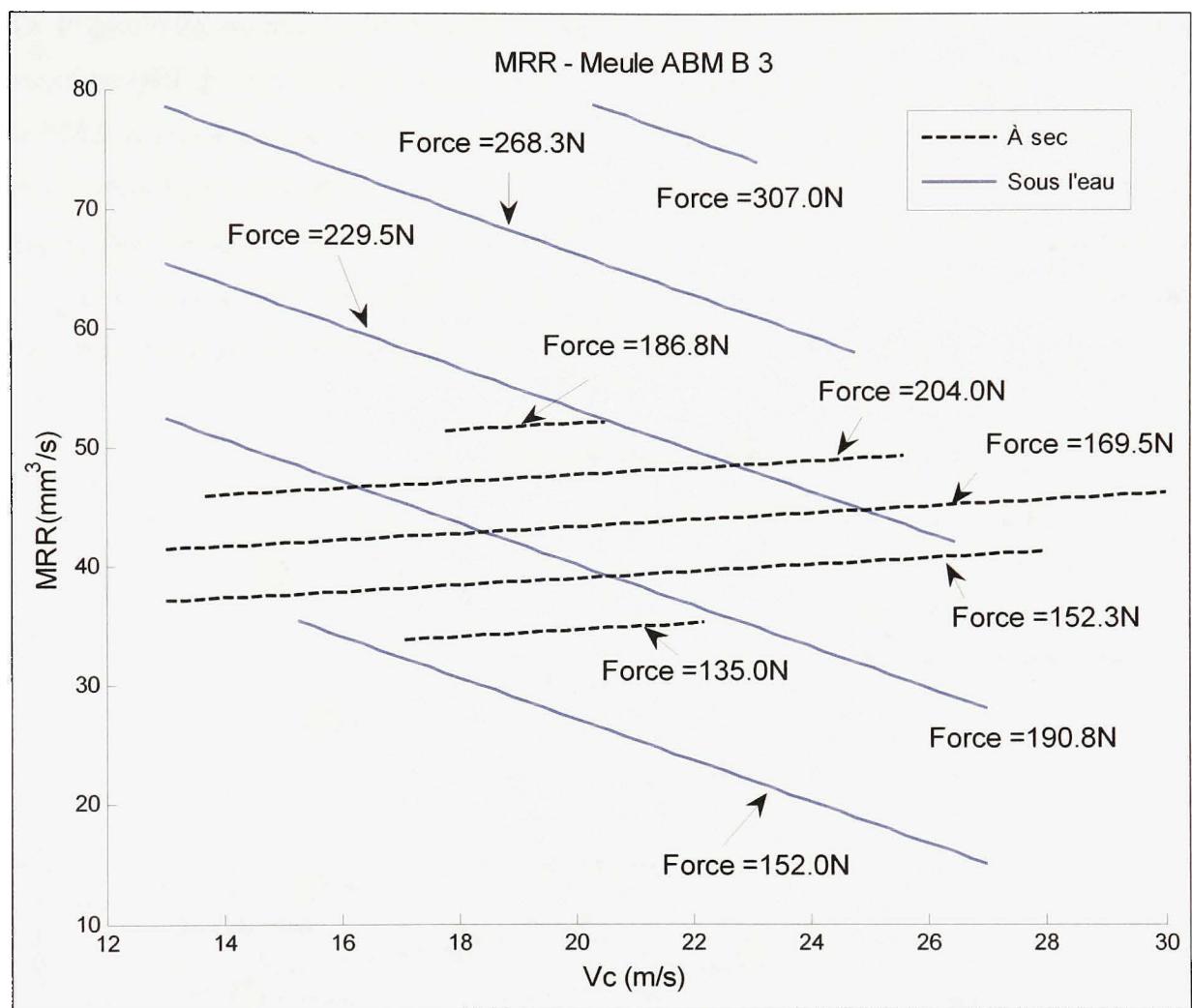


Figure 6.25 Relation entre le MRR et la vitesse de coupe à force constante (à sec et sous l'eau).

La Figure 6.26 montre le MRR pour un diamètre de meule donné et le courant continu maximal (IREQ :19A et Kollmorgen :16A). Les cercles jaunes sur les graphes représentent le MRR maximal pour un diamètre de meule. Le carré mauve désigne le MRR auquel le G-Ratio maximal est atteint. À sec, le MRR ainsi que le G-Ratio optimal sont obtenus approximativement aux vitesses et puissances maximales. Sous l'eau, le MRR maximal est obtenu à la force maximale, mais à vitesse de coupe inférieure. Le G-Ratio sous l'eau est optimal à puissance et vitesse maximale.

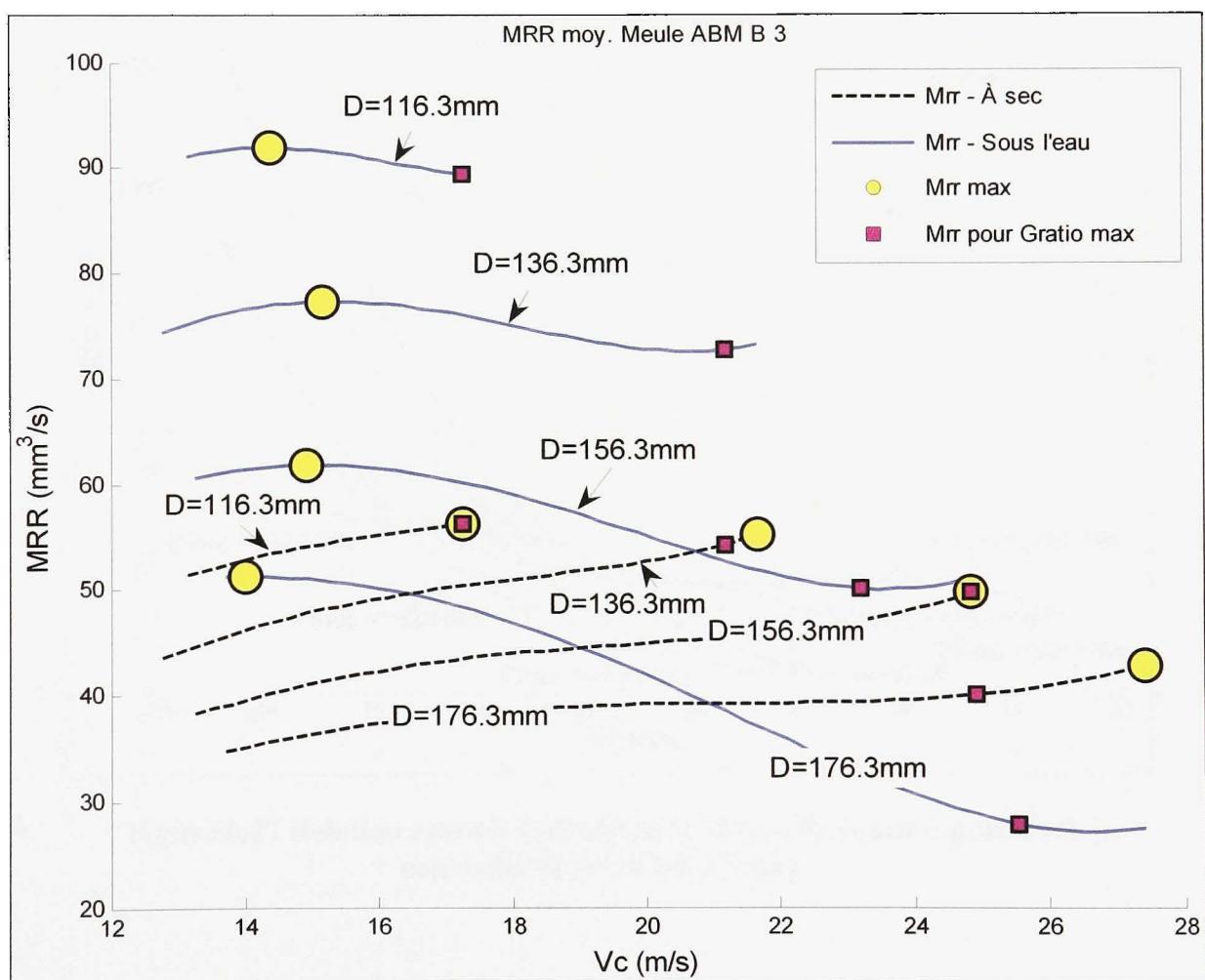


Figure 6.26 Relation entre le MRR et la vitesse de coupe avec un courant à la meule maximal et un diamètre de meule donné (à sec et sous l'eau).

Ensuite, la Figure 6.27 affiche la relation entre le taux d'usure de la meule et la vitesse de coupe. À sec et sous l'eau, le taux d'usure est maximal à la vitesse de coupe minimale. À vitesse élevée, les grains abrasifs produisent de plus petits copeaux. Les grains étant moins sollicités individuellement, la meule s'use moins rapidement, d'où le taux d'usure plus faible.

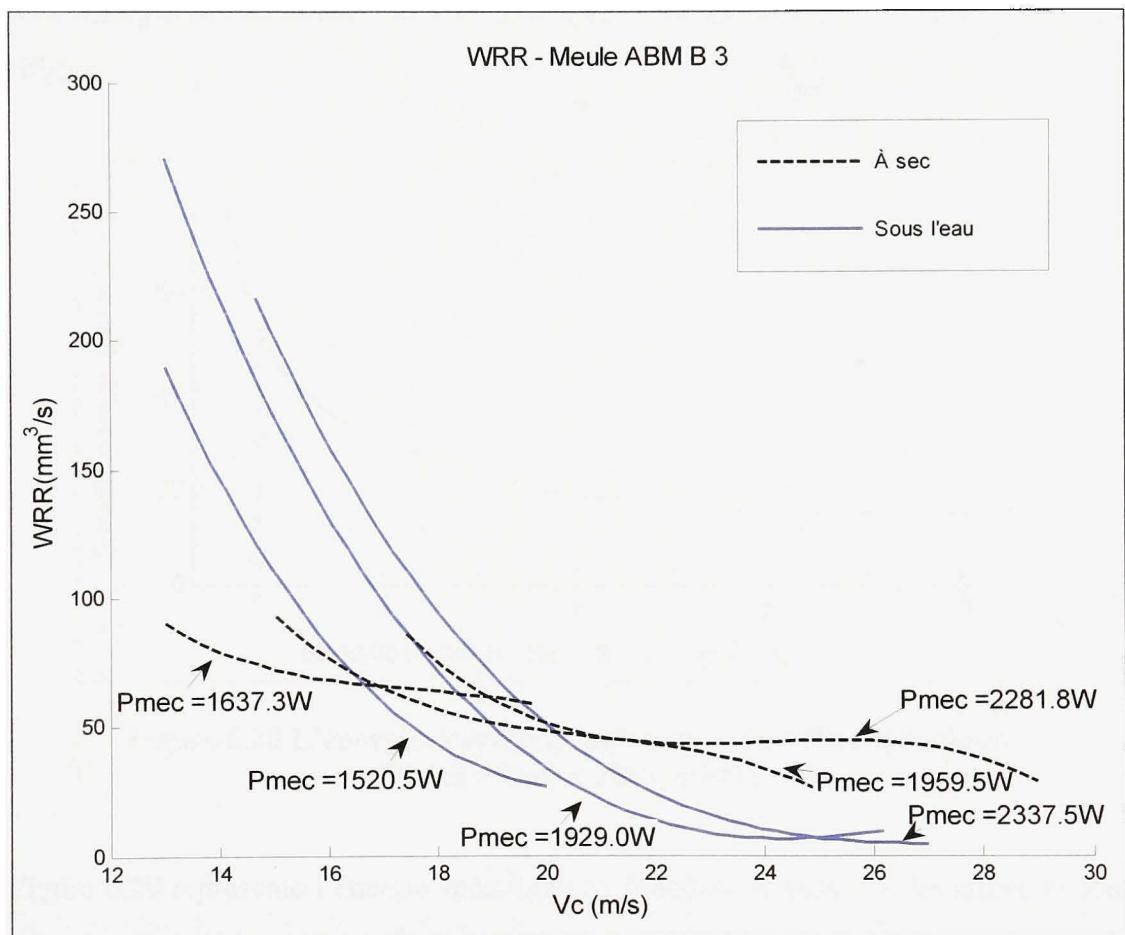


Figure 6.27 Relation entre le G-Ratio et la vitesse de coupe à puissance constante (à sec et sous l'eau).

Selon la théorie du procédé de meulage, l'énergie spécifique, définie à l'équation (3.3), diminue en fonction du taux d'enlèvement de matière selon une forme exponentielle inverse. Il faut une grande quantité d'énergie pour produire un faible MRR, car la majorité de cette énergie est perdue sous la forme de déformation plastique. Les grains ne pénètrent pas suffisamment la matière et ne dégagent ainsi pas de copeaux. La Figure 6.28 représente la forme classique de la courbe de l'énergie spécifique en fonction du taux d'enlèvement spécifique.

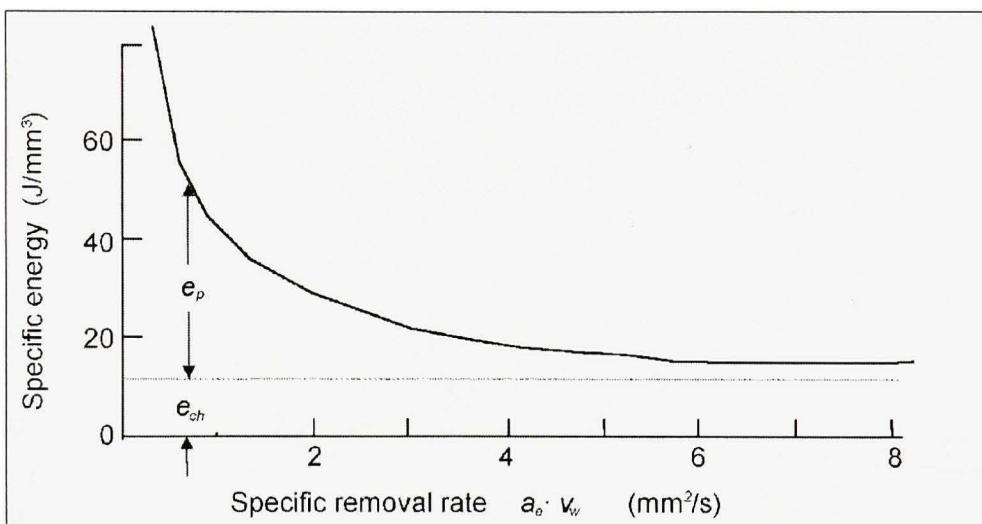


Figure 6.28 L'énergie spécifique en fonction du MRR spécifique.
Tiré de (Malkin 2008, p.141)

La Figure 6.29 représente l'énergie spécifique en fonction du taux d'enlèvement de matière pour les essais expérimentaux effectués sur le banc d'essai à sec et sous l'eau. La courbe en bleu a été obtenue à partir d'une régression sur les points obtenus pour les tests sous l'eau. La tendance exponentielle inverse est clairement illustrée. Sous l'eau, une variation importante de MRR a été mesurée, tandis qu'à sec la variation du MRR était plus restreinte. Ainsi, la tendance est moins claire pour les essais à sec. Il est cependant possible de constater que l'énergie spécifique est plus faible à sec pour les MRR équivalents. Une raison possible est que le MRR était limité par la puissance disponible du moteur Kollmorgen. Sous l'eau, le moteur IREQ avec le système d'injection d'air permet d'obtenir un MRR spécifique deux fois plus élevé pour une énergie spécifique d'environ 30 J/mm^3 . Ce cas maximal est

seulement possible avec le plus petit diamètre testé (environ 123 mm) avec un G-Ratio extrêmement faible de 0,3. Ceci signifie que la meule s'usait très rapidement.

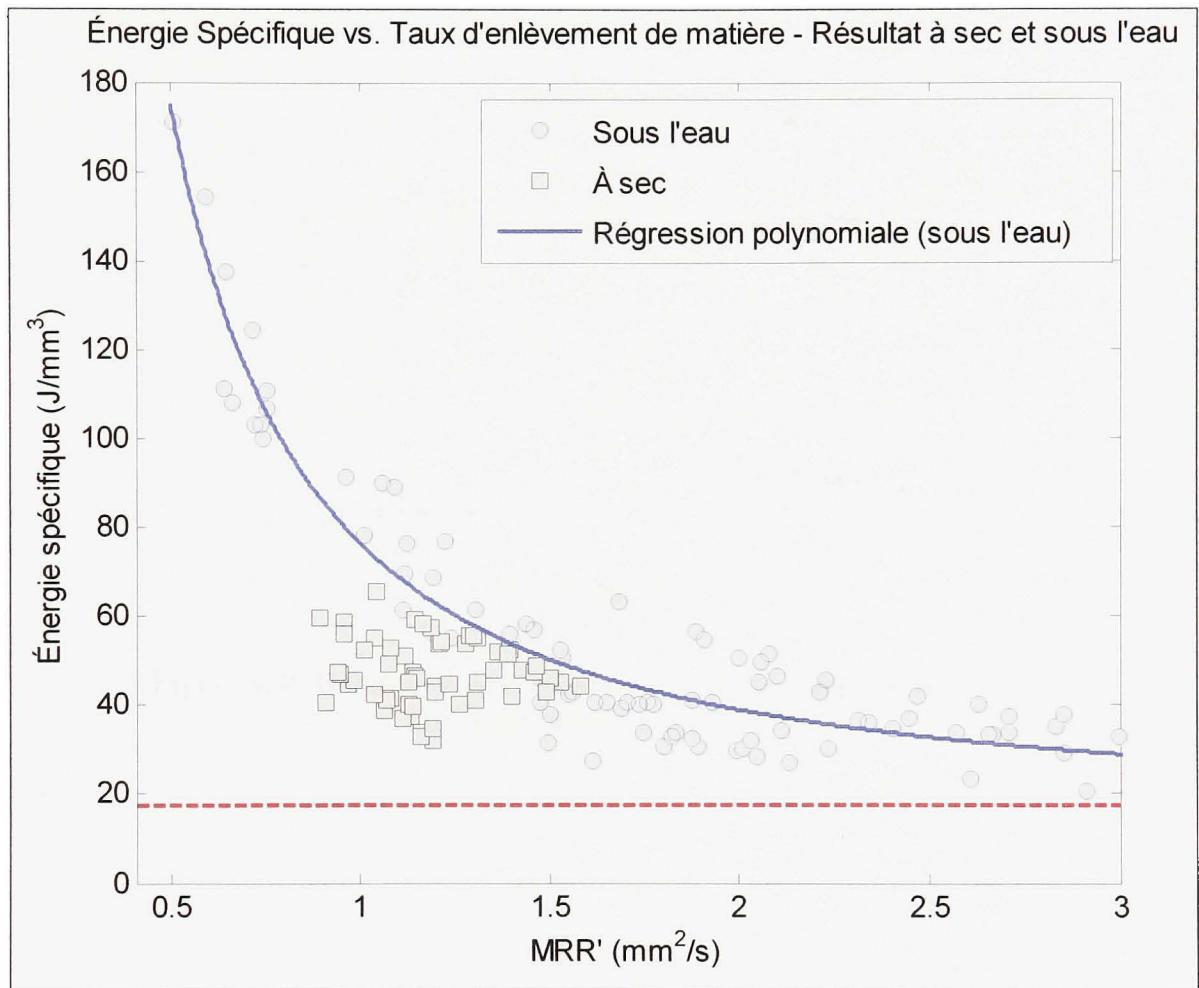


Figure 6.29 Énergie spécifique en fonction du MRR spécifique (à sec et sous l'eau).

Pour des raisons de logistique, le fini de surface n'a pas été mesuré durant les tests. L'une des raisons étant que la meule utilisée serait seulement utilisée pour des étapes de dégrossissage et d'ébauche. La surface qu'elle produit est plutôt brute. La seconde étant la difficulté de mesurer le fini de surface sans avoir à vider le banc d'essai après chaque test.

La Figure 6.30 montre l'allure théorique de la courbe du fini de surface en fonction de l'énergie spécifique. Il y a donc un compromis à faire lorsque l'on désire que le procédé soit énergétiquement efficace et produise un fini de surface précis.

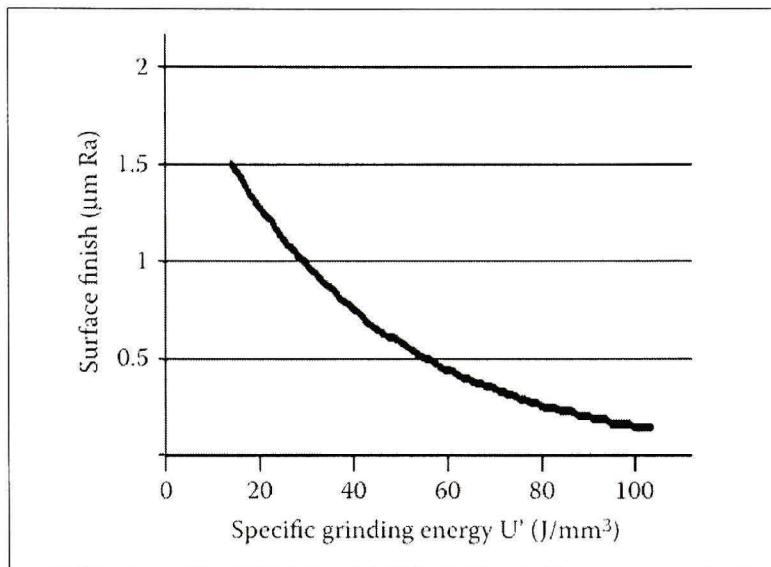


Figure 6.30 Relation entre le fini de surface et l'énergie spécifique.
Tiré de (Marinescu 2007, p.13)

Finalement, les forces normales spécifiques ont été tracées en fonction du MRR spécifique pour les essais à sec et sous l'eau tel que montré à la Figure 6.31. Une certaine tendance ascendante est observable. À première vue, il faut pratiquement la même force pour enlever une quantité de matière à sec que sous l'eau.

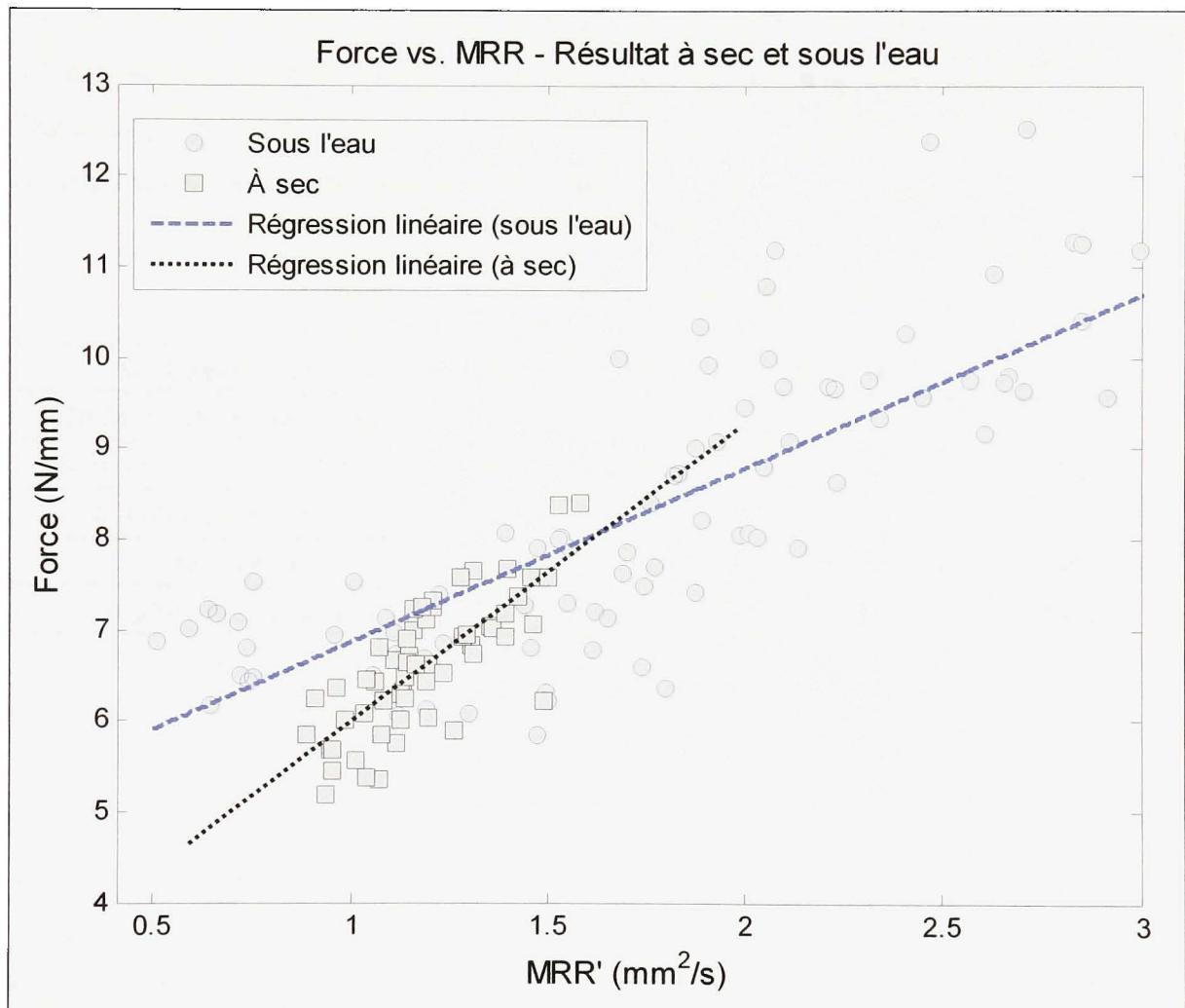


Figure 6.31 Force normale spécifique en fonction du MRR spécifique (à sec et sous l'eau)

6.5 Validation des modèles sélectionnés

Afin d'évaluer la précision des équations du MRR, du taux d'usure et de la force normale sous l'eau, cinq essais supplémentaires ont été exécutés. La validation des modèles sera réalisée en utilisant les équations basées sur la puissance utile. L'équation polynomiale de degré 1 (4.2) sera testée pour prédire le MRR. Le taux d'usure sera estimé par l'équation polynomiale de degré 3 (4.10). Finalement, la force normale sera calculée à partir de l'équation polynomiale de degré 1 (4.15). Le Tableau 6.17 présente les paramètres des tests effectués ainsi que la profondeur de coupe obtenue.

Tableau 6.17 Paramètres des essais de validation

No. Expérience	1	2	3	4	5
Nb de passes de meulage	9	12	12	9	12
Diamètre de la meule (mm)	192	151,6	147,4	145,9	177,3
Courant meuleuse (A)	19	19	17	19	19
Avance (mm/s)	50	50	50	50	50
Vitesse de coupe (m/s)	16,3	21,5	22,7	16,4	18,4

Le Tableau 6.18 montre les valeurs prévues à l'aide des trois différents modèles en utilisant les variables de puissance de meulage utile et de vitesse de coupe. Les valeurs mesurées ainsi que l'erreur relative y sont aussi affichées.

Tableau 6.18 Résultats des essais de validation

No. Expérience	1	2	3	4	5
Profondeur de coupe prévue (mm)	0,33	0,54	0,45	0,49	0,43
Profondeur de coupe mesurée (mm)	0,31	0,60	0,45	0,54	0,40
Erreur relative (%)	7,0	9,7	0,2	7,9	8,7
MRR prévu (mm^3/s)	45,50	56,37	46,90	68,68	45,14
MRR mesuré (mm^3/s)	42,54	62,43	46,8	74,57	41,53
Erreur relative (%)	7,0	9,7	0,2	7,9	8,7
WRR prévu (mm^3/s)	69,00	28,30	13,50	125,80	49,90
WRR mesuré (mm^3/s)	108,13	40,12	24,39	219,57	56,09
Erreur relative (%)	36,2	29,5	44,6	42,7	11,0
Force normale prévue (N)	190,1	244,8	223,6	256	198,8
Force normale mesurée (N)	158	254	229,4	250,7	200
Erreur relative (%)	20,3	3,6	2,5	2,1	0,6

Pour les essais réalisés, le modèle de taux d'enlèvement de matière donne une erreur maximale de 9,7 % et une erreur moyenne de 6,7%. Le modèle de taux d'usure quant à lui, ne permet pas d'obtenir de bonne prédiction, l'erreur relative atteint 44,6% avec une moyenne de 32,8% d'erreur. Finalement, la relation entre la force et la puissance mécanique est assez bonne avec une erreur maximale de 20,3 % et une erreur moyenne d'environ 5,8%. À ce jour, aucune explication n'a été trouvée afin d'interpréter cette différence au niveau de la force normale mesurée et prévue du premier essai.

Ces résultats démontrent qu'il est possible de modéliser le MRR avec une relativement bonne précision en utilisant un contrôle en puissance. En enlevant un dixième de millimètre, il est réaliste de s'attendre à obtenir une erreur de ± 10 microns. Afin d'avoir un modèle d'usure fiable, il faudra cependant utiliser une méthode plus précise de mesure du diamètre de la meule.

Grâce au banc d'essai, du palpeur submersible et du logiciel de modélisation, un modèle de MRR peut être construit très rapidement. S'il est nécessaire d'augmenter les performances du procédé, d'autres meules pourront être évaluées et le procédé sera modélisé en quelques heures de travail.

6.6 Optimisation des paramètres du procédé

Le but ultime est de réparer le seuil des vannes afin de rétablir leur étanchéité. Cette opération est très coûteuse, car les turbines doivent être arrêtées durant les réfections. La modélisation du procédé est importante afin de pouvoir réaliser le travail à l'aide du robot-meuleur, mais il est d'autant plus intéressant d'optimiser le choix des paramètres pour minimiser le temps de réfection et ainsi les coûts de maintenance. Quelques routines ont été programmées afin d'avoir une idée du gain potentiel relié à l'optimisation des paramètres de meulage.

Le programme d'optimisation est divisé en trois modules :

- 1) La première partie identifie la vitesse de coupe pour un diamètre de meule D pour :
 - a) Maximiser le MRR;
 - b) Maximiser le G-Ratio.
- 2) Le second caractérise le comportement de la vie entière d'une meule, soit :
 - a) En maximisant le MRR, ou bien;
 - b) En maximisant le G-Ratio.
- 3) Le troisième permet de calculer le temps de réfection et ainsi comparer les deux scénarios pour l'usinage d'un volume important.

Tout d'abord, le premier module permet de trouver la combinaison de paramètre du procédé qui maximise le MRR ainsi que la combinaison de paramètre qui maximise le G-Ratio avec un diamètre de meule défini. Pour y arriver, le courant maximal à la meuleuse est utilisé. Ensuite, les limites de l'optimisation sont précisées. La limite inférieure de vitesse de rotation de la meuleuse est fixée à 1800 Rpm. Cette vitesse de rotation permet de définir la

borne inférieure de la vitesse de coupe. La borne supérieure $V_{c \text{ max}}$ est déterminée en consultant la banque d'essais expérimentaux. Cette borne prend la valeur de la vitesse de coupe maximale qui a été testée pour le diamètre de meule choisi. Le nombre d'itérations est fixé à 100 tests. Les modèles des moteurs et de puissance à vide sont utilisés pour déterminer la puissance utile de chaque itération de vitesse de coupe.

Lorsque le programme est appelé, il débute avec $V_{c \text{ min}}$. Basé sur la valeur du courant, du diamètre de la meule et de la vitesse de coupe, il évalue le MRR et G-Ratio associés à ces paramètres. Par la suite, la vitesse de coupe est incrémentée et le MRR et G-Ratio sont de nouveau identifiés. Lorsque la vitesse de coupe atteint la borne supérieure, la boucle de calcul se termine et le programme identifie les paramètres optimaux pour chacun des scénarios. La Figure 6.32 montre la démarche utilisée pour trouver ces paramètres :

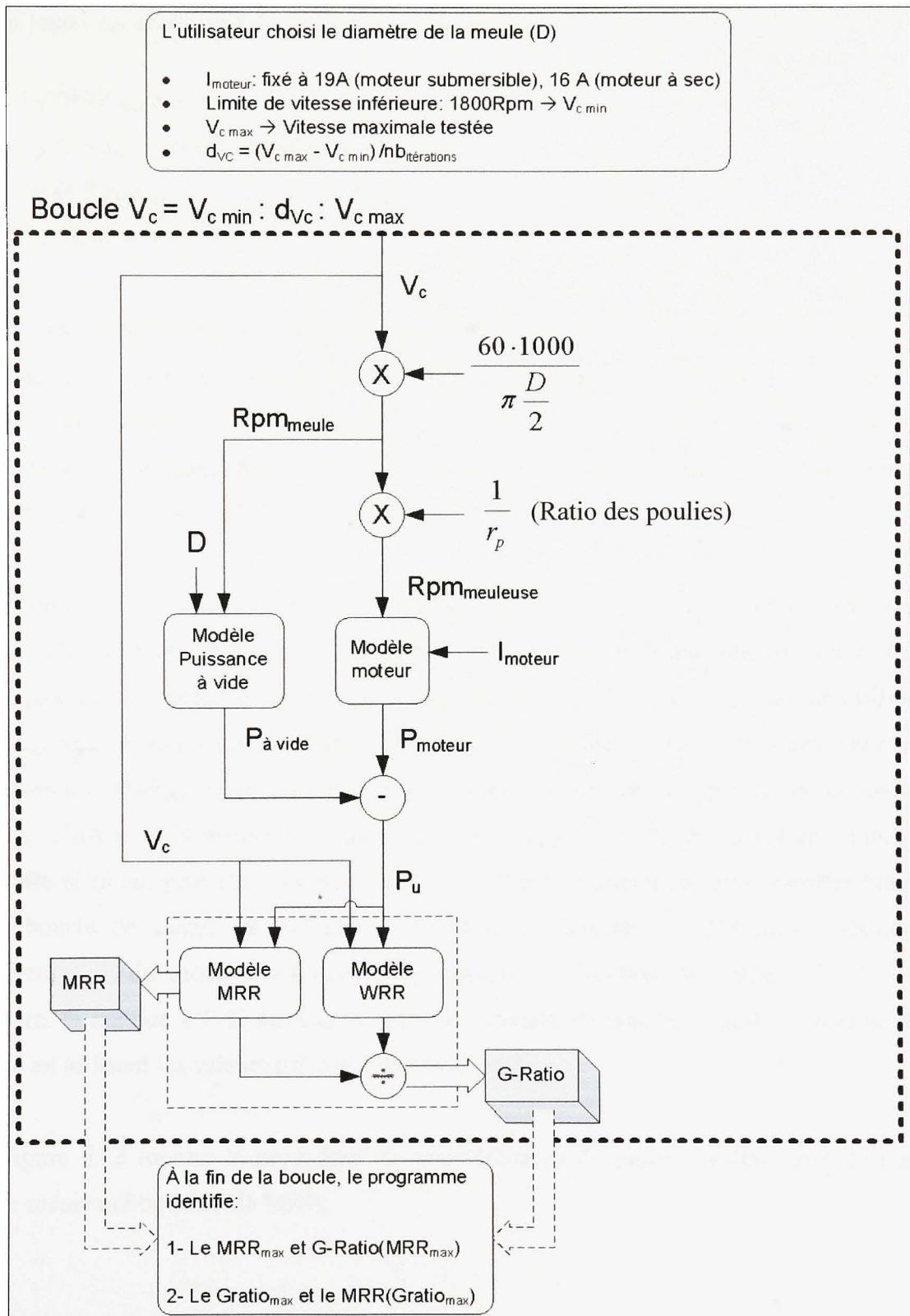


Figure 6.32 Routine d'optimisation pour un diamètre de meule défini.

Parmi toutes les combinaisons analysées, les paramètres suivants sont mémorisés :

1. Le MRR_{max} et la vitesse de coupe qui permet de l'obtenir;
2. Le G-Ratio associé au MRR_{max};
3. Le G-Ratio_{max} et la vitesse de coupe qui permet de l'obtenir;
4. Le MRR associé au G-Ratio_{max}.

Par la suite, cette routine peut aussi être employée pour trouver les paramètres optimaux pour la durée de vie complète d'une meule. Pour y arriver, le diamètre d'une meule neuve est donné à la routine de la Figure 6.32. Deux scénarios sont alors étudiés. Voici une description du scénario basée sur l'utilisation des paramètres qui mène, pour tous les diamètres de la meule, au MRR maximal :

Pour simuler l'usure de la meule, un temps de meulage $dt_{usinage}$ est déterminé à partir de la largeur d'un seuil et d'une vitesse d'avance de 50 mm/s. En utilisant cette période de temps, il est possible d'estimer le volume de matière qui serait enlevé par la meule en utilisant le MRR_{max} associé au diamètre initial de la meule. Ce volume est enregistré dans une matrice nommée « $V MRR_{max}$ ». De même, le G-Ratio associé au MRR_{max} permet de connaître le volume d'usure de la meule après cette période $dt_{usinage}$. À partir de ce volume d'usure, le diamètre résultant peut être calculé. Tant que la meule n'atteint pas son diamètre minimal, cette boucle de calcul est exécutée. Au final, la matrice « $V MRR_{max}$ » contient la caractérisation du mode d'enlèvement de matière en fonction du temps. De la même manière, la matrice « $V G-Ratio_{max}$ » peut être obtenue en simulant l'usure complète d'une meule en utilisant les valeurs qui maximise le G-Ratio.

La Figure 6.33 montre la procédure de caractérisation du mode d'enlèvement de matière d'une meule qui optimise le MRR:

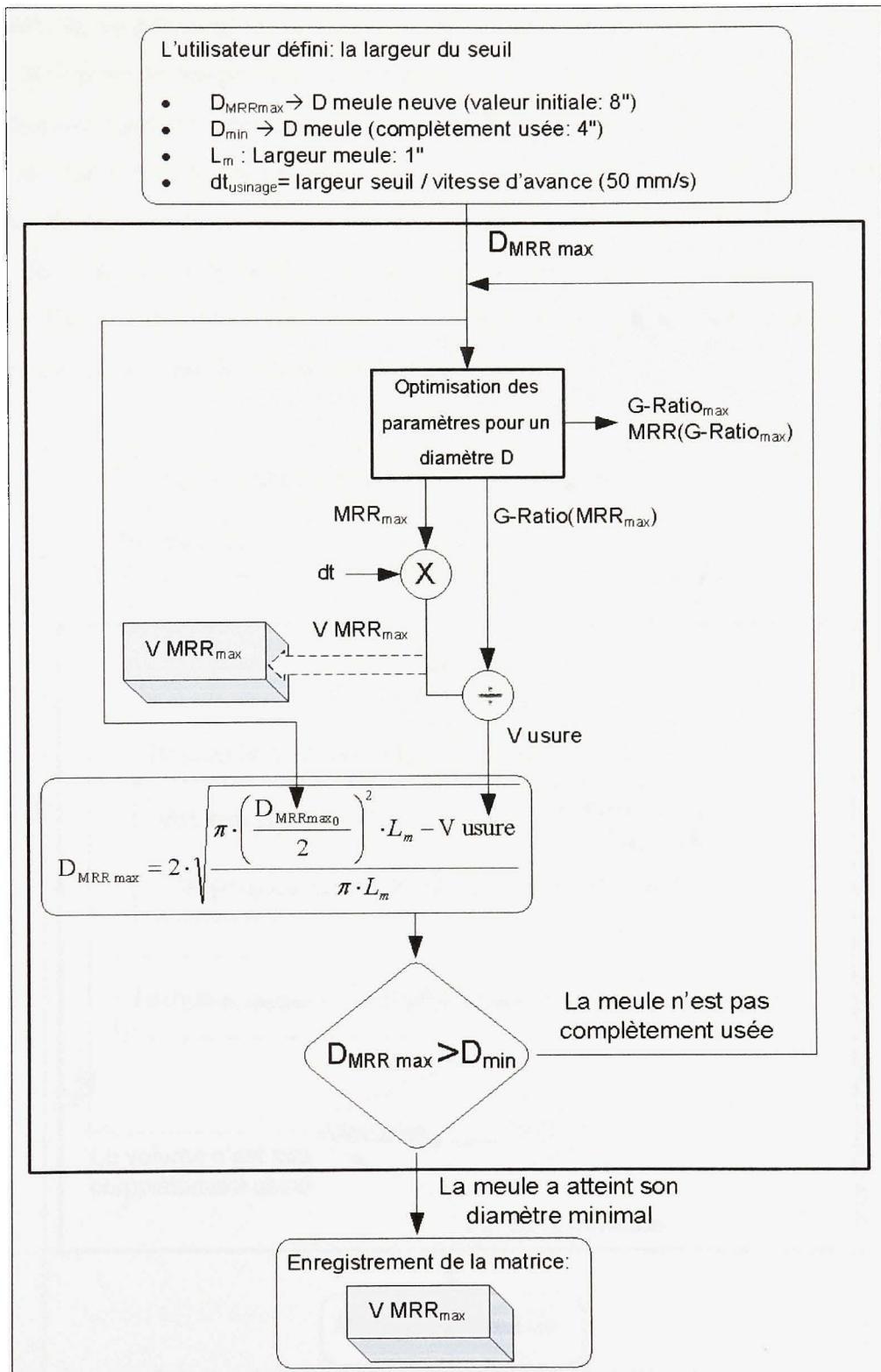


Figure 6.33 Caractérisation du mode d'enlèvement de matière en maximisant le MRR pour l'usure d'une meule complète.

Finalement, la caractérisation du mode d'enlèvement de matière peut être utilisée dans l'optique d'évaluer le temps total de meulage alloué à la réfection d'un seuil. Le volume total de matière à enlever ainsi que le temps requis au changement d'une meule doit d'abord être estimé. Ce temps de changement de meule est assez long et pourrait être approximé à une durée de trois heures, car la structure modulaire doit être sortie de l'eau, la meule changée, la structure redescendue et repositionnée avec précision afin de poursuivre la réfection. Par la suite, les matrices de caractérisation des meules « $V MRR_{max}$ » ou « $V G-Ratio_{max}$ » sont employées dans la routine suivante :

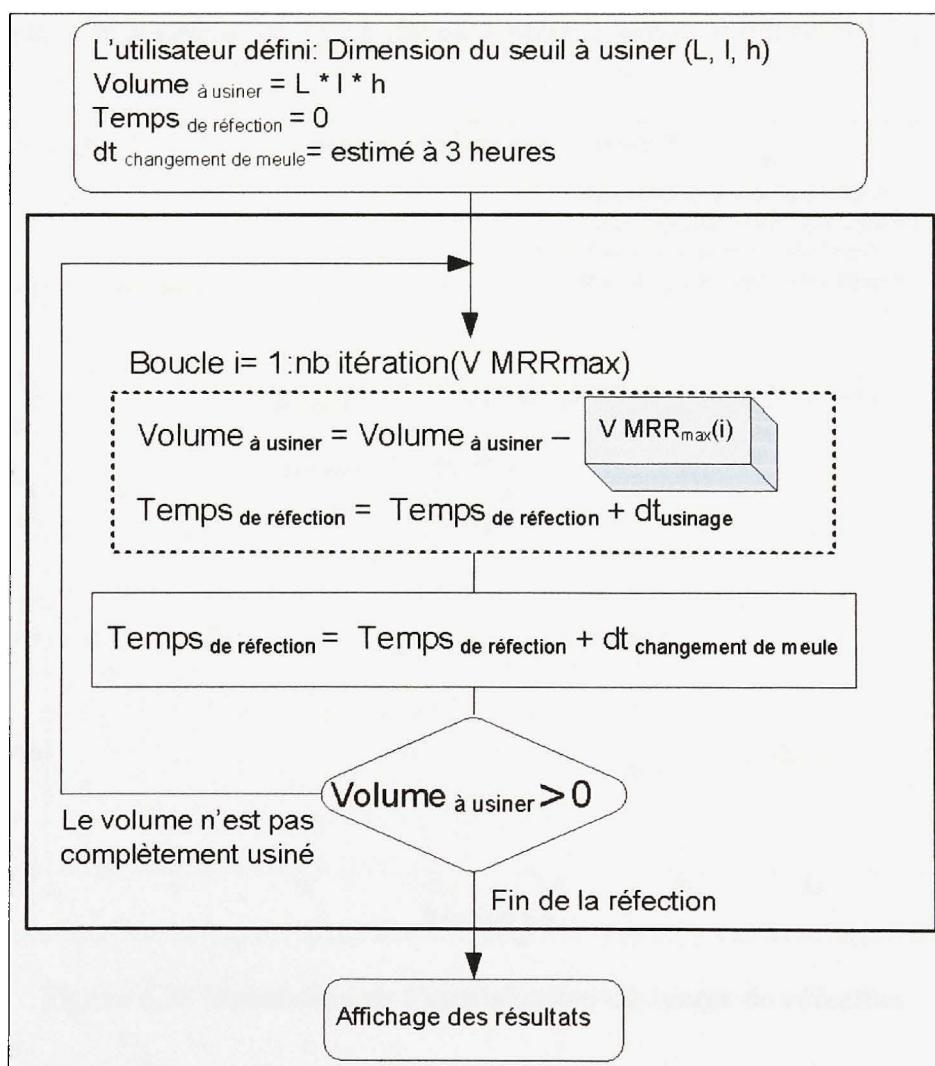


Figure 6.34 Calcul du temps de réfection d'un seuil en optimisant le MRR ou le G-Ratio.

Grâce aux modèles de taux d'enlèvement de matière et d'usure de la meule, il est possible d'avoir une approximation du temps machine de la réfection. Le code présenté à la Figure 6.34 a été testé selon deux scénarios afin d'entrevoir quelle méthode permet d'usiner le volume le plus rapidement possible. Le premier scénario utilise les paramètres qui permettent d'avoir le MRR maximal durant toute la durée de vie de la meule. Cette approche assure un taux d'enlèvement de matière élevé, mais l'usure de la meule est très rapide. La seconde méthode favorise les paramètres qui permettent d'avoir le G-Ratio maximal pour tous les diamètres de la meule. À priori, cette méthode est plus lente, mais un nombre inférieur de changements de meule est nécessaire. Un volume fictif de 5 m par 0,3 m de largeur et 2mm d'épaisseur a été utilisé afin de simuler le temps de réfection.

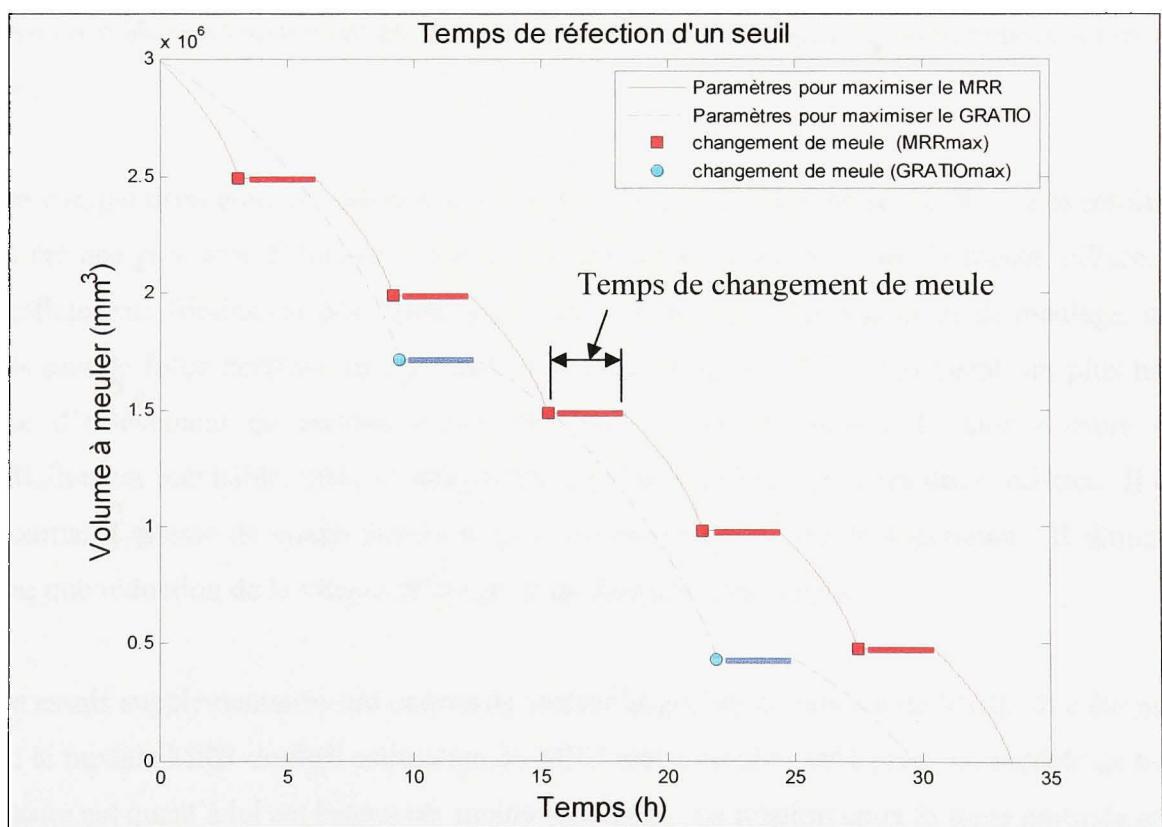


Figure 6.35 Simulation de l'optimisation du temps de réfection

Les deux méthodes énoncées ont été testées et la simulation utilisant les paramètres optimisant le G-Ratio permet un gain considérable au niveau du temps de réfection. En fait, il est possible d'utiliser 3 meules de moins en utilisant cette méthode. Le changement d'une meule implique qu'il faut sortir la structure et le robot-meuleur de l'eau, changer la meule et ensuite le repositionner précisément au même endroit. Si l'on estime ce temps de changement à 3 heures, un gain de 4 heures aurait été réalisé avec les paramètres priorisant le G-Ratio.

En résumé, ce chapitre a dévoilé les résultats obtenus sur le banc d'essai du robot-meuleur. Tout d'abord les résultats sous l'eau ont été présentés. Par la suite, les coefficients de corrélations des équations permettant de modéliser le MRR, le taux d'usure de la meule et la force normale de meulage ont été discutés. La même démarche a été réalisée pour les essais à sec.

Une comparaison entre les milieux à sec et sous l'eau a ensuite été accomplie. Les résultats ont été analysés afin d'illustrer l'effet du milieu sur le procédé. Avec la meule utilisée, le coefficient de friction est plus faible sous l'eau. Pour une même puissance de meulage, une plus grande force normale est appliquée à la pièce meulée. Par conséquent, un plus haut taux d'enlèvement de matière a été observé. Le comportement du taux d'usure est difficilement prévisible, mais le comportement est assez similaire pour les deux milieux. Il est maximal à vitesse de coupe élevée et avec les diamètres de meule supérieure. Il diminue avec une réduction de la vitesse de coupe et du diamètre des meules.

Des essais supplémentaires ont permis de valider la qualité du modèle de MRR. Il a été noté que le modèle MRR donnait estimation du MRR réel à environ 10% près. Le modèle de taux d'usure est quant à lui est beaucoup moins concluant. La relation entre la force normale et la puissance utile peut être prédite avec environ 6% d'erreur.

Finalement, des routines d'optimisation ont été implantées au logiciel proposé. Ce module permet de déterminer les paramètres optimaux pour un diamètre donné de la meule. Ensuite,

il est possible de caractériser le mode d'enlèvement de matière pour la durée de vie complète de la meule. À partir de ces caractérisations, le temps de réfection peut être estimé et éventuellement optimisé. À l'aide d'un exemple, une simulation a démontré que des gains importants peuvent être obtenus grâce à ce module basé sur les modèles de MRR et de taux d'usure.

CONCLUSION

Ce mémoire de maîtrise a permis d'approfondir un domaine du procédé de meulage. Les techniques de modélisation ont été étudiées afin de proposer les modèles à utiliser pour permettre une opération de meulage en milieu sous-marin. La technique sélectionnée sera employée pour la mise en œuvre d'une opération de réfection du seuil des vannes des barrages d'Hydro-Québec.

Tout d'abord, les notions de base du procédé ont été présentées. Une revue de la littérature a permis de synthétiser les approches ainsi que les modèles de meulage les plus fréquemment utilisés dans les milieux scientifiques et industriels. Il a été conclu qu'un modèle de taux d'enlèvement de matière serait réalisé.

Puisque l'usinage des surfaces s'effectue en profondeur, il est préférable d'utiliser des meules de grands diamètres qui offrent une durée de vie prolongée, car un changement de meule est une procédure longue qui ralentit les travaux. De plus, le contrôle devra s'effectuer en puissance plutôt qu'en force, car les capteurs testés ne répondent pas aux exigences de fiabilité. Aucun modèle de MRR existant dans la littérature ne satisfait à ces conditions. Par conséquent, plusieurs équations ont été remaniées pour modéliser le MRR en tenant compte de ces contraintes. Afin d'identifier la puissance utile de meulage, les équations des moteurs utilisés pour faire tourner la meule ont été développées grâce à des essais sur un banc dynamométrique. Un injecteur d'air a été intégré pour encapsuler la meule et réduire les pertes de traînées. Grâce à cet appareil, des gains de puissance de plus de 200% sont rendus possibles.

Par la suite, le prototype du robot-meuleur et les composantes ont été décrits. Un banc d'essai ainsi que deux instruments de mesure ont été conçus pour permettre la tenue d'expérimentations et d'acquisition de données sous l'eau. Deux méthodes permettant l'évaluation du volume enlevé par la meule ont été développées, testées et validées. Cet

instrument permet de mesurer le volume enlevé à 3% d'erreur près. De plus, le temps de mesure est divisé par dix en comparaison avec une technique de pesage traditionnelle, car il n'est pas nécessaire de vider le bassin à chaque mesure. Ensuite, un plan d'expérience a été élaboré et les essais réalisés. À des fins d'intérêt scientifique, des essais ont été effectués à sec et sous l'eau.

Le modèle de MRR basé sur une forme linéaire, dépendant de la vitesse de coupe ainsi que de la puissance utile de meulage, permet la prédiction du taux d'enlèvement avec une erreur maximale de 10%. Le taux d'usure est quant à lui plus difficile à modéliser et il sera nécessaire d'améliorer la mesure du diamètre des meules afin de faciliter la prédiction de leurs évolutions. Il a aussi été observé qu'il était possible d'estimer la force normale en fonction de la puissance utile calculée. Sous l'eau, le coefficient de corrélation de cette relation était de 0,90. Pour tous les modèles de MRR et de taux d'usure testée, il s'avère que la variable de force normale est préférable à la puissance utile. La force normale permet, dans tous les cas, d'atteindre des coefficients de corrélation légèrement supérieurs. La réintégration d'un capteur de force submersible est donc une option à considérer si la précision doit être augmentée.

Une comparaison entre les milieux à sec et sous l'eau a ensuite été réalisée. Les résultats ont été analysés afin d'illustrer l'effet du milieu sur le procédé. Avec la meule utilisée, une plus grande force normale est appliquée à la pièce meulée, car le coefficient de friction est plus faible sous l'eau et le moteur possède plus de couple. Un taux d'enlèvement de matière maximal a donc été obtenu sous l'eau. À force égale, le MRR est environ équivalent.

Un logiciel équipé d'une interface graphique a été programmé afin de faciliter les étapes de modélisation, visualisation et prédiction des résultats. Des routines d'optimisation se basant sur les modèles de MRR et de taux d'usure de la meule permettent d'estimer le temps machine total d'une réfection. Une simulation a permis de montrer qu'il est préférable d'optimiser la durée de vie des meules, afin de réduire le temps alloué aux remplacements de

ces dernières. L'ajout d'un système de changement de meule à même le robot permettrait de réduire énormément les temps d'arrêt des turbines lors de travaux de réfection.

Le programme développé a permis de faire un pas significatif vers l'amélioration de la compréhension du procédé de meulage sous-marin. L'équation polynomiale de degré 1 pour la modélisation du MRR est une formule simple qui peut être appliquée rapidement pour plusieurs itérations de meule. Grâce au développement du banc d'essai et des instruments de mesure, le temps alloué aux expérimentations et à la recherche est dorénavant grandement réduit et la répétabilité du processus de modélisation assurée.

RECOMMANDATIONS

La réfection sous-marine des structures métalliques des vannes des barrages hydro-électriques est un projet d'envergure. Ce mémoire est l'aboutissement de deux années de recherche. Les modèles et le logiciel suggérés ne représentent pas une finalité, mais plutôt une base solide qui pourra être améliorée progressivement. Voici quelques recommandations proposées afin de parfaire les performances ainsi que la modélisation du procédé :

Pour améliorer la précision du robot-meuleur, il est recommandé de :

- Améliorer le contrôle de la vitesse de rotation de la meuleuse (intégration d'un encodeur de précision).
- Peaufiner le contrôle de l'axe vertical pour accélérer sa réponse aux perturbations et minimiser le dépassement de consigne afin de rendre les profondeurs de passe encore plus constante.
- Améliorer l'injecteur d'air afin de régulariser les gains de puissance.
- Considérer l'option de réintégrer un capteur de force, car il a été démontré que cette mesure permet d'obtenir de meilleurs coefficients de corrélation, tant au niveau de la modélisation du MRR que du taux d'usure des meules.

Pour augmenter les taux d'enlèvement de matière :

- Tester des compositions de meules différentes (grains et liant plus résistant).
- Améliorer les performances de l'injecteur d'air en augmentant les arrivées d'air et en rendant son profil interne plus aérodynamique.

Pour améliorer la prédiction du taux d'usure des meules :

- Modifier la méthode de mesure du diamètre de la meule.

- Développer un instrument permettant de mesurer le profil de la meule pour visualiser la forme de l'usure et prévenir toute dégénérescence accélérée.
- Concevoir un outil permettant de mesurer le diamètre et le profil en temps réel sous l'eau.

Pour réaliser le meulage d'un seuil :

- Trouver une composition de meule qui s'use plus uniformément.
- Mettre en place un système de dressage.
- Réaliser un programme de planification des trajectoires.

Pour optimiser le temps de réfection :

- Raffiner l'algorithme d'optimisation. Un algorithme permet déjà de prévoir le temps alloué à la réfection d'un seuil. Seuls deux scénarios ont été testés, soit optimiser le MRR ou le G-Ratio durant la vie complète d'une meule. Un algorithme d'optimisation du temps de réfection permettrait d'identifier l'approche idéale pour minimiser encore plus les temps de réparation.
- Développer un système de changement de meule automatique.

ANNEXE I

BANC DE TEST DYNAMOMÉTRIQUE

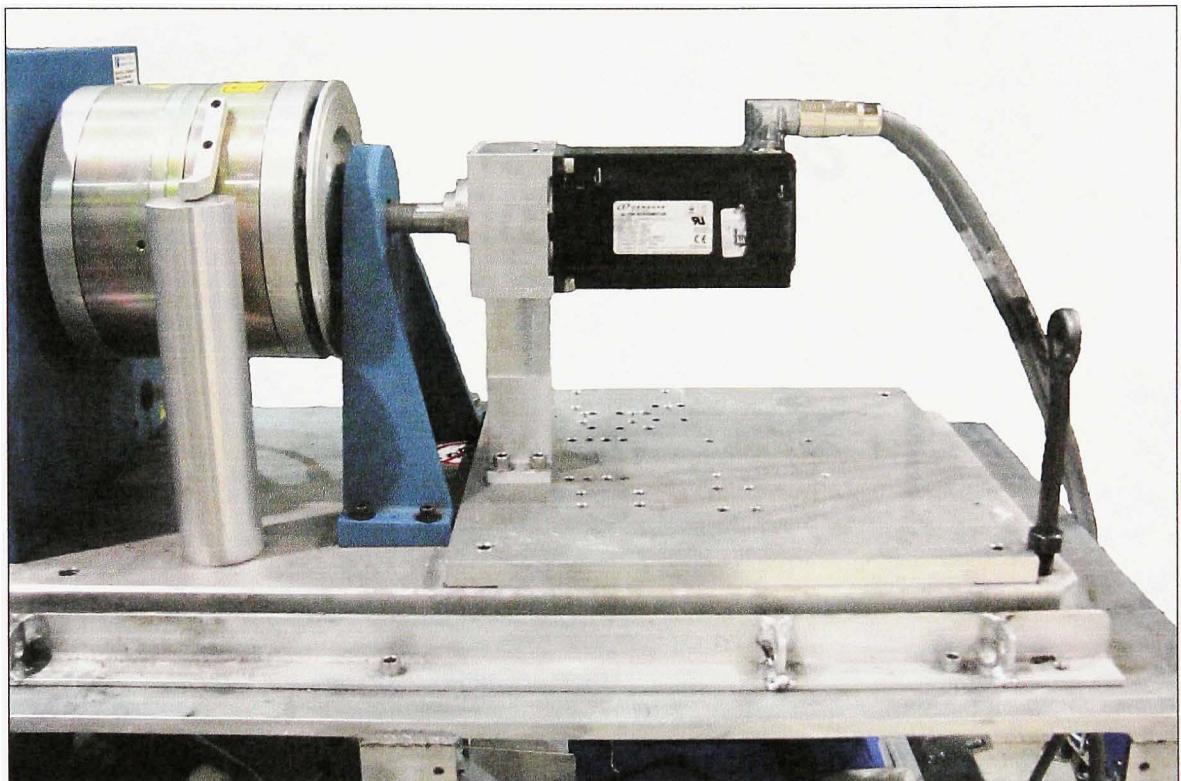


Figure-A I-1 Banc d'essai dynamométrique - moteur Kollmorgen.

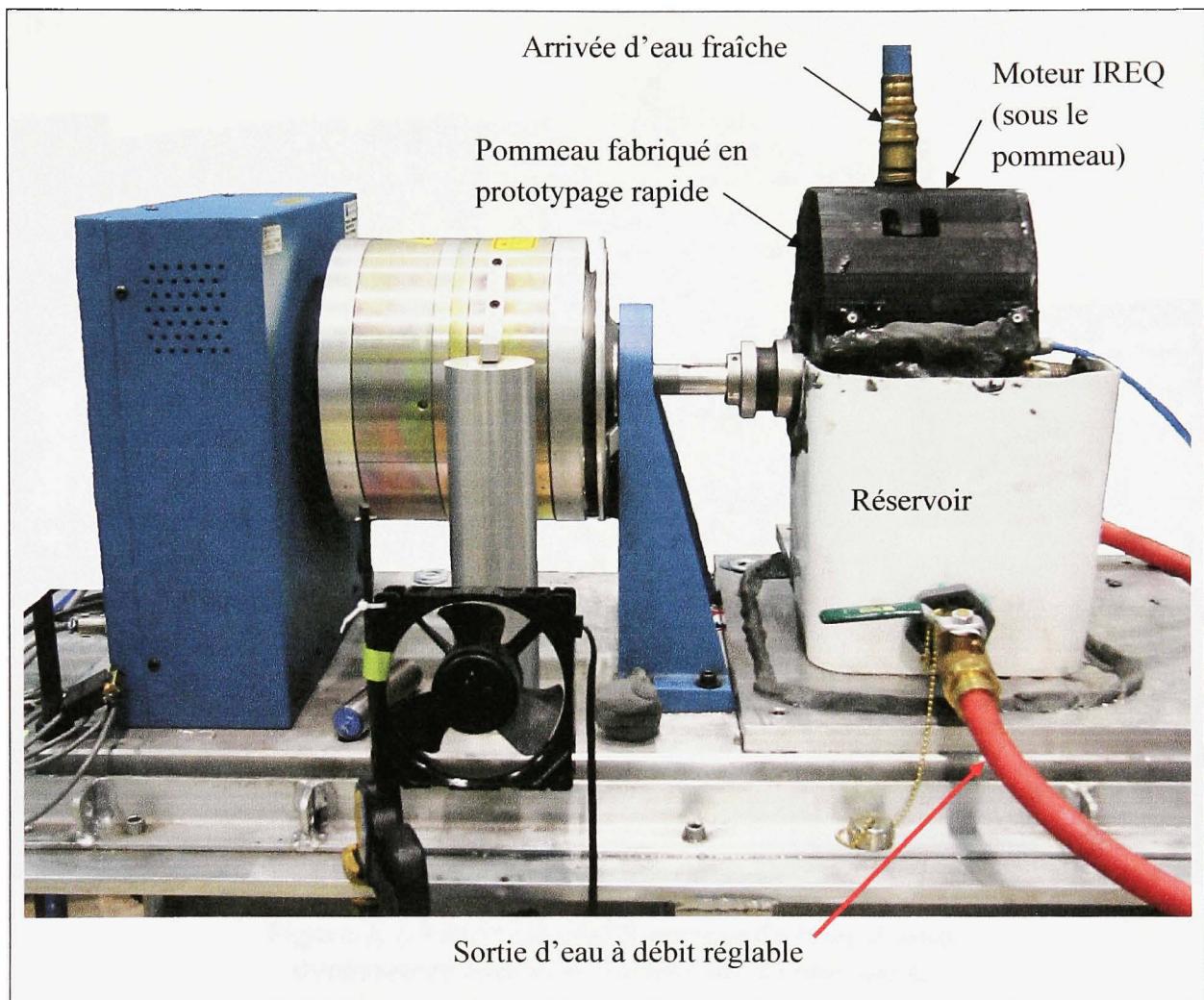


Figure-A I-2 Banc d'essai dynamométrique - moteur IREQ submersible.

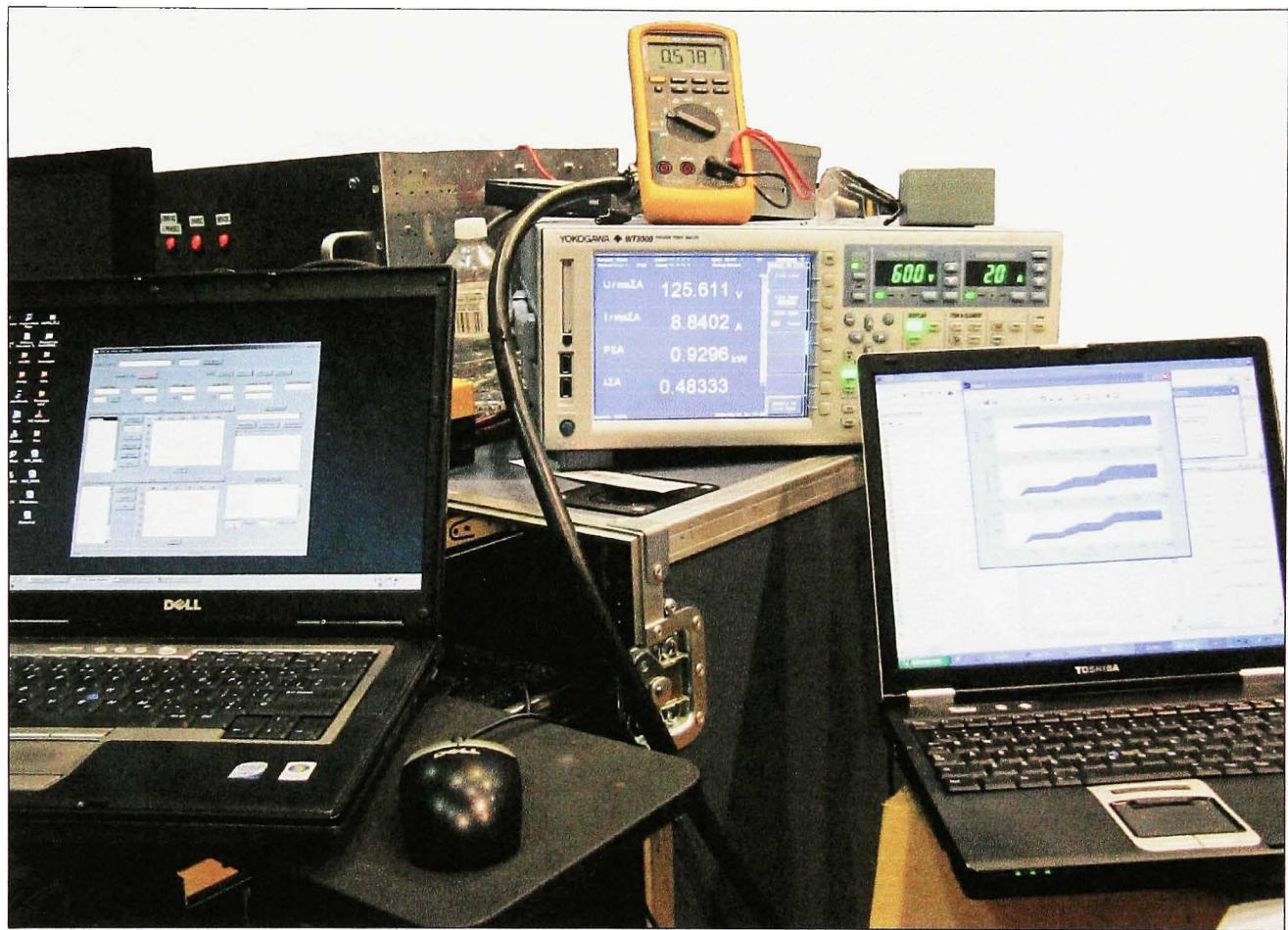


Figure-A I-3 Instruments de mesure du banc d'essai dynamométrique et de l'analyseur de puissance.

ANNEXE II

PERFORMANCE DU MOTEUR KOLLMORGEN

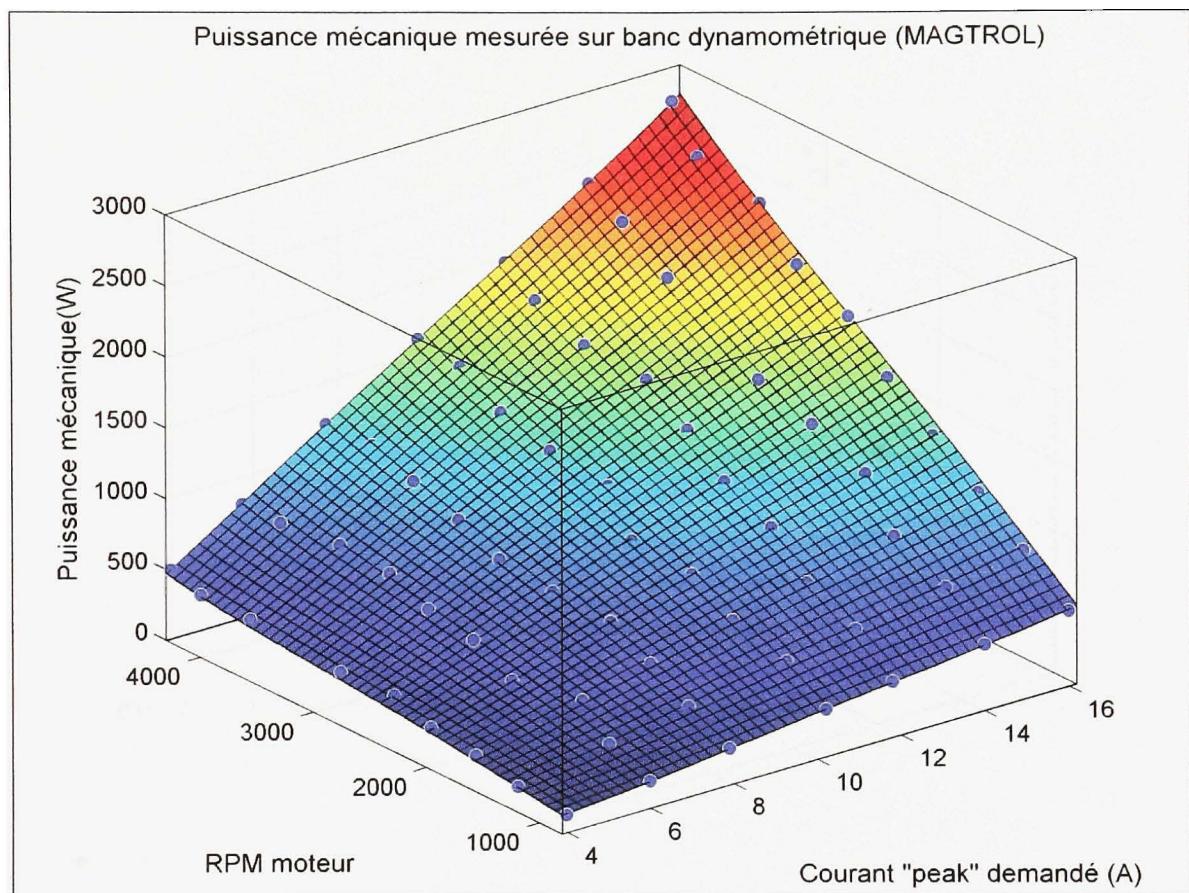


Figure-A II-1 Puissance mécanique mesurée - Moteur Kollmorgen.

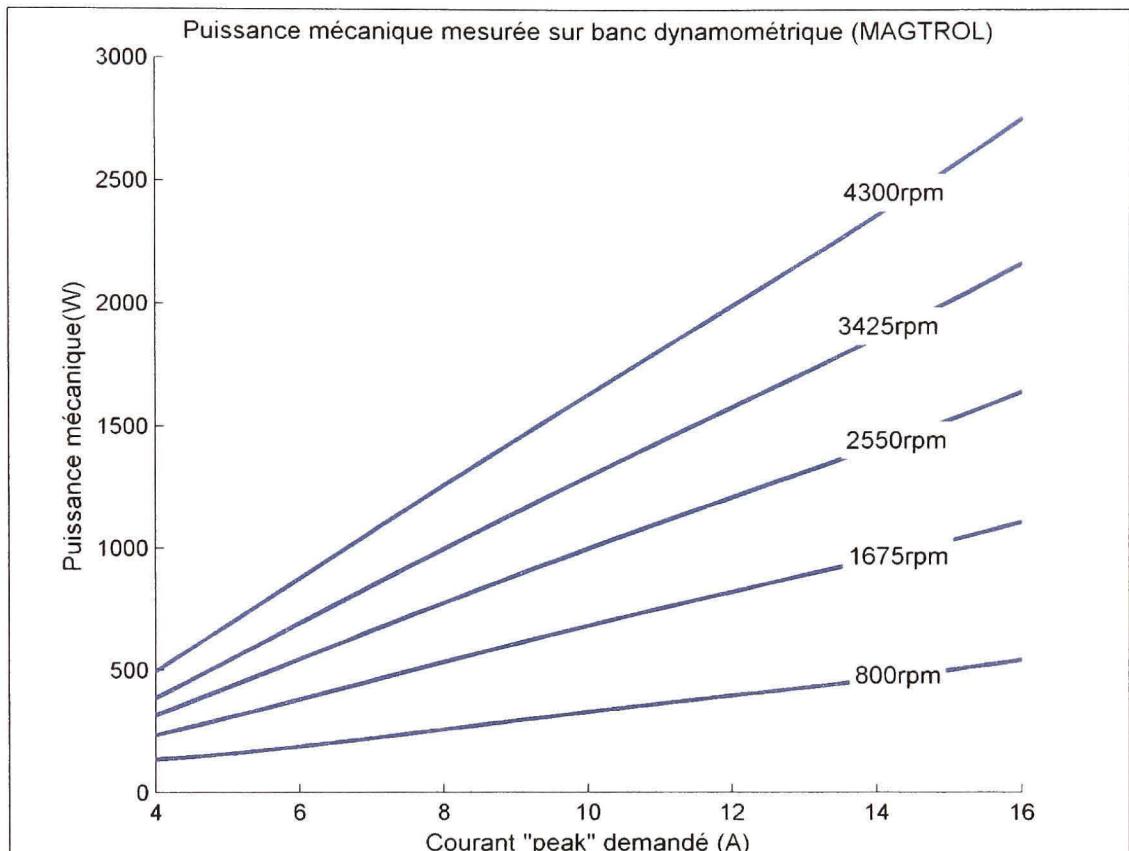


Figure-A II-2 Courbes de puissance mécanique - Moteur Kollmorgen.

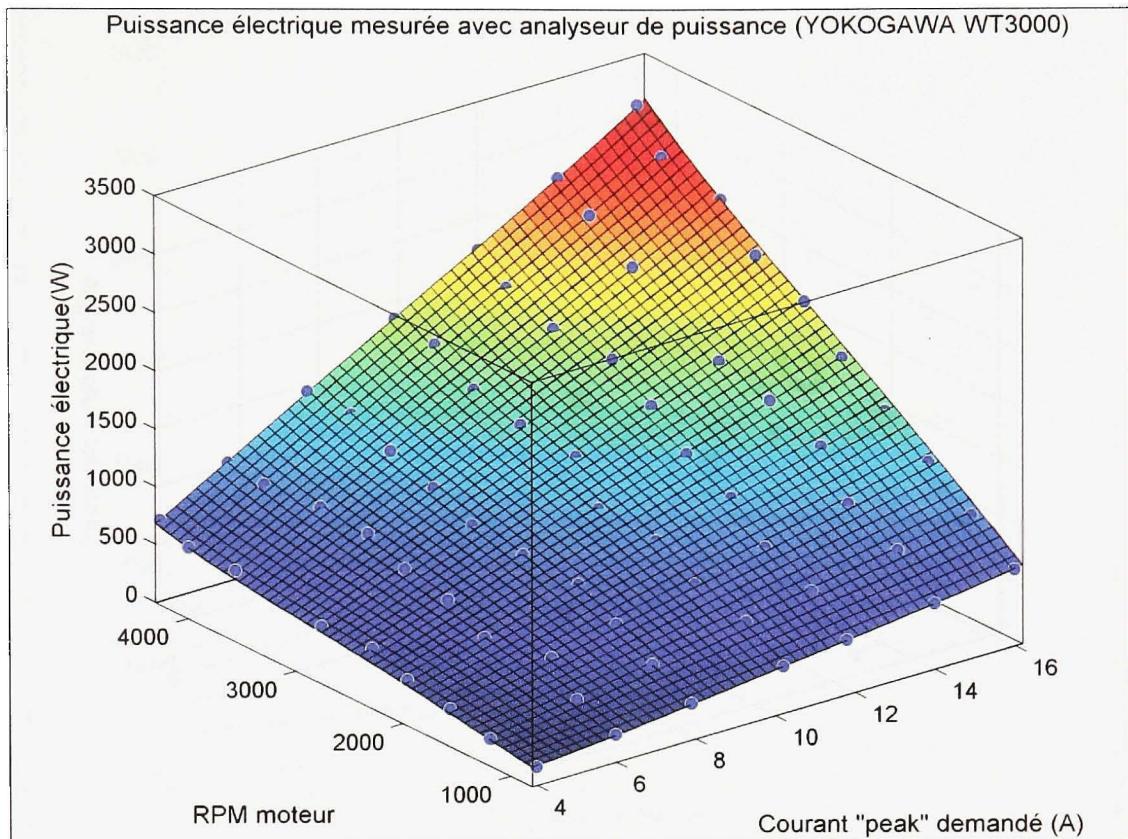


Figure-A II-3 Puissance électrique mesurée - Moteur Kollmorgen.

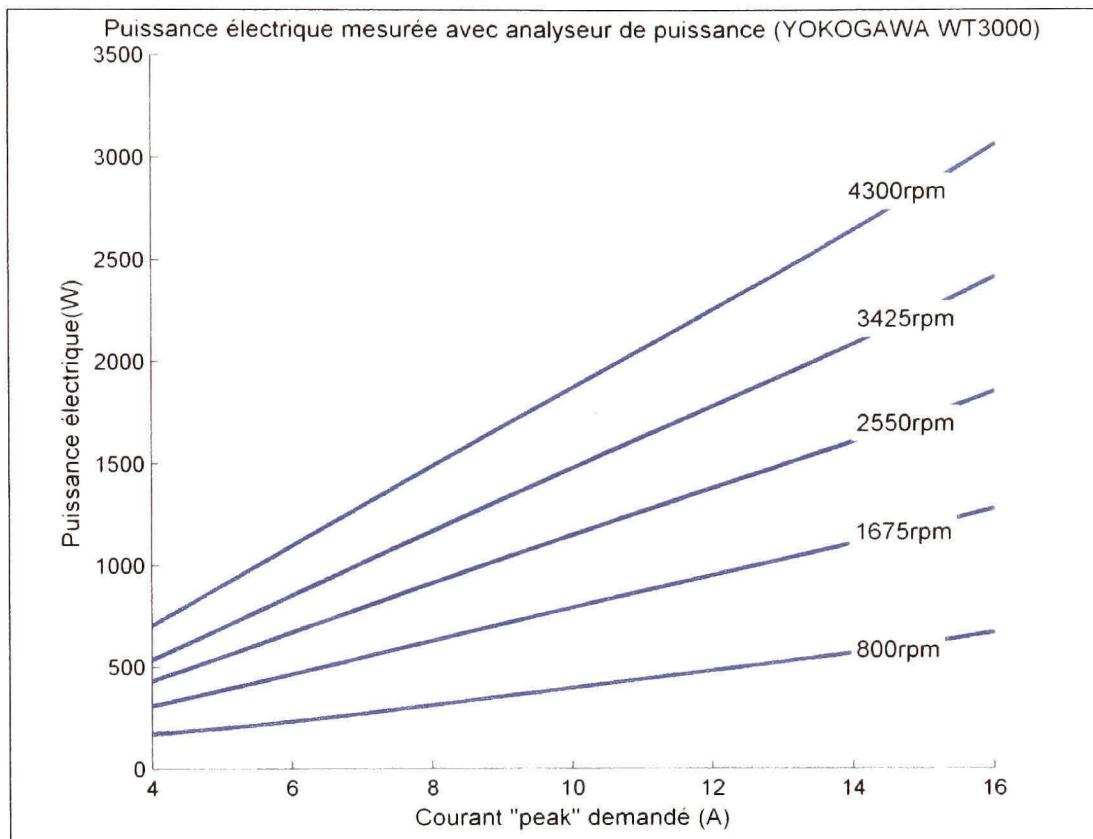


Figure-A II-4 Courbes de puissance électrique - Moteur Kollmogen.

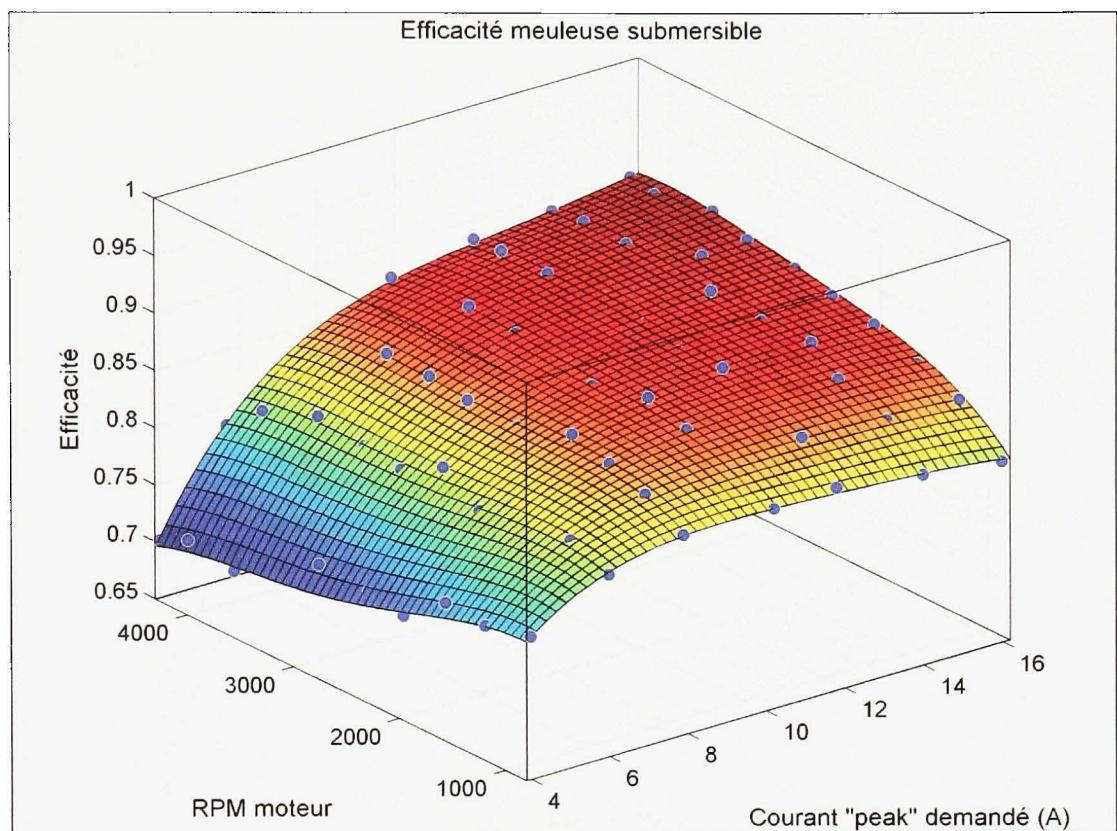


Figure-A II-5 Efficacité - Moteur Kollmorgen.

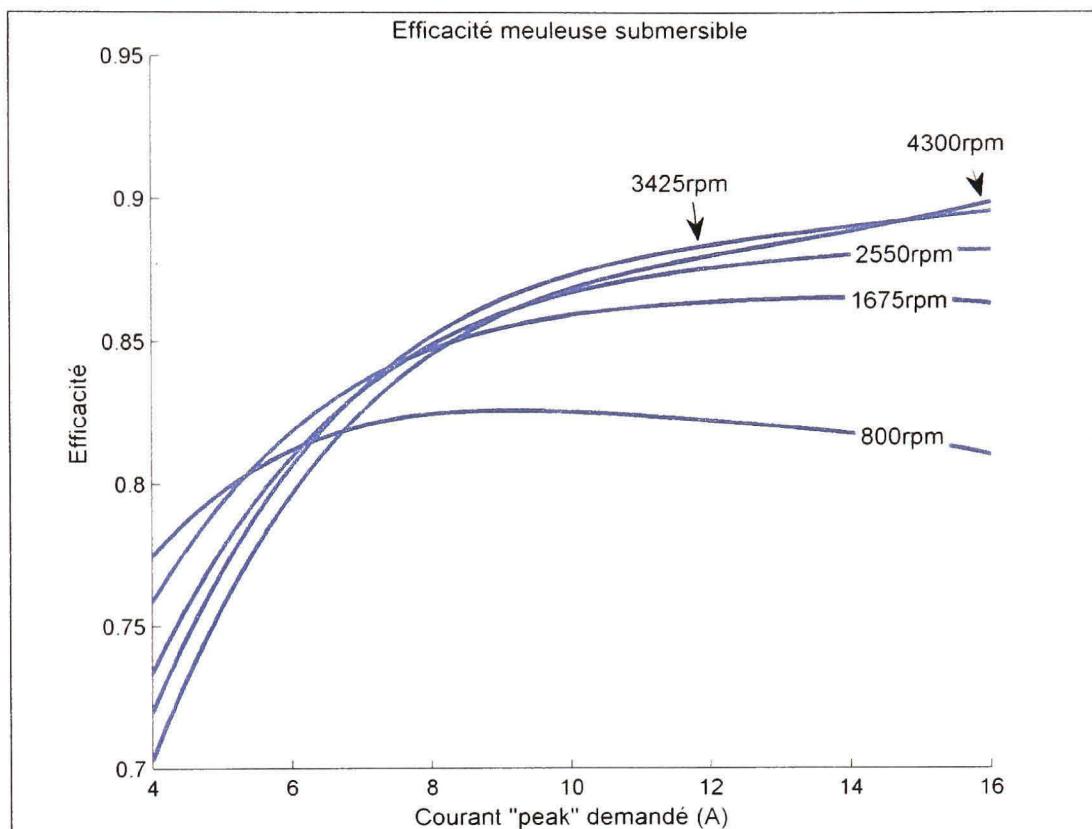


Figure-A II-6 Courbes d'efficacité - Moteur Kollmorgen.

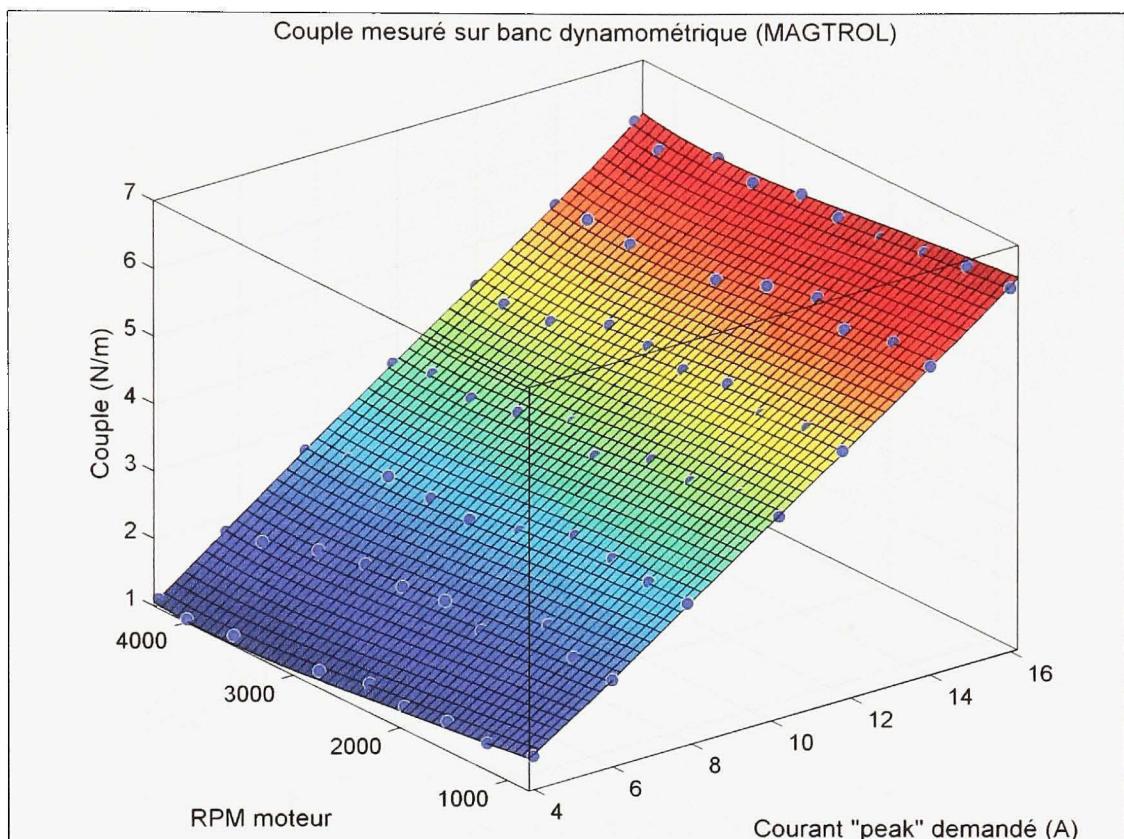


Figure-A II-7 Couple mécanique mesuré - Moteur Kollmorgen.

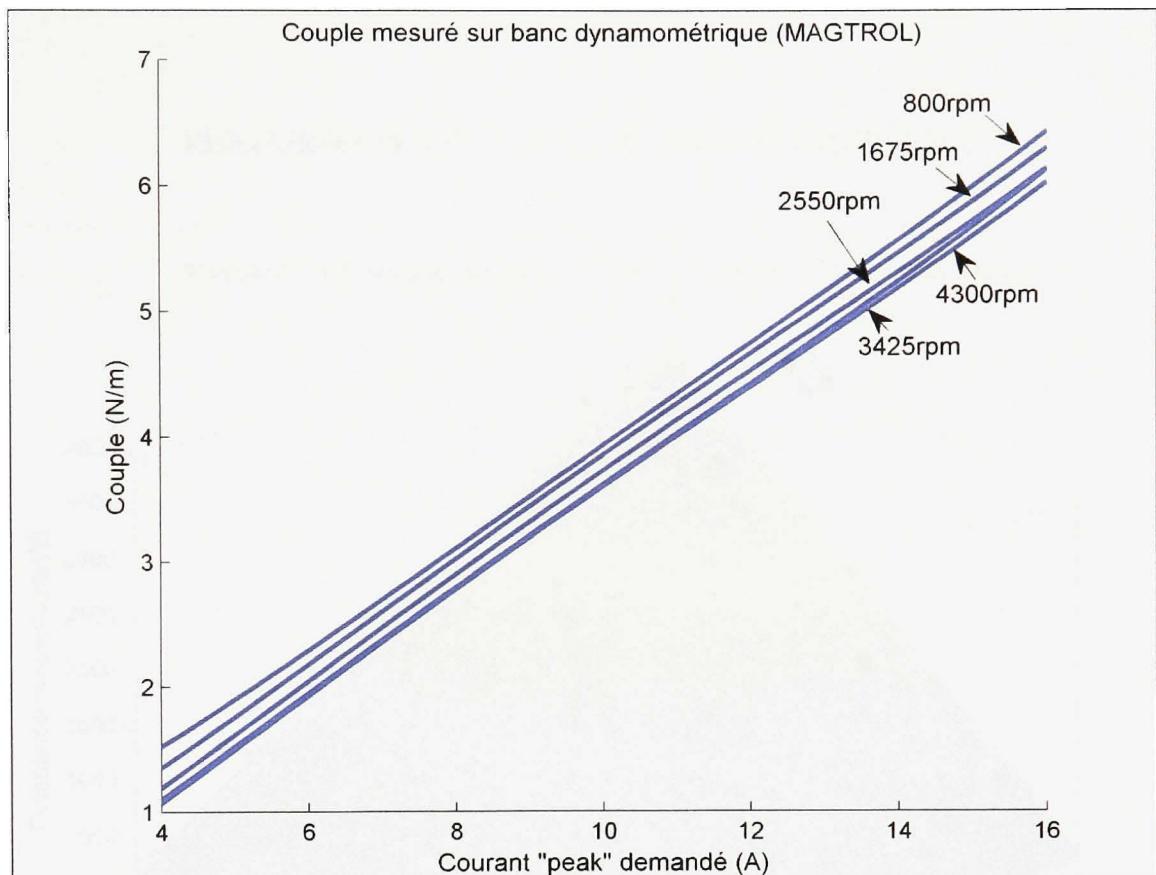


Figure-A II-8 Courbes du couple mécanique - Moteur Kollmogen.

ANNEXE III

PERFORMANCE DU MOTEUR IREQ SUBMERSIBLE

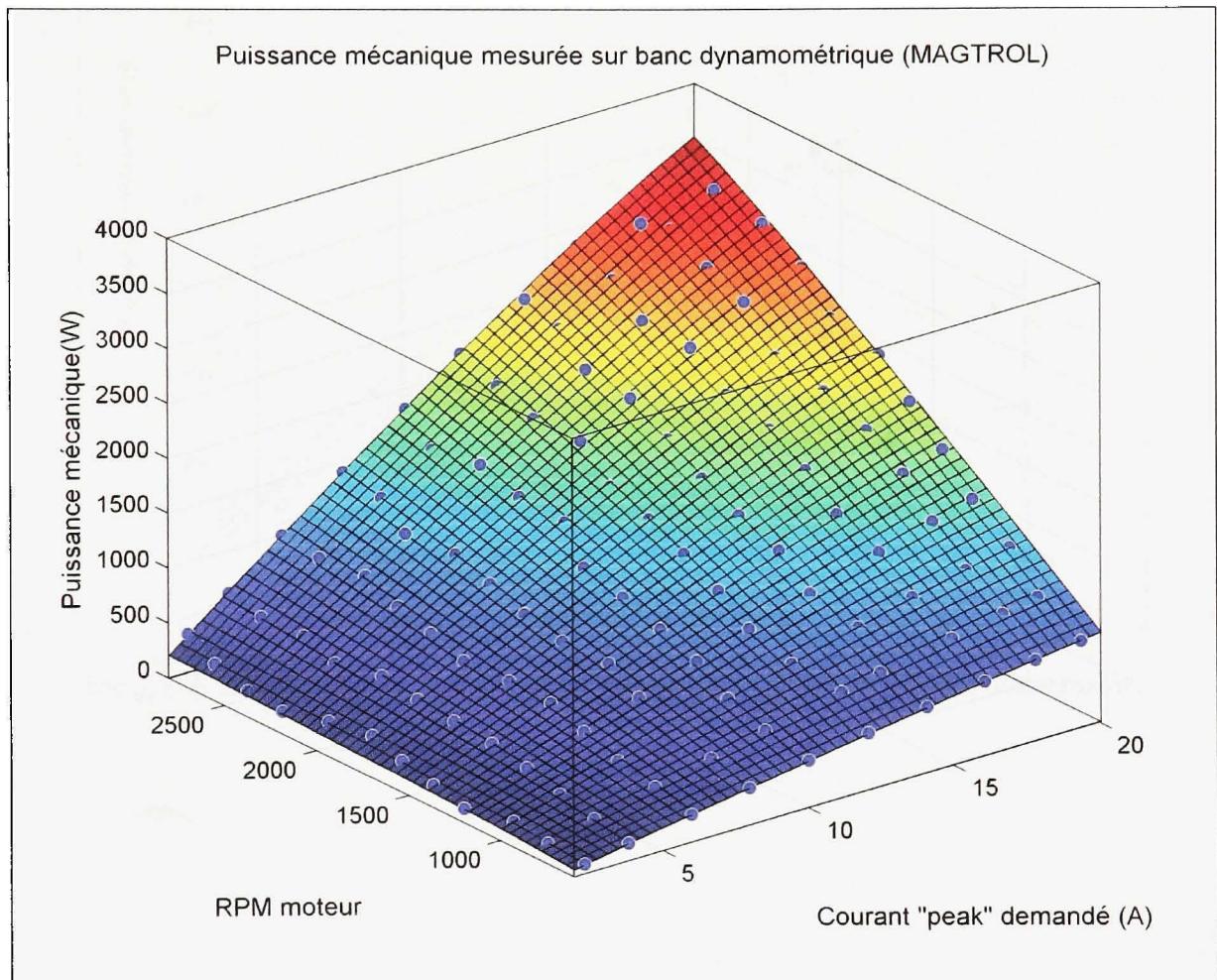


Figure-A III-1 Puissance mécanique mesurée - Moteur IREQ submersible.

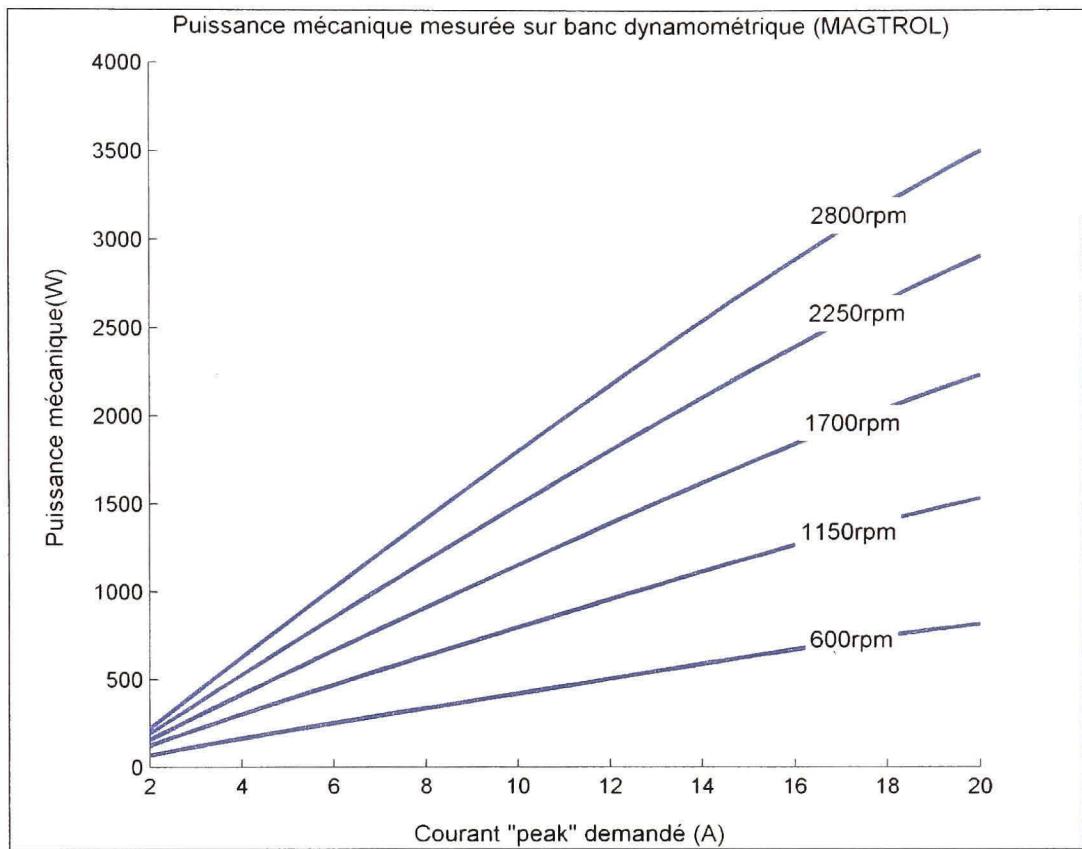


Figure-A III-2 Courbes de puissance mécanique - Moteur IREQ submersible.

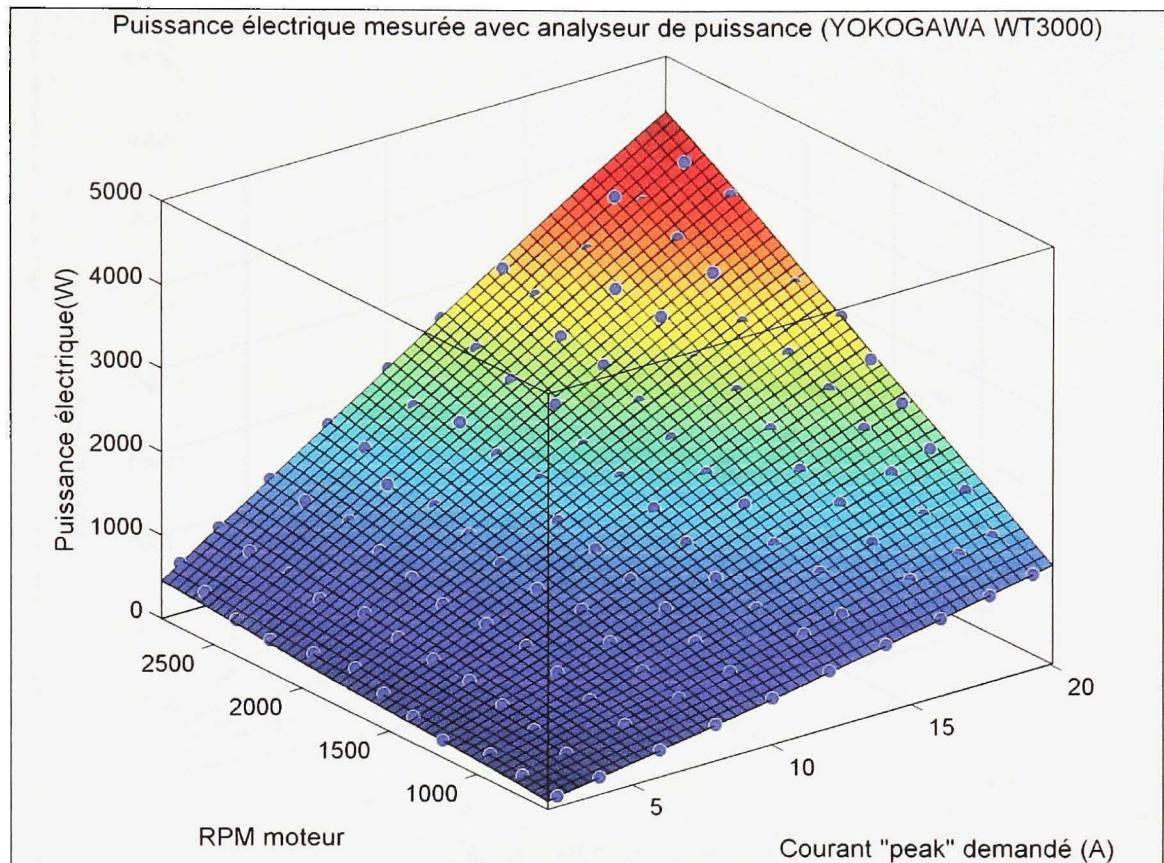


Figure-A III-3 Puissance électrique mesurée- Moteur IREQ submersible.

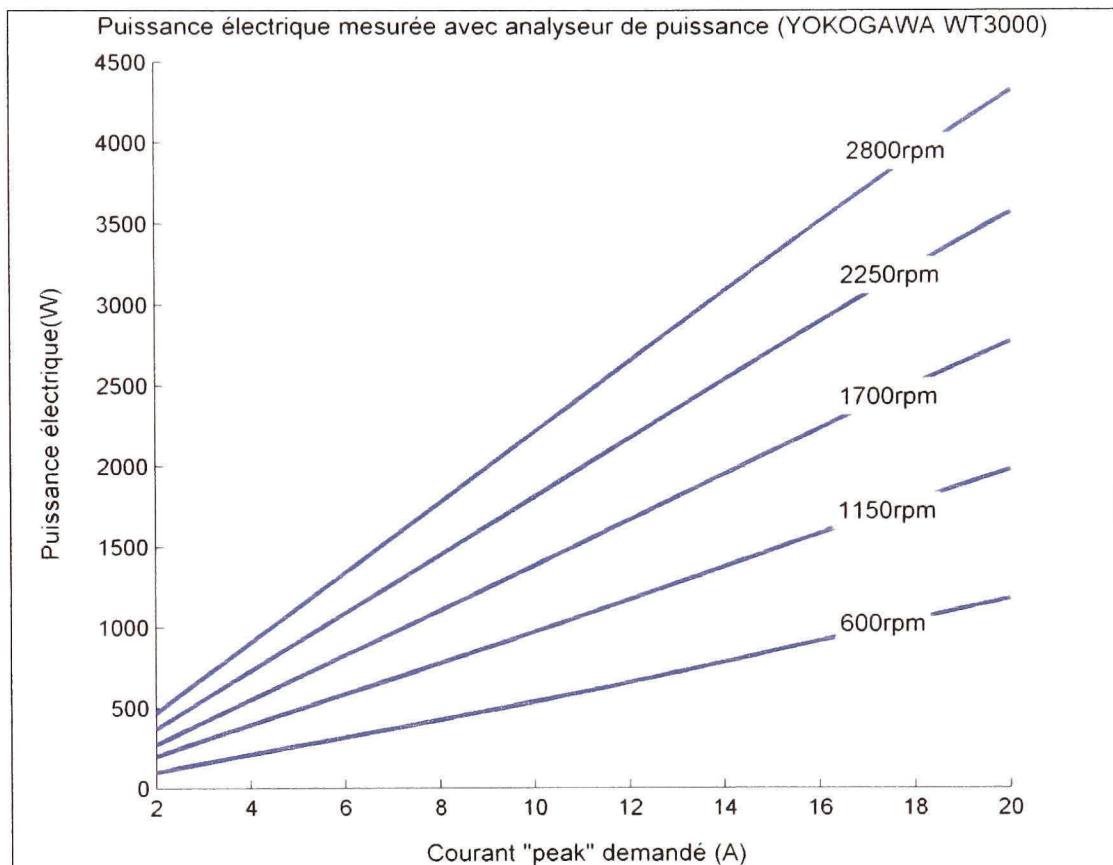


Figure-A III-4 Courbes de puissance électrique - Moteur IREQ submersible.

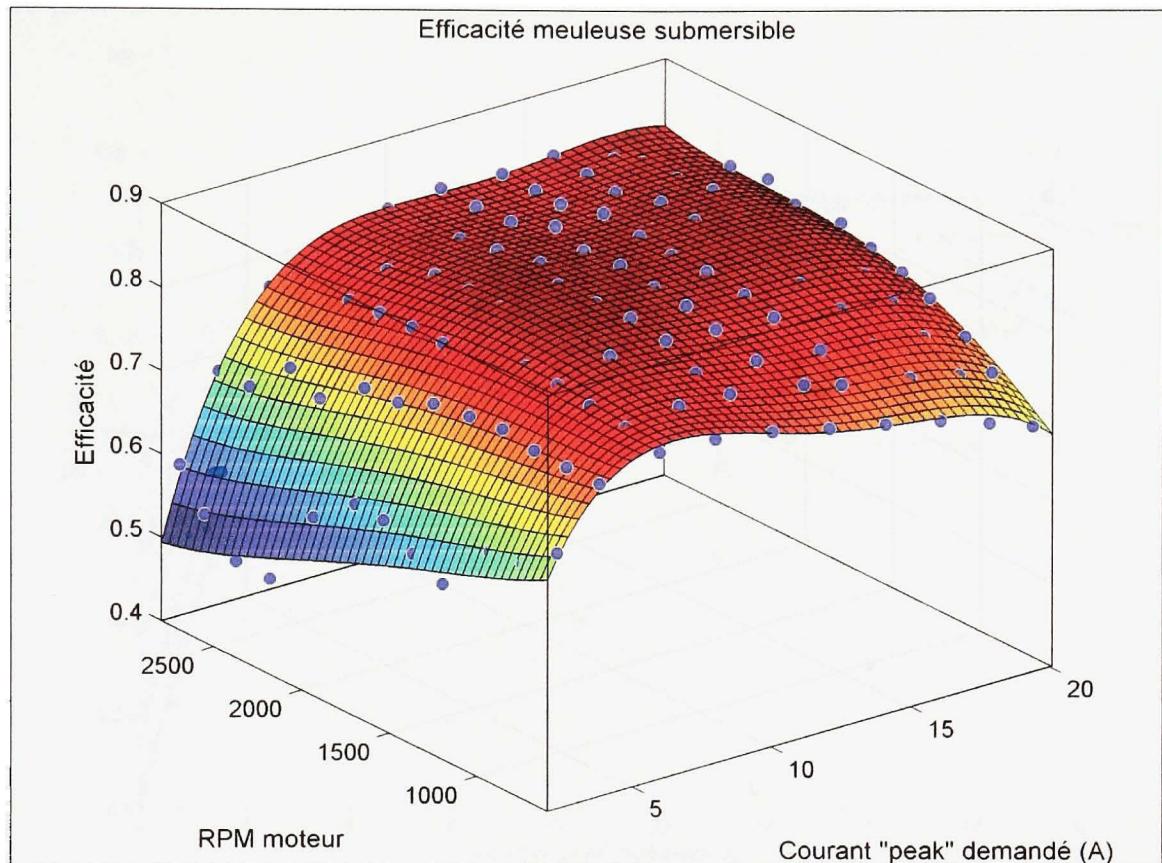


Figure-A III-5 Efficacité - Moteur IREQ submersible.

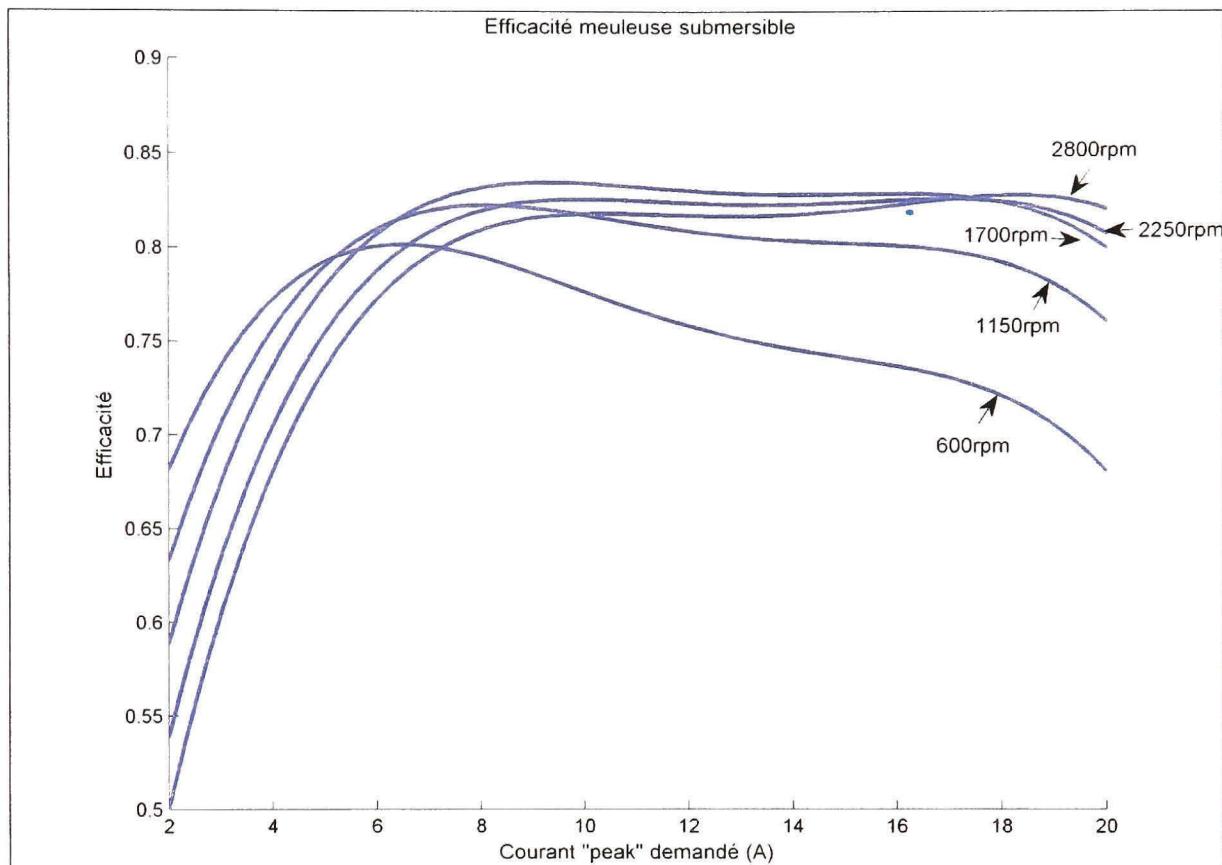


Figure-A III-6 Courbes d'efficacité - Moteur IREQ submersible.

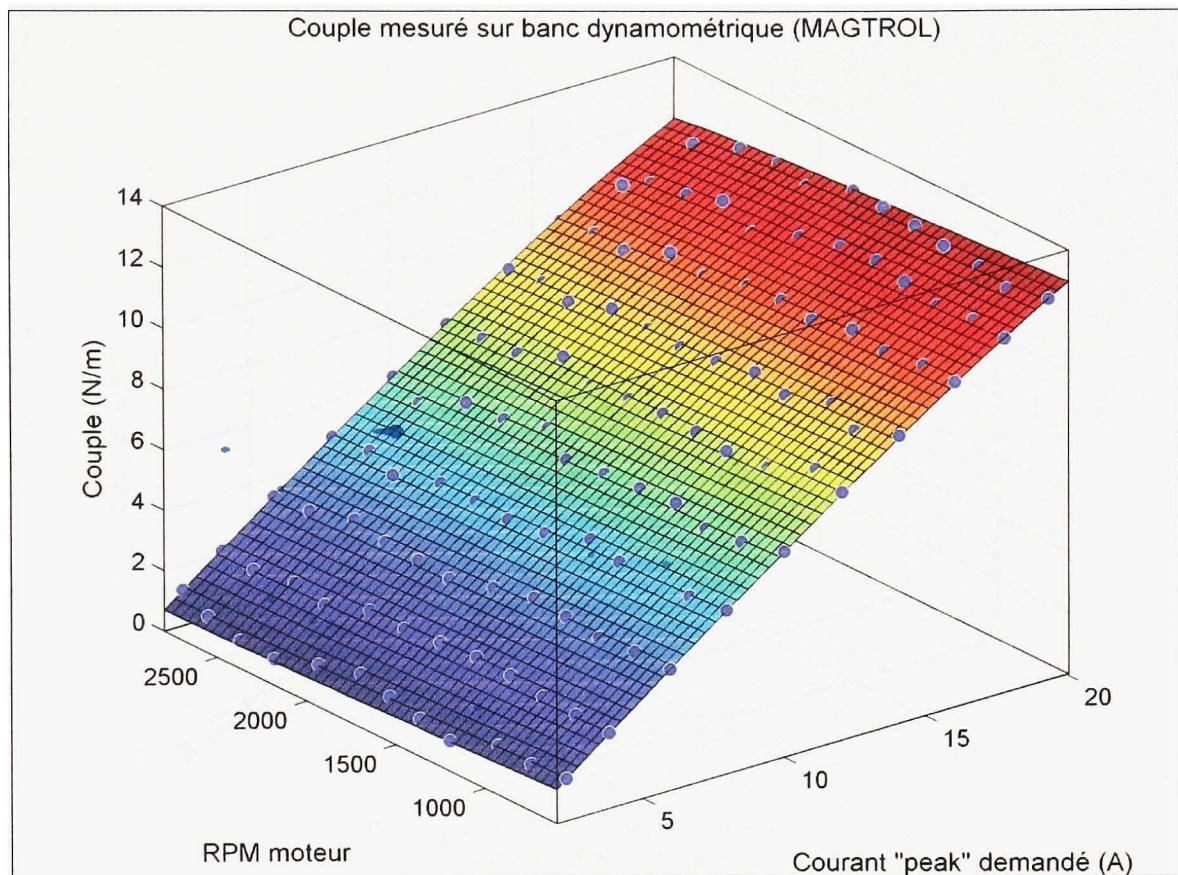


Figure-A III-7 Couple mesuré - Moteur IREQ submersible.

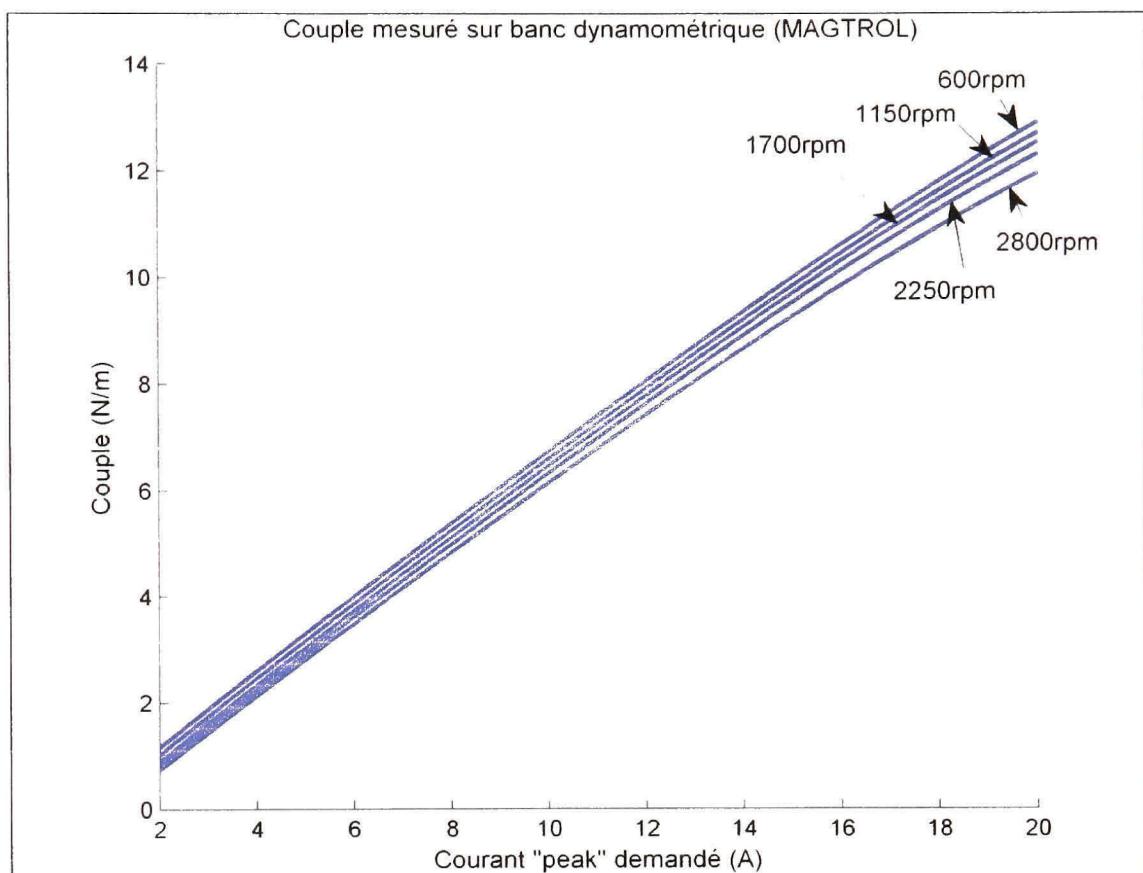


Figure-A III-8 Courbes du couple mécanique - Moteur IREQ submersible.

ANNEXE IV

COEFFICIENTS DES ÉQUATIONS POUR LES MODÈLES DE MEULAGE SOUS L'EAU

Tableau-A IV-1 Coefficients des équations de MRR pour les données de meulage sous l'eau (en fonction de la puissance utile)

Coefficient	Interactions combinés	poly11	poly22
Constante	8,53E+07	-	-
β_0	-3,37E+00	6,31E+01	5,31E+01
β_1	2,93E+00	-5,05E+00	-6,74E+00
β_2	-2,07E+00	4,39E-02	7,15E-02
β_3	-	-	8,83E-02
β_4	-	-	-1,00E-03
β_5	-	-	-1,74E-06

Tableau-A IV-2 Coefficients des équations de MRR pour les données de meulage sous l'eau (en fonction de la force normale)

Coefficient	Hahn & Lindsay	Interactions combinés	poly11	poly22
Constante	1,98E-02	1,47E+01	-	-
F_{th}	1,03E+02	-	-	-
β_0	-	-9,28E-01	1,10E+01	-2,33E+01
β_1	-	1,92E+00	-1,75E+00	1,52E+00
β_2	-	-3,86E-01	3,37E-01	3,55E-01
β_3	-	-	-	-1,11E-02
β_4	-	-	-	-1,39E-02
β_5	-	-	-	5,94E-04

Tableau-A IV-3 Coefficients des équations de WRR pour les données de meulage sous l'eau (en fonction de la puissance utile)

Coefficient	Interactions combinés	poly11	poly22	poly33
Constante	3,06E+24	-	-	-
β_0	-6,93E+00	2,36E+02	5,13E+02	-2,88E+02
β_1	3,83E+00	-1,40E+01	-7,37E+01	-9,69E+01
β_2	-5,53E+00	5,33E-02	3,67E-01	1,91E+00
β_3	-	-	1,74E+00	7,67E+00
β_4	-	-	-6,59E-03	-1,02E-01
β_5	-	-	-4,05E-05	-3,86E-04
β_6	-	-	-	-8,64E-02
β_7	-	-	-	-1,47E-04
β_8	-	-	-	2,34E-05
β_9	-	-	-	-9,25E-09

Tableau-A IV-4 Coefficients des équations de WRR pour les données de meulage sous l'eau (en fonction de la force normale)

Coefficient	Interactions combinés	poly11	poly22	poly33
Constante	1,47E+01	-	-	-
β_0	-3,78E+00	1,53E+02	6,20E+01	-1,57E+03
β_1	2,83E+00	-9,82E+00	-2,44E+01	1,95E+02
β_2	-3,01E+00	4,83E-01	2,48E+00	6,39E+00
β_3	-	-	9,48E-01	-4,85E+00
β_4	-	-	-1,16E-01	-1,11E+00
β_5	-	-	1,04E-03	2,40E-02
β_6	-	-	-	2,31E-02
β_7	-	-	-	2,12E-02
β_8	-	-	-	3,67E-04
β_9	-	-	-	-4,12E-05

Tableau-A IV-5 Coefficients des équations de force normale pour les données de meulage sous l'eau

Coefficient	poly11	poly22
β_0	1,62E+02	1,52E+02
β_1	-9,38E+00	-8,97E+00
β_2	1,23E-01	1,29E-01
β_3	-	-1,74E-01
β_4	-	3,26E-03
β_5	-	-1,73E-05

ANNEXE V

COEFFICIENTS DES ÉQUATIONS POUR LES MODÈLES DE LE MEULAGE À SEC

Tableau-A V-1 Coefficients des équations de MRR pour les données de meulage à sec (en fonction de la puissance utile)

Coefficient	Interactions multiples	poly11	poly22
Constante	-8,519E-02	-	-
β_0	-1,871E-01	6,006E-01	1,658E+00
β_1	6,552E-01	-2,423E-02	1,409E-02
β_2	-3,709E-01	5,394E-04	-9,457E-04
β_3	-	-	-5,641E-04
β_4	-	-	-5,569E-06
β_5	-	-	3,894E-07

Tableau-A V-2 Coefficients des équations de MRR pour les données de meulage à sec (en fonction de la force normale)

Coefficient	Hahn & Lindsay	Interactions multiples	poly11	poly22
Constante	3,083E-04	-7,096E-02	-	-
Fth	-1,592E+01	-	-	-
β_0	-	7,641E-02	-1,389E-01	3,292E-01
β_1	-	1,107E+00	7,892E-03	1,974E-02
β_2	-	2,413E-01	7,086E-03	-2,254E-05
β_3	-	-	-	-1,193E-03
β_4	-	-	-	2,325E-04
β_5	-	-	-	7,583E-06

Tableau-A V-3 Coefficients des équations de WRR pour les données de meulage à sec (en fonction de la puissance utile)

Coefficient	Interactions multiples	poly11	poly22	poly33
Constante	-4,342E-01	-	-	-
β_0	-1,920E+00	1,573E+02	3,542E+02	1,456E+03
β_1	3,190E-01	-3,058E+00	-1,547E+01	5,811E+01
β_2	-1,550E+00	-1,892E-02	-1,013E-01	-2,585E+00
β_3	-	-	4,024E-01	8,050E-01
β_4	-	-	-2,592E-03	-8,317E-02
β_5	-	-	3,660E-05	1,708E-03
β_6	-	-	-	-1,661E-01
β_7	-	-	-	4,899E-03
β_8	-	-	-	-2,989E-05
β_9	-	-	-	-1,784E-07

Tableau-A V-4 Coefficients des équations de WRR pour les données de meulage à sec (en fonction de la force normale)

Coefficient	Interactions multiples	poly11	poly22	poly33
Constante	-1,733E-01	-	-	-
β_0	-2,595E+00	1,246E+02	-1,316E+02	1,462E+03
β_1	2,652E+00	-4,253E+00	-6,768E-01	8,733E+00
β_2	-2,891E-01	1,145E-01	2,789E+00	-2,729E+01
β_3	-	-	3,791E-01	-2,275E+00
β_4	-	-	-1,181E-01	4,256E-01
β_5	-	-	-1,021E-03	1,473E-01
β_6	-	-	-	-9,968E-03
β_7	-	-	-	1,957E-02
β_8	-	-	-	-4,012E-03
β_9	-	-	-	-1,374E-04

Tableau-A V-5 Coefficients des équations de force normale pour les données de meulage à sec

Coefficient	poly11	poly22
β_0	1,127E+02	2,556E+02
β_1	-3,841E+00	-7,426E+00
β_2	6,495E-02	-4,835E-02
β_3	-	3,204E-01
β_4	-	-4,943E-03
β_5	-	5,403E-05

ANNEXE VI

GUIDE D'UTILISATION DU LOGICIEL

L'information comprise dans cette annexe rassemble le contenu nécessaire pour l'utilisation et l'interprétation du GUI.

Structure des dossiers

Le dossier racine du GUI (GRINDING_GUI) contient les fichiers et dossiers suivants :

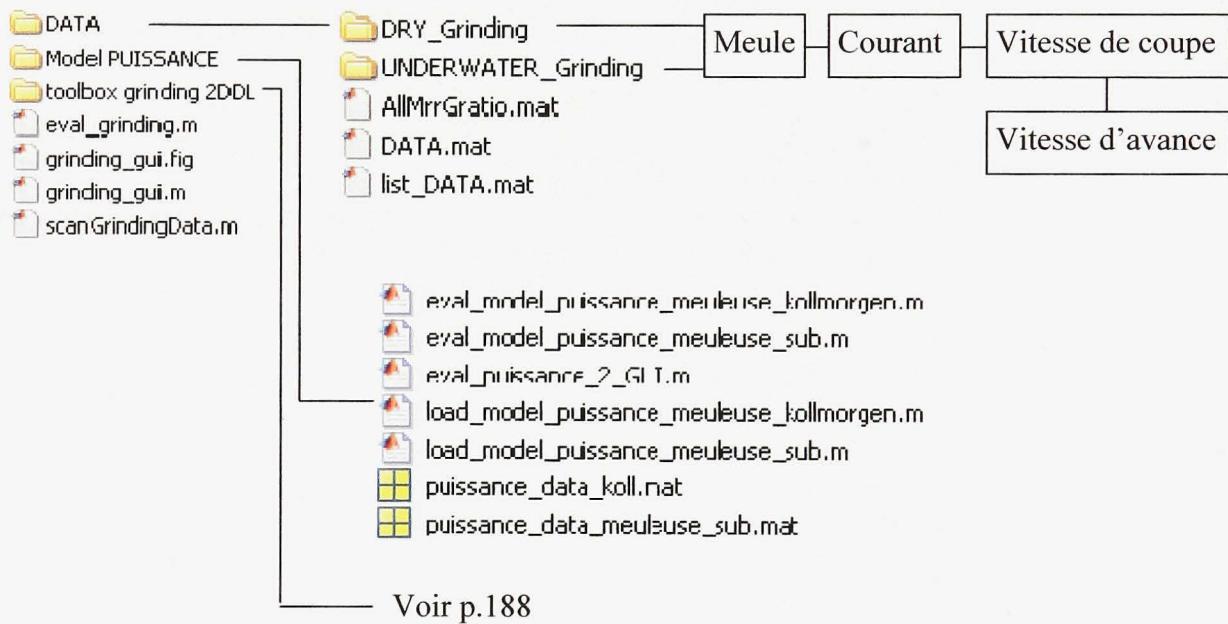


Figure-A VI-1 : Arborescence et contenu du GUI.

Les fichiers de mesure d'un essai doivent être placés dans le dossier Data → le nom du milieu → le nom de la meule → la vitesse de coupe → la vitesse d'avance

Les trois principaux fichiers du dossier racine sont :

Tableau-A VI-1 Fonctions du dossier racine

Nom du fichier	Fonction
eval_grinding.m	Traiter et afficher les résultats d'un essai
grinding_gui.fig	Fonction principale du GUI
grinding_gui.m	Interface graphique
scanGrindingData.m	Scan tout le répertoire DATA et évalue chaque dossier contenant des fichiers de données, génère la variable de type structure DATA.mat contenant tous les résultats : DATA.(milieu).(nom de la meule).(courant).(vitesse de coupe).(vitesse_d'avance).(Résultats de l'essai)

Les trois dossiers et leurs contenus sont présentés aux pages suivantes.

Dossiers DATA

Ce dossier contient les trois fichiers .mat essentiels au fonctionnement du programme ainsi que la structure des dossiers de la base de données des expérimentations

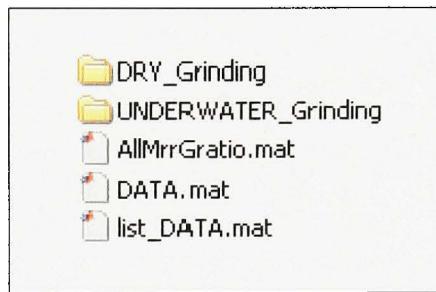


Figure-A VI-2 Contenu du dossier *DATA*.

Tableau-A VI-2 Les fichiers .mat de la base de données

AllMrrGratio.mat	Rassemble tous les résultats obtenus avec chaque meule pour la construction des modèles
DATA.mat	Rassemble tous les résultats obtenus avec chaque meule
list_DATA.mat	Liste des dossiers de données qui ont été analysées, lorsque la fonction scanGrindingData trouve un dossier de données elle vérifie si ce dossier a déjà été analysé, si c'est le cas elle passe immédiatement au dossier suivant.

Dossier Modèle PUISSANCE

Ce dossier contient les données et les fonctions utilisées pour caractériser les moteurs.

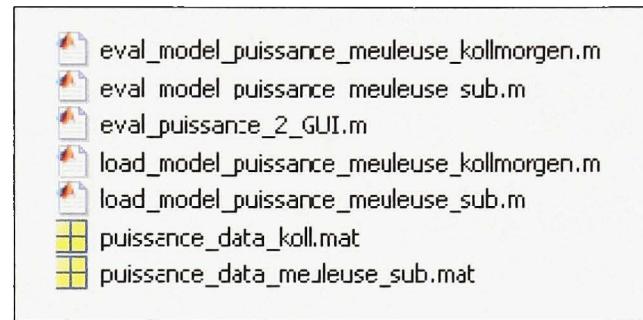


Figure-A VI-3 Contenu du dossier *Modèle PUISSANCE*

Voici les fichiers .mat utilisés pour afficher les performances des moteurs (bouton L3.10.2)

Tableau-A VI-3 Liste des fonctions de calcul

Nom du fichier	Fonction
puissance_data_koll.mat	Matrice contenant les mesures obtenues sur banc d'essai dynamométrique du moteur Kollmorgen
puissance_data_meuleuse_sub.mat	Matrice contenant les mesures obtenues sur banc d'essai dynamométrique du moteur IREQ submersible

Tableau-A VI-4 Liste des fonctions de calcul

Nom du fichier	Fonction
load_model_puissance_meuleuse_kollmorgen	Charger les équations du moteur Kollmorgen
load_model_puissance_meuleuse_sub	Charger les équations du moteur IREQ sub.
Eval_model_puissance_meuleuse_kollmorgen	Évaluer la puissance associée à un courant et vitesse donnée du moteur IREQ sub.
Eval_model_puissance_meuleuse_sub	Évaluer la puissance associée à un courant et vitesse donnés du moteur Kollmorgen
eval_puissance_2_GUI	Calculer la puissance mécanique utile

Dossier toolbox2DDL

Ce dossier contient la grande majorité des fonctions de calcul utilisées par le logiciel pour le traitement d'une expérimentation :

Tableau-A VI-5 Liste des fonctions de calcul

Nom du fichier	Fonction
structurer_mes.m	Classer les résultats mesurés pour faciliter le traitement des données
fitting_passe.m	Trouver l'équation de balayage de la mesure de surface
eval_aire_int.m	Calculer l'aire située entre chaque paire de balayages
eval_vc.m	Évaluer la vitesse de coupe
eval_puissance.m	Évaluer les puissances
eval_Puissance_eff_moy.m	Évaluer la puissance mécanique utile moyenne
eval_force_mes.m	Évaluer les forces normales mesurées
eval_force_moyenne.m	Évaluer la force normale moyenne
eval_GRATIO.m	Évaluer le G-Ratio
eval_GrinderCurrent_mes.m	Évaluer le courant mesuré à la meuleuse
eval_GrinderSpeed_mes.m	Évaluer la vitesse de rotation mesurée à la meuleuse
eval_indice_GrindingY.m	Trouver les indices de changement de direction
eval_MRR_fit.m	Évaluer le MRR
eval_EnergieSpecifique.m	Évaluer l'énergie spécifique
eval_profondeur_moyenne.m	Évaluer la profondeur moyenne de chaque test

Tableau-A VI-6 Liste des fonctions d'affichage

Nom du fichier	Fonction
plot_aire_int	Afficher la section des aires mesurées (balayage central)
plot_Force	Afficher la mesure de la force
plot_palpeur_ligne_trunc	Afficher les balayages sous forme de ligne
plot_profil_passe	Afficher la reconstitution 3D des surfaces
plot_Puissance	Afficher les puissances mesurées
plot_wheel_diameter	Afficher l'évolution du diamètre de la meule
ajout_info_passe	Ajouter l'information relative au test dans la légende

Tableau-A VI-7 Liste des fonctions supplémentaires

Nom du fichier	Fonction
eval_MrrGratio	Rassembler tous les résultats d'un test

Guide d'utilisation :

1. Démarrer le GUI :

Pour démarrer le GUI, ouvrir MATLAB et sélectionner le dossier racine du GUI. Exécutez la fonction grinding_gui.m.

2. Chargement des données :

Par défaut, les 3 fichiers contenus dans le dossier « DATA » sont chargés lorsque le GUI est démarré.

3. Ajouter les résultats d'un essai à la base de données :

Pour ajouter les résultats d'une expérimentation à la base de données, il faut :

- a) Récupérer les données du disque dur de l'ordinateur du robot.
- b) Créer les 4 dossiers permettant de classer l'essai dans le dossier DATA
Ex : Soit pour un test à sec, avec la meule Abmast B, à 16A, 25m/s et 5cm/s d'avance, il faut créer la série de dossiers : Abmast_B/I_16A/Vc_25ms/5cms_001.
- c) Placer les fichiers.m dans le dossier « 5cms_001 ».
- d) Ouvrir le GUI et appuyer sur L1.1.
- e) Le programme vérifie si de nouveaux dossiers se trouvent dans l'architecture de DATA, si oui, il évalue les résultats et les ajoute dans la base de données.

4. Afficher les résultats d'une expérimentation :

Il existe deux méthodes pour afficher les résultats d'une expérimentation. La première est en utilisant le GUI et la deuxième en utilisant la fonction eval_grinding :

- a) Le module 2 du GUI permet d'afficher les résultats d'un des essais expérimentaux.
Pour y arriver, l'utilisateur doit sélectionner le milieu (L2.1), la meule (L2.2), le

courant à la meuleuse (L2.3), la vitesse de coupe (L2.4) et la vitesse d'avance du test (L2.5). En appuyant sur L2.6, les graphiques des résultats de l'essai sélectionné s'affichent.

- b) Si les données ne font pas encore partie de la structure DATA, il est possible de traiter et afficher les résultats en utilisant la fonction :

`[resultat]=eval_grinding('dossier', 'afficher les résultats', 'fermer les figures')`

Où '*dossier*' : le chemin du dossier des données entre apostrophes

'*afficher les résultats*' : option d'affichage des résultats, 1 : affiche les figures, 0 : n'affiche pas les figures

'*fermer les figures*' : permet de fermer les figures déjà ouvertes, 1 : ferme les figures, 0 : ne ferme pas les figures

Exemple : les données obtenues avec une meule Abmast B, à 16A, 25m/s et 5cm/s d'avance se trouvent dans le dossier : DATA/Abmast_B/I_16A/Vc_25ms/5cms_001, Pour traiter et afficher les résultats de ce test, il suffit d'entrer la ligne suivante dans la fenêtre de commande de MATLAB:

`[resultat]=eval_grinding('DATA/Abmast_B/I_16A/Vc_25ms/5cms_001',1,1)`

5. Afficher un modèle pour une meule et un milieu choisi

Après avoir ouvert le GUI, choisir le milieu L3.1 et la meule L3.2, choisir les variables indépendantes L3.4, choisir le type d'équation L3.8.1, appuyer sur L3.7 pour afficher les 3 surfaces des modèles MRR, G-Ratio ainsi que la variable optionnelle.

6. Modifier l'équation du modèle

Plusieurs équations ont été programmées dans le logiciel pour permettre à l'utilisateur de choisir celle qui permet une corrélation satisfaisante. Les équations intégrées au logiciel sont :

- Les équations polynomiales sont sous la forme poly xy (x : degré de la variable vc, y : degré de la 2^e variable indépendante : la puissance utile à la meule ou la force normale de meulage)
- Méthode interpolée: MATLAB crée une surface qui passe par tous les points en utilisant la fonction « Griddata »
- Finalement si la 2^e variable indépendante est la force normale, l'équation d'Hahn et Lindsay s'ajoute au menu déroulant L3.8.1 du modèle de MRR. Une régression de l'équation permet de trouver les coefficients K_p et F_{TH} de l'équation (3.8) pour avoir le meilleur coefficient de corrélation possible.

7. Modifier le type de graphique des surfaces des modèles

Le menu déroulant L3.8.3 permet de choisir l'apparence de la surface. L'option « 2D-multi-curve » permet d'afficher les surfaces 3D sous forme de deux graphiques.

8. Affichage des nuages de points

Pour afficher le nuage de points d'une variable, choisir L3.8.4.

9. Utilisation du logiciel pour la prédition des résultats

Par exemple, pour une meule ABMAST B, utilisé sous l'eau avec les variables indépendantes de vitesse de coupe et de puissance mécanique utile à la meule et un modèle MRR basé sur une polynomiale de degré 1, une prédition d'un taux de $59,28 \pm 2,03 \text{ mm}^3/\text{s}$ est obtenue en choisissant les paramètres suivant : une meule d'environ 155 mm, une vitesse de rotation au moteur de 2000 RPM, un courant de 19A et une vitesse d'avance de 50 mm/s. Le coefficient de corrélation du modèle MRR est de 0,834. La profondeur obtenue pour une passe de meulage serait de $0,047 \pm 0,002 \text{ mm}$. Le ratio de transmission étant 1 : 1,25, la vitesse de rotation de la meule est de 2250 RPM, soit une vitesse de coupe de 18,3 m/s. La puissance pour faire tourner la meule à vide est estimée à 470,4 W et la puissance utile à la meule de 2021 W. Le modèle du taux d'usure basé sur une équation polynomiale de degré 3 a un coefficient de corrélation est de 0,77. Le WRR prévu est de $70,0 \pm 16,3$ pour un G-Ratio de 0,8. Finalement, la force est modélisée avec un coefficient de corrélation de 0,853. Pour les paramètres de procédé choisi, la force est prévue à $237,29 \pm 4,3 \text{ N}$. La figure ci-dessous illustre ces résultats :

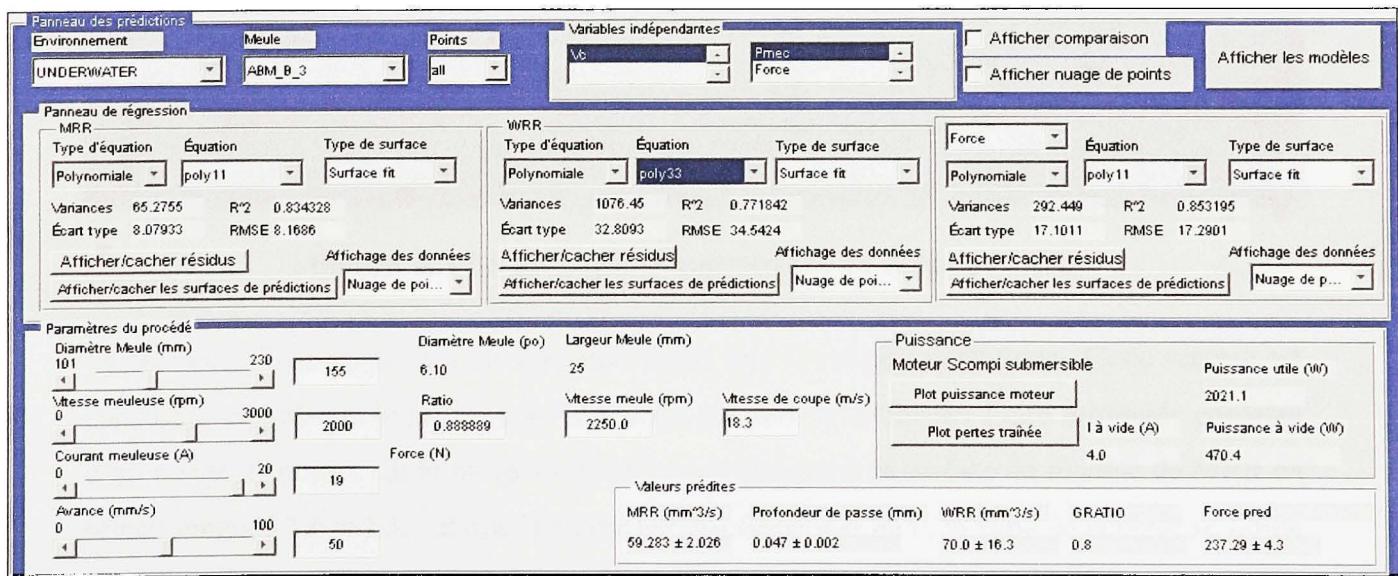


Figure-A VI-4 Exemple du module de modélisation.

En déplaçant les curseurs des paramètres, le point de prédiction s'affiche sur chacun des graphes :

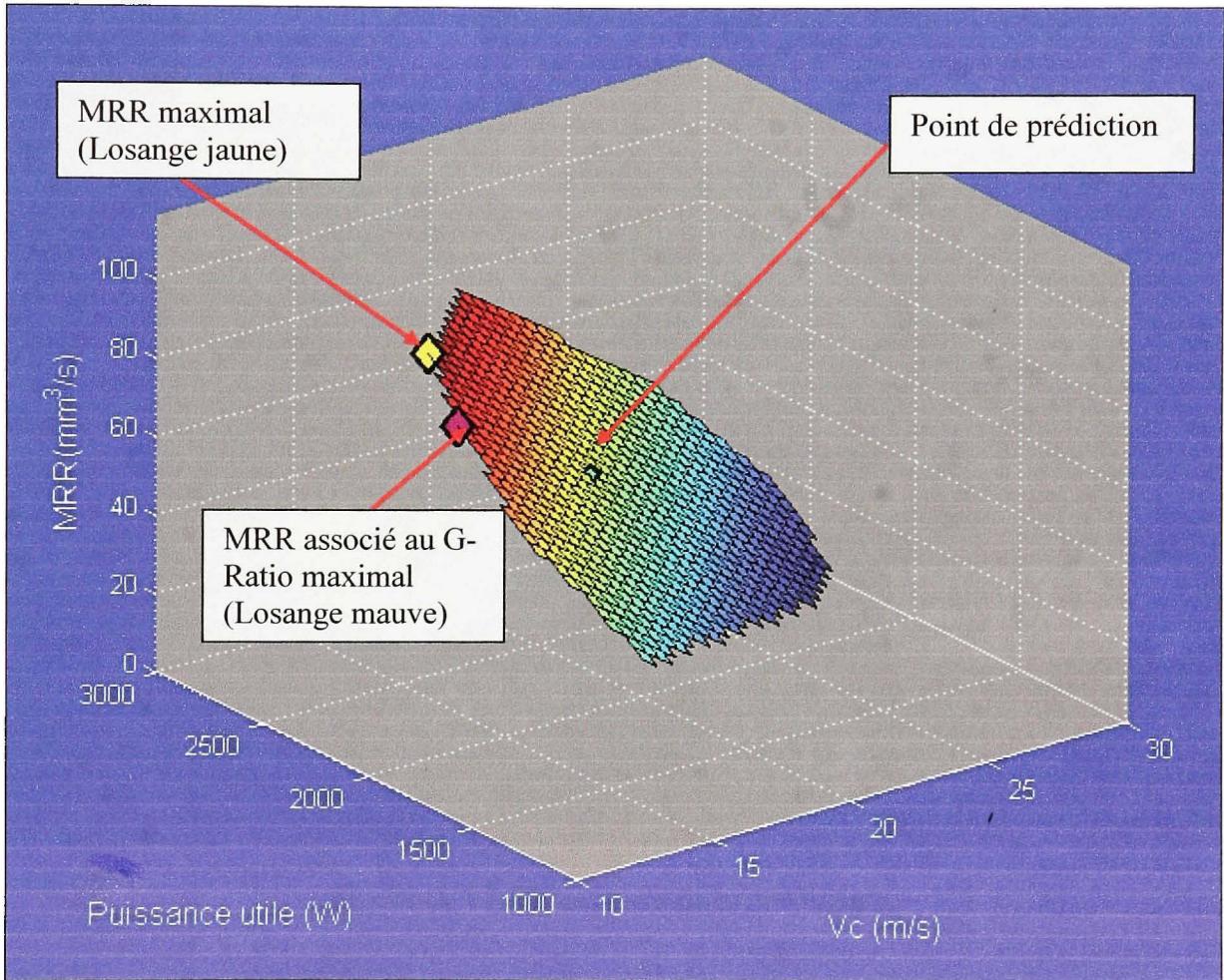


Figure-A VI-5 Exemple d'une surface du modèle MRR.

La surface affichée représente le domaine étudié lors des expérimentations. Cette surface est construite en utilisant le principe de Delaunay qui permet de former l'aire minimale convexe d'un nuage de points. Si le nuage de points est superposé à la surface du modèle de MRR en sélectionnant L3.6 et L3.7 et que la figure est placée en vue X-Y, la zone de couleur se limite effectivement au domaine étudié :

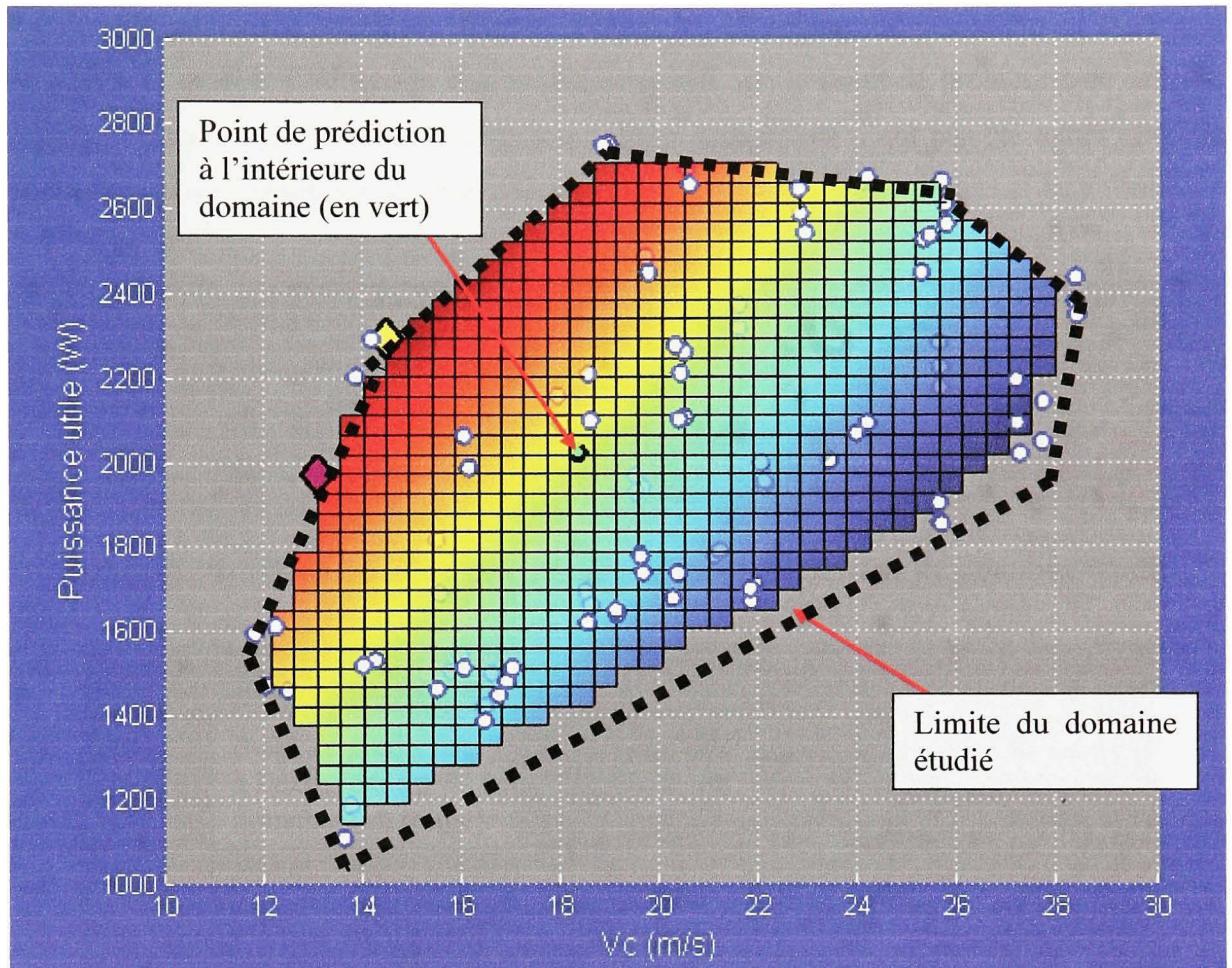


Figure-A VI-6 Limite du domaine étudié.

Si l'on choisit des paramètres de procédé dépassant ceux testés, il y aura quand même affichage de la préiction, mais il n'est pas garanti qu'il soit possible d'obtenir ces valeurs puisque les expérimentations ont été réalisées avec les paramètres extrêmes du robot.

Par exemple, avec une meule de 105mm, 2000 RPM, 18 ampères et une vitesse d'avance de 50 mm/s, le module d'affichage des prédictions ainsi que le point de prédiction deviennent rouges. Ceci est pour avertir l'utilisateur que ces paramètres n'ont pas été testés et/ou ne peuvent pas être utilisés par le robot.

Paramètres du procédé		Diamètre Meule (po)	Largeur Meule (mm)	Puissance	
Diamètre Meule (mm)	230	105	25	Moteur Scampi submersible	Puissance utile (W)
Vitesse meuleuse (rpm)	3000	Ratio	2250.0	Plot puissance moteur	2182.1
Courant meuleuse (A)	20	Force (N)	12.4	Plot pertes trainée	2.9
Avance (mm/s)	100	MRR (mm ³ /s)	336.3 ± 68.8	I à vide (A)	Puissance à vide (W)
	50	Profondeur de passe (mm)	0.077 ± 0.004		311.4
		WRR (mm ³ /s)	0.3		
		GRATIO	312.38 ± 10.3		
		Force pred			

Figure-A VI-7 Exemple d'un point de prédiction à l'extérieur du domaine étudié.

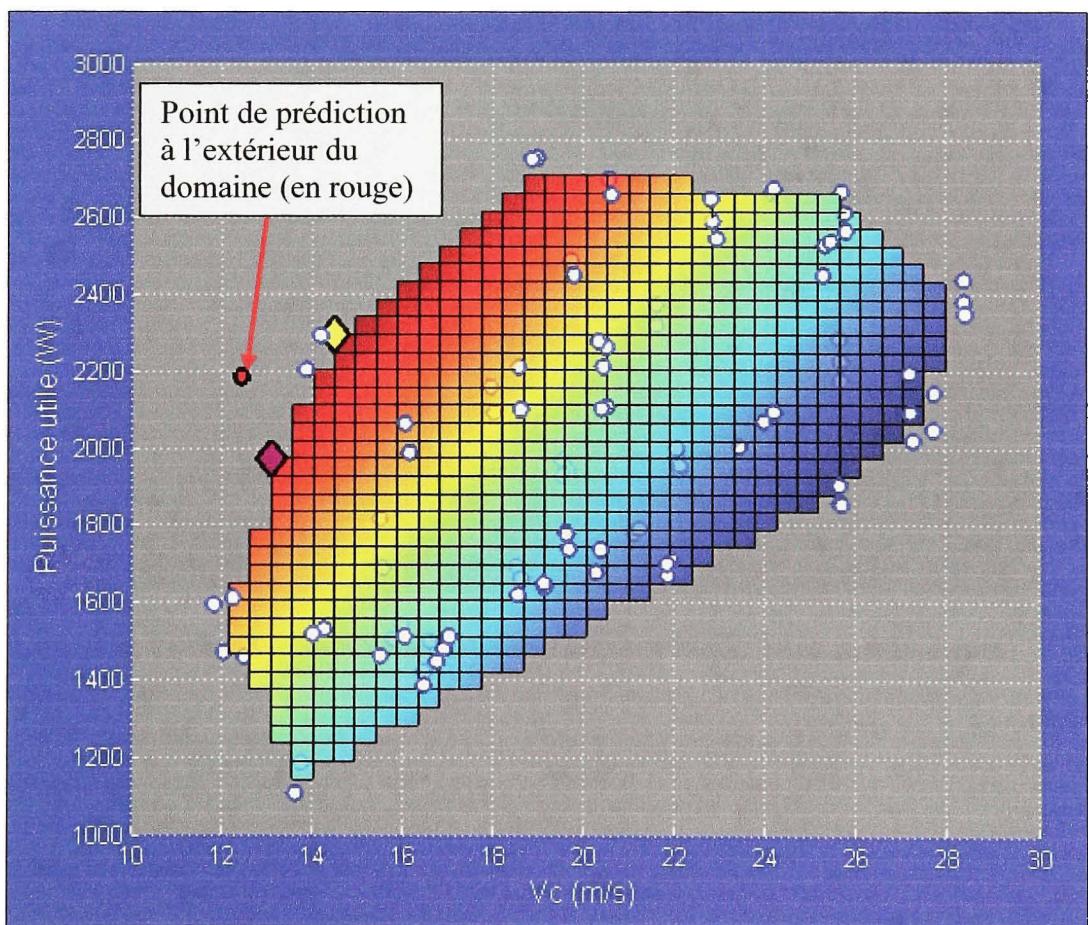


Figure-A VI-8 Exemple d'un point de prédiction à l'extérieur du domaine étudié.

10. Affichage du nuage de points superposé à la surface des modèles

Pour visualiser les points utilisés pour créer la surface du modèle, il faut sélectionner L3.6 et appuyer sur L3.7.

11. Affichage comparatif des surfaces pour les 2 milieux

Si une meule a été testée à sec et sous l'eau il est possible de superposer les surfaces dans une même figure en appuyant sur L3.5, puis L3.7.

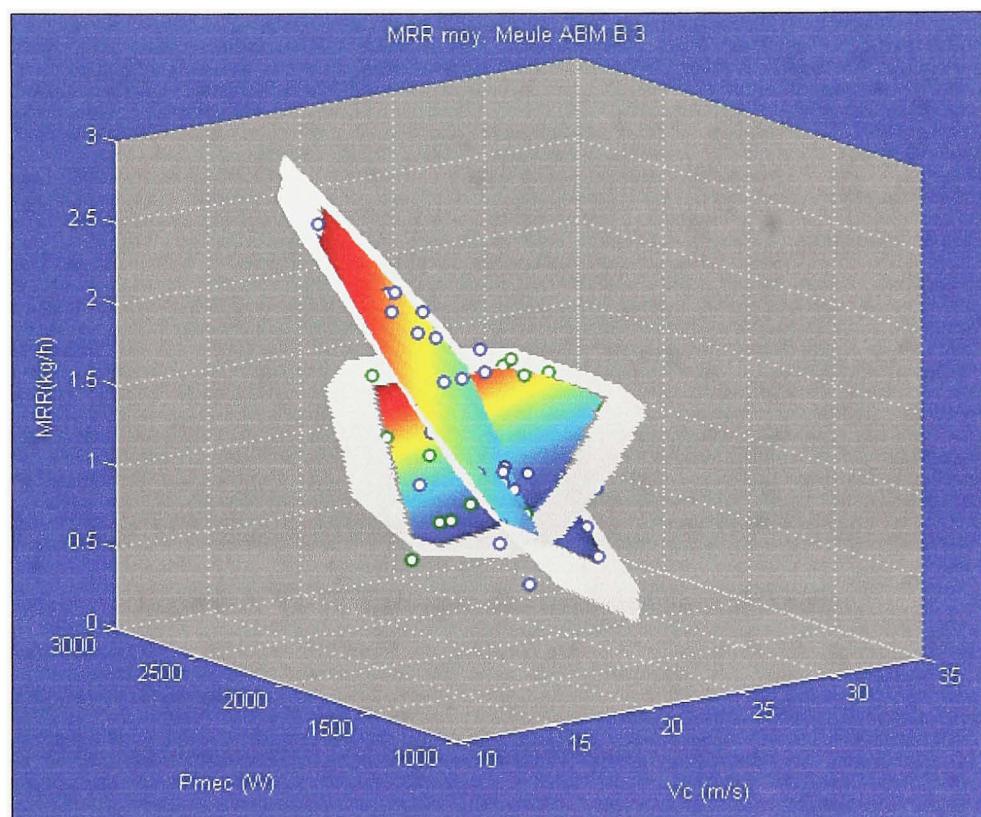


Figure-A VI-9 Superposition des surfaces MRR à sec et sous l'eau.

12. Affichage des surfaces de prédictions

Les limites de l'intervalle de confiance de 95% sont affichées en appuyant sur L3.8.7 :

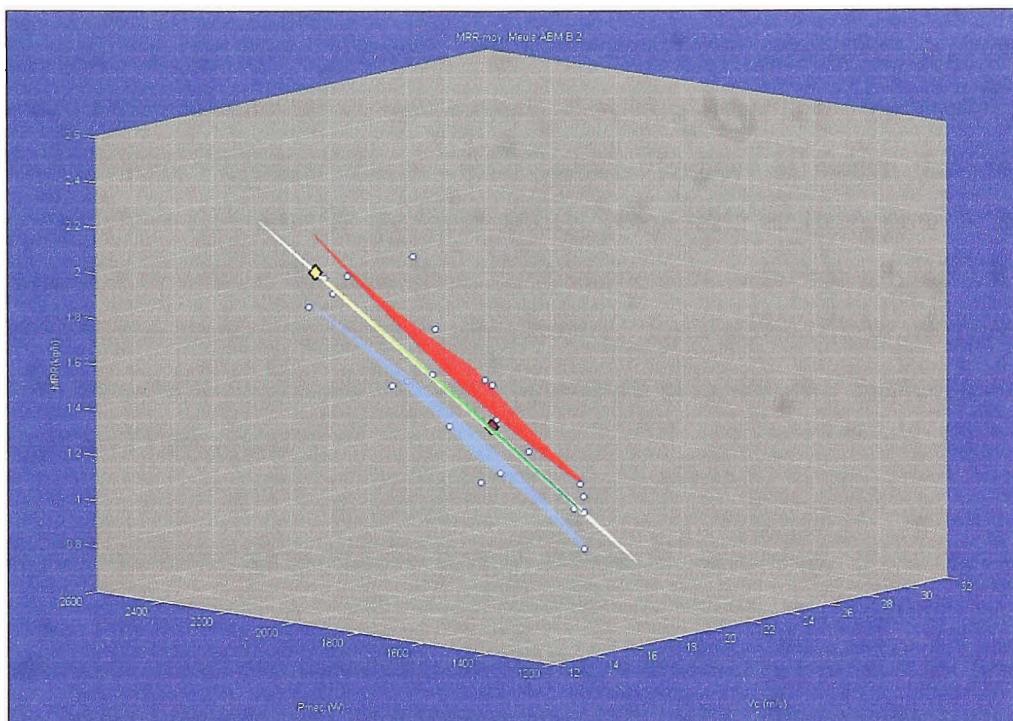


Figure-A VI-10 Exemple des surfaces de prédictions.

13. Affichage des résidus

Les résidus d'un modèle peuvent être affichés en utilisant L3.8.6.

14. Affichage des modèles du moteur

Pour afficher tous les résultats obtenus sur le banc dynamométrique, il faut cliquer sur L3.10.2. Le nom du moteur est affiché en L3.10.1 et dépend du milieu.

15. Affichage des pertes des meules

En appuyant sur L3.10.3, une figure affiche les puissances à vide mesurés en fonction des diamètres de la meule et de la vitesse de rotation de celle-ci

16. Optimiser les paramètres du procédé pour une passe donnée

Le dernier module du GUI permet de sélectionner les paramètres du procédé menant à un taux d'enlèvement de matière maximal ou une durée de vie de la meuleuse optimale. L'optimisation peut se faire pour le meulage d'une seule largeur de meule ou bien pour un seuil en entier. Si l'on désire connaître automatiquement les paramètres qui donnent un MRR maximal pour un diamètre de meule précis, il suffit d'entrer la profondeur en L4.2.1.1 ainsi que le nombre de passes désiré L4.2.1.2 pour effectuer la tâche. Le courant de meuleuse est fixé à 19A pour la meuleuse IREQ submersible et 16 A pour la meuleuse Kollmorgen. Par la suite, il faut sélectionner le diamètre avec le bouton glissoir L4.2.1.4 ou en entrant la valeur numérique dans l'espace réservée. Le logiciel affiche les paramètres à sélectionner à la fenêtre L4.2.2, soit la vitesse de rotation et la vitesse d'avance pour avoir le MRR max et le G-Ratio max.

17. Optimiser les paramètres du procédé pour un volume de seuil entier

Finalement, en se basant sur les modèles de MRR et d'usure de la meule, il est possible de déterminer quelle approche, soit en optimisant le MRR ou le G-Ratio, permet d'usiner un volume important dans le plus court laps de temps. D'abord, l'utilisateur spécifie les dimensions du volume à la fenêtre L4.1.1. Les diamètres maximal et minimal testés s'affichent à la fenêtre L4.1.2. En appuyant sur L4.1.3, le programme effectue l'algorithme présenté à la section 6.6, jusqu'à temps qu'une meule ait passé du diamètre maximal au diamètre minimal. Les deux approches (MRR_{max} et $G\text{-Ratio}_{max}$) s'effectuent en parallèle et l'évolution du diamètre de la meule est affichée dans la fenêtre de commande de MATLAB. À chaque itération, les paramètres optimaux du procédé sont enregistrés. Lorsque la boucle de calcul est terminée, il est possible d'afficher les temps de réfection du volume entier en appuyant sur L4.1.4. Du coup, il est aussi possible d'afficher les paramètres optimaux pour la durée de vie complète d'une meule en appuyant sur L4.1.5.

ANNEXE VII

BANC DE TEST DES ESSAIS PRÉLIMINAIRES

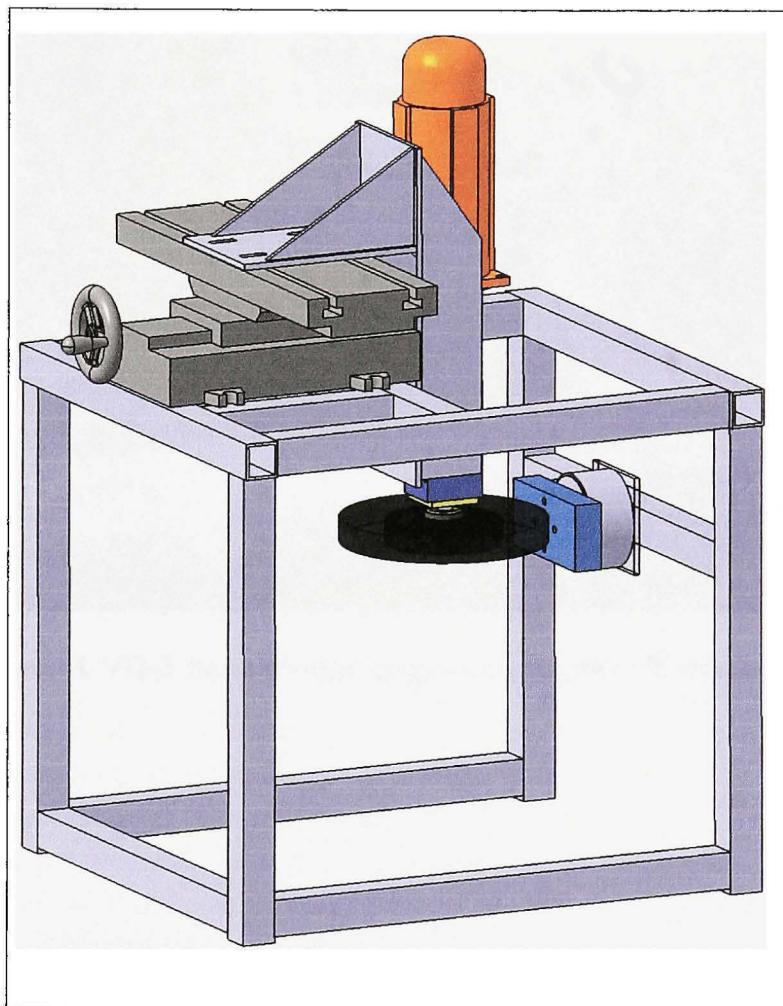


Figure-A VII-1 Modélisation du banc d'essai temporaire (moteur Kollmorgen).

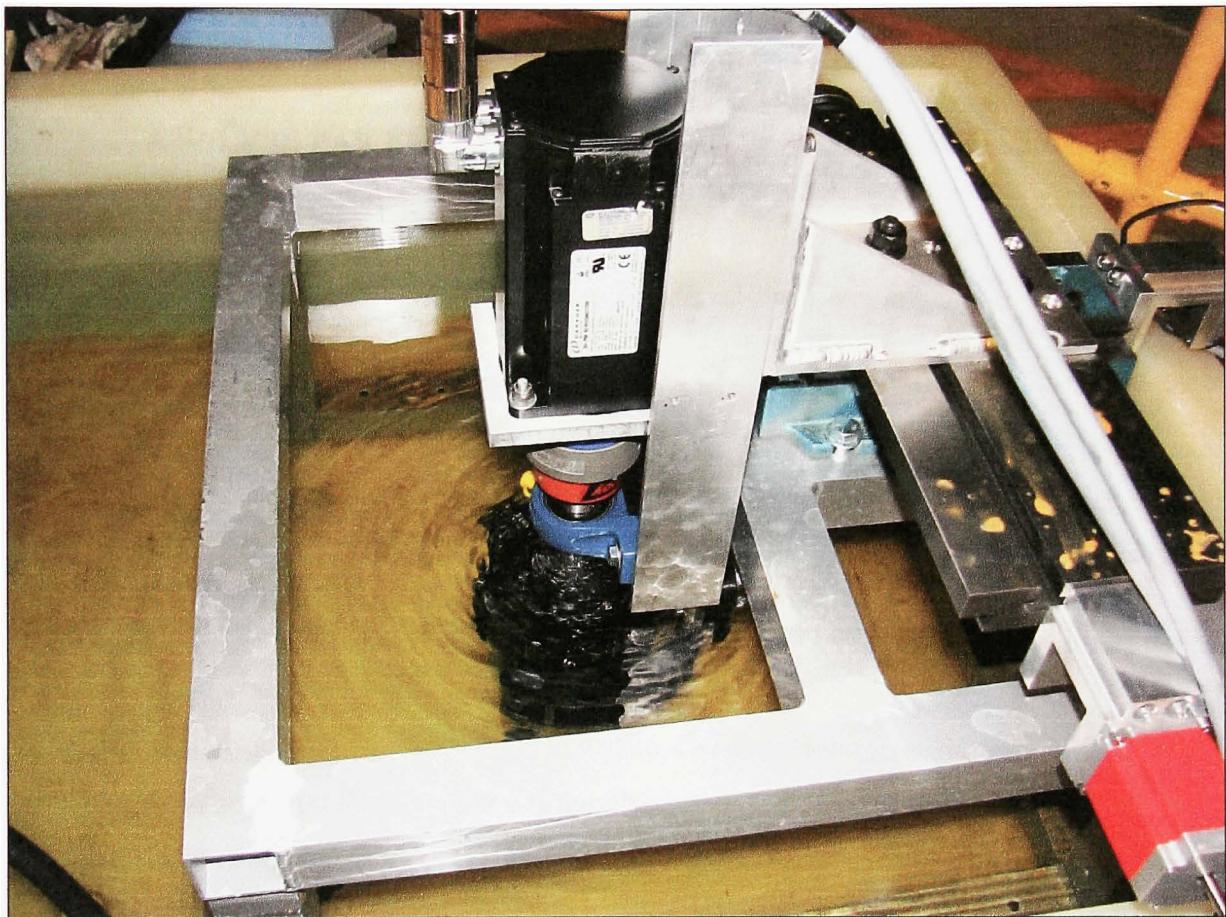


Figure-A VII-2 Banc d'essai temporaire (moteur Kollmorgen).

ANNEXE VIII

ANALYSE PAR ÉLÉMENTS FINIS DES SUPPORTS DU BASSIN

Charge appliquée :

Masse d'eau : 2900 kg

Masse du bassin : 1200 kg

Masse total : 40221 N

Charge sur un support : = 20110,5 N

Calcul de la charge répartie :

Hypothèse : La longueur des appuis sur lequel repose le bassin est posé à la zone illustrée à la Figure-A VIII-1 :

$$\text{Longueur des appuis} = (4 * 12,75\text{po.} + 2 * 19\text{po.}) * 25.4^{\text{E}} - 3(\text{m/po})$$

w= Charge sur un support / Longueur des appuis

$$w = 17792 \text{ N/m}$$

Blocage :

2 extrémités des pattes bloquées en Z et X (libre en rotation)

1 de ces 2 extrémités aussi bloquée en Y

Les 2 autres extrémités bloquées seulement en Z.

Force de réaction (validation) :

$$F_Z = 20110.5 \text{ N} \quad ! \text{ ok}$$

Type de tube :

TUBE profil rectangulaire : 3po. x 2po. x 0,125po. épaisseur

TUBE carré (renfort) : 1,5po. x 1,5po. x 0,125po. épaisseur

Matériau: acier ASTM A513

Limite élastique : 496 MPa

Contraintes max: 29,3 MPa, FS=16,9

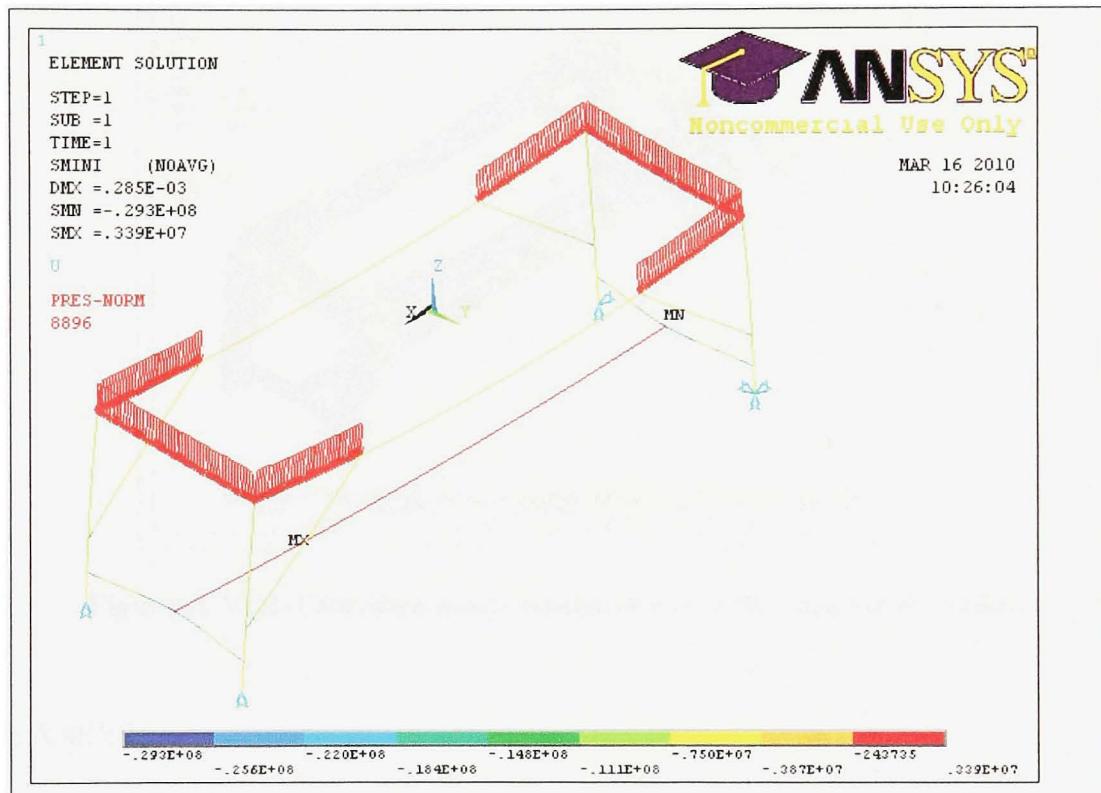


Figure-A VIII-1 Contraintes maximales du support du bassin.

Déplacement max en z (centre) : 0,17 mm

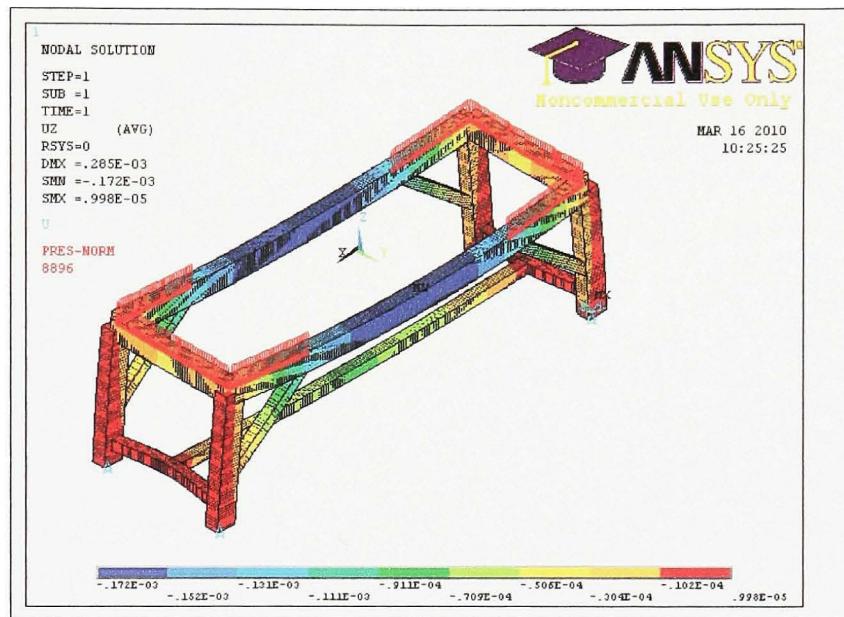


Figure-A VIII-2 Déplacements maximales en z du support du bassin.

Code ANSYS:

```

FINISH    $ /CLEAR  $

! Importer la pièce
/AUX15
IGESIN,'C:\_DT\ansys support bassin IREQ\wireframe.igs'

/PREP7

! Parametres
!conversion
in2m= .0254 !inch->m
*AFUN, DEG      !Angular Functions (degrés)
ee = .01 !dimension des éléments

poids_eau=2900 !kg
poids_bassin=1200 !kg
poids_total=(poids_eau+poids_bassin)*9.81  !N
poids_support=poids_total/2

L_2support_in= 4*12.75 + 19*2 !in
L_2support=L_2support_in*in2m !m

w= poids_support/L_2support !N/m

!TUBE CARRÉ 1 (CAGE INF)
a=3*in2m $ b=2*in2m $ t=.125*in2m

!TUBE CARRÉ 2 (CAGE SUP)

```

```

a2=1.5*in2m $ b2=1.5*in2m $ t2=.12*in2m

! Tableau des types d'éléments

ET,1,BEAM4 ! Poutre 3D
ET,2,BEAM4 !

! Tableau des constantes réelles
!TUBE CARRÉ 1 (CAGE INF)
I=a**4/12-(a-2*t)**4/12
IYY=I
IZZ=I
AREA=a**2-(a-2*t)**2
TKZ=a
TKY=b

!TUBE CARRÉ 2 (CAGE SUP)
I2=a2**4/12-(a2-2*t2)**4/12
IYY2=I2
IZZ2=I2
AREA2=a2**2-(a2-2*t2)**2
TKZ2=a2
TKY2=b2

!!!!R,N,AREA,IZZ,IYY,TKZ,TKY
R,1,AREA,IZZ,IYY,TKZ,TKY
R,2,AREA2,IZZ2,IYY2,TKZ2,TKY2

! Tableau des propriétés matériaux

MP,EX,1,190E9 $ MP,NUXY,1,0.3 ! Module d'élasticité & Coeff. de Poisson
MP,EX,2,190E9 $ MP,NUXY,2,0.3 ! Module d'élasticité & Coeff. de Poisson

! Création des éléments
MAT,1 $ REAL,1 $ TYPE,1
ESIZE,ee
LSEL,S,,,1,20,1

LMESH,ALL

MAT,2 $ REAL,2 $ TYPE,2
ESIZE,ee
LSEL,S,,,21,29,1

LMESH,ALL

/COLOR,NUM,ORAN,1
/ESHAPe,1 ! illustrer la grosseur de section
EPLOT

!/EOF

FINISH

/SOLU
  ! Blocages
KSEL,S,,,37,40,1
NSLK,S
D,ALL,UZ,0

KSEL,S,,,40
NSLK,S
D,ALL,UY,0

KSEL,S,,,39,40,1
NSLK,S
D,ALL,UX,0

!Appliquer la charge répartie

```

```
LSEL,S,,,1
LSEL,A,,,3,5,1
LSEL,A,,,7,8,1

ESLL,S
SFBEAM,ALL,1,PRES,w,w

ALLS

SOLVE

FINISH
!!!!!!!!!!!!!!!
/POST1

!Afficher les conditions frontières
/PBC,U,,1
/PBC,ROT,,1
/PBC,F,,1
/PBC,CP,,1
/PSF,PRES,NORM,2

ETAB,smaxi,NMISC,1
ETAB,smini,NMISC,2
ETAB,smaxi2,NMISC,3
ETAB,smini2,NMISC,4

/ESHAPE,1      !3d

!####3 Contraintes max
/COLOR,WBAK,0
/VUP,,Z
/VIEW,1,1,1,1! Vue isométrique
/ESHAPE,1  ! illustrer la grosseur de section
PLETAB,smini

!####2 Déformation Éléments 3D
!/COLOR,WBAK,0
!/VUP,,Z
1/VIEW,1,1,1,1 ! Vue isométrique
!/ESHAPE,1  ! illustrer la grosseur de section
!PLNSOL,U,Z
```

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Alauddin, M., L. C. Zhang, et al. (2007). "Grinding force modelling: Combining dimensional analysis with response surface methodology." International Journal of Manufacturing Technology and Management **12**(1-3): 299-310.
- Badger, J. A. and A. A. Torrance (2000). "Comparison of two models to predict grinding forces from wheel surface topography." International Journal of Machine Tools and Manufacture **40**(8): 1099-1120.
- Brinksmeier, E., J. C. Aurich, et al. (2006). "Advances in Modeling and Simulation of Grinding Processes." CIRP Annals - Manufacturing Technology **55**(2): 667-696.
- Brown, N. J. (1990). "Optical Fabrication" (MISC 4476, Revision 1).
- Chen, X., W. B. Rowe, et al. (1998). "Analysis and simulation of the grinding process. Part IV: Effects of wheel wear." International Journal of Machine Tools and Manufacture **38**(1-2): 41-49.
- Chuang, T.-J., S. Jahanmir, et al. (2003). "Finite element simulation of straight plunge grinding for advanced ceramics." Journal of the European Ceramic Society **23**(10): 1723-1733.
- Fuh, K.-H. and J.-S. Huang (1994). "Thermal analysis of creep-feed grinding." Journal of Materials Processing Technology **43**(2-4): 109-124.
- Hahn, R. S., Lindsay, R. P. (1971). "Principles of grinding part I: Basic relationships in precision grinding." Machinery: 55-62.
- Hecker, R. L. and S. Y. Liang (2003). "Predictive modeling of surface roughness in grinding." International Journal of Machine Tools and Manufacture **43**(8): 755-761.
- Hecker, R. L., S. Y. Liang, et al. (2007). "Grinding force and power modeling based on chip thickness analysis." International Journal of Advanced Manufacturing Technology **33**(5-6): 449-459.
- Jaeger, J. C. (1942). "Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts." Proceedings of the Royal Society of New South Wales : 76: 203-224.
- Klocke, F. (2003). Modelling and simulation in grinding. 1st European Conference on Grinding. F.-B. V. R. Fertigungstechnik: 8.1-8.27.

- Liu, Q., X. Chen, et al. (2008). "Empirical modelling of grinding force based on multivariate analysis." Journal of Materials Processing Technology **203**(1-3): 420-430.
- Ludwick, S. J., H. E. Jenkins, et al. (1994). Determination of a dynamic grinding model. Chicago, IL, USA, ASME, New York, NY, USA. **55-2**: 843-849.
- Mahdi, M. and L. Zhang (1997). "Applied mechanics in grinding - V. Thermal residual stresses." International Journal of Machine Tools & Manufacture **37**(5): 619-633.
- Malkin, S. and C. Guo (2007). "Thermal Analysis of Grinding." CIRP Annals - Manufacturing Technology **56**(2): 760-782.
- Malkin, S. a. A., R.B. (1974). "Thermal aspects of grinding Part 1 - Energy partition," ASME, J. Eng. Ind. : 96: 1177-1183.
- Marinescu, I. D. (2007). Handbook of machining with grinding wheels ressource électronique. Boca Raton, Fla., CRC / Taylor & Francis Group.
- Moulik, P. N., H. T. Y. Yang, et al. (2001). "Simulation of thermal stresses due to grinding." International Journal of Mechanical Sciences **43**(3): 831-851.
- Outwater, J. O. a. S. M. C. (1952). "Surface temperature in grinding." Trans ASME **74**: 73-86.
- Rentsch, R. I. I. (2006) "Molecular dynamics simulation of the nanometer scale cutting process." International Journal of Manufacturing Research **2006** **1**, 83 - 100.
- Salisbury, E. J. e. a. (2001) "A Three-Dimensional Model for the Surface Texture in Surface Grinding, Part 1: Surface Generation Model." Journal of Manufacturing Science and Engineering : Volume 123, Issue 4., 582-590
- Salmon, S. C. (1992). Modern grinding process technology. New York, N.Y., McGraw-Hill.
- Shimizu, J., L. B. Zhou, et al. (2002). "Simulation and experimental analysis of super high-speed grinding of ductile material." Journal of Materials Processing Technology **129**(1-3): 19-24.
- Thomessen, T., T. K. Lien, et al. (1994). Remote repair grinding of cracks underwater. Osaka, Jpn, Publ by Int Soc of Offshore and Polar Engineers (ISOPE), Golden, CO, USA. **2**: 330-336.
- Tonshoff, H. K., J. Peters, et al. (1992). "Modelling and simulation of grinding processes." CIRP Annals **41**(2): 677-688.
- Younis, M. A. a. A., H. (1984). "Probabilistic analysis of the surface grinding process." Trans. CSME **8**(4): 208–213.

BIBLIOGRAPHIE

- Akbar Akbari, A. and S. Higuchi (2002). Autonomous tool adjustment in robotic grinding, Switzerland, Elsevier.
- Alagumurthi, N., K. Palaniradja, et al. (2006). "Optimization of grinding process through design of experiment (DOE) - a comparative study." Materials and Manufacturing Processes **21**(1-2): 19-21.
- Alagumurthi, N., K. Palaniradja, et al. (2007). "Heat generation and heat transfer in cylindrical grinding process - a numerical study." International Journal of Advanced Manufacturing Technology **34**(5-6): 474-82.
- Alauddin, M., L. C. Zhang, et al. (2007). "Grinding force modelling: Combining dimensional analysis with response surface methodology." International Journal of Manufacturing Technology and Management **12**(1-3): 299-310.
- Ali Razavi, H. and T. R. Kurfess (2001). "Force control of a reciprocating surface grinder using unfalsification and learning concept." International Journal of Adaptive Control and Signal Processing **15**(5): 503-518.
- Amitay, G., S. Malkin, et al. (1981). "Adaptive control optimization of grinding." Transactions of the ASME. Journal of Engineering for Industry **103**(1): 103-8.
- Anderson, D., A. Warkentin, et al. (2008). "Experimental validation of numerical thermal models for dry grinding." Journal of Materials Processing Technology **204**(1-3): 269-78.
- Anderson, M. J., P. J. Whitcomb, et al. (2005). RSM simplified ressource électronique : optimizing processes using response surface methods for design of experiments. New York, Productivity Press.
- Andrae, J. and A. Sawla (2001). "Time synchronized measurement of multi-bridge force transducers." Measurement: Journal of the International Measurement Confederation **29**(2): 105-111.
- Antonelli, G., S. Chiaverini, et al. (2001). "External force control for underwater vehicle-manipulator systems." IEEE Transactions on Robotics and Automation **17**(6): 931-8.
- Arunachalam, N. and B. Ramamoorthy (2007). "Texture analysis for grinding wheel wear assessment using machine vision." Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B (Journal of Engineering Manufacture) **221**(B3): 419-30.

ASM International (2002). ASM handbooks online ressource électronique. Materials Park, OH, ASM International.

Atkins, T. "Toughness and Processes of Material Removal." Wear In Press, Accepted Manuscript.

Audy, J. (2006). "An appraisal of techniques and equipment for cutting force measurement." Journal of Zhejiang University (Science) **7**(11): 1781-9.

Axisa, F., P. Trompette, et al. (2003). Modelling of mechanical systems. Amsterdam ; Boston, Elsevier Butterworth-Heinemann.

Azeem, A., H.-Y. Feng, et al. (2005). "Processing noisy cutting force data for reliable calibration of a ball-end milling force model." Measurement: Journal of the International Measurement Confederation **38**(2): 113-123.

Badger, J. (2006). "Surface grinding for fast metal removal." Cutting Tool Engineering **58**(10): 30-2.

Badger, J. A. and A. A. Torrance (2000). "Comparison of two models to predict grinding forces from wheel surface topography." International Journal of Machine Tools and Manufacture **40**(8): 1099-1120.

Bae, K. Y., T. H. Lee, et al. (2002). "An optical sensing system for seam tracking and weld pool control in gas metal arc welding of steel pipe." Journal of Materials Processing Technology **120**(1-3): 458-465.

Baeten, J. and J. De Schutter (2001). Combined vision/force control at corners in planar robotic contour following, Como, Italy, IEEE.

Balasz, B. and T. Krolkowski (2007). Advanced kinematic-geometrical model of grinding processes, Delft, Netherlands, EUROSIS-ETI.

Balijepalli, A. and T. Kesavadas (2003). A haptic based virtual grinding tool, Los Alamitos, CA, USA, IEEE Comput. Soc.

Barrenetxea, D., J. I. Marquinez, et al. (2009). "Continuous workpiece speed variation (CWSV): Model based practical application to avoid chatter in grinding." CIRP Annals - Manufacturing Technology **58**(1): 319-322.

Batako, A. D. L. and S. Koppal (2007). "Process monitoring in high efficiency deep grinding- HEDG." Journal of Physics: Conference Series **76**(1): 012061.

- Bhateja, C. and R. Lindsay (1982). Grinding, theory, techniques, and troubleshooting. Dearborn, Mich., Society of Manufacturing Engineers Marketing Services Dept.
- Brinksmeier, E., J. C. Aurich, et al. (2006). "Advances in Modeling and Simulation of Grinding Processes." CIRP Annals - Manufacturing Technology **55**(2): 667-696.
- Brinksmeier, E., J. Eckebrecht, et al. (1994). "Improving ecological aspects of the grinding process by effective waste management." Journal of Materials Processing Technology **44**(3-4): 171-178.
- Brinksmeier, E., H. K. Tonshoff, et al. (1998). "Modelling and optimization of grinding processes." Journal of Intelligent Manufacturing **9**(4): 303-314.
- Brinksmeier, E. and A. Walter (2000). "Generation of Reaction Layers on Machined Surfaces." CIRP Annals - Manufacturing Technology **49**(1): 435-438.
- Brown, N. J. (1990). "Optical Fabrication" (MISC 4476, Revision 1).
- Brown, N. L. and D. E. Whitney (1994). "Stochastic dynamic programming applied to planning of robot grinding tasks." Robotics and Automation, IEEE Transactions on **10**(5): 594-604.
- Bruckl, S. (1999). Feed-drive system with a permanent magnet linear motor for ultra precision machine tools, Piscataway, NJ, USA, IEEE.
- Bykadorova, O. and V. Shumyacher (2008). "More efficient deep grinding." Russian Engineering Research **28**(8): 836-837.
- Bzymek, Z. M., G. M. Duzy, et al. (2009). "Virtual truing and dressing of grinding wheel." Key Engineering Materials **389-390**: 362-367.
- Cai, R., W. Rowe, et al. (2007). "Intelligent grinding assistant (IGA(\circledcirc)) - system development part I intelligent grinding database." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **35**(1): 75-85.
- Chang, H.-C. and J. J. J. Wang (2008). "A stochastic grinding force model considering random grit distribution." International Journal of Machine Tools and Manufacture **48**(12-13): 1335-1344.
- Chang, W.-C. (2006). "Hybrid Force and Vision-Based Contour Following of Planar Robots." Journal of Intelligent and Robotic Systems **47**(3): 215-237.
- Chen, S.-C. and P.-C. Tung (2000). "Trajectory planning for automated robotic deburring on an unknown contour." International Journal of Machine Tools and Manufacture **40**(7): 957-978.

- Chen, X. and W. Brian Rowe (1996). "Analysis and simulation of the grinding process. Part II: Mechanics of grinding." International Journal of Machine Tools and Manufacture **36**(8): 883-896.
- Chen, X. and W. B. Rowe (1996). "Analysis and simulation of the grinding process. Part I. Generation of the grinding wheel surface." International Journal of Machine Tools & Manufacture **36**(8): 871-882.
- Chen, X., W. B. Rowe, et al. (1996). "Analysis and simulation of the grinding process. Part III: Comparison with experiment." International Journal of Machine Tools and Manufacture **36**(8): 897-906.
- Chen, X., W. B. Rowe, et al. (1998). "Analysis and simulation of the grinding process. Part IV: Effects of wheel wear." International Journal of Machine Tools and Manufacture **38**(1-2): 41-49.
- Chengying, X. and Y. C. Shin (2007). "Control of cutting force for creep-feed grinding processes using a multi-level fuzzy controller." Transactions of the ASME. Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control **129**(4): 480-92.
- Chiang, C. J., Z. H. Fong, et al. (2009). "Computerized simulation of thread form grinding process." Mechanism and Machine Theory **44**(4): 685-696.
- Chiu, N. and S. Malkin (1993). "Computer simulation for cylindrical plunge grinding." CIRP Annals **42**(1): 383-387.
- Choi, T. J., N. Subrahmanya, et al. (2008). "Generalized practical models of cylindrical plunge grinding processes." International Journal of Machine Tools and Manufacture **48**(1): 61-72.
- Chu, Y., W. Xu, et al. (2005). "Dynamic modeling and analysis of the closed-circuit grinding-classification process." Journal of University of Science and Technology Beijing: Mineral Metallurgy Materials (Eng Ed) **12**(2): 111-115.
- Chua, M. S., M. Rahman, et al. (1993). "Determination of optimal cutting conditions using design of experiments and optimization techniques." International Journal of Machine Tools & Manufacture **33**(2): 297-305.
- Chuang, T.-J., S. Jahanmir, et al. (2003). "Finite element simulation of straight plunge grinding for advanced ceramics." Journal of the European Ceramic Society **23**(10): 1723-1733.
- Comley, P., I. Walton, et al. (2006). "A High Material Removal Rate Grinding Process for the Production of Automotive Crankshafts." CIRP Annals - Manufacturing Technology **55**(1): 347-350.

- Couey, J. A., E. R. Marsh, et al. (2005). "Monitoring force in precision cylindrical grinding." Precision Engineering **29**(3): 307-314.
- Cui, Y., T. K. Podder, et al. (1999). Impedance control of underwater vehicle-manipulator systems (UVMS). Intelligent Robots and Systems, 1999. IROS '99. Proceedings, 1999 IEEE/RSJ International Conference on. **1**: 148-153 vol.1.
- Cui, Y. and N. Sarkar (2000). Unified force control approach to autonomous underwater manipulation, San Francisco, CA, USA, Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc., Piscataway, NJ, USA.
- Cui, Y. and J. Yuh (2003). A Unified Adaptive Force Control of Underwater Vehicle-Manipulator Systems (UVMS), Las Vegas, NV, United States, Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc.
- Dai, H., K. M. Yuen, et al. (1993). "Parametric modelling and control of the robotic grinding process." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **8**(3): 182-192.
- De Aguiar, P. R., E. C. Bianchi, et al. (2002). Control of thermal damage in grinding by digital signal processing of raw acoustic emission, Singapore, Singapore, Nanyang Technological Univ.
- de Lacalle, L. N. L., A. Lamikiz, et al. (2005). "Simultaneous measurement of forces and machine tool position for diagnostic of machining tests." IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement **54**(6): 2329-35.
- Deng, L., F. Janabi-Sharifi, et al. (2005). Comparison of combined vision/force control strategies for robot manipulators (Invited Paper). J.-S. Farrokh, SPIE. **6052**: 605202.
- Dimo, H. O., J. Dewen, et al. (2001). Vibration control of a redundant robot for grinding, Tucson, AZ, USA, IEEE.
- Ding, N., L. S. Wang, et al. (2007). "Study of intelligent prediction control of surface roughness in grinding." Key Engineering Materials **329**: 93-8.
- Doman, D. A. (2008). Rubbing & plowing phases in single grain grinding. Canada, Dalhousie University (Canada).
- Doman, D. A., A. Warkentin, et al. (2009). "Finite element modeling approaches in grinding." International Journal of Machine Tools and Manufacture **49**(2): 109-116.
- Efremov, V., M. Zheludkevich, et al. (2000). "Computer thermal model for hardening grinding." Journal of Engineering Physics and Thermophysics **73**(2): 428-435.

- Elbestawi, M. A., K. M. Yuen, et al. (1991). Adaptive force control for robotic disk grinding, Palo Alto, CA, USA, Publ by Int Inst for Production Engineering Research, Berne, Switz.
- Elfizy, A. T., G. M. Bone, et al. (2004). "Model-based controller design for machine tool direct feed drives." International Journal of Machine Tools & Manufacture **44**(5): 465-77.
- Eun-Goo, K., P. Sung-Jun, et al. (2005). "Development of in situ system to monitor the machining process using a piezo load cell." International Journal of Advanced Manufacturing Technology **25**(7-8): 647-51.
- Fan, K. C., M. Z. Lee, et al. (2002). "On-Line Non-Contact System for Grinding Wheel Wear Measurement." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **19**(1): 14-22.
- Fan, X. (2005). Force modeling for intermittent grinding processes. United States -- Michigan, Michigan Technological University: 129.
- Fan, X. and M. H. Miller (2006). "Force analysis for grinding with segmental wheels." Machining Science and Technology **10**(4): 435-455.
- Fuh, K.-H. and J.-S. Huang (1994). "Thermal analysis of creep-feed grinding." Journal of Materials Processing Technology **43**(2-4): 109-124.
- Fuh, K.-H. and S.-B. Wang (1997). "Force modeling and forecasting in creep feed grinding using improved BP neural network." International Journal of Machine Tools & Manufacture **37**(8): 1167-1178.
- Gaikwad, K. S. and S. S. Joshi (2008). "Modeling of material removal rate in micro-ECG process." Journal of Manufacturing Science and Engineering **130**(3): 034502-1.
- Gao, J., C. Wu, et al. (2007). "Vision-based weld seam tracking in gas metal arc welding." Frontiers of Materials Science in China **1**(3): 268-273.
- Gao, Y. and B. Jones (1999). "Fast time constant estimation for plunge grinding process control." International Journal of Machine Tools & Manufacture **39**(1): 143-156.
- Garitaonandia, I., M. H. Fernandes, et al. (2008). "Dynamic model of a centerless grinding machine based on an updated FE model." International Journal of Machine Tools and Manufacture **48**(7-8): 832-40.

- Ghosh, S., A. B. Chattopadhyay, et al. (2008). "Modelling of specific energy requirement during high-efficiency deep grinding." International Journal of Machine Tools & Manufacture **48**(11): 1242-53.
- Giblin, D. J. (2007). The interaction of force and geometry in robotic manipulation. United States -- Connecticut, University of Connecticut.
- Gong, H., Q. Meng, et al. (2006). Experimental research on underwater cutting/beveling machine, Hangzhou, China, Institution of Engineering and Technology, Stevenage, SG1 2AY, United Kingdom.
- Gong, Y. D., B. Wang, et al. (2002). The simulation of grinding wheels and ground surface roughness based on virtual reality technology, Elsevier Science Ltd.
- González, E. P., F. S.-T. Díaz-Pache, et al. (2007). "Bidimensional measurement of an underwater sediment surface using a 3D-Scanner." Optics & Laser Technology **39**(3): 481-489.
- Gu, R. J., M. Shillor, et al. (2004). "Thermal analysis of the grinding process." Mathematical and Computer Modelling **39**(9-10): 991-1003.
- Guo, C. and S. Malkin (1995). "Analysis of energy partition in grinding." Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME **117**(1): 55-61.
- Guo, C., S. Ranganath, et al. (2008). "Virtual high performance grinding with CBN wheels." CIRP Annals - Manufacturing Technology **57**(1): 325-328.
- Guo, L.-B., H. Cui, et al. (2007). "Research on grinding force of underwater diamond wire saw based on uniform design." Harbin Gongcheng Daxue Xuebao/Journal of Harbin Engineering University **28**(8): 920-923.
- Gupta, D. P. (2007). Development of an integrated model for process planning and parameter selection for machining processes. United States -- West Virginia, West Virginia University.
- Gupta, R., K. S. Shishodia, et al. (2001). "Optimization of grinding process parameters using enumeration method." Journal of Materials Processing Technology **112**(1): 63-67.
- Guzel, B. U. and I. Lazoglu (2004). "An enhanced force model for sculptured surface machining." Machining Science and Technology **8**(3): 431-48.
- Hahn, R. S. (1984). ON THE UNIVERSAL PROCESS PARAMETERS GOVERNING THE MUTUAL MACHINING OF WORKPIECE AND WHEEL APPLIED TO THE CREEP-FEED GRINDING PROCESS, Berne, Switz, Technische Rundschau.

- Hahn, R. S. (1986). Sensors for precision force-adaptive grinding systems, Dearborn, MI, USA, Soc. Manuf. Eng.
- Hahn, R. S. and G. Graham (1985). An application of force-adaptive grinding, Dearborn, MI, USA, Comput. & Autom. Syst. Assoc. of SME.
- Hahn, R. S. and R. P. Lindsay (1969). "Influence of process variables on material removal, surface integrity, surface finish and vibration in grinding." 95-117.
- Haosheng, C., C. Darong, et al. (2006). "Investigation on Effect of Surface Roughness Pattern to Drag Force Reduction Using Rotary Rheometer." Journal of Tribology **128**(1): 131-138.
- Harada, H., A. Higuchi, et al. (1999). "Optical sensing of surface roughness for polishing robot-principle of measuring surface roughness based on Torrance-Sparrow model." Journal of the Japan Society of Precision Engineering **65**(12): 1761-6.
- Hecker, R. L. and S. Y. Liang (2002). Power feedback control in cylindrical plunge grinding with an inner repetitive position control loop, Vancouver, Canada, Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc.
- Hecker, R. L. and S. Y. Liang (2003). "Predictive modeling of surface roughness in grinding." International Journal of Machine Tools and Manufacture **43**(8): 755-761.
- Hecker, R. L., S. Y. Liang, et al. (2007). "Grinding force and power modeling based on chip thickness analysis." International Journal of Advanced Manufacturing Technology **33**(5-6): 449-459.
- Hekman, K. A. and S. Y. Liang (1999). "Compliance Feedback Control for Part Parallelism in Grinding." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **15**(1): 64-69.
- Hekman, K. A. and S. Y. Liang (1999). "Feed rate optimization and depth of cut control for productivity and part parallelism in grinding." Mechatronics **9**(5): 447-62.
- Heping, C., X. Ning, et al. (2005). "General framework of optimal tool trajectory planning for free-form surfaces in surface manufacturing." Transactions of the ASME. Journal of Manufacturing Science and Engineering **127**(1): 49-59.
- Hesterman, D. C. and B. J. Stone (2003). The control of unstable vibration in grinding, Stockholm, Sweden, Institute of Acoustics.
- Hoffmeister, H.-W. and T. Weber (1999). "Simulation of grinding by means of the finite element analysis." Technical Paper - Society of Manufacturing Engineers. MR(MR99-234): 1-12.

- Hongqi, L. and Y. C. Shin (2006). "Wheel regenerative chatter of surface grinding." Transactions of the ASME. Journal of Manufacturing Science and Engineering **128**(2): 393-403.
- Howes, T. (1990). "Assessment of the Cooling and Lubricative Properties of Grinding Fluids." CIRP Annals - Manufacturing Technology **39**(1): 313-316.
- Huang, H. and L. Yin (2001). High Speed Grinding Performance and Material Removal Mechanism of Silicon Nitride. Initiatives of Precision Engineering at the Beginning of a Millennium: 416-420.
- Hwang, T. W. and S. Malkin (1999). "Upper bound analysis for specific energy in grinding of ceramics." Wear **231**(2): 161-171.
- Ikeda, T., M. Minami, et al. (2005). Direct force and position control using kinematics and dynamics of manipulators in constrained motion. Intelligent Robots and Systems, 2005. (IROS 2005). 2005 IEEE/RSJ International Conference on.
- Inasaki, I. (1999). "Surface Grinding Machine with a Linear-Motor-Driven Table System: Development and Performance Test." CIRP Annals - Manufacturing Technology **48**(1): 243-246.
- International, A. S. M. (2002). ASM handbooks online ressource électronique. Materials Park, OH, ASM International.
- Jackson, M. J., B. Mills, et al. (2003). "Controlled wear of vitrified abrasive materials for precision grinding applications." Sadhana **28**: 897-914.
- Jae-Seob, K. (2005). "Application of Taguchi and response surface methodologies for geometric error in surface grinding process." International Journal of Machine Tools & Manufacture **45**(3): 327-34.
- Jaeger, J. C. (1942). "Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts." Proceedings of the Royal Society of New South Wales : **76**: 203-224..
- Jenkins, H. E. and T. R. Kurfess (1995). Adaptive process estimation for a grinding system, San Francisco, CA, USA, ASME, New York, NY, USA.
- Jenkins, H. E. and T. R. Kurfess (1996). Optimization of real-time multivariable estimation in grinding, Atlanta, GA, USA, ASME.
- Jenkins, H. E. and T. R. Kurfess (1997). "Dynamic stiffness implications for a multiaxis grinding system." JVC/Journal of Vibration and Control **3**(3): 297-313.

- Jenkins, H. E. and T. R. Kurfess (1999). "Adaptive pole-zero cancellation in grinding force control." *IEEE Transactions on Control Systems Technology* **7**(3): 363-70.
- Jenkins, H. E., T. R. Kurfess, et al. (1996). "Design of a robust controller for a grinding system." *IEEE Transactions on Control Systems Technology* **4**(1): 40-9.
- Jenkins, H. E., T. R. Kurfess, et al. (1995). *Force control experiments for engineering graduate students*, San Francisco, CA, USA, ASME, New York, NY, USA.
- Jin, T. and D. Stephenson (2006). "Analysis of Grinding Chip Temperature and Energy Partitioning in High-Efficiency Deep Grinding." *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **220**(5): 615-625.
- Jin, T. and D. J. Stephenson (2003). "Investigation of the heat partitioning in high efficiency deep grinding." *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **43**(11): 1129-1134.
- Jin, T. and D. J. Stephenson (2004). "Three Dimensional Finite Element Simulation of Transient Heat Transfer in High Efficiency Deep Grinding." *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **53**(1): 259-262.
- Jin, T. and D. J. Stephenson (2006). "Heat flux distributions and convective heat transfer in deep grinding." *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **46**(14): 1862-1868.
- Jin, T. and D. J. Stephenson (2008). "A study of the convection heat transfer coefficients of grinding fluids." *CIRP Annals - Manufacturing Technology* **57**(1): 367-370.
- Johnson, E. C., L. Rui, et al. (2008). *Design of experiments based force modeling of the face grinding process*, Monterrey, Mexico, Society of Manufacturing Engineers.
- Karpuschewski, B. and I. Inasaki (2006). Monitoring Systems for Grinding Processes. *Condition Monitoring and Control for Intelligent Manufacturing*: 83-107.
- Kelly, S., W. B. Rowe, et al. (1989). "Adaptive grinding control." *Advanced Manufacturing Engineering* **1**(5): 287-95.
- Kesavadas, T. and H. Subramanium (1998). "Flexible virtual tools for programming robotic finishing operations." *Industrial Robot* **25**(4): 268-275.
- Kesavadas, T. and D. J. Cannon (1996). *Virtual tools with attributes for robotic based intermediate manufacturing processes*, New York, NY, USA, IEEE.
- Khatri, S. A. (2006). Surface topology and forces in grinding. Canada, Dalhousie University (Canada): 110.

- Khoei, A. R., I. Masters, et al. (2002). "Design optimisation of aluminium recycling processes using Taguchi technique." Journal of Materials Processing Technology **127**(1): 96-106.
- Kim, C. A., D. S. Jo, et al. (2001). "High-precision rotating disk apparatus for drag reduction characterization." Polymer Testing **20**(1): 43-48.
- Kim, S.-J., H. U. Lee, et al. (2007). "Prediction of chatter in NC machining based on a dynamic cutting force model for ball end milling." International Journal of Machine Tools and Manufacture **47**(12-13): 1827-1838.
- Kim, T.-Y., J. Woo, et al. (1999). "Indirect cutting force measurement in multi-axis simultaneous NC milling processes." International Journal of Machine Tools and Manufacture **39**(11): 1717-1731.
- Kirpitchenko, I., N. Zhang, et al. (2002). Dynamics and control of grinding machines. Saitama, Japan, Japan Soc. Mechanical Eng. **vol.2:** 1039-44.
- Klocke, F. (2003). Modelling and simulation in grinding. 1st European Conference on Grinding. F.-B. V. R. Fertigungstechnik: 8.1-8.27.
- Koenig, W. and F. Klocke (1996). Fertigungsverfahren Band 2. Scheiben.
- Kohli, S., C. Guo, et al. (1995). "Energy partition to the workpiece for grinding with aluminum oxide and CBN abrasive wheels." Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME **117**(2): 160-168.
- Krishna, A. G. and K. M. Rao (2006). "Multi-objective optimisation of surface grinding operations using scatter search approach." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **29**(5): 475-480.
- Kulkarni, M., M. N. Dhavlikar, et al. (2003). "Combined Taguchi and dual response method for optimization of a centerless grinding operation." Journal of Materials Processing Technology **132**(1-3): 90-94.
- Kurfess, T. R. and D. E. Whitney (1992). "Predictive Control of a Robotic Grinding System." Journal of Engineering for Industry **114**(4): 412-420.
- Kurfess, T. R. and D. E. Whitney (1993). "An analysis and improvement of the predictive control integrating component." Transactions of the ASME. Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control **115**(1): 183-8.
- Kurfess, T. R. and D. E. Whitney (1993). "Decoupled control/error weighting for predictive control." Transactions of the ASME. Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control **115**(1): 188-93.

- Kurfess, T. R., D. E. Whitney, et al. (1988). "Verification of a dynamic grinding model." Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions ASME **110**(4): 403-409.
- Kwak, J.-S. (2005). "Application of Taguchi and response surface methodologies for geometric error in surface grinding process." International Journal of Machine Tools and Manufacture **45**(3): 327-334.
- Landers, R. G. and A. G. Ulsoy (2000). "Model-based machining force control." Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions of the ASME **122**(3): 521-527.
- Lau, T. W., M. L. Lau, et al. (1996). "Development of controlled deposition repair welding procedures at Ontario hydro." Welding Research Council Bulletin(412): 35-42.
- Lee, C. W. (2008). "Estimation Strategy for a Series of Grinding Cycles in Batch Production." Control Systems Technology, IEEE Transactions on **16**(3): 556-561.
- Lee, C. W., T. Choi, et al. (2003). "Intelligent model-based optimization of the surface grinding process for heat-treated 4140 steel alloys with aluminum oxide grinding wheels." Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME **125**(1): 65-76.
- Lemieux, S., J. Beaudry, et al. (2006). Force Control Test Bench for Underwater Vehicle Manipulator System Applications. IEEE Industrial Electronics, IECON 2006 - 32nd Annual Conference on.
- Li, G., L. Wang, et al. (2006). Real-time model building and experiment researching of grinding force for external plunge grinding process. Xi'an, China, Trans Tech Publications Ltd, Stafa-Zuerich, CH-8712, Switzerland. **532-533**: 905-908.
- Li, G., L. Wang, et al. (2006). Real-time model building and experiment researching of grinding force for external plunge grinding process, Stafa-Zuerich, CH-8712, Switzerland, Trans Tech Publications Ltd.
- Li, G. F., L. S. Wang, et al. (2002). "Multi-parameter optimization and control of the cylindrical grinding process." Journal of Materials Processing Technology **129**(1-3): 232-236.
- Li, H. and Y. C. Shin (2006). "A time-domain dynamic model for chatter prediction of cylindrical plunge grinding processes." Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME **128**(2): 404-415.
- Li, H. and Y. C. Shin (2006). "Wheel regenerative chatter of surface grinding." Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME **128**(2): 393-403.

- Lindsay, R. P. (1969). "Dressing and its effect on grinding performance." 69-568.
- Lindsay, R. P. (1979). "Precision grinding dressing effects." SME Technical Paper (Series) MR(MR79-32): 1.
- Lindsay, R. P. (1983). Effect of wheel wear rate on the grinding performance of three wheel grades, Berne, Switz, Technische Rundschau.
- Lindsay, R. P. (1984). Effect of contact time on forces, wheelwear rate and g-ratio during internal and external grinding, Berne, Switz, Technische Rundschau.
- Lindsay, R. P. (1990). Precision Grinding, Pittsburgh, PA, USA, Publ by Abrasive Engineering Soc.
- Lindsay, R. P., Hahn R. P. (1982). "Principles of grinding in: C. Bhateja, R. Lindsay (Eds.), Grinding Theory Techniques and Troubleshooting, (originally printed in Machinery, September 1971)." 3-41.
- Lindsay, R. P. and R. S. Hahn (1971). "Variables affecting metal removal and specific power in precision grinding." **20**(1): 61-2.
- Lindsay, R. P. H. R. P. (1982) "Principles of grinding: Four years later in: C. Bhateja, R. Lindsay (Eds.), Grinding Theory Techniques and Troubleshooting, (presented at SME's Abrasive Machining program, September 1975)." 42-60.
- Liu, C., C. Lin, et al. (2005). "A three-component strain gage dynamometer for grinding and polishing force measurement." Journal of Materials Engineering and Performance **14**(2): 173-178.
- Liu, C. H., A. Chen, et al. (2005). "Grinding force control in an automatic surface finishing system." Journal of Materials Processing Technology **170**(1-2): 367-73.
- Liu, C. H., A. Chen, et al. (2004). "Modelling and simulation of an automatic grinding system using a hand grinder." International Journal of Advanced Manufacturing Technology **23**(11-12): 874-881.
- Liu, L., B. J. Ulrich, et al. (1990). Robotic grinding force regulation: design, implementation and benefits. Robotics and Automation, 1990. Proceedings., 1990 IEEE International Conference on.
- Liu, Q., X. Chen, et al. (2008). "Robust design and optimisation of aerospace alloy grinding by different abrasive wheels." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **39**(11): 1125-1135.

- Liu, Q., X. Chen, et al. (2008). "Empirical modelling of grinding force based on multivariate analysis." Journal of Materials Processing Technology **203**(1-3): 420-430.
- Liu, S.-H., Y.-C. Lai, et al. (2008). "Parameter identification when designing a solid-modeling-based grinding-machine controller." International Journal of Machine Tools and Manufacture **48**(7-8): 851-857.
- Liu, W. J., Z. J. Pei, et al. (2002). Finite element analysis for grinding and lapping of wire-sawn silicon wafers, Fujian, China, Elsevier Science Ltd.
- Liu, X., Y. Wang, et al. (2005). Quality measurement of cutting and grinding surfaces based on image, Beijing, China, International Society for Optical Engineering, Bellingham, WA 98227-0010, United States.
- Ludwick, S. J., H. E. Jenkins, et al. (1994). Determination of a dynamic grinding model. Chicago, IL, USA, ASME, New York, NY, USA. **55-2**: 843-849.
- Mahdi, M. and L. Zhang (1995). "Finite element thermal analysis of grinding processes by ADINA." Computers and Structures **56**(2-3): 313-320.
- Mahdi, M. and L. Zhang (1997). "Applied mechanics in grinding - V. Thermal residual stresses." International Journal of Machine Tools & Manufacture **37**(5): 619-633.
- Malkin, S. (1989). Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives (First Edition), Society of Manufacturing Engineers.
- Malkin, S. (2008). Grinding Technology: The Way Things Can Work: Theory and Applications of Machining with Abrasives, Second Edition, Industrial Press, Inc.
- Malkin, S. and C. Guo (2007). "Thermal Analysis of Grinding." CIRP Annals - Manufacturing Technology **56**(2): 760-782.
- Malkin, S. and C. Guo (2008) "Model Based Simulation of Grinding Processes." Grinding & Abrasives magazine : July/August 2008, 1-21.
- Malkin, S. a. A., R.B. (1974). "Thermal aspects of grinding Part 1 - Energy partition," ASME, J. Eng. Ind. : 96: 1177-1183.
- Marinescu, I. D., M. Hitchiner, et al. (2006). Handbook of Machining with Grinding Wheels, CRC Press.
- Marinescu, I. D. and Knovel (2004). Tribology of abrasive machining processes ressource =C3=A9lectronique. Norwich, NY, William Andrew Pub.

- Mathia, T., M. Ouadou, et al. (1987). ADAPTIVE CONTROL IN GRINDING. WHY AND HOW, Paris, Fr, Pergamon Press, Oxford, Engl.
- Maurel, A., M. Fontaine, et al. (2007). "Milling process FEM simulation for identification of material parameters directly from experiments." AIP Conference Proceedings **908**(1): 251-6.
- Mayer Jr, J. E., G. Purushothaman, et al. (1999). "Model of grinding thermal damage for precision gear materials." CIRP Annals - Manufacturing Technology **48**(1): 251-254.
- McGinnis, M., S. Pessiki, et al. (2005). "Application of three-dimensional digital image correlation to the core-drilling method." Experimental Mechanics **45**(4): 359-367.
- Mesterton-Gibbons, M. (1989). A concrete approach to mathematical modelling. Redwood City, Calif., Addison-Wesley.
- Midha, P. S., C. B. Zhu, et al. (1991). "Optimum selection of grinding parameters using process modelling and knowledge-based system approach." Journal of Materials Processing Technology **28**(1-2): 189-198.
- Minami, M., T. Asakura, et al. (1997). "Position control and explicit force control of constrained motions of a manipulator for accurate grinding tasks." Advanced Robotics **11**(3): 285-300.
- Moerlein, A., E. Marsh, et al. (2009). "In-process force measurement for diameter control in precision cylindrical grinding." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **42**(1): 93-101.
- Moulik, P. N., H. T. Y. Yang, et al. (2001). "Simulation of thermal stresses due to grinding." International Journal of Mechanical Sciences **43**(3): 831-851.
- Mukherjee, I. and P. K. Ray (2008). "A systematic solution methodology for inferential multivariate modelling of industrial grinding process." Journal of Materials Processing Technology **196**(1-3): 379-392.
- Nahavandi, S., M. J. Uddin, et al. (2007). "Automated robotic grinding by low-powered manipulator." Robotics and Computer-Integrated Manufacturing **23**(5): 589-98.
- Nalbant, M., H. Gokkaya, et al. (2007). "Application of Taguchi method in the optimization of cutting parameters for surface roughness in turning." Materials & Design **28**(4): 1379-85.
- Nasri, H. and G. Bolmsjo (1995). "Process model for robotic disc grinding." International Journal of Machine Tools & Manufacture **35**(4): 503-510.

- Nelson, L., T. Kurfess, et al. (1999). "Generating and modeling subsurface damage in grinding γ-Ti-48Al." American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED **10**: 467-472.
- Ni, X., D. Jin, et al. (2004). "Experimental investigation on rough surfaces grinded by a robotic arm." Zhongguo Jixie Gongcheng/China Mechanical Engineering **15**(22): 1986-1989.
- Norman, P., M. Backstrom, et al. (2006). "A sophisticated platform for characterization, monitoring and control of machining." Measurement Science and Technology **17**(4): 847-854.
- Ohashi, K., Y. Sumimoto, et al. (2009). "The possibility of dressless restoration of grindactivity in dry grinding of carbon." Key Engineering Materials **389-390**: 356-361.
- Ohbuchi, Y. and T. Obikawa (2006). "Surface generation model in grinding with effect of grain shape and cutting speed." JSME International Journal, Series C: Mechanical Systems, Machine Elements and Manufacturing **49**(1): 114-120.
- Oliveira, J. F. G., T. V. França, et al. (2008). "Experimental analysis of wheel/workpiece dynamic interactions in grinding." CIRP Annals - Manufacturing Technology **57**(1): 329-332.
- Olsson, T. L. (2007). High-speed vision and force feedback for motion-controlled industrial manipulators. Sweden, Lunds Universitet (Sweden).
- Orynski, F. and W. Pawlowski (2004). "Simulation and Experimental Research of the Grinder'S Wheelhead Dynamics." Journal of Vibration and Control **10**(6): 915-930.
- Otto, K. N. and E. K. Antonsson (1993). "Extensions to the Taguchi Method of Product Design." Journal of Mechanical Design **115**(1): 5-13.
- Outwater, J. O. a. S. M. C. (1952). "Surface temperature in grinding." Trans ASME **74**: 73-86.
- Pagilla, P. R. and Y. Biao (2001). "Robotic surface finishing processes: modeling, control, and experiments." Transactions of the ASME. Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control **123**(1): 93-102.
- Park, H. W. and S. Y. Liang "Force modeling of micro-grinding incorporating crystallographic effects." International Journal of Machine Tools and Manufacture **In Press, Corrected Proof**.

- Park, S., C. Shah, et al. (2007). Effect of boundary conditions on the dynamic response characterization of board-level drop test, Singapore, Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc., Piscataway, NJ 08855-1331, United States.
- Pavel, R. and A. Srivastava (2007). "An experimental investigation of temperatures during conventional and CBN grinding." International Journal of Advanced Manufacturing Technology **33**(3-4): 412-418.
- Pavel, R. and A. Srivastava (2007). Monitoring and model generation for intelligent optimization and control of surface grinding processes, New York, NY 10016-5990, United States, American Society of Mechanical Engineers.
- Powalka, B., J. S. Dhupia, et al. (2008). "Identification of machining force model parameters from acceleration measurements." International Journal of Manufacturing Research **3**(3): 265-84.
- Prasad, B. S., M. M. M. Sarcar, et al. (2007). Condition monitoring of surface grinding wheel using machine vision, Kowloon, China, Newswood Ltd.
- Pritschow, G. (1998). "A Comparison of Linear and Conventional Electromechanical Dives." CIRP Annals - Manufacturing Technology **47**(2): 541-548.
- Queshi, R. A., M. A. Mannan, et al. (2002). A comparison of grinding forces arising from oscillating workpiece speed and chip thickness. West Lafayette, ID, Society of Manufacturing Engineers: 1-8.
- Ramsden, J. J., D. M. Allen, et al. (2007). "The Design and Manufacture of Biomedical Surfaces." CIRP Annals - Manufacturing Technology **56**(2): 687-711.
- Rao, B. C., R. X. Gao, et al. (1995). "Integrated force measurement for on-line cutting geometry inspection." IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement **44**(5): 977-980.
- Razavi, H. A. and T. R. Kurfess (2003). "Detection of wheel and workpiece contact/release in reciprocating surface grinding." Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME **125**(2): 394-395.
- Razavi, H. A., T. R. Kurfess, et al. (2003). "Force control grinding of gamma titanium aluminide." International Journal of Machine Tools and Manufacture **43**(2): 185-191.
- Rechenko, D. S. (2009). "Cutting forces in high-speed grinding." Russian Engineering Research **29**(1): 106-108.
- Rentsch, R. I. I. (2006) "Molecular dynamics simulation of the nanometer scale cutting process." International Journal of Manufacturing Research **2006** **1**, 83 - 100.

- Retivtsev, I. M., V. F. Osipenko, et al. (1967). "Dynamometer for evaluating cutting forces in grinding." Measurement Techniques **10**(12): 1578-1579.
- Romanovskii, M. R. (1990). "Planning an experiment for mathematical model identification." Journal of Engineering Physics and Thermophysics **58**(6): 800-807.
- Rowe, W. B., S. C. E. Black, et al. (1997). "Grinding temperatures and energy partitioning." Proceedings of the Royal Society of London, Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences **453**(1960): 1083-1104.
- Rowe, W. B., Y. Li, et al. (1997). "An Intelligent Multiagent Approach for Selection of Grinding Conditions." CIRP Annals - Manufacturing Technology **46**(1): 233-238.
- Rowe, W. B., M. N. Morgan, et al. (2003). Energy and temperature analysis in grinding, Huddersfield, United Kingdom, WIT Press, Southampton, United Kingdom.
- Sagradyan, A. I. (2005). "Investigation of cutting forces by the method of statistical planning of the experiment." Journal of Engineering Physics and Thermophysics **78**(5): 1034-1039.
- Saini, D. P., J. G. Wager, et al. (1982). "Practical Significance of Contact Deflections in Grinding." CIRP Annals - Manufacturing Technology **31**(1): 215-219.
- Salisbury, E. J. e. a. (2001) "A Three-Dimensional Model for the Surface Texture in Surface Grinding, Part 1: Surface Generation Model." Journal of Manufacturing Science and Engineering : Volume 123, Issue 4, 582-590
- Salmon, S. C. (1992). Modern grinding process technology. New York, N.Y., McGraw-Hill.
- Samhouri, M. S. and B. W. Surgenor (2005). Surface roughness in grinding: Off-line identification with an adaptive neuro-fuzzy inference system, Dearborn, 48121-0930, United States, Society of Manufacturing Engineers.
- Sedighi, M. and D. Afshari "Creep feed grinding optimization by an integrated GA-NN system." Journal of Intelligent Manufacturing.
- Sedighi, M. and D. Afshari (2009). "Creep feed grinding optimization by an integrated GA-NN system." Journal of Intelligent Manufacturing.
- Seker, U., A. Kurt, et al. (2004). "The effect of feed rate on the cutting forces when machining with linear motion." Journal of Materials Processing Technology **146**(3): 403-7.

- Shaji, S. and V. Radhakrishnan (2003). "Analysis of process parameters in surface grinding with graphite as lubricant based on the Taguchi method." Journal of Materials Processing Technology **141**: 51-9.
- Shaoqiang, D., K. Danai, et al. (2004). "Continuous optimal infeed control for cylindrical plunge grinding. Part 2: controller design and implementation." Transactions of the ASME. Journal of Manufacturing Science and Engineering **126**(2): 334-40.
- Shaoqiang, D., K. Danai, et al. (2004). "Continuous optimal infeed control for cylindrical plunge grinding. Part 1: methodology." Transactions of the ASME. Journal of Manufacturing Science and Engineering **126**(2): 327-33.
- Shaw, M. (1984). Grinding temperatures. Proceedings of the 12th North American Research Conference. Dearborn, MI, USA,: 304.
- Shen, B., G. Xiao, et al. (2008). "Thermocouple fixation method for grinding temperature measurement." Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME **130**(5): 0510141-0510148.
- Shimizu, J., L. B. Zhou, et al. (2002). "Simulation and experimental analysis of super high-speed grinding of ductile material." Journal of Materials Processing Technology **129**(1-3): 19-24.
- Shin, D. and T. Tjahjadi (2006). Triangular mesh generation of octrees of non-convex 3D objects, Hong Kong, China, Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc.
- Shu-Hung, L., L. Yi-Chih, et al. (2008). "Parameter identification when designing a solid-modeling-based grinding-machine controller." International Journal of Machine Tools and Manufacture **48**(7-8): 851-7.
- Srivastava, A. K. and M. A. Elbestawi (1995). "Control strategy for multipass robotic grinding." International Journal of Robotics & Automation **10**(3): 114-19.
- Srivastava, A. K., D. B. Rogers, et al. (1992). "Workpiece burn and surface finish during controlled force robotic disk grinding." International Journal of Machine Tools & Manufacture **32**(6): 797-809.
- Srivastava, A. K., D. B. Rogers, et al. (1993). "Optimal planning of an adaptively controlled robotic disk grinding process." International Journal of Machine Tools & Manufacture **33**(6): 809-825.
- Srivastava, A. K., B. J. Ulrich, et al. (1990). "Analysis of rigid-disk wear during robotic grinding." International Journal of Machine Tools & Manufacture **30**(4): 521-534.

- Srivastava, A. K., K. M. Yuen, et al. (1992). "Surface finish in robotic disk grinding." International Journal of Machine Tools & Manufacture **32**(3): 269-279.
- Stephenson, D. J., J. Hedge, et al. (2002). "Surface finishing of Ni-Cr-B-Si composite coatings by precision grinding." International Journal of Machine Tools and Manufacture **42**(3): 357-363.
- Stephenson, D. J., T. Jin, et al. (2002). "High Efficiency Deep Grinding of a Low Alloy Steel with Plated CBN Wheels." CIRP Annals - Manufacturing Technology **51**(1): 241-244.
- Stephenson, D. J., D. Veselovac, et al. (2001). "Ultra-precision grinding of hard steels." Precision Engineering **25**(4): 336-345.
- Stepien, P. "A Probabilistic model of the grinding process." Applied Mathematical Modelling In Press, Accepted Manuscript.
- Stepien, P. (2007). "Grinding forces in regular surface texture generation." International Journal of Machine Tools and Manufacture **47**(14): 2098-2110.
- Su, C., J. Yang, et al. (2008). "Development of virtual grinding wheel and its grinding performance analysis." Jisuanji Fuzhu Sheji Yu Tuxingxue Xuebao/Journal of Computer-Aided Design and Computer Graphics **20**(5): 560-564.
- Subrahmanya, N. and Y. C. Shin (2008). "Automated sensor selection and fusion for monitoring and diagnostics of plunge grinding." Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME **130**(3): 0310141-03101411.
- Sun, Y., J. H. L. Pang, et al. (2006). Thermal deformation measurement by digital image correlation method, San Diego, CA, United States, Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc., Piscataway, NJ 08855-1331, United States.
- Tang, J., J. Du, et al. "Modeling and experimental study of grinding forces in surface grinding." Journal of Materials Processing Technology In Press, Corrected Proof.
- Tang, K., S.-Y. Chou, et al. (2000). "Tetrahedral mesh generation for solids based on alternating sum of volumes." Computers in Industry **41**(1): 65-81.
- Tate, A. R. (1981). Closed loop force control for a robotic grinding system. Massachusetts, Massachusetts Institute Of Technology.
- Tawakoli, T. and B. Azarhoushang (2008). "Influence of ultrasonic vibrations on dry grinding of soft steel." International Journal of Machine Tools and Manufacture **48**(14): 1585-1591.

- Tawakoli, T. and M. Rabiey (2008). "An innovative concept and its effects on wheel surface topography in dry grinding by resin and vitrified bond CBN wheel." Machining Science and Technology **12**(4): 514-528.
- Tawakoli, T., E. Westkaemper, et al. (2007). "Dry grinding by special conditioning." International Journal of Advanced Manufacturing Technology **33**(3-4): 419-24.
- Thomessen, T., T. K. Lien, et al. (1994). Remote repair grinding of cracks underwater. Osaka, Jpn, Publ by Int Soc of Offshore and Polar Engineers (ISOPE), Golden, CO, USA. **2**: 330-336.
- Thomessen, T., T. K. Lien, et al. (2001). "Robot control system for grinding of large hydro power turbines." Industrial Robot **28**(4): 328-34.
- Toenshoff, H. K., B. Karpuschewski, et al. (1997). "Particle emission and immission in dry grinding." CIRP Annals - Manufacturing Technology **46**(2): 693-695.
- Tonshoff, H. K., T. Friemuth, et al. (2002). "Process monitoring in grinding." CIRP Annals - Manufacturing Technology **51**(2): 551-571.
- Tonshoff, H. K., J. Peters, et al. (1992). "Modelling and simulation of grinding processes." CIRP Annals **41**(2): 677-688.
- Tounsi, N. and A. Otho (2000). "Dynamic cutting force measuring." International Journal of Machine Tools and Manufacture **40**(8): 1157-1170.
- Tounsi, N. and A. Otho (2000). "Dynamometer Performance Modeling and Experimental Assessment." Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control **122**(3): 477-482.
- Ulrich, B., A. Srivastava, et al. (1992). "Analysis of the robotic disc grinding process." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **7**(2): 82-92.
- Ulrich, B. J., L. Liu, et al. (1990). Force control for robotic rigid disk grinding. San Diego, CA, USA, Publ by American Automatic Control Council, Green Valley, AZ, USA: 1804-1810.
- Van Den Braembussche, P., J. Swevers, et al. (1996). "Accurate tracking control of linear synchronous motor machine tool axes." Mechatronics **6**(5): 507-21.
- van Gelder, A., V. Verma, et al. (1999). Volume decimation of irregular tetrahedral grids, Los Alamitos, CA, USA, IEEE Comput. Soc.

- Varghese, B., S. Pathare, et al. (2000). "Development of a Sensor-Integrated "Intelligent" Grinding Wheel for In-Process Monitoring." CIRP Annals - Manufacturing Technology **49**(1): 231-234.
- Walton, I. M., D. J. Stephenson, et al. (2006). "The measurement of grinding temperatures at high specific material removal rates." International Journal of Machine Tools & Manufacture **46**(12-13): 1617-25.
- Wang, J.-Z., L.-S. Wang, et al. (2005). Prediction of surface roughness in cylindrical traverse grinding based on ALS algorithm, Guangzhou, China, Institute of Electrical and Electronics Engineers Computer Society, Piscataway, NJ 08855-1331, United States.
- Wang, S.-B. and H.-S. Kou (2006). "Selections of working conditions for creep feed grinding. Part(II): workpiece temperature and critical grinding energy for burning." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **28**(1): 38-44.
- Wang, S.-B. and C.-F. Wu (2006). "Selections of working conditions for creep feed grinding. Part(III): avoidance of the workpiece burning by using improved BP neural network." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **28**(1): 31-37.
- Wang, S. B. and H. S. Kou (2004). "Selections of working conditions for creep feed grinding. Part(I)-thermal partition ratios." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **23**(9): 700-706.
- Wang, W. S., F. Xu, et al. (2006). "Study on the virtual wheel and grinding process." Key Engineering Materials **304-305**: 146-150.
- Wang, Y. T. and Y. J. Jan (2001). Grinding force models in finishing processes. Como. **2**: 822-827.
- Wang, Y. T. and Y. J. Jan (2001). Path planning for robot-assisted grinding processes, Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc.
- Wang, Y. T. and C. P. Wang (1999). Development of a polishing robot system. Emerging Technologies and Factory Automation, 1999. Proceedings. ETFA '99. 1999 7th IEEE International Conference on.
- Webster, J. and M. Tricard (2004). "Innovations in Abrasive Products for Precision Grinding." CIRP Annals - Manufacturing Technology **53**(2): 597-617.
- Weinert, K. and M. Schneider (2000). "Simulation of Tool-Grinding with Finite Element Method." CIRP Annals - Manufacturing Technology **49**(1): 253-256.

- Werner, G. (1982). "Influence of work material on grinding forces in: C. Bhateja, R. Lindsay (Eds.), Grinding Theory Techniques and Troubleshooting, (published in the CIRP Annals, Volume 27, No.1, 1978, p.243-248)." 61-67.
- Whitney, D. E., A. C. Edsall, et al. (1990). "Development and control of an automated robotic weld bead grinding system." Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions ASME **112**(2): 166-176.
- Whitney, D. E., T. R. Kurfess, et al. (1988). COMBINED FORCE AND VISION CONTROL OF A WELD BEAD GRINDING SYSTEM, Atlanta, GA, USA, ASME, New York, NY, USA.
- Whitney, D. E. and E. D. Tung (1992). "Robot grinding and finishing of cast iron stamping dies." Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions of the ASME **114**(1): 132-140.
- Whitney, D. E. B. M. L. (1987). Metal removal models and process planning for robot grinding. Proceeding of 17th ISIR: 19-29.
- Wu, G., Z. Ying, et al. (2007). "Surfactant turbulent drag reduction in an enclosed rotating disk apparatus." Experiments in Fluids **42**(3): 459-69.
- Wu, J., M.-J. Zhang, et al. (2007). Research of system identification method for underwater vehicle based on neural network. Wavelet Analysis and Pattern Recognition, 2007. ICWAPR '07. International Conference on. **2**: 705-710.
- Xie, Q. (2008). Modeling and control of linear motor feed drives for grinding machines. United States -- Georgia, Georgia Institute of Technology.
- Xie, Q., S. Y. Liang, et al. (2006). "Modelling of linear motor feed drives for grinding machines." International Journal of Manufacturing Research **1**(1): 41-58.
- Xisong, C., Z. Junyong, et al. (2007). Override and model predictive control of particle size and feed rate in grinding process. Hunan, China, IEEE: 704-8.
- Xu, C. and Y. C. Shin (2007). "Control of cutting force for creep-feed grinding processes using a multi-level fuzzy controller." Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions of the ASME **129**(4): 480-492.
- Xu, W., M. Minami, et al. (2007). Position/force control of grinding robot by using real-time presumption of constrained condition, Takamatsu, Japan, Society of Instrument and Control Engineers (SICE), Tokyo, 113, Japan.

- Xu, Y. and Z. Chen (2006). Application and prospect of the PMLSM driver on grinding machine, Piscataway, NJ 08855-1331, United States, Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc.
- Yaofeng, S., J. H. L. Pang, et al. (2006). Thermal deformation measurement by digital image correlation method, San Diego, CA, USA, IEEE.
- Yin, L., H. Huang, et al. (2005). "High speed versus conventional grinding in high removal rate machining of alumina and alumina-titania." International Journal of Machine Tools and Manufacture **45**(7-8): 897-907.
- Ying, T. and J. Pingyu (2007). Optimization of tool motion trajectories for pocket milling using a chaos ant colony algorithm, Piscataway, NJ, USA, IEEE.
- Younis, M. A. a. A., H. (1984). "Probabilistic analysis of the surface grinding process." Trans. CSME **8**(4): 208–213.
- Yu, T. B., J. Y. Yang, et al. (2007). Study on the simulation of grinding based on virtual reality technology, Stafa-Zuerich, CH-8712, Switzerland, Trans Tech Publications Ltd.
- Yu, X. X. and W. S. Lau (1999). "Finite-element analysis of residual stress in stretch grinding." Journal of Materials Processing Technology **94**(1): 13-22.
- Yumei, L. and H. Dejin (2008). "Real-time measurement and compensation for wheel wear in curve grinding based on image processing method." Key Engineering Materials **359-60**: 479-83.
- Zarudi, I. and L. C. Zhang (2002). "A revisit to some wheel-workpiece interaction problems in surface grinding." International Journal of Machine Tools and Manufacture **42**(8): 905-913.
- Zhang, J. H., P. Q. Ge, et al. (2007). Theory and experiment study on the grinding force, Stafa-Zuerich, CH-8712, Switzerland, Trans Tech Publications Ltd.
- Zhang, N., I. Kirpitchenko, et al. (2005). "Dynamic model of the grinding process." Journal of Sound and Vibration **280**(1-2): 425-432.
- Zhang, Y.-h., L.-h. Wang, et al. (2008). "A new digital measurement method for accurate curve grinding process." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology **36**(3): 305-314.
- Zhu, C. B., P. S. Midha, et al. (1993). "Dynamic modelling approach to computer aided optimum selection of grinding parameters." Journal of Materials Processing Technology **38**(1-2): 227-246.

Zum Gar, K. H. (1987). Grundlagen des Verschleißes.

Zuo, D. W. and T. Matsuo (2001). "Significance of grinding temperature in metal removal." Key Engineering Materials **202-203**: 57-60.