



**HAL**  
open science

# Contribution à l'automatisation des opérations de polissage sur machine à commande numérique asservie en position et vitesse

Julien Chaves-Jacob

► **To cite this version:**

Julien Chaves-Jacob. Contribution à l'automatisation des opérations de polissage sur machine à commande numérique asservie en position et vitesse. Automatique / Robotique. Aix Marseille Université, 2022. tel-04531634

**HAL Id: tel-04531634**

**<https://cnrs.hal.science/tel-04531634>**

Submitted on 3 Apr 2024

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

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

---

Contribution à l'automatisation des opérations de polissage  
sur machine à commande numérique asservie en position et  
vitesse

Julien CHAVES-JACOB

Rapport en vue d'obtenir l'habilitation à diriger les recherches  
à  
Aix-Marseille Université.

Soutenue publiquement le 18 /11/2022 devant le jury :

Mme Nadia Bahlouli, Professeure des Universités, ICUBE/Université de Strasbourg

M Henri Paris, Professeur des Universités, G-SCOP/Université de Grenoble

M Benoit Furet, Professeur des Universités, LS2N/Université de Nantes

M Alain Daidié, Professeur des Universités, Institut Clément Ader/INSA Toulouse

M Jean-Marc Linares, Professeur des Universités, ISM/Aix-Marseille Université

M Jean-Michel Sprauel, Professeur Emérite, ISM/Aix-Marseille Université

---

## TABLE DES MATIERES

<b>TABLE DES MATIERES .....</b>	<b>3</b>
<b>TABLE DES ILLUSTRATIONS .....</b>	<b>10</b>
<b>REMERCIEMENTS.....</b>	<b>16</b>
<b>CHEMINEMENT SCIENTIFIQUE.....</b>	<b>18</b>
<b>INTRODUCTION AUX CHAPITRES I, II ET III.....</b>	<b>21</b>
<b>CHAPITRE I : RECHERCHE DE TRAJECTOIRES DE L'OUTIL POUR LE POLISSAGE.....</b>	<b>25</b>
1 Problématique.....	25
1.1 Trajectoire usuelle dans l'industrie : interpolation linéaire.....	25
1.2 Problèmes engendrés par l'utilisation de l'interpolation linéaire.....	26
1.3 Solutions existantes pour améliorer les problèmes liés à l'interpolation linéaire	
27	
1.4 Calcul de trajectoires lors de discontinuités dans les modèles géométriques ....	27
2 Lissage de trajectoires avec une interpolation polynomiale [Article 4] .....	28
2.1 Présentation de la méthode d'interpolation polynomiale de degré cinq .....	29
2.2 Présentation du plan d'expériences .....	29
2.3 Définition des paramètres de la surface .....	30
2.4 Modèle expérimental.....	32
2.5 Conclusion sur l'efficacité de l'interpolation polynomiale .....	33
3 Concaténation [Article 8] .....	34
3.1 Méthode de concaténation.....	34
3.2 Validation expérimentale .....	36
3.3 Conclusions sur la méthode de concaténation avec une interpolation polynomiale	
41	
4 Adaptation des trajectoires [Article 6].....	41
4.1 Etat de l'art sur l'alignement de surfaces et la déformation de trajectoires .....	42
4.2 Méthode de déformation .....	43
4.2.1 L'alignement de la surface mesurée.....	44
4.2.2 La déformation du parcours d'outil.....	44
4.2.3 Lissage du parcours d'outil.....	46

5	Trajectoires de polissage [Article 5].....	47
5.1	Méthode de polissage par le flanc .....	47
5.2	Optimisation de l'usure outil.....	50
5.2.1	Usure uniforme de l'outil avec motifs Spade .....	50
5.3	Optimisation de la couverture de la surface .....	52
5.4	Validation expérimentale .....	53
5.5	Conclusions sur la méthode de polissage.....	54
6	Adaptation de la trajectoire à la forme de l'outil [Article 9] .....	55
6.1	Contrôle de l'effort radial.....	55
6.1.1	Recherche des paramètres influents .....	55
6.1.2	Raideur équivalente .....	57
6.2	Compensation de la forme de l'outil .....	58
6.3	Validation expérimentale .....	59
6.4	Conclusion sur l'adaptation de la trajectoire à la forme de l'outil .....	60
7	Conclusion du chapitre I.....	60
	<b>CHAPITRE II : MACHINES PRECISES .....</b>	<b>63</b>
1	Mesure et correction des machines-outils [Article 11].....	64
1.1	Procédure de mesure .....	64
1.2	Comparaison des résultats .....	65
1.3	Résultats de l'inter-comparaison .....	66
2	Optimisation du protocole de mesure des machines-outils [Article 12] .....	66
3	Conclusion de chapitre II.....	67
	<b>CHAPITRE III : PARAMETRES DE COUPE DE POLISSAGE.....</b>	<b>69</b>
1	Problématique .....	69
2	Modèle empirique [Article 10] .....	72
2.1	Facteurs testés .....	72
2.2	Détermination des facteurs les plus influents : criblage.....	73
2.2.1	Facteurs du criblage .....	73
2.2.2	Réponses du criblage .....	75
2.2.3	Résultats du criblage et discussions .....	77

2.3	Optimisation des facteurs : surface de réponse .....	80
2.3.1	Facteurs de la surface de réponse.....	80
2.3.2	Résultats et discussion .....	81
2.3.3	Optimisation sous contrainte.....	83
3	Modèle analytique de simulation qui considère chaque grain [Article 14].....	85
3.1	La méthode AMPSP (Analytical-Method for Polishing-Surface Prediction)....	85
3.1.1	Génération de l’outil virtuel de polissage .....	86
3.1.2	Simulation de coupe.....	89
3.2	Validation expérimentale .....	93
3.2.1	Validation du débit : polissage d’une ligne.....	93
3.2.2	Validation de la topologie prédite.....	95
4	Simulateur de polissage 2D espace replié [Article 13].....	96
4.1	Méthode de repliement d’espace.....	97
4.1.1	Concepts de base.....	97
4.1.2	Choix des directions caractéristiques en polissage .....	98
4.2	Conceptualisation du process de polissage .....	100
4.2.1	Entrée / sortie de la méthode.....	100
4.2.2	Génération du profil initial équivalent .....	101
4.2.3	Génération du profil d’outil non déformé.....	102
4.2.4	Adaptation du profil outil.....	104
4.2.5	Adaptation du débit matière.....	106
4.2.6	Coupe de la surface dans l’espace replié .....	106
4.3	Détermination expérimentale des paramètres de la méthode.....	107
4.3.1	Détermination des grains actifs sur la surface de l’outil : $p$ .....	107
4.3.2	Estimation de la distribution de la taille de grains en fonction de l’usure outil : $k$	108
4.4	Validation expérimentale .....	110
4.4.1	Définition de la pièce d’essais .....	110

4.4.2	Définition des critères de qualité de surface .....	110
4.4.3	Essais.....	111
4.5	Comparaison avec d'autres méthodes analytiques .....	112
4.6	Limites de la méthode proposée .....	114
5	Conclusion du chapitre III .....	114
	<b>CHAPITRE IV : APPLICATIONS AUX PROTHESES.....</b>	<b>118</b>
1	Collaboration avec l'équipe Plasticité des Systèmes Nerveux et Musculaire (PSNM) de l'ISM.....	118
1.1	Apports scientifiques de cette collaboration .....	118
1.1.1	Effet de l'électro stimulation sur les implants en titane [Article 16].....	118
1.1.2	Effet d'une alimentation salée sur les implants en titane [Article 17].....	118
1.1.3	Comparaison de la bio compatibilité de 4 matériaux couramment utilisés dans les implants [Article 18].....	119
1.1.4	Prothèse totale de genou pour le modèle animal du rat [Article 20].....	119
1.1.5	Contribution dans ces études.....	120
2	Collaboration avec l'équipe GIBOC : Groupe Interdisciplinaire en Biomécanique Ostéoarticulaire .....	122
2.1	Apport scientifique de cette collaboration .....	122
2.1.1	Développement d'un nouvel implant rachidien flexible et glissant [Article 19]	122
2.1.2	Utilisation de plan d'expériences pour optimiser la conception d'un implant de poignet [Article 15] .....	123
2.1.3	Contribution dans ces études.....	123
3	Conclusion chapitre IV .....	124
	<b>CHAPITRE V : NOUVELLE THEMATIQUE, ALLEGEMENT DE PIECES BIO-INSPIREES.....</b>	<b>127</b>
1	Les os longs, une source de bio-inspiration.....	129
1.1	La loi de Wolff .....	130
1.2	Formation de la cavité médullaire .....	130
2	Bio-inspiration de l'os trabéculaire [Article 21].....	131
2.1	Méthode d'allègement bio-inspirée de l'os trabéculaire .....	132
2.1.1	Motif élémentaire bio-inspiré.....	132

2.1.2	Taille de motif bio-inspiré.....	133
2.1.3	Loi bio-inspirée compacité/contraintes .....	133
2.1.4	Facteur de forme du motif bio-inspiré .....	135
2.1.5	Validation expérimentale : poutre en flexion trois points.....	135
3	Bio-inspiration de la structure des os longs [Article 24] .....	137
3.1	Détermination du domaine de cohésion de la matière .....	137
3.2	Méthode de réduction de masse bio-inspirée de la formation de la cavité médullaire.....	138
3.3	Validation expérimentale .....	138
4	Maîtrise de la fabrication additive pour l'obtention de structures bio-inspirées [Article 23] + [Article 22].....	141
4.1	Maîtrise des paramètres d'impression [Article 23] .....	141
4.1.1	DOE1 : plan d'expériences .....	142
4.1.2	DOE2 : raffinement des paramètres SLM pour réduire les contraintes internes	143
4.1.3	Validation expérimentale : essais de fatigue.....	143
4.2	Prédiction des déformations/contraintes dans les pièces imprimées [Article 22]	144
4.2.1	Définition du modèle thermomécanique du procédé SLM.....	144
4.2.2	Étalonnage du modèle thermomécanique .....	146
4.2.3	Validation expérimentale .....	146
	<b>CHAPITRE VI : SYNTHÈSE DES TRAVAUX DE RECHERCHE ET PERSPECTIVES .....</b>	<b>148</b>
1	Contexte des travaux .....	148
2	Travaux de recherche réalisés : positionnement des travaux par rapport à la communauté et originalité des approches .....	149
2.1	Evolution de la thématique de recherche .....	149
2.2	Positionnement par rapport à la communauté et originalité des travaux réalisés sur l'automatisation des opérations de polissage .....	149
3	Premiers pas dans la nouvelle thématique : allègement de pièces en prenant pour source d'inspiration la nature .....	151
4	Perspectives .....	151



<b>CHAPITRE VII : CURRICULUM VITAE DETAILLE ET PRINCIPAUX ARTICLES.....</b>	<b>155</b>
1 CURRICULUM VITAE.....	155
1.1 Situation personnelle .....	155
1.2 Formation .....	155
1.3 Fonctions .....	155
2 DOSSIER SCIENTIFIQUE ET ENCADREMENT .....	156
2.1 Encadrements jusqu'en 2021 .....	156
2.1.1 Résumé des encadrements jusqu'en 2021.....	156
2.1.2 Détail des encadrements.....	156
2.2 Collaborations .....	159
2.2.1 Internationales.....	159
2.2.2 Nationales .....	160
2.3 Appartenance à des comités éditoriaux.....	161
2.4 Organisations de congrès nationaux / internationaux .....	162
2.5 Contrats industriels : Porteur / Responsable scientifique / Participant .....	162
2.6 Contrats de recherche .....	163
3 DOSSIER ADMINISTRATIF .....	163
4 DOSSIER ENSEIGNEMENT.....	164
4.1 Présentation synthétique de l'activité d'enseignement.....	164
4.2 Responsabilités pédagogiques.....	165
5 PUBLICATIONS PERSONNELLES .....	165
5.1 Résumé des productions scientifiques.....	165
5.1.1 Production écrite .....	165
5.1.2 Conférences.....	165
5.2 Liste des productions scientifiques personnelles .....	166
5.2.1 Articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues... ..	166
5.2.2 Articles dans des revues nationales à comité de lecture .....	167
5.2.3 Communications dans des congrès internationaux à comité de lecture et actes publiés (revue ou ouvrage avec ISBN) .....	167

5.2.4 Communications dans des congrès avec actes à diffusion restreinte (actes non publiés dans une revue), .....	168
5.2.5 Communications dans des congrès nationaux à comité de lecture et actes publiés (revue ou ouvrage avec ISBN), .....	168
<b>BIBLIOGRAPHIE .....</b>	<b>170</b>

## TABLE DES ILLUSTRATIONS

Figure 1 : Gamme de fabrication de la partie fémorale d'une prothèse de genou. ....	21
Figure 2 : Diagramme d'Ishikawa des travaux menés pour contribuer à l'automatisation des opérations de polissage sur centre d'usinage. ....	23
Figure I.1 : Différentes trajectoires en interpolation linéaire. ....	25
Figure I.2 : Principaux défauts de surface lors de l'usinage en bout d'une surface complexe avec une interpolation linéaire. ....	26
Figure I.3 : Incidence des discontinuités géométriques sur la production de débris lors du frottement. ....	28
Figure I.4 : Méthode d'interpolation polynomiale de degré cinq. ....	29
Figure I.5 : Pièce d'essais montée sur une machine 5-axes. ....	30
Figure I.6 : Mesures de surface à l'aide d'une MMT optique. ....	31
Figure I.7 : Résidus de soustraction de la surface nominale à la surface mesurée (discontinuité en $C^0$ ). ....	31
Figure I.8 : Résidus de soustraction de la surface lisse à la surface mesurée (discontinuité en $C^0$ ). ....	32
Figure I.9 : Représentation sous forme d'histogramme des coefficients des modèles expérimentaux de $AD$ . ....	33
Figure I.10 : Les principaux problèmes du parcours d'outil calculé sur des surfaces maillées. ....	34
Figure I.11 : Idée de base de la méthode de concaténation. ....	35
Figure I.12 : Organigramme de la méthode de concaténation. ....	36
Figure I.13 : Définition des zones usinées et mesurées du plateau tibial de la prothèse de genou. ....	38
Figure I.14 : Evolution du temps d'usinage et de la rugosité de surface en fonction de la tolérance de concaténation. ....	40
Figure I.15 : Micro-géométrie des surfaces mesurées. ....	40
Figure I.16 : Impact des trajectoires outils sur l'épaisseur finale des prothèses. ....	42
Figure I.17 : Étapes de la méthode d'adaptation du parcours d'outil. ....	43
Figure I.18 : Déformation de la trajectoire nominale. ....	45
Figure I.19 : Calcul du point piloté à partir du point de contact. ....	46
Figure I.20 : Illustration de discontinuité dans les trajectoires déformées à partir d'une surface maillée. ....	46

Figure I.21 : Process de polissage par le flanc. ....	48
Figure I.22 : Calcul de la trajectoire de polissage. ....	48
Figure I.23 : Motif élémentaire dans l'espace 2D. ....	49
Figure I.24 : Fonction de densité de probabilité avec un motif Spade. ....	51
Figure I.25 : Motif Spade, optimisé pour l'usure de l'outil. ....	52
Figure I.26 : Illustration de la couverture de surface par les trois motifs étudiés. ....	53
Figure I.27 : Surface expérimentale. ....	53
Figure I.28 : Comparaison expérimentale des surfaces polies. ....	54
Figure I.29 : Outil de polissage souple. ....	55
Figure I.30 : Protocole d'essais pour déterminer les paramètres influents sur l'effort de polissage. ....	56
Figure I.31 : Coefficients du modèle pour déterminer les facteurs influents sur l'effort de polissage. ....	57
Figure I.32 : Essais d'enfoncement pour déterminer la raideur des outils. ....	58
Figure II.1 : Etat de l'art et méthodes pour augmenter la précision des machines-outils. ....	63
Figure II.2 : Stratégies de mesure des cinq équipes de l'inter-comparaison (A, B, C, D et E). .....	65
Figure II.3 : Valeurs moyennes et maximales des erreurs mesurées par les cinq équipes. ....	66
Figure III.1 : Forme des motifs testés a) dans le plan mathématique 2D ; b) sur la trajectoire de polissage 3D. ....	74
Figure III.2 : Environnement expérimental des essais. ....	74
Figure III.3 : Modèle du coût par unité de volume enlevé : a) Histogramme, b) Pareto. ....	78
Figure III.4 : Modèle de la rugosité : a) Histogramme, b) Pareto. ....	80
Figure III.5 : Surface de réponse du modèle de coût par unité de volume enlevé. ....	82
Figure III.6 : Surface de réponse de la rugosité. ....	83
Figure III.7 : Paramètres optimum de pré-polissage pour réduire le coût sous contrainte d'une valeur de rugosité à respecter. ....	84
Figure III.8 : Entrées/sorties de la méthode AMPSP. ....	86
Figure III.9 : (a) Profil d'outil générique proposé, (b) Principales géométries d'outils. ....	87
Figure III.10 : Modèle Gaussien pour la distribution de la taille de grain. ....	87
Figure III.11 : (a) Placement des grains sur le profil nominal, (b) Exemple d'outil généré. ....	88
Figure III.12 : (a) Organigramme de détermination de la taille de discrétisation de la surface ; (b) Exemple de discrétisation de la surface. ....	89
Figure III.13 : Etapes de la simulation de coupe. ....	90

Figure III.14 : Détermination des grains actifs à la position $m^{th}$ .....	91
Figure III.15 : Méthode de calcul de la force sur chaque grain actif. ....	92
Figure III.16 : Modèle de coupe de la surface.....	93
Figure III.17 : Essais de validation du débit matière.....	94
Figure III.18 : a) Surface expérimentale de la ligne #1 b) Surface prédite de la ligne #1 c) Profils moyens. ....	95
Figure III.19 : a) Ondulation, surface expérimentale et simulée, b) rugosité, surface expérimentale et simulée.....	96
Figure III.20 : Présentation de la méthode de repliement d'espace ; a) mesure de surface initiale en 3D, b) filtrage de la surface initiale en trois ordres distincts de défaut : forme, ondulation et rugosité, c) profil équivalent associé à chaque surface filtrée, d) après sommation, profil équivalent dans l'espace replié, e) pseudo surface 3D reconstruite en inversant le processus. 98	98
Figure III.21 : Définition des deux plans principaux associés à la génération de défauts lors de l'opération de polissage : le plan F-F (en bleu) est perpendiculaire à la direction d'avance et le plan C-C (en rouge) est perpendiculaire à la direction de coupe. En particulier : a) vue de face montrant le plan où se produisent les phénomènes de forme et d'ondulation, b) vue isométrique, c) vue de dessus, d) vue dans le plan C-C où se produisent les phénomènes de rugosité.....	99
Figure III.22 : Organigramme de la méthode proposée avec les principales étapes identifiées comme suit : génération du profil d'outil non déformé, adaptation du profil en termes de souplesse, coupe de la surface réelle pour chaque trajectoire. ....	101
Figure III.23 : Construction de profils initiaux équivalents : a) modèle générique pour une surface ayant déjà subi une ébauche, b) modèle spécifique pour une surface SLM brute.....	102
Figure III.24 : Génération du profil d'outil non déformé utilisé pour modéliser l'outil de polissage 3D : a) vue d'ensemble de l'outil de polissage en 3D, b) profils d'outils élémentaires, c) profils d'enveloppe d'outils superposés lors d'une rotation, d) prise en compte de l'avance par tour, e) profil de l'outil avant adaptation à la surface. ....	103
Figure III.25 : Quatre types d'outils pris en compte dans la méthode proposée : a) Shape Adaptive Grinding, b) capuchon abrasif, c) meule flexible, d) feutre. ....	104
Figure III.26 : Profil initial équivalent et position des trajectoires simulées successives.....	105
Figure III.27 : Modèles d'adaptation de profils selon l'outil : a) moyenne par zone pour les outils SAG, b) moyenne globale pour les capuchons abrasifs, c) ligne des moindres carrés pour les meules souples et les feutres (les diagrammes sont présentés avec une grande anamorphose ; axe Z en $\mu\text{m}$ et axe S en mm).....	105

Figure III.28 : Méthode itérative basée sur le calcul de l'aire coupée utilisée pour déterminer la position verticale du profil d'outil déformé. ....	107
Figure III.29 : Micrographies d'outils de polissage utilisées pour estimer la proportion de grains actifs : a) capuchons abrasifs avec des grains #60, b) pastilles d'un outil SAG avec des grains #180. Les grains actifs sont représentés en vert. ....	108
Figure III.30 : Troncature de la distribution gaussienne de la population de grains en tenant compte de l'usure de l'outil. ....	109
Figure III.31 : Validation du modèle d'usure d'outil proposé sur un capuchon abrasif en mesurant la même zone (1x1 mm) d'un outil à différents stades d'usure a) outil neuf b) outil complètement usé c) superposition des grains perdus sous forme de sphères sur l'outil usé (la couleur des sphères dépend de l'étape où le grain a été perdu). d) évolution du facteur de troncature $k$ en fonction du temps de polissage (usure de l'outil). ....	110
Figure III.32 : Évolution prédite et mesurée des indicateurs de qualité de surface en fonction du temps de polissage pour l'opération CAP#60 (numéro de grain #60, vitesse de coupe 555 m/min). ....	112
Figure III.33 : a) Comparaison entre le modèle proposé (temps de polissage : $t_1=1,01$ , $t_2=2,7$ et $t_3=5,4$ min), le modèle de classe #1 (forme nominale de l'outil) et le modèle de classe #2 (profil d'enveloppe des grains actifs sur un tour). La comparaison a été effectuée pour une surface brute de SLM et un outil SAG # 180H (numéro de grain #1 500, vitesse de coupe 258 m/min). L'influence de l'état de surface initial sur le résultat final est prise en compte par le modèle proposé, mais pas par les modèles plus simplistes des classes #1 et #2. ....	114
Figure IV.1 : Définition des implants de crête tibiale de rat. ....	120
Figure IV.2 : Essais d'arrachement de l'implant. ....	121
Figure IV.3 : Mesure de l'effort d'arrachement de la prothèse. ....	121
Figure IV.4 : (A) CAO de la prothèse totale de genou. (B) Photographies de la prothèse totale de genou (C) CAO de la prothèse implantée entre le tibia et le fémur. ....	122
Figure IV.5 : Montage expérimental pour tester un implant lors d'une flexion du rachis. ....	124
Figure IV.6 : Montage expérimental pour tester un implant de poignet. ....	124
Figure V.1 : Décorrélacion entre le coût et la complexité géométrique d'une pièce grâce à la fabrication additive [Vollertsen 2017]. ....	128
Figure V.2 : Tomographie de coupe médiane d'un humérus de cheval sur laquelle trois parties peuvent être identifiées : (1) la région de la diaphyse, (2) la région de la métaphyse et (3) la région de l'épiphyse. ....	129

Figure V.3 : Evolution de la structure osseuse en fonction de la locomotion chez l'Homme. .....	131
Figure V.4 : Algorithme d'allégement de pièces bio-inspirées de l'os trabéculaire. ....	132
Figure V.5 : Motif élémentaire.....	132
Figure V.6 : Parallèle entre la dimension caractéristique d'un animal (diamètre tête fémorale) et d'une pièce mécanique. ....	133
Figure V. 7 : (a) Fémur humain sous un chargement de marche [Tsubota 2009] (b) Loi compacité/contraintes.....	134
Figure V.8 : Loi du facteur de forme des ellipses en fonction du rapport des contraintes principales. Basée sur les données de la littérature [Tsubota 2009].....	135
Figure V.9 : Photographie après rupture de : (a) poutre optimisation topologique, (b) poutre bio- inspirée oiseau, (c) poutre bio-inspirée terrestre. (d) Graphique force-déplacement avec barres d'erreur des essais de flexion. ....	136
Figure V.10 : Domaine de cohésion du motif proposé en fonction de la compacité ( $V_f$ ) et du facteur de forme des porosités elliptiques ( $FA$ ).....	137
Figure V.11 : Procédé BIMRIM d'allégement de pièce basé sur la formation de la cavité médullaire.....	138
Figure V.12 : Conditions aux limites appliquées de la validation expérimentale.....	139
Figure V.13 : Procédé BIMRIM appliqué sur un disque de torsion. ....	139
Figure V.14 : Designs sur le disque de torsion de la méthode BIMRIM et optimisation topologique.....	140
Figure V.15 : Courbes expérimentales donnant la raideur en torsion de pièces BIMRIM et optimisation topologique.....	141
Figure V.16 : Optimisation des paramètres SLM pour améliorer la durée de vie en fatigue. 142	
Figure V.17 : Caractérisation de flexion maximale. ....	143
Figure V.18 : Éprouvettes de fatigue. ....	143
Figure V.19 : Illustration de la modélisation utilisée. ....	145
Figure V.20 : Modélisation du procédé de fabrication additive.....	145
Figure V.21 : Modèle élément fini couche par couche simulant l'impression d'une pièce. ..	145
Figure V.22 : (a) Géométrie de l'éprouvette d'étalonnage, (b) Déformation expérimentale, (c) Déformation simulée, (d) Recalage simulation et essais.....	146
Figure V.23 : (a) Photographies de la pièce expérimentale : sur la face arrière (en haut), sur la face avant (en bas) et (b) les déplacements prédits par le modèle. ....	146





## REMERCIEMENTS

Mes premiers remerciements vont à mon jury : Mme **Nadia BAHLOULI**, Professeure des Universités, ICUBE/Université de Strasbourg, M. **Henri PARIS**, Professeur des Universités G-SCOP/Université de Grenoble, M **Benoit FURET**, Professeur des Universités, LS2N/Université de Nantes et M **Alain DAIDIE**, Professeur des Universités, Institut Clément Ader/INSA Toulouse, pour avoir accepté d'être membre de ce jury et d'avoir jugé la qualité scientifique de ce travail.

Un merci tout particulier à M **Jean-Marc LINARES**, Professeur des Universités, ISM/Aix-Marseille Université pour avoir accepté d'être mon tuteur pour cette HDR et pour m'avoir guidé et conseillé dans ma carrière de maître de conférences, qu'il trouve ici ma reconnaissance et ma gratitude.

Je ne pourrais conclure ces remerciements sans remercier ma famille qui m'a soutenu et encouragé durant toutes ces années, **Céline** ma compagne et nos trois filles : **Océane, Louna** et **Ambre**.

---

## CHEMINEMENT SCIENTIFIQUE

Les travaux que j'ai réalisés en Master (2005/2006) ainsi qu'au cours de ma thèse (2006/2009) et de mon premier ATER (2009/2010) ont pour thématique principale la fabrication par usinage à grande vitesse 5-axes de surfaces complexes, en apportant un intérêt tout particulier aux problèmes liés à la Conception et à la Fabrication Assistées par Ordinateur (CFAO) et aux états de surface.

A mon arrivée au sein d'Aix-Marseille Université (09/2010 pour mon deuxième ATER), j'ai démarré une nouvelle thématique de recherche sur l'automatisation des opérations de polissage. Cette thématique est dans la continuité de la précédente car elle fait appel aux mêmes bases scientifiques tout en ayant des différences fondamentales. En effet, l'usinage et le polissage sont deux procédés bien distincts mettant en œuvre des principes physiques différents.

Dans cette thématique, j'ai commencé par développer une « boîte à outil » pour lisser les trajectoires. Par la suite, cet outil de lissage de trajectoire a été amélioré dans le cadre d'une collaboration avec l'Université Mouloud Mammeri de Tizi Ouzou (Algérie). L'outil ainsi obtenu servira pour toute la suite des travaux.

Le développement s'est poursuivi par un travail fondamental sur la mise au point et l'optimisation de trajectoires de polissage par le flanc. Ces trajectoires ont été utilisées par la suite avec un doctorant de l'Ecole Nationale Polytechnique (Algérie) pour identifier un modèle empirique d'optimisation de conditions de coupe.

En parallèle, des travaux sur l'adaptation à la surface de trajectoires de polissage ont été réalisés dans le cadre d'une cotutelle avec l'Université des Frères Mentouri Constantine (Algérie). S'en sont suivis d'autres travaux sur des trajectoires adaptées à la forme de l'outil.

De 2014 à 2016, j'ai participé à des travaux sur la mesure et la correction de défauts géométriques des machines-outils.

Par la suite, un simulateur de polissage a été développé dans le cadre d'un master et d'une collaboration avec Mondragon Unibertsitatea (Espagne).

La synthèse de la thématique sur le polissage automatisé a permis la réalisation d'un simulateur de polissage dans un espace replié en collaboration avec l'université de Kyoto (Japon). Ce développement a donné lieu à une publication en 2021 dans l'une des meilleures revues dans le domaine de l'Engineering, Manufacturing.

En 2016, j'ai participé à la création d'une nouvelle équipe de recherche de mon laboratoire : l'équipe Conception Bio-Inspirée. Au sein de cette équipe, j'ai démarré une nouvelle

thématique de recherche. Elle porte sur l'allégement de pièces en prenant pour source d'inspiration la nature. Cette thématique a été initiée en travaillant en 2017 avec un post-doctorant donnant lieu à une première méthode d'allégement de pièces bio-inspirées de l'os trabéculaire. Par la suite, j'ai poursuivi le travail dans cette thématique avec une collaboration avec le Muséum National d'Histoire naturelle de Paris. Ces travaux ont été soutenus par un financement DEFI du CNRS. L'objectif de cette collaboration est de mieux comprendre le lien forme/fonction au sein des os. En 2020 et en 2022, j'ai démarré deux Thèses CIFRE, une avec THALES et une avec AIRBUS sur des méthodes d'allégement de pièces mécaniques Bio-Inspirées des os.

En 2019, nous avons mené avec un post-doc des travaux sur la maîtrise du procédé de fabrication additive.

En parallèle de ces activités de recherche, j'ai toujours mené des actions de transfert de technologie via différentes prestations et j'ai assuré la responsabilité scientifique et technique de la plateforme TECHNOVALO-Aix (labélisée par le Ministère de l'Enseignement Supérieur de la Recherche et de l'Innovation et par Aix-Marseille Université).

Les trois premiers chapitres de ce document seront consacrés à la présentation des travaux effectués dans le cadre de l'automatisation des opérations d'usinage.

Le quatrième chapitre présentera les travaux réalisés autour de l'application aux prothèses.

Le cinquième chapitre présentera la nouvelle voie de recherche ouverte depuis 2016.

Le dernier chapitre sera consacré au Curriculum Vitae.

---

## INTRODUCTION AUX CHAPITRES I, II ET III

Les opérations de polissage sont fondamentalement différentes des opérations d'usinage. En effet, lors des opérations de polissage, l'enfoncement de l'outil dans la matière est utilisé pour gérer la pression outil/pièce. C'est cette pression qui va générer de l'enlèvement de matière en polissage, en suivant la loi de Preston/Achard [Preston 1927]. En effet, cette loi indique que le volume de matière enlevé est proportionnel au produit de la vitesse par la pression de contact. Ainsi, les trajectoires de polissage nécessitent un positionnement précis de l'outil/pièce. Pour cette raison, ces opérations sont encore couramment réalisées à la main. Ce problème est récurrent pour un grand nombre de type de pièces comme les moules, les matrices, les composants de turbomachines et les implants biomédicaux. Par exemple, Hilerio *et al.* [Hilerio 2004] présentent le Product Life Management (PLM) des prothèses de genou. La figure 1 montre le processus de production d'une partie fémorale d'une prothèse de genou et met en évidence les opérations manuelles de pré-polissage et de polissage.

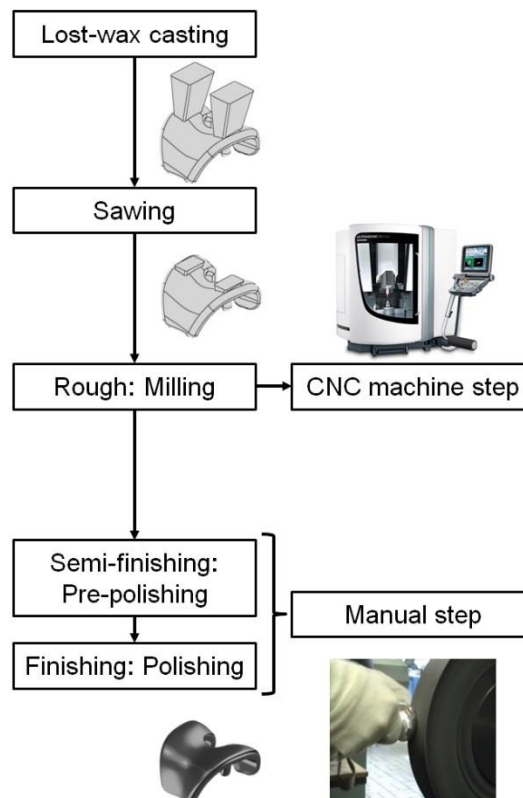


Figure 1 : Gamme de fabrication de la partie fémorale d'une prothèse de genou.

Des opérations de polissage sont cependant nécessaires pour obtenir une qualité de finition requise. Ces étapes sont laborieuses et dangereuses pour la santé de l'opérateur. En effet, de

petites particules métalliques en suspension dans l'air sont produites par ce procédé et peuvent être inspirées par l'opérateur. Lisson *et al.* [Lison 1996] présentent une étude pour comprendre la pathogénèse des maladies pulmonaires produites par les particules de cobalt en suspension dans l'air (alliage standard utilisé pour les prothèses). De plus, le résultat géométrique dépend fortement de l'habileté de l'opérateur. Par conséquent, de nombreux travaux tentent d'automatiser les opérations de polissage pour stabiliser la qualité des pièces et réduire les coûts de production. Certaines machines spéciales ont été conçues par de nombreuses équipes de recherche. Par exemple, Lee *et al.* [Lee 2001] ont développé un robot 2 axes destiné à être monté sur une fraiseuse 3 axes. Hocheng et Kuo [Hocheng 2002] proposent une machine spécifique utilisant des vibrations axiales ultrasonores de l'outil. Wu *et al.* [Wu 2007] ont utilisé un centre de meulage avec un outil à extrémité sphérique élastique pour polir les surfaces de formes complexes. Liao *et al.* [Liao 2008] présentent une tête spéciale, montée sur un trépied robotisé, pour les opérations de polissage et d'ébavurage. Hung *et al.* [Hung 2011] proposent l'utilisation d'une stratégie de parcours d'outil de polissage "rock-and-roll" pour obtenir une usure homogène de l'outil. La méthode présentée utilise un outil-boule en rotation autour de l'axe-outil. De plus, une rotation supplémentaire autour du centre de la boule de l'outil est appliquée pour homogénéiser l'usure de l'outil. Ces machines sont cependant uniquement dédiées aux opérations de polissage. De la même manière, l'utilisation de robots industriels 5 et 6 axes a été proposée. L'avantage de cette solution est son faible coût. De plus, les degrés de liberté du robot offrent une grande accessibilité. Cependant la précision d'une telle machine est limitée à environ 0,1 mm. L'utilisation d'une machine dédiée au polissage impose d'avoir deux machines distinctes (une pour l'usinage d'ébauche et une pour le polissage). Ainsi, des problèmes de polissage peuvent alors apparaître du fait de la perte de référentiel sur la pièce lors de son démontage et de son remontage. Ainsi, Denkena *et al.* [Denkena 2010] proposent l'utilisation d'une seule machine pour l'usinage et le polissage. Cela est le moyen le plus précis de connaître la localisation de la géométrie réelle avant le polissage. Dans cette optique, Wu *et al.* [Wu 2007] utilisent une fraiseuse 3 axes pour polir des surfaces complexes avec une fraise sphérique flexible. Pessoles et Tournier [Pessoles 2009] utilisent une fraiseuse 5 axes sur laquelle est monté un disque souple, avec du papier de verre fixé à son extrémité. Une étude expérimentale a été réalisée pour estimer la raideur de l'outil. Cette rigidité est utilisée pour estimer la force de polissage générée par la déformation de l'outil. Ainsi, l'outil flexible est utilisé pour obtenir un lien entre la position de la machine et la force appliquée. Feng *et al.* [Feng 2014] ont utilisé un procédé similaire et ont proposé une étude théorique pour prédire ce lien position/force.

Dans le travail présenté ici, des contributions à l'automatisation des opérations de polissage sur centre d'usinage vont être présentées. La figure 2 présente un diagramme d'Ishikawa montrant les contributions réalisées dans ce domaine.

Un premier chapitre présentera l'ensemble de travaux réalisés pour obtenir des trajectoires efficaces et fluides pour des opérations de polissage.

Un deuxième chapitre développera les contributions sur la quantification et la correction des défauts géométriques des centres d'usinage.

Dans un troisième chapitre différentes méthodes de simulation et de prédiction des opérations de polissage seront proposées dans le but d'optimiser leurs paramètres opératoires.

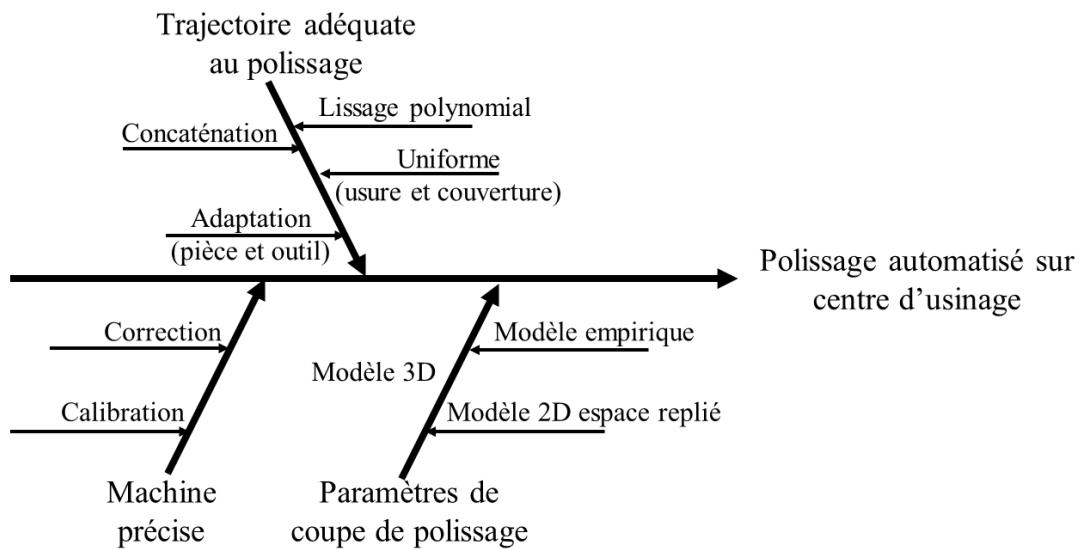


Figure 2 : Diagramme d'Ishikawa des travaux menés pour contribuer à l'automatisation des opérations de polissage sur centre d'usinage.





## CHAPITRE I : RECHERCHE DE TRAJECTOIRES DE L'OUTIL POUR LE POLISSAGE

### 1 Problématique

#### 1.1 Trajectoire usuelle dans l'industrie : interpolation linéaire

Dans la chaîne numérique, le calcul de trajectoire est réalisé par un logiciel de FAO. Pour faire ce calcul, il est spécifié au logiciel plusieurs informations telles que :

- La surface nominale à usiner ;
- La stratégie d'usinage voulue ;
- L'outil utilisé ;
- Le type d'interpolation souhaité (de base les logiciels de FAO utilisent une interpolation linéaire) ;
- La tolérance du calcul de la trajectoire. Cette dernière aussi appelée erreur de corde (voir Figure I.1) est un scalaire positif et permet de calculer l'enveloppe de la surface nominale distante de la moitié de cette valeur en positif puis négatif. Finalement, la trajectoire calculée doit se trouver à l'intérieur de ces enveloppes.

Avec ces informations, le logiciel de FAO peut calculer la trajectoire en interpolation linéaire. Pour cela, il va définir une succession de points sur la surface nominale (étoiles sur la Figure I.1) de manière que la trajectoire suivie par la machine reste dans la tolérance du calcul de la trajectoire.

Ainsi, la trajectoire en interpolation linéaire est une succession de segments de droites continus en position.

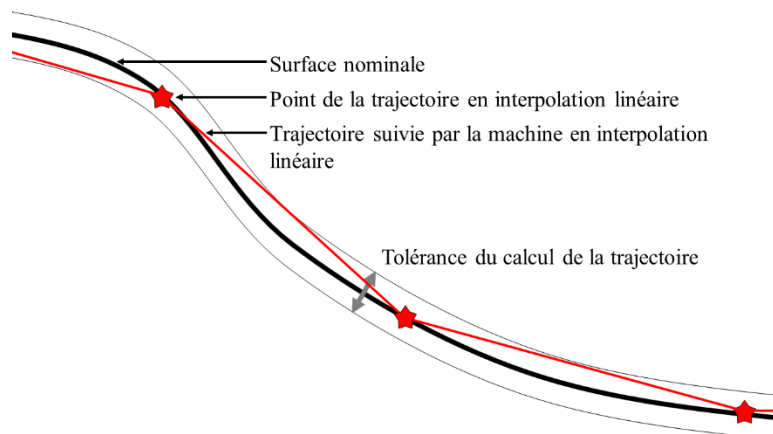


Figure I.1 : Différentes trajectoires en interpolation linéaire.

## 1.2 Problèmes engendrés par l'utilisation de l'interpolation linéaire

D'un point de vue géométrique, l'interpolation linéaire entraîne des problèmes d'état de surface et/ou d'ondulation. La figure I.2 synthétise les deux types de problèmes rencontrés lors de l'usinage en bout d'une surface complexe :

- Peau d'orange. Ce défaut est dû à la désynchronisation des trajectoires adjacentes. En effet, l'usinage en bout d'une surface est réalisé par une succession de passes qui viennent balayer la surface. L'interpolation linéaire fait que chacune de ces passes est constituée d'un ensemble de segments de droites. Sur la figure, l'exemple d'une surface convexe est utilisé (le phénomène reste le même sur une surface concave). Ainsi, les points de la trajectoire sont sur la surface nominale alors que les segments sont eux en dessous de celle-ci. Le fait que les points soient désynchronisés entraîne que des trajets adjacents peuvent se retrouver soit sur un point (sur la surface) soit sur un segment de droite (en dessous de la surface). Ce dernier étant sous la surface, il va laisser une marque plus basse comparée aux points adjacents. C'est cette succession de marques qui donnent l'effet peau d'orange.
- Facettisation. Ce défaut est dû à la synchronisation des passes. En effet, si les passes sont synchronisées elles se retrouvent toutes au même moment sur des points de la trajectoire ou sur des segments de droites. Cela induit une succession de petits plans qu'il est très dur de faire disparaître par la suite en polissage.

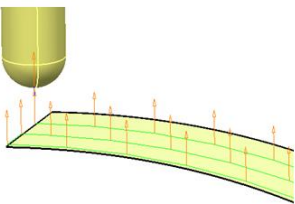
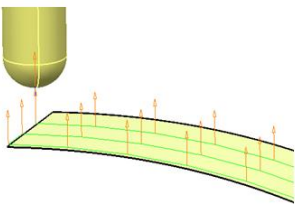

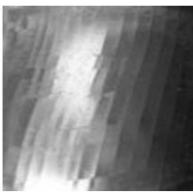
Nom du problème	Peau d'orange	Facettisation
Alignement des points	Désynchronisation des passes 	Synchronisation des passes 
Surface obtenue		

Figure I.2 : Principaux défauts de surface lors de l'usinage en bout d'une surface complexe avec une interpolation linéaire.

D'un point de vue cinématique, l'interpolation linéaire pose des problèmes par ces nombreuses discontinuités en tangence (à chaque point de la trajectoire). Ces discontinuités en tangence vont induire des discontinuités en vitesse lors du parcours de cette trajectoire ; ce phénomène est accentué avec de grande vitesse d'avance (donc en Usinage Grande Vitesse).

### **1.3 Solutions existantes pour améliorer les problèmes liés à l'interpolation linéaire**

De nombreux travaux ont déjà été réalisés pour augmenter la qualité des surfaces complexes et notamment améliorer les problèmes de l'interpolation linéaire. Une synthèse exhaustive de ce sujet a été présentée dans un keynote paper du CIRP de 2007 [Ramsden 2007]. La plupart des travaux de recherche ont étudié l'efficacité de méthodes de génération de parcours d'outil pour lisser les modèles CAO sans introduire d'erreur significative. Pour cela, la fabrication de surfaces complexes a déjà été réalisée à l'aide d'interpolations de parcours d'outil B-Spline. Lartigue *et al.* [Lartigue 2004] ont proposé une solution utilisant ce type d'interpolation et basée sur le calcul des deux parcours d'outil de deux points différents sur l'axe de l'outil. Les auteurs ont montré l'utilité de cette méthode pour diminuer le facettage de surface. Une autre technique a également été proposée par Schutzer *et al.* [Schützer 2010]. Dans cette méthode, contrairement aux systèmes de FAO classiques, le parcours d'outil B-Spline est directement déterminé à partir des données du modèle CAO et n'utilise pas d'approximation de facettage de la surface. Des options de lissage de trajectoire sont aussi proposées dans les commandes numériques des machines, mais ces solutions consomment du temps de calcul à la commande numérique et induisent donc un risque de surcharge de calculs. Cette surcharge peut induire un ralentissement et/ou des saccades lors du parcours de la trajectoire. La qualité de surface est également fortement influencée par la vitesse d'avance de l'usinage. Ce problème a été étudié par Altintas *et al.* [Altintas 2003] qui ont optimisé la modulation de la vitesse d'avance le long du parcours d'outil B-Spline.

### **1.4 Calcul de trajectoires lors de discontinuités dans les modèles géométriques**

Durant la fabrication, la conversion de format de fichiers de données (IGES, STEP ...) est souvent utilisée pour transférer le modèle CAO vers le système de FAO. Des discontinuités géométriques indésirables peuvent ainsi être engendrées sur les surfaces de frottement. Une discontinuité de tangence (C1) d'un modèle CAO de prothèse de genou industrielle est illustrée à la figure I.3. Pendant l'usinage, le parcours d'outil calculé sur une surface comportant une telle

discontinuité induira des erreurs de lissage et générera des marques sur la surface de la prothèse. Nevelos [Nevelos 2004] a étudié les mécanismes d'usure des prothèses de genou et a démontré l'impact important d'un tel défaut. L'influence des discontinuités sur la production de débris d'usure est illustrée à la figure I.3.

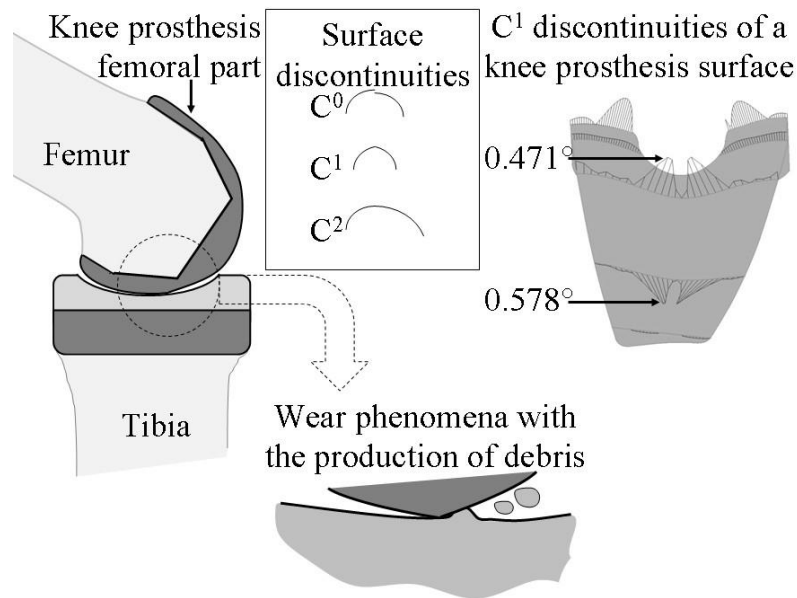


Figure I.3 : Incidence des discontinuités géométriques sur la production de débris lors du frottement.

## 2 Lissage de trajectoires avec une interpolation polynomiale [Article 4]

La section précédente a mis en relief les problèmes liés à l'utilisation de l'interpolation linéaire et aux trajectoires calculées sur modèle CAO comportant des discontinuités sur la qualité de surface fabriquée. Pour réduire ces problèmes, une nouvelle méthode d'interpolation polynomiale de degré cinq est développée. Des paramètres fonctionnels typiques seront sélectionnés pour quantifier la qualité des surfaces réalisées. Ces indicateurs seront évalués par des mesures d'état de surface optique. Les surfaces réalisées par interpolation polynomiale seront ainsi caractérisées et comparées à celles obtenues avec une technique de lissage classique déjà intégrée dans les machines-outils. Cette dernière procédure est basée sur le lissage des segments linéaires de manière à avoir une continuité en tangence et courbure. Elle sera nommée interpolation linéaire améliorée. Un plan d'expériences (DOE) sera utilisé pour comparer les deux techniques. Le D.O.E. aboutira également à un modèle empirique qui permet de prédire la qualité de surface et d'optimiser les intervalles de discrétisation du modèle CAD/CAM. Ce modèle sera testé sur une vraie surface de prothèse de genou.

## 2.1 Présentation de la méthode d'interpolation polynomiale de degré cinq

La méthode proposée est une méthode de lissage post calcul de la trajectoire. Ainsi, la trajectoire est initialement calculée en interpolation linéaire puis lissée par la méthode proposée. Pour augmenter la continuité mathématique de la trajectoire finale de l'outil, les points successifs du parcours d'outil initial sont interpolés en faisant glisser des polynômes de degré cinq. Contrairement aux solutions standards, cette méthode assure une continuité en tangence et en courbure sur l'ensemble du parcours, lisse les variations d'accélération et n'induit aucune oscillation. Comme présenté sur la figure I.4, la stabilité de la méthode est obtenue grâce à l'utilisation de paraboles intermédiaires (utilisées uniquement pour le calcul des coefficients du polynôme) qui permettent d'évaluer la tangente et la courbure en chaque point du parcours d'outil initial. Pour cela, la tangente et la courbure de chaque point  $M_i$  sont respectivement approximées par les dérivées du premier et du second ordre de la parabole qui passe par le triplet de point  $(M_{i-1}, M_i, M_{i+1})$ . Les coefficients du polynôme de degré cinq interpolant deux points de parcours successifs sont alors déduits des coordonnées, tangente et courbures imposées aux bornes de l'intervalle de lissage.

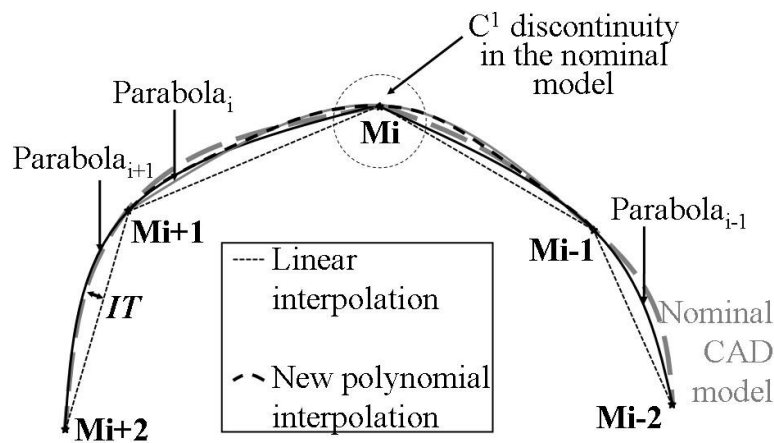


Figure I.4 : Méthode d'interpolation polynomiale de degré cinq.

## 2.2 Présentation du plan d'expériences

Les trois principaux types de discontinuités géométriques sont considérés dans notre plan d'expériences (D.O.E.) : discontinuité en position ( $C^0$ ), en tangence ( $C^1$ ) et en courbure ( $C^2$ ). Notre méthode d'interpolation est testée sur la pièce spéciale, présentée à la figure I.5. Cette pièce contient ces trois types de discontinuités géométriques. Deux facteurs sont pris en compte dans le DOE : l'amplitude des discontinuités, exprimée par un rapport sans dimension  $H$ , et la tolérance du calcul de la trajectoire ( $IT$  illustré sur la figure I.4) utilisée pour calculer le parcours d'outil initial en interpolation linéaire. La figure I.5 donne la relation entre le rapport  $H$  et les

différentes amplitudes de discontinuités géométriques. Les mêmes points de parcours d'outil sont utilisés pour les techniques d'interpolation linéaire améliorée et polynomiale. Le tableau I.1 présente les sept expériences réalisées pour chaque méthode. Les paramètres normalisés  $X_1$  et  $X_2$ , définis par les équations 1, sont ensuite construits pour exprimer le D.O.E. maquette.

$$\begin{cases} X_1 = \frac{2 \cdot IT - (0.055 + 0.005)}{0.055 - 0.005} \\ X_2 = \frac{2 \cdot H - (0.025 + 0.005)}{0.025 - 0.005} \end{cases} \quad (I.1)$$

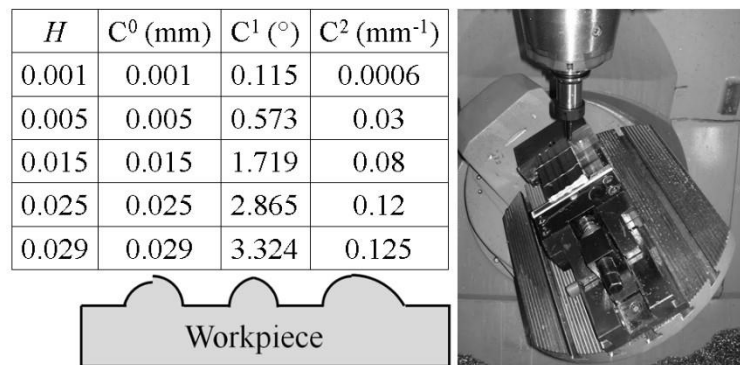


Figure I.5 : Pièce d'essais montée sur une machine 5-axes.

Tableau I.1 : Paramètres expérimentaux ( $IT$ ,  $H$ ) et facteurs normalisés associés ( $X_1$ ,  $X_2$ ).

$IT$ (mm)	$X_1$	$H$	$X_2$
0.005	-1	0.005	-1
0.055	1	0.005	-1
0.005	-1	0.025	1
0.055	1	0.025	1
0.03	0	0.015	0
0.03	0	0.015	0
0.03	0	0.015	0

### 2.3 Définition des paramètres de la surface

Après usinage, les surfaces réalisées sont caractérisées avec précision par des mesures optiques à l'aide d'une MMT optique (Figure I.6). La résolution de cette MMT est d'environ 40 nm. Les mesures sont effectuées sur des zones de 2,5 mm × 1 mm, centrées sur chaque discontinuité nominale. La longueur de ces zones est dans le sens de l'avance de l'outil, dans cette direction un pas de 4 μm est utilisé pour la mesure. Dans l'autre direction, un pas de 20 μm est utilisé, conduisant à 10 lignes mesurées par zone.

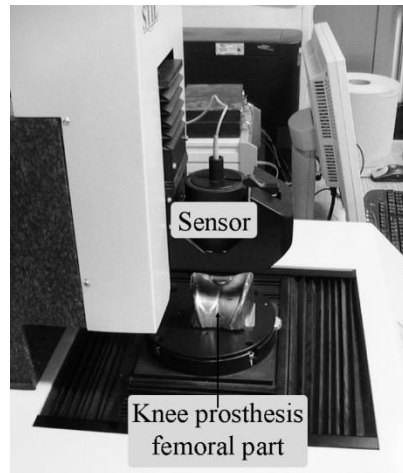


Figure I.6 : Mesures de surface à l'aide d'une MMT optique.

La première réponse retenue pour qualifier chaque expérience est l'écart moyen ( $AD$ ). Il est obtenu en soustrayant le profil nominal du modèle CAO aux coordonnées mesurées. Il caractérise les écarts par rapport au modèle CAO. La réponse  $AD$  est finalement définie comme suit :

$$AD = \frac{1}{A} \cdot \iint |Z_M(x, y) - Z_{CAD}(x, y)| \cdot dx \cdot dy \quad (I.2)$$

Avec :  $A$  la surface mesurée (ici 2,5 mm<sup>2</sup>),  $Z_M(x, y)$  l'altitude mesurée et  $Z_{CAD}(x, y)$  le profil CAO associé aux mesures par les moindres carrés. Un résultat d'un tel calcul est illustré sur la figure I.7 montrant une section 2D de la zone balayée. La discontinuité initiale du modèle CAO réapparaît dans les résidus calculés.

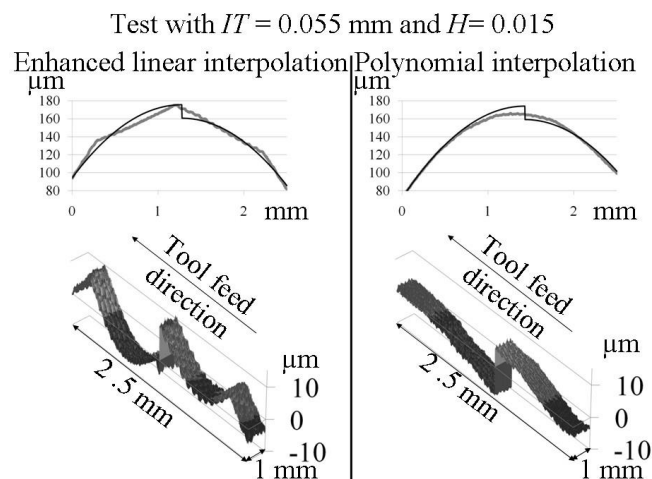


Figure I.7 : Résidus de soustraction de la surface nominale à la surface mesurée (discontinuité en  $C^0$ ).



La seconde réponse retenue pour qualifier les expériences est la fluidité ( $S_m$ ). Elle exprime le résidu entre les points mesurés et un profil lisse qui satisfait aux exigences fonctionnelles des surfaces de friction biomédicales. La surface lisse est définie par un ensemble de polynômes splines cubiques respectant la continuité en  $C^0$ ,  $C^1$  et  $C^2$  et associée aux données mesurées par les moindres carrés. La réponse  $S_m$  est finalement définie comme suit :

$$S_m = \frac{1}{A} \iint |Z_M(x, y) - Z_{SPLINE}(x, y)| \cdot dx \cdot dy \quad (I.3)$$

Avec :  $Z_{SPLINE}(x, y)$  le profil de spline lisse. La figure I.8 montre une coupe 2D d'une telle surface lisse et les résidus calculés.

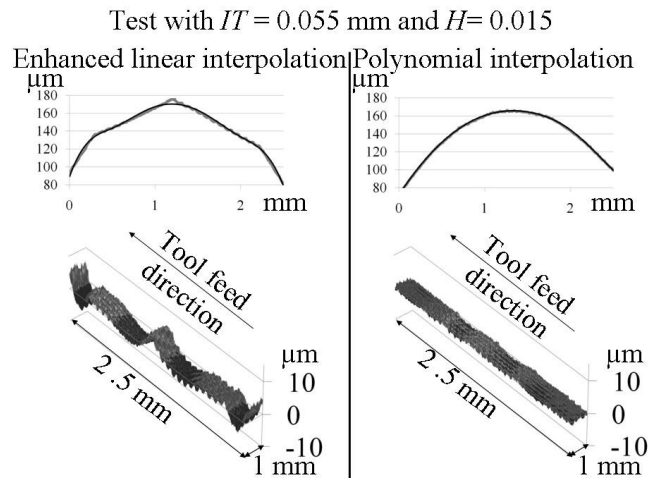


Figure I.8 : Résidus de soustraction de la surface lisse à la surface mesurée (discontinuité en  $C^0$ ).

## 2.4 Modèle expérimental

La qualité de surface est exprimée sous la forme d'un modèle multilinéaire (Eq I.4).

$$Y = b_0 + b_1 \cdot X_1 + b_2 \cdot X_2 + b_{12} \cdot X_1 \cdot X_2 \quad (I.4)$$

Les effets ( $b_1$  et  $b_2$ ) des deux facteurs ( $X_1$ ,  $X_2$ ) et l'interaction ( $b_{12}$ ) sont calculés aux sens des moindres carrés. Le tableau I.2 donne les fonctions ( $AD$  et  $S_m$ ) évaluées pour les trois types de discontinuité et les deux méthodes d'interpolation. Les coefficients de la fonction d'écart moyen

(AD) et les barres d'erreur calculées pour deux écarts types sont également présentés dans les graphiques de la figure I.9.

Tableau I.2 : Modèles AD et Sm dérivés des expériences.

		Interpolation linéaire améliorée	Interpolation polynomiale
AD	C <sup>0</sup>	3.52+1.62 X <sub>1</sub> +0.65 X <sub>2</sub> -0.01 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>	2.63+0.85 X <sub>1</sub> +1.31 X <sub>2</sub> +0.71 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>
AD	C <sup>1</sup>	3.00+2.32 X <sub>1</sub> -0.15 X <sub>2</sub> -0.26 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>	1.33+0.40 X <sub>1</sub> +0.24 X <sub>2</sub> +0.16 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>
AD	C <sup>2</sup>	3.56+2.74 X <sub>1</sub> +0.44 X <sub>2</sub> +0.57 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>	1.53+1.35 X <sub>1</sub> +1.41 X <sub>2</sub> +1.43 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>
Sm	C <sup>0</sup>	1.30+0.17 X <sub>1</sub> +0.11 X <sub>2</sub> +0.04 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>	0.73-0.32 X <sub>1</sub> +0.32 X <sub>2</sub> -0.32 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>
Sm	C <sup>1</sup>	0.88+0.06 X <sub>1</sub> -0.03 X <sub>2</sub> -0.08 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>	0.57-0.07 X <sub>1</sub> +0.04 X <sub>2</sub> -0.01 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>
Sm	C <sup>2</sup>	1.24+0.31 X <sub>1</sub> +0.22 X <sub>2</sub> +0.11 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>	0.64+0.04 X <sub>1</sub> +0.19 X <sub>2</sub> +0.05 X <sub>1</sub> X <sub>2</sub>

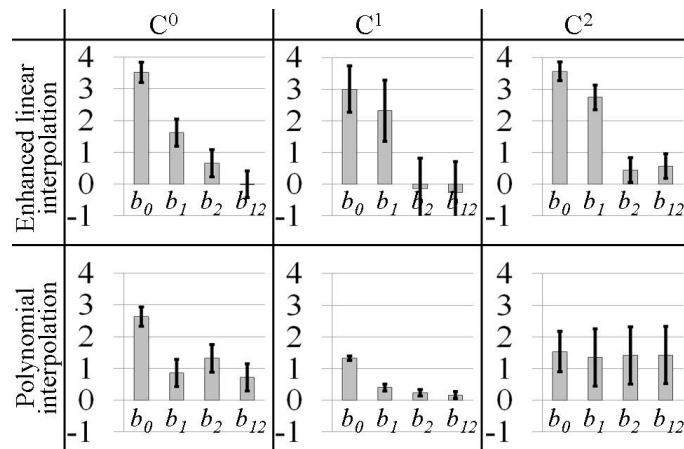


Figure I.9 : Représentation sous forme d'historgramme des coefficients des modèles expérimentaux de AD.

## 2.5 Conclusion sur l'efficacité de l'interpolation polynomiale

L'analyse du tableau I.2 et de la figure I.9 permettent de constater que pour les deux méthodes d'interpolation, les deux facteurs (*IT* et *H*) ont des effets plus importants sur *AD* que sur *Sm*. Comme prévu, l'interpolation polynomiale donne une meilleure qualité de surface que l'interpolation linéaire améliorée classique, cela se remarque car ses coefficients  $b_0$  (donnant la moyenne des valeurs des essais) sont inférieurs à ceux de l'interpolation linéaire améliorée. Il est aussi intéressant de noter que le facteur *IT* ( $X_1$ ) a une influence significative sur le résultat, cela permet d'envisager une optimisation du nombre de points de la trajectoire initiale (voir chapitre I.3)

En conclusion, cette section définit une nouvelle méthode d'interpolation polynomiale glissante de degré cinq. Cette méthode assure la continuité de la trajectoire, à la fois en tangence et en courbure. Un plan d'expériences (DOE) a ensuite été mené pour comparer la qualité de

surface obtenue par la méthode présentée et une interpolation linéaire améliorée classique présente sur les commandes numériques. Ce DOE a été réalisé pour les trois principaux types de discontinuités ( $C^0$ ,  $C^1$  et  $C^2$ ). L'interpolation polynomiale a montré une grande amélioration de la qualité de surface.

### 3 Concaténation [Article 8]

Dans cette section, une méthode utilisant le lissage polynomial du chapitre II.2 est développée dans le but de réduire et uniformiser la proportion des points d'un lissage polynomial. Cette méthode est d'autant plus intéressante que la trajectoire initiale présente une répartition de points inadéquate. La figure I.10 illustre l'usinage d'une surface maillée par des triangles (\*.STL). Lorsqu'une trajectoire est calculée sur ce type de surface, elle présentera une répartition des points irrégulière et de forte discontinuité en tangence. Ainsi, une méthode de concaténation a été mise au point pour lisser des trajectoires de ce type.

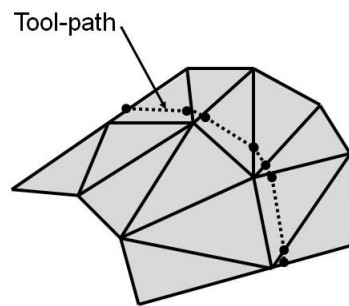


Figure I.10 : Les principaux problèmes du parcours d'outil calculé sur des surfaces maillées.

#### 3.1 Méthode de concaténation

La section chapitre I.2.1.1 a proposé une méthode pour calculer une interpolation polynomiale lisse entre les points d'un parcours d'outil. Cette méthode définit un polynôme de degré cinq entre les points successifs du parcours d'outil initial. Le but de la méthode de concaténation est d'augmenter la longueur de chaque segment polynomial. La méthode de concaténation est basée sur le saut de points inutiles. Les points sont ignorés tandis qu'une tolérance spécifiée ( $IT_c$ ) est maintenue entre les points ignorés et le parcours d'outil polynomial. La méthode de concaténation a quatre objectifs :

- Réduire la taille du fichier du programme CNC afin d'éviter une saturation de la mémoire, ce problème est typique des pièces complexes.

- Réduire le nombre de jonctions. Cela augmentera la qualité du parcours d'outil et réduira en conséquence les étapes d'accélération et de décélération. Par conséquent, l'avance peut être augmentée et sera plus stable, réduisant le temps d'usinage.
- Obtenir une densité de points homogène le long du parcours d'outil, contribuant ainsi à améliorer la qualité du parcours d'outil.
- Ignorer des points proches dans le parcours initial. Ces points proches peuvent créer des décélérations de vitesse d'avance le long du parcours d'outil induisant des marques d'usinage sur la surface. Bien entendu, ces points proches peuvent être ignorés sans perte de qualité géométrique.

L'idée de cette méthode est de sauter les points de parcours d'outil initiaux pour augmenter la taille du polynôme, en respectant une tolérance spécifiée ( $IT_C$ ). La figure I.11 illustre cette idée.

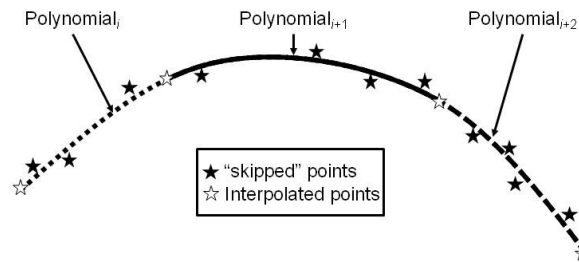


Figure I.11 : Idée de base de la méthode de concaténation.

La figure I.12 illustre les principales étapes de la méthode de concaténation. L'algorithme présente la procédure pour déterminer un parcours d'outil polynomial entre les points  $M_i$  et  $M_a$ . Cet algorithme itératif saute successivement des points tant que l'erreur entre chaque point sauté et le parcours d'outil polynomial reste inférieure à une tolérance  $IT_C$  spécifiée. L'équation I.5 définit la valeur de la distance  $e_i$  entre un point du parcours et le parcours polynomial. En effet, cette distance est une approximation de l'erreur réelle commise sur la pièce. Des auteurs comme Huang *et al.* [Huang 1994] proposent de calculer les interférences réelles causées par l'erreur de corde. Ces calculs nécessitent cependant de connaître la forme réelle de la surface usinée. Dans le cas présenté, seul le parcours d'outil est connu pour être lissé. De plus, la tolérance spécifiée ( $IT_C$ ) est sélectionnée petite par rapport à la tolérance d'usinage.

$$e_i = \text{distance}[M_i; \text{Poly}_i(p)] \quad (\text{I.5})$$

Les propriétés de tangence et de courbure au point  $M_a$  sont calculées à l'aide d'une parabole qui passe par les points  $M_i$ ,  $M_a$  et  $M_{2a-i}$ . L'algorithme itératif s'arrête lorsque : la tolérance est dépassée ou l'indice du dernier point du parcours initial est atteint. Lorsque la tolérance est dépassée, le parcours d'outil polynomial est calculé pour la valeur correcte de l'indice  $a$ . La méthode utilisée pour calculer le parcours d'outil polynomial est présentée dans la section chapitre I.2.1.1. La méthode de concaténation présentée garantit un parcours d'outil fluide. De plus, cette méthode fournit un nombre réduit de segments pour assurer une tolérance spécifiée entre les points nominaux et le parcours d'outil concaténé.

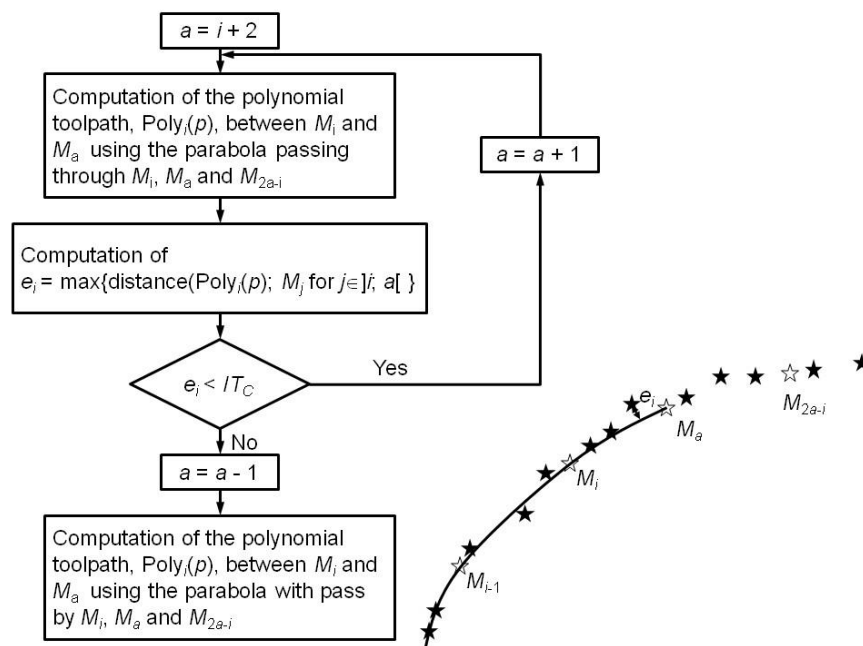


Figure I.12 : Organigramme de la méthode de concaténation.

### 3.2 Validation expérimentale

Les méthodes de lissage polynomial simple et de lissage polynomial avec concaténation sont utilisées pour usiner une partie du plateau tibial d'une prothèse de genou présentée sur la figure I.13. La surface usinée pour les essais est présentée sur cette figure. Un modèle STL avec une petite taille de facette définit la surface utilisée pour calculer le parcours d'outil. Le parcours d'outil est calculé avec un logiciel de FAO industriel. Une stratégie plan parallèle avec un pas de 0,16 mm est utilisée. Ce modèle STL induit un parcours d'outil avec beaucoup de points très proches. L'usinage a été réalisé dans un alliage d'aluminium avec un outil à bout sphérique de diamètre 10 mm. L'outil employé a quatre dents. La vitesse de rotation de la broche a été fixée à 10 000 tr/min et l'avance a été fixée à 3 000 mm/min (avance par dent de 0,075 mm). Des

parcours d'outil linéaires et polynomiaux ont été utilisés et comparés dans cette expérience.

Trois types de parcours d'outil ont été considérés :

- Le parcours d'outil d'interpolation linéaire de base appelé G1 dans le tableau I.3. Il s'agit de l'interpolation linéaire standard disponible dans la machine sans utiliser aucune option. Ce type de parcours n'est pas industriellement utilisé car il crée beaucoup de vibrations lors du déplacement de la machine.
- Le parcours d'interpolation linéaire amélioré, nommé G1 + options CNC dans le tableau I.3. Cette interpolation est la méthode actuelle utilisée dans l'industrie. Il s'agit d'une interpolation linéaire utilisant des options CNC pour lisser les surfaces de formes complexes. Dans ce cas : les commandes G642 et COMPCAD d'un contrôleur NC SIEMENS 840D ont été utilisées.
- L'interpolation polynomiale combinée à une concaténation avec tolérance  $IT_C$ . Cette interpolation est définie par la valeur de  $IT_C$  dans le tableau I.3. Dans ce tableau, la stratégie avec Poly et  $IT_C$  égal à zéro correspond à une interpolation polynomiale sans concaténation.

Tableau I.3 : Influence de la tolérance de concaténation sur le temps d'usinage et la rugosité de surface.

Type of interpolation	$IT_C$ (mm)	Point number	Average length (mm)	Machining time (s)	$Sa$ ( $\mu\text{m}$ )	$Sz$ ( $\mu\text{m}$ )
G1	N/A	15959	0.1561	848		
G1 + CNC options	N/A	15959	0.1561	165	0.8	7.2
Poly	0	15959	0.1561	231	1.23	10.6
Poly	0.001	8440	0.2159	193		
Poly	0.002	7017	0.355	178		
Poly	0.003	6620	0.3763	176	0.762	6.55
Poly	0.004	6214	0.4009	182		
Poly	0.006	6389	0.3899	185	0.674	8.05
Poly	0.008	5868	0.4245	180		
Poly	0.01	5104	0.4881	172	0.704	5.80
Poly	0.02	4414	0.5644	174		
Poly	0.04	3413	0.73	169	0.806	6.43
Poly	0.06	2898	0.8597	168		

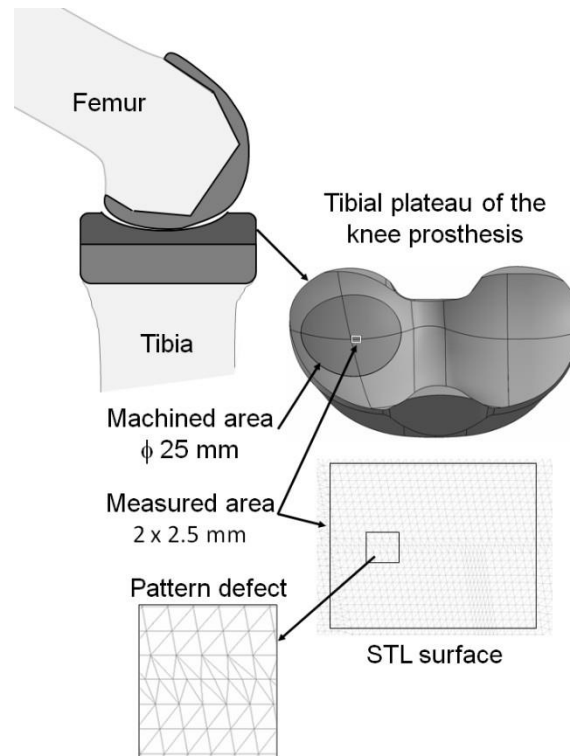


Figure I.13 : Définition des zones usinées et mesurées du plateau tibial de la prothèse de genou.

Des mesures de rugosité ont été effectuées à l'aide d'une MMT optique. La résolution du capteur MMT est d'environ 40 nm. Les mesures ont été effectuées sur une surface de 2x2,5 mm avec un pas de 4  $\mu\text{m}$  dans les deux sens. La figure I.13 présente la position de la zone mesurée. Pour mettre en évidence les différences entre les parcours d'outil testés, cette zone a été sélectionnée le long d'un défaut de motif STL local. La forme de la surface mesurée a été filtrée avec une surface polynomiale de degré trois. Ensuite, les résidus ont été utilisés pour calculer les deux paramètres de rugosité,  $S_a$  (moyenne arithmétique) et  $S_z$  (hauteur maximale) présentés dans le tableau I.3.

Par ailleurs, le tableau I.3 présente :

- Le nombre de points du parcours : cette valeur exprime le nombre de points non sautés.
- La longueur moyenne entre deux points successifs du parcours d'outil. Ce paramètre met en évidence que le parcours initial (G1 dans le tableau I.3) a des points très proches (0,1561 mm).
- Le temps d'usinage est mesuré directement sur la machine CNC pour toutes les stratégies de parcours d'outil. Certaines expériences sont menées en déplaçant l'outil sans pièce. Étant donné que toutes les stratégies ont la même longueur de parcours

d'outil, le temps d'exécution d'une telle expérience est ensuite utilisé pour caractériser la vitesse d'avance réelle.

- Les paramètres de rugosité : les essais sans pièce ont des cellules grises dans ces deux colonnes.

Le tableau I.3 met en évidence l'efficacité de la technique de lissage classique déjà intégrée dans les options CNC, le temps d'usinage entre l'interpolation linéaire standard (848s) et l'interpolation linéaire améliorée (165s) utilisant les options CNC est divisé par plus de cinq. C'est la réduction de la vitesse d'avance de la machine-outil qui explique ce phénomène. Sans options CNC, la machine doit ralentir pour suivre exactement les points spécifiés et subir toutes les discontinuités géométriques du parcours d'outil. De plus, l'utilisation d'un fichier STL induit de petites distances entre deux points successifs.

De plus, ce tableau montre que l'interpolation polynomiale sans concaténation (ITC égal à zéro) n'est pas appropriée pour les petits segments. Certes, le temps d'usinage et la rugosité de surface sont considérablement augmentés par rapport au parcours d'outil des options CNC.

La figure I.14 a été créée pour faciliter la lecture du tableau I.3. Cette figure superpose deux graphiques pour mettre en évidence les corrélations entre deux phénomènes :

- Le temps d'usinage versus la tolérance de concaténation. Ce graphique est composé de deux courbes : une ligne continue pour l'interpolation polynomiale et une ligne pointillée pour l'interpolation linéaire avec options CNC (cette courbe est constante par rapport à  $IT_C$ ).
- La rugosité en fonction de la tolérance de concaténation. Ce tracé est également composé de deux courbes. Le tableau I.3 et la figure I.14 montrent que l'augmentation de la tolérance de concaténation réduit le temps d'usinage de l'interpolation polynomiale. De plus, l'interpolation polynomiale présente une valeur optimale : dans ce cas elle est obtenue pour  $IT_C = 0,01$  mm. Pour cette valeur, la rugosité est la plus faible et le temps d'usinage est proche de celui obtenu avec la technique de lissage déjà implémentée dans les options CNC. De plus, cette figure met en évidence que la méthode étudiée améliore presque toujours la qualité de surface sans augmenter significativement le temps d'usinage.



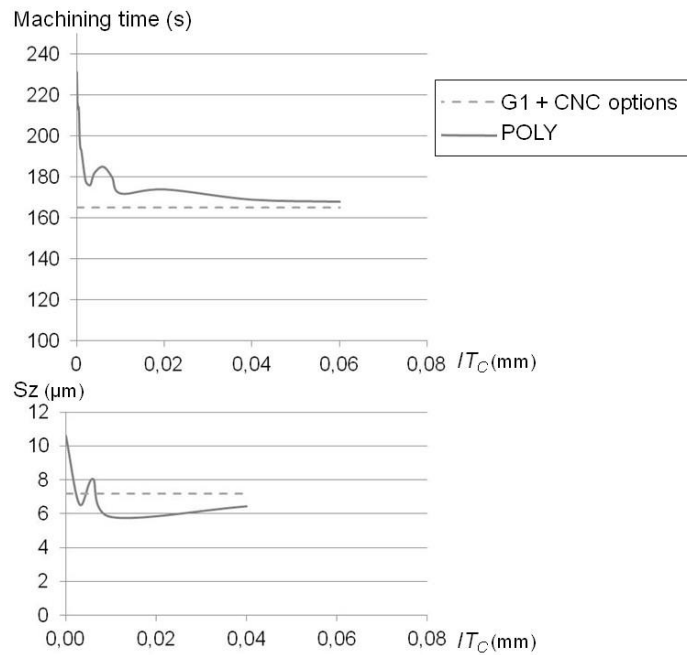


Figure I.14 : Evolution du temps d'usinage et de la rugosité de surface en fonction de la tolérance de concaténation.

La figure I.15 présente la micro-géométrie de surface mesurée (après filtrage de forme) pour les six surfaces usinées. Cette morphologie de rugosité est typique des stratégies « plan parallèle » sur des surfaces convexes. En effet, avec une telle stratégie, les axes de l'outil restent dans un plan pendant une passe mais le point de contact (fraise/surface) réalise une trajectoire incurvée.

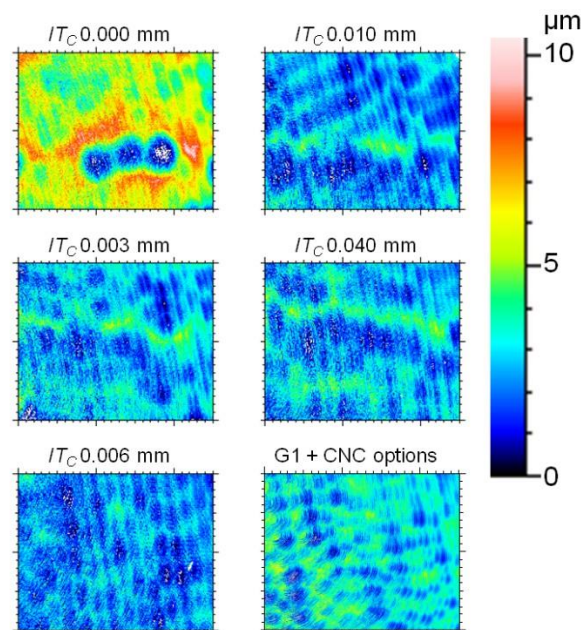


Figure I.15 : Micro-géométrie des surfaces mesurées.

### **3.3 Conclusions sur la méthode de concaténation avec une interpolation polynomiale**

La méthode développée est basée sur l'interpolation polynomiale présentée au chapitre I.2.1.1 couplée à une méthode de concaténation. Le but de cette concaténation est de réduire la taille du programme CNC et de supprimer les points superflus. Cette méthode est basée sur le saut de point afin d'augmenter la longueur des segments polynomiaux créés. Elle maîtrise cependant l'écart maximum entre la trajectoire d'origine et le parcours d'outil concaténé. Pour valider la méthode proposée, un essai expérimental a été réalisé pour l'usinage d'une surface d'une prothèse de plateau tibial. Dans ces essais, le modèle CAO de la pièce est défini par un modèle maillé (\*.STL). Les expériences mettent en évidence que la méthode proposée présente une valeur optimale de tolérance de concaténation. Les résultats montrent que la méthode proposée offre le même temps d'usinage que la technique de lissage classique déjà intégrée dans les options CNC, mais offre une meilleure rugosité.

## **4 Adaptation des trajectoires [Article 6]**

Cette section propose une méthode pour adapter la géométrie de la trajectoire outil à une cible spécifiée. Cette adaptation de la trajectoire peut aussi bien être utilisée dans les phases d'ébauche (fraisage) que de finition (polissage).

Dans le cas d'étude présenté, l'objectif géométrique est de supprimer une épaisseur constante sur une pièce brute. Ce cas est normalement présent dans le polissage du composant fémoral des prothèses de genou. Ce composant est généralement ébauché par fonderie à la cire perdue. Pendant le processus de coulée, et notamment le refroidissement, la géométrie de la pièce brute change en raison des contraintes internes de la pièce. La figure I.16 illustre une pièce déformée pendant le processus de coulée. Dans le cas des prothèses de genoux, la géométrie finale de l'implant n'est pas critique pour la fonctionnalité de la prothèse. Par conséquent, les fabricants choisissent de retirer une épaisseur constante par rapport à la surface brute de fonderie. Ce choix garantit la résistance mécanique en maintenant l'épaisseur nominale de la prothèse. Manuellement, l'opérateur adapte instinctivement le parcours d'outil de polissage pour assurer une force de polissage adéquate. D'autre part, les machines CNC sont habituellement pilotées en position et non en effort. Ceci impose l'adaptation géométrique du parcours d'usinage au niveau de chaque pièce d'ébauche. Comme un humain, la machine a besoin d'yeux pour saisir la géométrie brute de la prothèse. La méthode proposée nécessite une mesure tridimensionnelle

de la pièce brute. Après ce processus, un modèle STL est généré. La méthode proposée adapte le parcours nominal à la surface réelle mesurée.

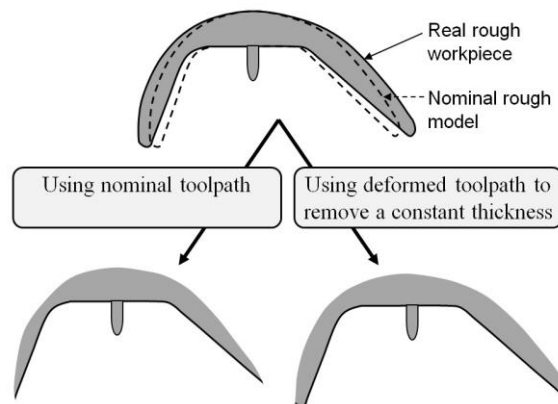


Figure I.16 : Impact des trajectoires outils sur l'épaisseur finale des prothèses.

#### 4.1 Etat de l'art sur l'alignement de surfaces et la déformation de trajectoires

Dans la méthode proposée il faut effectuer l'alignement entre le parcours nominal défini par une succession de points et la surface brute mesurée définie par un fichier STL (composé de facettes triangulaires). La procédure d'alignement est effectuée avec un algorithme "Iterative Close Point" (ICP). L'algorithme ICP est une méthode bien connue pour aligner un ensemble de points à un modèle 3D [Boukebbab 2007]. Depuis la présentation de l'algorithme ICP par Besl *et al.* [Besl 1992], de nombreuses variantes ont été introduites [Zhu 2007] [Ezra 2008] [Kim 2010]. L'algorithme ICP minimise la somme des carrés des erreurs résiduelles entre l'ensemble de points et le modèle [Besl 1992]. Son objectif principal est de trouver la transformation rigide optimale, qui fera correspondre au mieux un ensemble de points mesurés à un modèle géométrique.

La déformation de la trajectoire est effectuée pour adapter la géométrie de la surface usinée ou polie. Smith *et al.* [Smith 2007] proposent un procédé hybride, mélange d'usinage de structures à parois minces et de formage incrémental mono-point. Les auteurs déforment volontairement le parcours d'outil pour tordre la paroi mince pour obtenir la géométrie souhaitée. L'idée n'est pas vraiment d'adapter le parcours mais de déformer la pièce. D'autres travaux, comme ceux présentés par Redonnet *et al.* [Redonnet 1998] ou Menzel *et al.* [Menzel 2004] proposent d'adapter le parcours d'outil pour optimiser l'usinage des surfaces réglées non développables. Belchior *et al.* [Belchior 2013] proposent une méthode pour adapter le parcours d'un robot industriel en tenant compte de sa déformation. Certes, les robots industriels sont plus flexibles que les fraiseuses. Dans cette étude, l'auteur propose une prédiction de la déformation

des robots et adapte le parcours d'outil pour obtenir la géométrie souhaitée. Biermann *et al.* [Biermann 2012] présentent également une méthode d'adaptation de parcours d'outil pour compenser la flexion de l'outil en micro-fraisage. De plus, l'auteur propose d'utiliser le point de contrôle des courbes B-Spline pour adapter le parcours d'outil afin d'équilibrer la flexion de l'outil. Wan *et al.* [Wan 2011] proposent une méthode pour adapter le parcours d'outil à la déformation de la pièce à paroi mince. Toutes ces études proposent d'adapter le parcours outil pour compenser les erreurs d'environnement, mais la cible géométrique reste la surface nominale. En revanche, Béarée *et al.* [Bearee 2011] proposent une méthode pour le processus d'ébavurage de structure aéronautique par un robot industriel. Dans cet article, les auteurs compensent la déformation de la structure de l'avion.

#### 4.2 Méthode de déformation

La figure I.17 illustre les étapes de cette méthode. La méthode de déformation du parcours d'outil proposée est composée de trois étapes :

- L'alignement de la surface mesurée.
- La déformation du parcours d'outil.
- Le lissage du parcours d'outil.

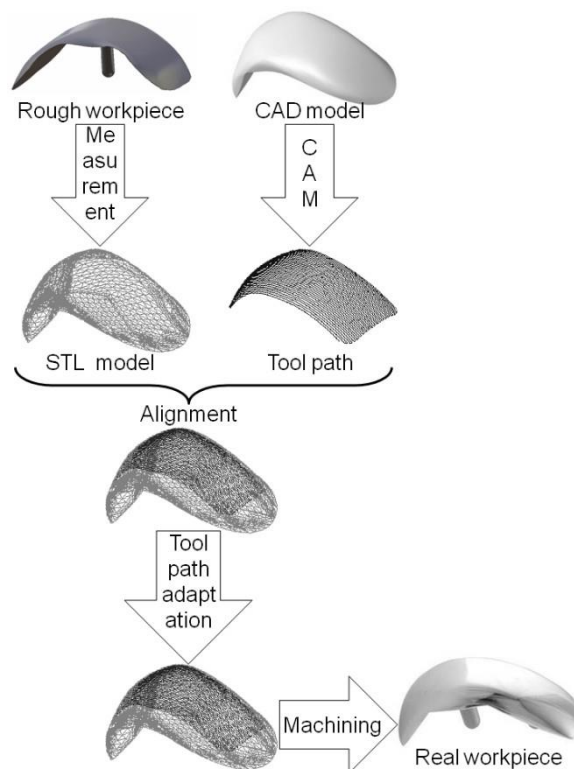


Figure I.17 : Étapes de la méthode d'adaptation du parcours d'outil.

#### 4.2.1 L'alignement de la surface mesurée

La méthode proposée utilise un algorithme d'ICP pour aligner la surface mesurée à la trajectoire nominale. Normalement, la trajectoire nominale est composée des coordonnées successives des points pilotés (bout de l'outil) exprimées dans le système de coordonnées pièce. Ici, la trajectoire générée est celle des coordonnées du point de contact de l'outil et de la pièce. Par la suite, ces coordonnées ont été notées  $P_{CCi}$  et la direction de l'axe de l'outil,  $u$ . D'autre part, la surface mesurée est définie par un fichier STL composé de facettes triangulaires. Chaque facette a un vecteur normal,  $n$ . L'algorithme ICP a été utilisé pour ajuster au mieux la surface brute mesurée à la trajectoire nominale. La projection orthogonale de  $P_{CCi}$  sur une facette triangulaire d'un modèle STL est notée  $P'_{CCi}$ . Une transformation rigide  $Tt$ , est calculée pour déplacer la surface mesurée sur la surface nominale. Comme présenté dans l'équation. I.6, cette transformation est composée d'une matrice de rotation  $[R]$  et d'un vecteur de translation  $\{T\}$ .

$$OP'_{CCi} = [R] \times OP_{CCi} + \{T\} \quad (I.6)$$

La transformation est calculée pour déplacer le parcours d'outil sur la surface mesurée. Ensuite, la transformation inverse est appliquée à la surface mesurée. Cette opération évite le changement de repère de la trajectoire.

#### 4.2.2 La déformation du parcours d'outil

La surface mesurée, une fois alignée sur la trajectoire nominale, est utilisée pour déformer la trajectoire pour réaliser la géométrie voulue. Dans cette étude, l'objectif géométrique présenté est de supprimer une épaisseur constante (notée  $a_p$  sur la figure I.18) par rapport à la surface brute. La trajectoire est déformée en deux étapes. La première étape est la projection des points sur la surface mesurée alignée. Dans un deuxième temps, ces points sont décalés d'une valeur ( $a_p$ ) pour obtenir la géométrie souhaitée (voir sur la figure I.18).

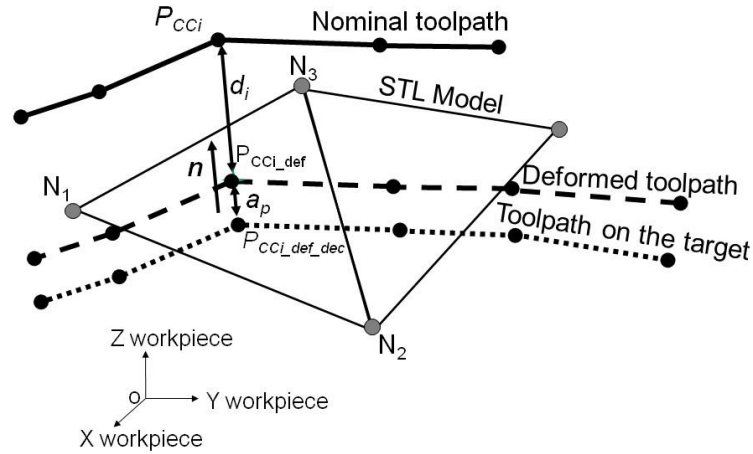


Figure I.18 : Déformation de la trajectoire nominale.

Dans un premier temps, tous les points de la trajectoire  $P_{CCi}$  sont projetés sur toutes les facettes de la surface STL mesurée. Par la suite, un test est effectué pour savoir si la projection est à l'intérieur du triangle. Une fois ce test réalisé, trois situations peuvent se présenter :

- Un seul point de projection est à l'intérieur d'un triangle, donc sa projection est notée  $P_{CCi\_def}$  ;
- Aucun point de projection n'est à l'intérieur des triangles, donc  $P_{CCi}$  devient  $P_{CCi\_def}$  ;
- Plus d'un point de projection est à l'intérieur de plusieurs triangles, donc seul le point ayant la distance minimale avec  $P_{CCi}$  est conservé et devient  $P_{CCi\_def}$ .

Une fois le point  $P_{CCi\_def}$  déterminé, il faut le décaler dans la matière de la valeur  $a_p$  pour obtenir les points  $P_{CCi\_def\_dec}$  (Eq. I.7). La trajectoire ainsi obtenue permettra d'enlever une épaisseur constante ( $a_p$ ) à la surface mesurée.

$$OP_{CCi\_def\_dec} = OP_{CCi} + (d_i - a_p) \cdot \mathbf{n} \quad (\text{I.7})$$

Avec  $\mathbf{n}$  la normale unitaire à la facette et  $d_i$  est la distance entre  $P_{CCi}$  et  $P_{CCi\_def}$ .

Par la suite, le point piloté,  $P_{CLi\_def}$ , est calculé comme présenté sur la figure I.19. L'axe outil est noté  $\mathbf{u}$ . La relation entre  $P_{CCi\_def\_dec}$  et  $P_{CLi\_def}$  dépend de la géométrie de l'outil [Tournier 2005] [Can 2010].

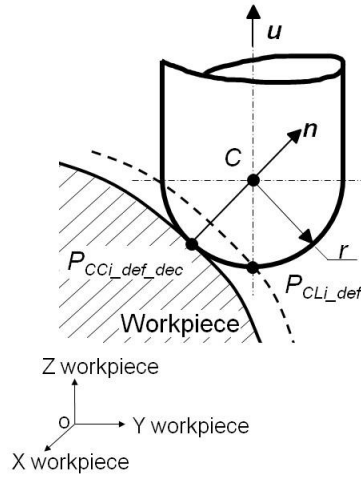


Figure I.19 : Calcul du point piloté à partir du point de contact.

### 4.2.3 Lissage du parcours d'outil

Le parcours d'outil obtenu avec cette méthode garantit la géométrie souhaitée (par exemple, supprimer une épaisseur constante sur la pièce brute). Pour déformer la trajectoire, un modèle maillé est utilisé (STL). Sur ce type de surface, la normale locale est soumise à des variations discontinues le long du parcours d'outil. Or, lors de l'étape de déformation de la trajectoire d'outil, la normale à cette surface est utilisée. Cela induira des discontinuités sur le parcours déformé. La figure I.20 illustre ce problème. Pour limiter ce problème, la méthode définie au chapitre I.2 est utilisée pour lisser les trajectoires obtenues.

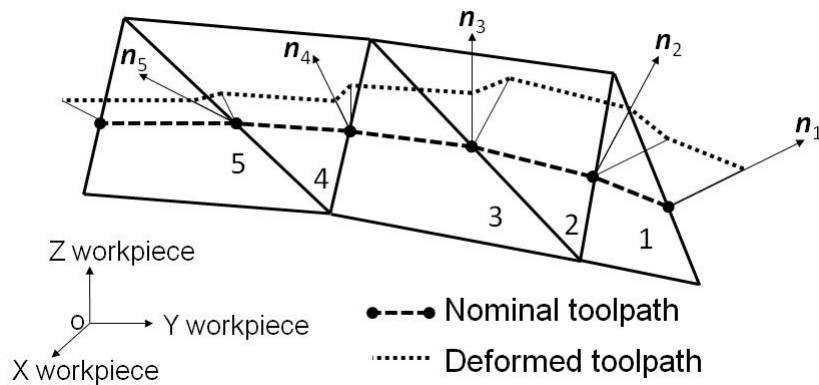


Figure I.20 : Illustration de discontinuité dans les trajectoires déformées à partir d'une surface maillée.

## 5 Trajectoires de polissage [Article 5]

L'objectif d'une trajectoire de polissage est de couvrir toute la surface. Pour résoudre ce problème, Tam *et al.* [Tam 1999] proposent un balayage linéaire de l'espace paramétrique de la surface. Ensuite, les auteurs optimisent le pas entre les différents parcours pour obtenir une couverture uniforme de la surface. Cette méthode réduit le chevauchement des segments mais en diminuant leur nombre. Pour augmenter le chevauchement, Marquez *et al.* [Marquez 2005] proposent d'utiliser un motif carré élémentaire avec deux diagonales. De plus, les courbes fractales peuvent être utilisées pour couvrir toute la surface. Les courbes de Hilbert sont couramment choisies pour cela, Chen *et al.* [Chen 2002]. Pessoles et Tournier [Pessoles 2009] utilisent les courbes de Hilbert comme porteuses pour générer des parcours de polissage. En effet, pour améliorer la couverture de la surface, la trajectoire de polissage peut être composée d'une porteuse sur laquelle se répète un motif. Habituellement, une trochoïde est utilisée comme motif, car le mouvement défini ressemble à une trajectoire de polissage humain. Par exemple, Tsai *et al.* [Tsai 2006] ont utilisé un motif trochoïdal sur des porteuses linéaires. Ce type de motif conduit à un grand nombre de boucles qui traversent plusieurs fois la même surface. Le motif trochoïdal donne des résultats intéressants mais son choix est arbitraire. L'objectif de cette section est de proposer un motif qui homogénéise l'usure de l'outil en polissage en flanc et assure une couverture homogène de la surface.

### 5.1 Méthode de polissage par le flanc

La méthode proposée peut être utilisée sur toutes les machines CN 5 axes ou robot industriel. Le process expérimental est illustré à la Figure I.21. L'opération de polissage est réalisée à l'aide du flanc d'un outil abrasif cylindrique. La trajectoire de polissage 5 axes proposée est la répétition d'un motif élémentaire (boucle élémentaire sur la figure) le long d'une porteuse.



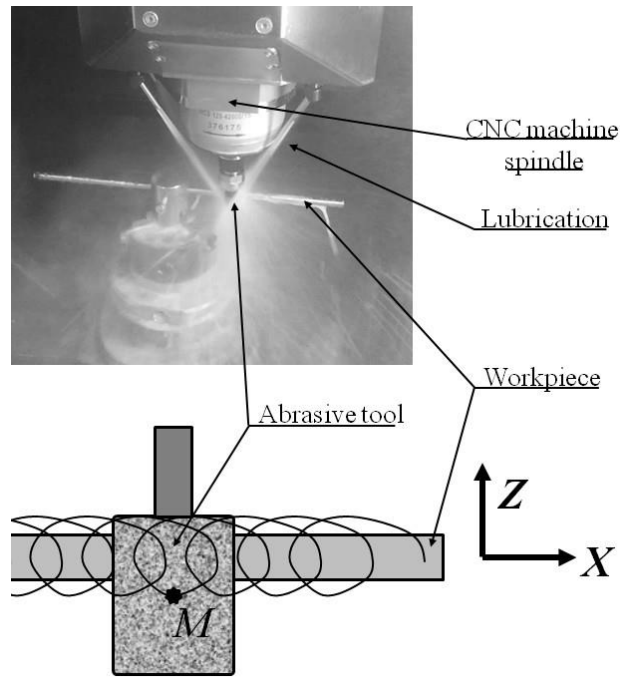


Figure I.21 : Process de polissage par le flanc.

La trajectoire de la porteuse est composée d'un ensemble de points  $M_i$ , qui peuvent être calculés à l'aide d'un logiciel de FAO. Par la suite, l'interpolation polynomiale de degré cinq est utilisée pour la lisser (voir chapitre I.2). L'équation I.8 présente l'expression de cette interpolation polynomiale. Dans cette équation, le paramètre  $u_{polynomial}$  définit la position d'un point le long de la porteuse 3D, il est un facteur variant de 0 à 1.

$$\begin{aligned}
 X_{Carrier} &= a_0 + a_1 \cdot u_{polynomial} + a_2 \cdot u_{polynomial}^2 + a_3 \cdot u_{polynomial}^3 + a_4 \cdot u_{polynomial}^4 + a_5 \cdot u_{polynomial}^5 \\
 Y_{Carrier} &= b_0 + b_1 \cdot u_{polynomial} + b_2 \cdot u_{polynomial}^2 + b_3 \cdot u_{polynomial}^3 + b_4 \cdot u_{polynomial}^4 + b_5 \cdot u_{polynomial}^5 \\
 Z_{Carrier} &= c_0 + c_1 \cdot u_{polynomial} + c_2 \cdot u_{polynomial}^2 + c_3 \cdot u_{polynomial}^3 + c_4 \cdot u_{polynomial}^4 + c_5 \cdot u_{polynomial}^5
 \end{aligned} \quad (I.8)$$

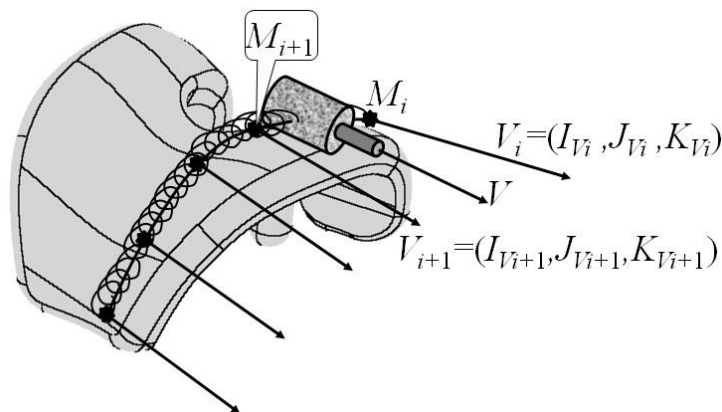


Figure I.22 : Calcul de la trajectoire de polissage.

Par la suite, le motif est appliqué entre deux points consécutifs ( $M_i$  et  $M_{i+1}$ ) de la porteuse lissée. Ainsi, la trajectoire finale de polissage est composée de motifs élémentaires, répétés  $N$  fois ( $N$  étant entier pour assurer la continuité du parcours) entre les points  $M_i$  et  $M_{i+1}$ . Dans un premier temps, la courbe du motif est définie dans un espace 2D, ( $U_1, U_2$ ) sur la Fig. I.23.  $M$  est le point courant du motif. Il est défini par les coordonnées  $U1_M(u_{pattern})$  et  $U2_M(u_{pattern})$ . La courbe de motif est ainsi décrite par un paramètre  $u_{pattern}$ , variant de 0 à  $N$ . Chaque boucle induit une avance du paramètre  $a$  dans l'espace 2D. L'équation I.9 présente les coordonnées  $U1_M(u_{pattern})$  et  $U2_M(u_{pattern})$  pour un motif trochoïdal.

$$\begin{aligned} U1_M(u_{pattern}) &= R \cdot [1 - \cos(2\pi \cdot u_{pattern})] + a \cdot u_{pattern} \\ U2_M(u_{pattern}) &= -R \cdot \sin(2\pi \cdot u_{pattern}) \end{aligned} \quad (I.9)$$

Avec,  $R$  la demi-amplitude de l'outil dans sa direction axiale et  $a$  l'avance par boucle dans le plan 2D. Deux autres paramètres définissent la densité du motif le long du parcours : le nombre  $N$  de boucles entre deux points consécutifs de la porteuse et la distance entre ces deux points de la porteuse.

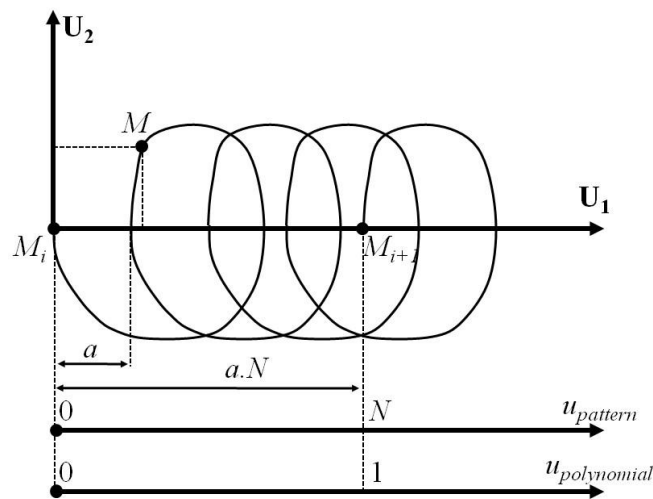


Figure I.23 : Motif élémentaire dans l'espace 2D.

Le motif 2D est par la suite appliqué sur la porteuse 3D. Pour cela, la variable  $u_{polynôme}$  (définissant la coordonnée le long de la porteuse 3D) est calculée en fonction de la position  $U1_M(u_{pattern})$  dans le plan 2D, en utilisant l'équation I.10. Ce lien est représenté en bas de la Fig. I.23. Le calcul de l'axe outil est obtenu avec une interpolation linéaire des axes outil en  $M_i$  et  $M_{i+1}$  ( $V_i, V_{i+1}$ ), équation I.11.

$$u_{polynomial} = U1_M(u_{pattern}) / (a \cdot N) \quad (I.10)$$

$$V = (1 - u_{polynomial}) \cdot V_i + u_{polynomial} \cdot V_{i+1} = (I_v; J_v; K_v) \quad (I.11)$$

Pour finir, la trajectoire de polissage est calculée à l'aide de l'équation. I.12. Cette équation est obtenue en déplaçant l'outil le long de son axe pour décrire les boucles élémentaires du motif.

$$\begin{aligned} X_M &= a_0 + a_1 \cdot u_{polynomial} + a_2 \cdot u_{polynomial}^2 + a_3 \cdot u_{polynomial}^3 + a_4 \cdot u_{polynomial}^4 + a_5 \cdot u_{polynomial}^5 + U2_M(u_{pattern}) \cdot I_v \\ Y_M &= b_0 + b_1 \cdot u_{polynomial} + b_2 \cdot u_{polynomial}^2 + b_3 \cdot u_{polynomial}^3 + b_4 \cdot u_{polynomial}^4 + b_5 \cdot u_{polynomial}^5 + U2_M(u_{pattern}) \cdot J_v \\ Z_M &= c_0 + c_1 \cdot u_{polynomial} + c_2 \cdot u_{polynomial}^2 + c_3 \cdot u_{polynomial}^3 + c_4 \cdot u_{polynomial}^4 + c_5 \cdot u_{polynomial}^5 + U2_M(u_{pattern}) \cdot K_v \end{aligned} \quad (I.12)$$

## 5.2 Optimisation de l'usure outil

### 5.2.1 Usure uniforme de l'outil avec motifs Spade

Des calculs peuvent montrer que les motifs trochoïdaux induisent une usure plus importante aux extrémités de l'outil. Dans cette section, un motif Spade est présenté pour corriger ce problème d'usure.

Dans l'interpolation polynomiale utilisée, c'est le paramètre  $u_{pattern}$  qui est utilisé pour piloter le temps. Pour cette raison, l'usure de tout point axial de l'outil dépend uniquement du temps total passé à une position donnée  $U2_M$  dans le parcours d'outil. En raison de la symétrie du mouvement, seule une demi-période du motif est étudiée. Pour définir la fonction de densité de probabilité (PDF) le long de l'axe de l'outil, il est alors nécessaire d'inverser cette fonction. Pour obtenir une usure homogène de l'outil, il est nécessaire d'obtenir une PDF uniforme le long de l'axe de l'outil (équation I.13). Cette distribution conduit à une expression linéaire de  $U2_M^{-1}$  (Eq. I.14). La figure I.24 montre la fonction de densité d'usure du motif Spade.

$$\begin{aligned} v &\subset [-R; R] \\ d(U2_M^{-1}(v))/dv &= 0.5 \cdot R \end{aligned} \quad (I.13)$$

$$\begin{aligned} v &\subset [-R; R] \\ U2_M^{-1}(v) &= 0.25 \cdot R \cdot v \end{aligned} \quad (I.14)$$

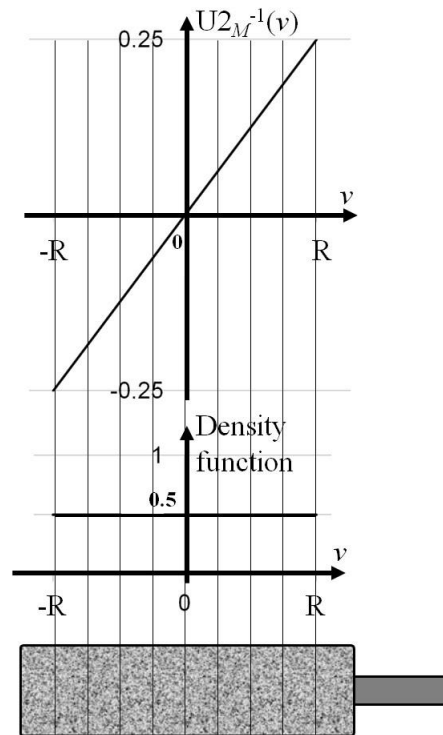


Figure I.24 : Fonction de densité de probabilité avec un motif Spade.

Par la suite, afin d'assurer un bouclage, les paramètres de boucle sélectionnés pour les motifs trochoïdaux ont été conservés, équation I.15. La forme du motif élémentaire est présentée à la figure I.25.

$$\begin{aligned}
 U_{2M}(u_{pattern}) &= -4R \cdot (u_{pattern} + 0.5) \text{ if } u_{pattern} \in [ -0.5; -0.25] \\
 U_{2M}(u_{pattern}) &= 4R \cdot u_{pattern} \quad \text{if } u_{pattern} \in [-0.25; 0.25] \\
 U_{2M}(u_{pattern}) &= -4R \cdot (u_{pattern} - 0.5) \text{ if } u_{pattern} \in [ 0.25; 0.5]
 \end{aligned}
 \tag{I.15}$$

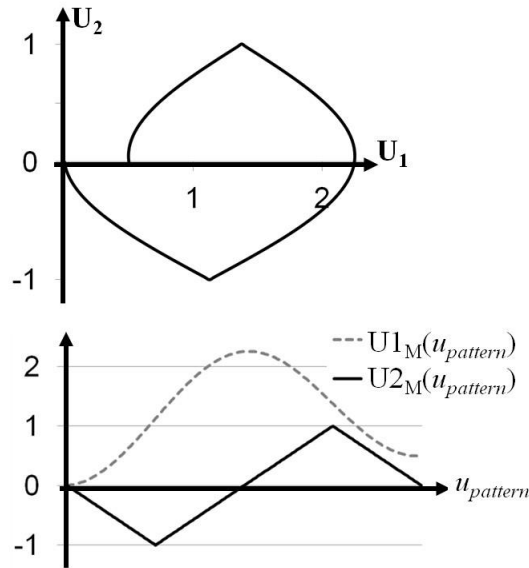


Figure I.25 : Motif Spade, optimisé pour l'usure de l'outil.

### 5.3 Optimisation de la couverture de la surface

Le même type d'optimisation que celui du chapitre I.5.3 est appliqué pour obtenir une couverture uniforme de la surface. Pour cela, les motifs élémentaires doivent avoir une PDF uniforme dans les deux directions principales ( $U_1$ ,  $U_2$ ) de déplacement. La densité du motif Spade doit maintenant être optimisée dans la direction  $U_1$  (équation I.16), conduisant à l'expression optimisée de  $U_{1M}$  présentée dans l'équation I.17. Le motif résultant est nommé motif triangulaire. Les 3 types de motifs élémentaires sont présentés sur la figure I.26. Cette figure met en évidence la couverture homogène du motif triangulaire.

$$u_{pattern} \subset [0; 0.5]$$

$$v \subset [0; 2R+a/2]$$

$$d(U_{1M}^{-1}(v))/dv = 1/\{ N \cdot (4R + a) \} \quad (I.16)$$

$$U_{1M}(u_{pattern}) = 4R \cdot u_{pattern} + a \cdot u_{pattern} \quad \text{if } u_{pattern} \subset [0; 0.5]$$

$$U_{1M}(u_{pattern}) = -4R \cdot (u_{pattern} - 1) + a \cdot u_{pattern} \quad \text{if } u_{pattern} \subset [0.5; 1] \quad (I.17)$$

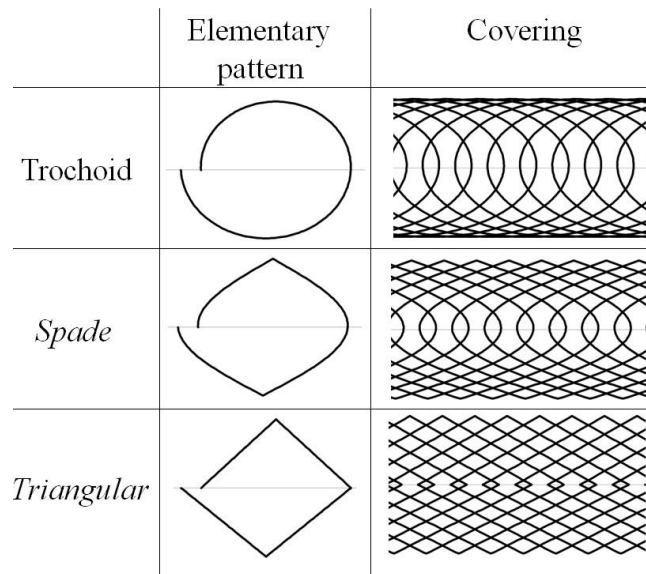


Figure I.26 : Illustration de la couverture de surface par les trois motifs étudiés.

#### 5.4 Validation expérimentale

La figure I.27 présente le modèle CAO de la pièce utilisée pour la validation expérimentale. Tout d'abord, la surface est ébauchée en usinage puis polie. La finition est réalisée avec un outil de polissage composé de grains d'émeri (taille d'environ 50  $\mu\text{m}$ ) liés par un caoutchouc souple. La géométrie de l'outil de polissage est un cylindre de 32 mm de diamètre et de hauteur. La surface est polie à l'aide des six porteuses présentées à la figure I.27. Les motifs de polissage ont un rayon  $R$  de 12 mm et une avance  $a$  de 6 mm. La trajectoire de polissage est calculée pour avoir une boucle tous les 2,5 mm.

Trois surfaces ont été polies en utilisant des trajectoires : trochoïdal, Spade et triangulaire. Une mesure des profils outils montre que l'outil qui a usiné avec un motif trochoïde présente une sur-usure en bout de la zone utilisée. Au contraire, les modèles Spade et triangulaires génèrent une usure uniforme de l'outil.

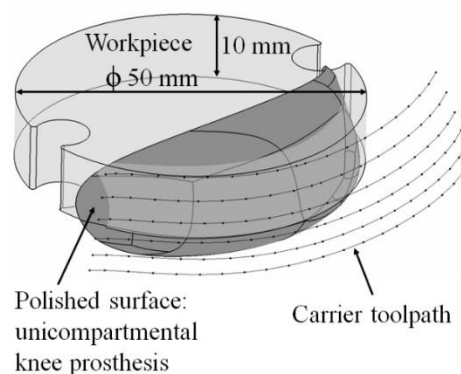


Figure I.27 : Surface expérimentale.

Par la suite, les surfaces polies ont été mesurées sur une zone de  $2\text{ mm} \times 4\text{ mm}$  (avec un pas de  $10\text{ }\mu\text{m} \times 4\text{ }\mu\text{m}$ ). La longueur de ces zones a été définie suivant la direction des porteuses. La forme des surfaces mesurées est ensuite filtrée par un polynôme de degré trois dans les deux directions. Les résultats de ces mesures de rugosité sont présentés à la figure I.28. Ils montrent clairement que les motifs triangulaires conduisent à l'amplitude de rugosité la plus faible.

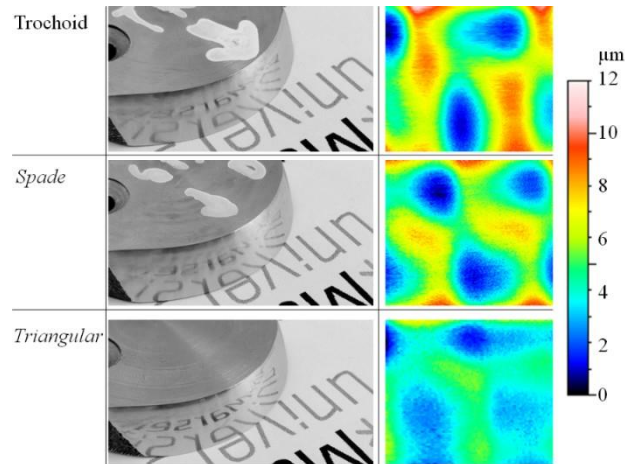


Figure I.28 : Comparaison expérimentale des surfaces polies.

### 5.5 Conclusions sur la méthode de polissage

La méthode de polissage proposée considère le polissage en utilisant le flanc de l'outil et cherche à uniformiser l'usure de l'outil et la couverture de la surface. La méthode propose une trajectoire composée d'une porteuse sur laquelle est répété un motif. Ainsi, le but de ce travail est d'optimiser la géométrie du motif élémentaire pour obtenir une usure homogène de l'outil et un recouvrement uniforme de la surface. Ce travail a étudié l'usure de l'outil en analysant la fonction de densité de probabilité (PDF) le long du mouvement d'avance et dans l'axe de l'outil. Un premier motif, Spade, a été proposé pour générer une usure homogène de l'outil. Un second motif, triangulaire, a été proposé pour uniformiser l'usure de l'outil et homogénéiser la couverture de la surface. En effet, les motifs triangulaires conduisent simultanément à une usure homogène de l'outil et à une couverture de surface uniforme. Une validation expérimentale a été conduite et corrobore les calculs théoriques.

## 6 Adaptation de la trajectoire à la forme de l'outil [Article 9]

La méthode de polissage présentée au chapitre I.5 est utilisée ici. L'objectif dans cette section est de contrôler la force radiale appliquée par l'outil lors du polissage. Dans un premier temps un plan d'expériences (DOE) est réalisé pour définir les paramètres ayant une influence significative sur la force radiale appliquée lors du polissage. Ce DOE montre que la source principale de l'effort de polissage est l'engagement radial. Ainsi, par la suite une raideur radiale équivalente de l'outil flexible pourra être définie. Pour finir, une méthode sera proposée pour ajuster le parcours d'outil afin de tenir compte de la forme réelle de l'outil (qui présente des écarts par rapport à un cylindre parfait). Une validation expérimentale permettra de vérifier l'efficacité de cette méthode.

### 6.1 Contrôle de l'effort radial

#### 6.1.1 Recherche des paramètres influents

Un outil flexible est utilisé pour obtenir un lien entre la force de polissage et la position de l'outil par rapport à la pièce. La figure I.29 présente l'outil utilisé. Dans cette méthode, la déformation élastique de l'outil est utilisée pour contrôler l'effort radial appliqué lors du polissage.

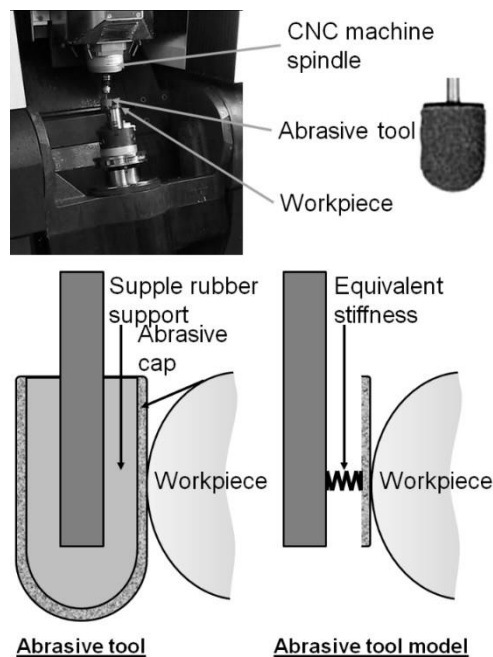


Figure I.29 : Outil de polissage souple.



Un DOE a été réalisé pour déterminer les facteurs ayant l'influence la plus significative sur l'effort de polissage. Les facteurs suivants ont été considérés :

- $a_e$ , l'engagement radial nominal ;
- $L_{tool}$  la longueur de sortie de l'outil ;
- $R_{surface}$  le rayon de la surface de la pièce ;
- $L_{contact}$  la position du point de contact le long de l'axe de l'outil.

La figure I.30 définit ces paramètres. Tous les essais ont été effectués sans rotation de la broche. L'ensemble des paramètres expérimentaux a été défini par une matrice de Hadamard. Pour chaque essai, la force radiale a ensuite été mesurée avec précision par un dynamomètre. Le tableau I.4 détaille les expériences réalisées et la force radiale mesurée résultante (Fr). L'expérience numéro 4 a été répétée six fois pour définir l'écart type des mesures. Une valeur de 0,379 N a ainsi été estimée pour l'écart type.

Tableau I.4. Plan d'essais pour trouver les facteurs influents sur l'effort de polissage.

	$a_e$ (mm) [X1]	$L_{tool}$ (mm) [X2]	$R_{surface}$ (mm) [X3]	$L_{contact}$ (mm) [X4]	Fr (N)
1	0,05 [+1]	8 [+1]	60 [+1]	2 [-1]	4,954
2	0,01 [-1]	8 [+1]	60 [+1]	11 [+1]	0,456
3	0,01 [-1]	1 [-1]	60 [+1]	11 [+1]	1,223
4	0,05 [+1]	1 [-1]	6 [-1]	11 [+1]	5,358
5	0,01 [-1]	8 [+1]	6 [-1]	2 [-1]	0,703
6	0,05 [+1]	1 [-1]	60 [+1]	2 [-1]	5,013
7	0,05 [+1]	8 [+1]	6 [-1]	11 [+1]	4,234
8	0,01 [-1]	1 [-1]	6 [-1]	2 [-1]	0,784

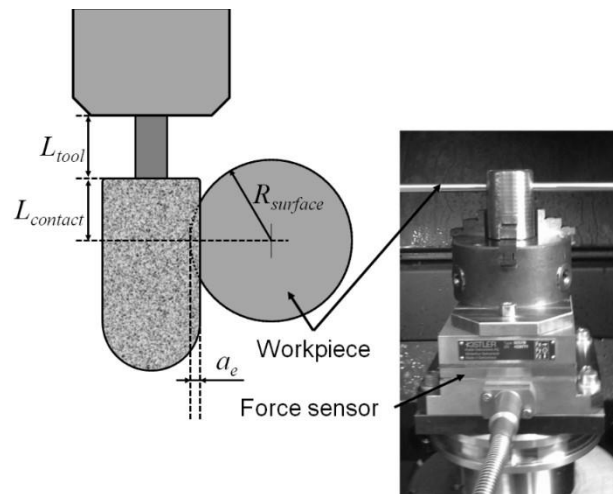


Figure I.30 : Protocole d'essais pour déterminer les paramètres influents sur l'effort de polissage.

L'équation I.18 donne l'expression du modèle qui va être associé aux essais. Dans ce modèle, tous les facteurs ont été transformés en variables normalisées  $X_i$  comprises entre -1 et +1 (ces valeurs sont présentées dans le tableau I.4). Chaque coefficient  $d_i$  quantifie l'influence du facteur associé  $X_i$ . Les valeurs estimées sont données dans l'équation I.18. L'écart-type des résidus est de 0,372 N. Cette valeur est similaire à celle de l'écart type des répétitions (0.379 N) ce qui démontre la précision du modèle.

$$Fr = d_0 + d_1 \cdot X_1 + d_2 \cdot X_2 + d_3 \cdot X_3 + d_4 \cdot X_4 \quad (\text{I.18})$$

Avec :  $d_0=2,841$ ;  $d_1=2,049$ ;  $d_2=-0,254$ ;  $d_3 = 0,071$ ;  $d_4=-0,023$ .

La figure I.31 présente les coefficients d'influence du modèle avec leurs barres d'erreurs associées. Elle met en évidence que, dans la gamme étudiée, seul l'engagement radial ( $X_1$ ) a une influence significative sur l'effort radial.

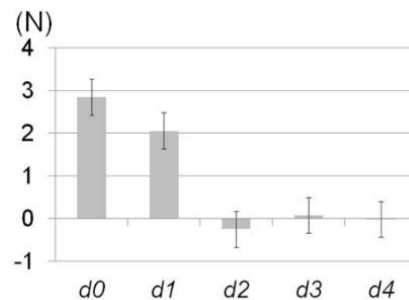


Figure I.31 : Coefficients du modèle pour déterminer les facteurs influents sur l'effort de polissage.

### 6.1.2 Raideur équivalente

Le chapitre I.6.1.1 a démontré expérimentalement que la force radiale n'est influencée que par l'engagement radial. Ainsi, des essais d'enfoncement ont été effectués pour déterminer la raideur équivalente de l'outil utilisé (figure I.32). L'outil était ainsi enfoncé progressivement sur la pièce puis retiré de façon cyclique trois fois. Les expériences ont été réalisées sans rotation de la broche. Deux granulométries d'outil ont été testées : numéro 320 et 150. La figure I.32 présente les résultats obtenus. Elle met en évidence une hystérésis initiale qui est plus importante pour le plus petit numéro de granulométrie (grain plus gros). Après cette hystérésis, le comportement devient linéaire. La loi de comportement peut donc être modélisée par une relation linéaire. Une raideur équivalente constante a donc été considérée et estimée à 94 N/mm pour les deux granulométries.

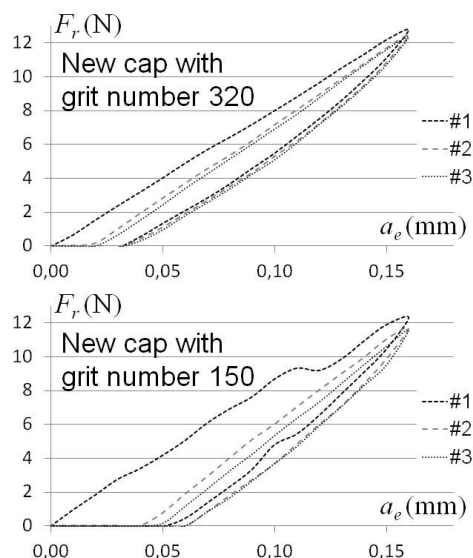


Figure I.32 : Essais d'enfoncement pour déterminer la raideur des outils.

## 6.2 Compensation de la forme de l'outil

La trajectoire initialement proposée (voir chapitre I.5.1) suppose une forme cylindrique parfaite de l'outil. En réalité l'outil présente une légère conicité. Pour cette raison, comme illustré sur la figure I.33, la trajectoire a dû être légèrement ajustée pour compenser ce défaut géométrique.

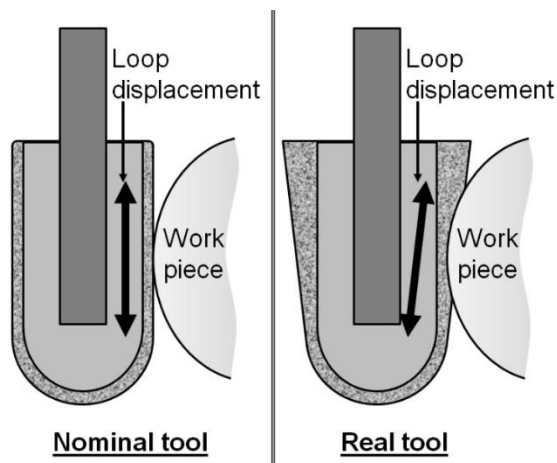


Figure I.33 : Prise en compte du défaut de forme de l'outil dans la trajectoire.

La conicité de l'outil est décrite par une ligne  $P[w]$  d'équation I.19 et a été caractérisée expérimentalement. Dans cette expression,  $w$  représente la distance axiale au bout de l'outil. La compensation de la conicité de l'outil nécessite de calculer le vecteur unitaire normal à la surface de la pièce. Ceci a été obtenu par le produit vectoriel du vecteur d'avance (obtenu grâce à deux

points successifs de la trajectoire :  $M_i M_{i+1}$ ) et du vecteur de l'axe de l'outil ( $V_M$ ) (équation I.20). La trajectoire finale ( $X_{M\_shape}$ ,  $Y_{M\_shape}$ ,  $Z_{M\_shape}$ ) est donc obtenue en ajoutant des termes correctifs à l'équation I.12 (équation I.21).

$$P[w] = fI \cdot w + f0 \quad (I.19)$$

$$n = M_i M_{i+1} \times V_M / \|M_i M_{i+1}\| \quad (I.20)$$

$$\begin{aligned} X_{M\_shape} &= X_M + n_x \cdot P[w = U2M(u_{pattern})] \\ Y_{M\_shape} &= Y_M + n_y \cdot P[w = U2M(u_{pattern})] \\ Z_{M\_shape} &= Z_M + n_z \cdot P[w = U2M(u_{pattern})] \end{aligned} \quad (I.21)$$

### 6.3 Validation expérimentale

Pour valider la correction de trajectoire précédente, un cylindre en acier de 8 mm de diamètre et de 60 mm de longueur a été poli. L'outil utilisé avait un diamètre nominal de 13 mm et une hauteur de travail de 12 mm. Le capuchon utilisé avait un numéro de grain de 150. Les expériences consistaient en trois passes avec un engagement radial nominal de 0,05 mm pour chaque passe. La demi-amplitude du motif triangulaire a été fixée à  $R = 4$  mm et l'avance a été réglée sur  $a = 4$ . Le parcours d'outil a été généré pour avoir une boucle par millimètre. Les expériences ont été réalisées avec une vitesse de rotation de la broche de 9 000 tr/min et une vitesse d'avance de 2 000 mm/min. Deux essais de pré-polissage ont été réalisés : l'un avec un parcours non compensé et l'autre avec compensation de la conicité de l'outil.

La figure I.34 montre l'évolution de la force radiale mesurée lors de la première et de la dernière passe. Elle montre que des pics de force radiale sont générés au premier passage lorsqu'il est réalisé sans compensation. Ceci est lié à la conicité de l'outil qui conduit à augmenter l'engagement radial local réel. A la troisième passe, les profils d'efforts radiaux se retrouvent similaires pour les deux conditions d'essais.

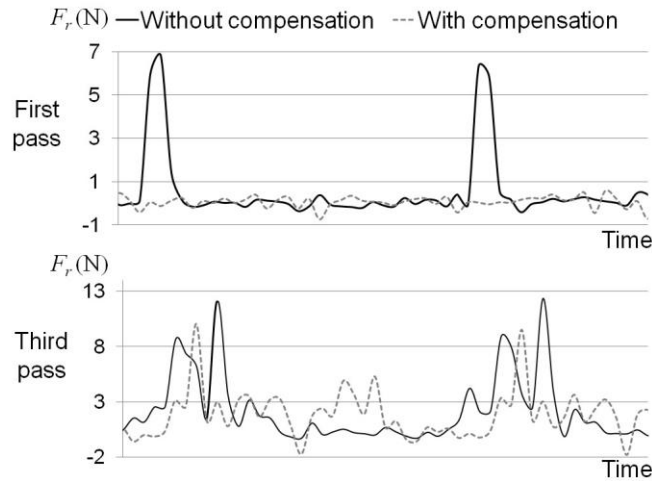


Figure I.34 : Force radiale mesurée pendant les essais de polissage.

#### 6.4 Conclusion sur l'adaptation de la trajectoire à la forme de l'outil

Cette section a pour but de mieux gérer l'effort presseur lors des opérations de polissage en flanc. Pour cela, un DOE a été réalisé pour déterminer les paramètres ayant une réelle influence sur la force radiale. Ces expériences ont démontré que seul l'engagement radial nominal a une influence significative. La raideur radiale équivalente de l'outil a ensuite été caractérisée expérimentalement. Cette raideur a été trouvée constante et indépendante de la granulométrie de l'outil. Les tests ont cependant mis en évidence l'existence d'une hystérésis initiale qui disparaît après deux cycles. La trajectoire outil a finalement été ajustée pour tenir compte du défaut de forme de l'outil. Cela a permis de réduire l'usure de l'outil et de stabiliser la force radiale appliquée lors du pré-polissage. Des expériences ont été réalisées pour valider la méthode de pré-polissage proposée.

### 7 Conclusion du chapitre I

Ce chapitre a présenté différents travaux pour l'obtention de trajectoires lisses et adéquates aux opérations de polissage :

- Lissage de trajectoire avec un polynôme de degré 5 garantissant la continuité en position, tangence et courbure.
- Concaténation des points de la trajectoire polynomiale pour permettre l'usinage sur des surfaces facettisées.
- Adaptation de la trajectoire à des variations de géométrie.
- Trajectoire de polissage en flanc permettant d'uniformiser l'usure et la couverture de la surface.
- Adaptation de la trajectoire à des variations de forme de l'outil.



---

## CHAPITRE II : MACHINES PRECISES

De nombreux travaux de recherche ont été menés pour déterminer la cartographie des erreurs des machines-outils dans le but de les corriger. Ces travaux ont proposé de nombreuses méthodes et techniques pour augmenter la précision géométrique des machines-outils. Ces travaux peuvent être classés en deux sous-classes (comme présenté figure II.1) :

- Méthodes de cartographie d'erreurs : cette première sous-classe peut utiliser de nombreux types d'artefacts (barre à billes, jauge à bloc, barre à trous...) ou des instruments de mesure (interféromètre laser ...). La cartographie des erreurs est basée sur des stratégies de mesure d'entités géométriques (point, plan, cylindre ou sphère).
- Méthodes de compensation : ces méthodes sont basées sur des modèles mathématiques avec des interpolations linéaires, Bézier ou B-spline.

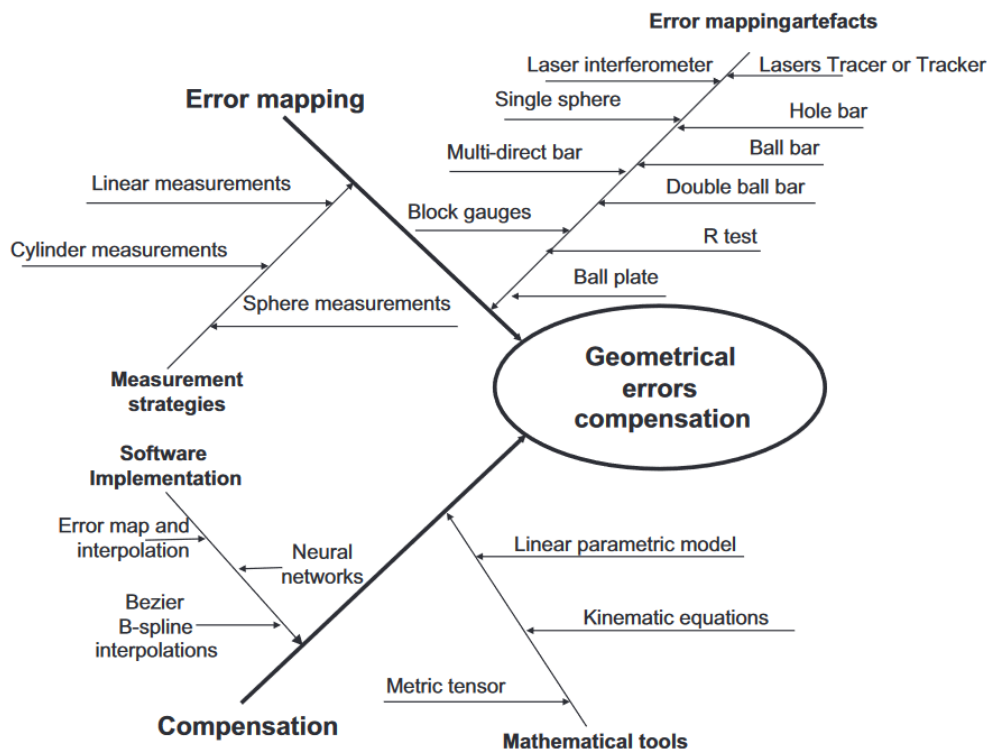


Figure II.1 : Etat de l'art et méthodes pour augmenter la précision des machines-outils.

Les travaux présentés ici s'intéressent tout particulièrement au procédé de multi-latérisation pour déterminer la cartographie des erreurs de la machine-outil. La méthode de multi-latérisation avec un laser tracer est plus dédiée aux grandes structures de machines à commande numérique, par exemple 2500 mm × 4500 mm × 1000 mm [Wendt 2012]. Cependant, de nombreuses machines-outils n'ont pas ces dimensions. Dans une grande machine à commande numérique, le laser est situé dans la boucle de mesure (fixée directement sur la table de la



machine-outil). Dans le cas d'une petite machine, pour faciliter la multi-latérisation, le système de mesure doit être éloigné du volume mesuré par un dispositif d'extension mécanique. Cette extension peut perturber la mesure (vibrations, dérive thermique, etc.) et réduit la stabilité de la mesure.

Une première section traite de la précision de la compensation de petites machines-outils à l'aide d'un laser tracer avec multi-latérisation. Pour valider la robustesse de ces procédures de compensation, les erreurs géométriques d'une même machine-outil ont été mesurées avec cinq stratégies différentes. Chacune de ces stratégies a été réalisée par une équipe d'une institution internationale nommée dans la comparaison A, B, C, D et E. Les cinq résultats seront ainsi comparés.

La deuxième section cherche à déterminer les paramètres de configuration optimisés pour l'étalonnage des machines-outils compactes. Un plan d'expérience DOE a été utilisé à cette fin.

## **1 Mesure et correction des machines-outils [Article 11]**

Cette section traite de la précision de la compensation des machines-outils à l'aide d'un interféromètre de poursuite utilisant la méthode de multi-latérisation. La stratégie de mesure et la compensation de la dérive thermique des mesures sont étudiées. Il montre que la plupart des effets de la température sont compensés avec précision par le logiciel de l'interféromètre laser. Cependant, les dérives thermiques des accessoires ne sont pas prises en compte, et ne sont pas corrigées. Pour valider la robustesse des procédures, les erreurs géométriques d'une même machine-outil 3 axes ont été mesurées par cinq stratégies de mesure utilisant le même interféromètre. Chaque stratégie est conçue et mise en œuvre de manière indépendante par une personne différente issue de plusieurs institutions. Il existe plusieurs facteurs qui peuvent influencer une mesure de multi-latérisation :

- Nombre et positions de l'interféromètre
- Nombre et position des points mesurés
- Conception des accessoires de l'interféromètre
- Support et fixation du réflecteur
- Vitesse de mesure

### **1.1 Procédure de mesure**

Le volume de travail de la machine-outil mesurée est de 500 mm × 420 mm × 380 mm. La petite taille de cette machine impose l'utilisation d'une plaque de support (longueur de plaque environ 500 mm) pour monter l'interféromètre hors de la table de la machine-outil pendant les

mesures afin d'obtenir une couverture suffisante du volume total de la machine. La procédure de mesure a été laissée libre à chaque équipe. Pour vérifier la stabilité de la machine pendant tout le test de l'inter-comparaison, la machine a été mesurée plusieurs fois par l'équipe D : une fois au début et à la fin du test et une fois entre les autres équipes. Ainsi, la machine-outil a été calibrée 8 fois (4 fois par l'équipe D et 1 fois par chacune des 4 autres équipes). En utilisant ces 8 résultats de cartographie d'erreurs, 8 matrices de compensation géométrique ont été calculées. La figure II.2 présente les différentes stratégies de mesure utilisées par les cinq équipes.

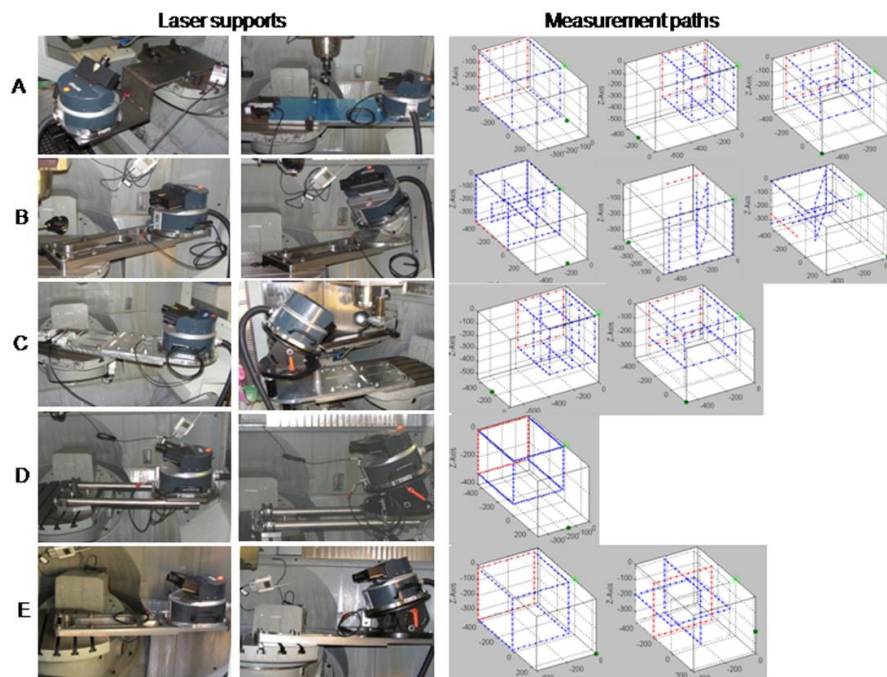


Figure II.2 : Stratégies de mesure des cinq équipes de l'inter-comparaison (A, B, C, D et E).

## 1.2 Comparaison des résultats

Une méthode est proposée pour comparer les compensations de la machine-outil obtenues par chaque équipe sur des points sélectionnés dans le volume de la machine. Cette procédure de comparaison ne dépend pas de la méthode utilisée par la procédure de multi-latérisation et utilise les mesures d'un interféromètre de Michelson. La figure II.3 montre les valeurs moyennes et maximales des erreurs de 3 mesures avant et après compensation ainsi que leurs barres d'erreurs.

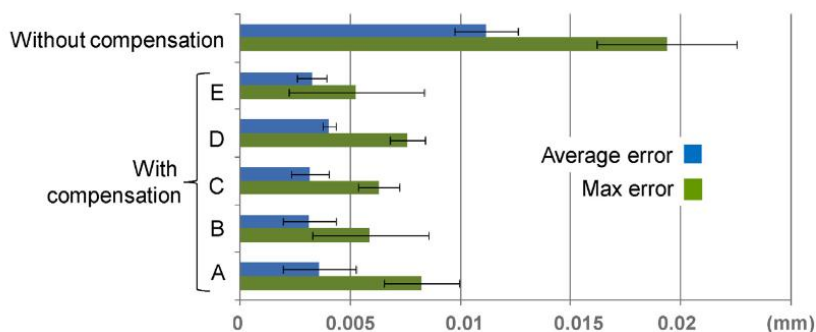


Figure II.3 : Valeurs moyennes et maximales des erreurs mesurées par les cinq équipes.

### 1.3 Résultats de l'inter-comparaison

La multi-latérisation est une méthode relativement nouvelle pour la cartographie et la compensation des erreurs des machines-outils. Ce travail a montré qu'une grande diversité de stratégies de mesure est possible avec ce dispositif. Dans l'inter-comparaison présentée ici, environ 14 000 points de mesure ont été réalisés par cinq équipes internationales sur une machine-outil de petite taille. Le but de cette expérience est d'estimer la robustesse de la méthode de compensation. Cette étude montre que les compensations proposées par l'ensemble des équipes ont réduit les erreurs géométriques de la machine-outil d'environ 60% avec un écart type faible. Ce qui montre bien la robustesse de la méthode malgré les différentes stratégies utilisées.

## 2 Optimisation du protocole de mesure des machines-outils [Article 12]

L'objectif de cette section est de chercher la stratégie optimale pour la détermination de la cartographie des erreurs d'une machine-outil en utilisant la multi-latérisation. Des plans d'expériences ont été utilisés pour cela. Dans cette étude, deux instruments ont été utilisés pour estimer la carte d'erreur résiduelle : un interféromètre laser classique et un laser tracer. La technique de multi-latérisation a été appliquée avec le laser tracer. La méthode de multi-latérisation s'est avérée être la meilleure solution pour estimer la cartographie d'erreurs. Par la suite, la stratégie de mesure a été optimisée à l'aide d'un plan d'expériences. Les paramètres de ce plan (présentés table II.1) sont :

- Temps d'acquisition : temps (s) durant lequel la machine s'immobilise pour que le laser tracer puisse effectuer la mesure de longueur.
- Nombre de position du laser tracer.
- Longueur des décalages du réflecteur par rapport au nez de broche.

Table II.1 : Paramètres du plan d'expériences.

Factors	DOE			
	Notation	Lower Value	Middle Value	Upper Value
Acquisition time (s)	X <sub>1</sub>	0.5	1	1.5
Number of TL positions	X <sub>2</sub>	4	5	6
Offset size	X <sub>3</sub>	Small	Medium	Large

Dans la plage expérimentale étudiée, la longueur du décalage est apparue comme un paramètre de configuration non influant. Le nombre optimisé de positions s'est avéré être de six, ce qui est la valeur la plus élevée prise en compte dans cette étude. En ce qui concerne le temps d'acquisition, la valeur optimisée a été estimée à 1,5 s pour stabiliser la mesure. Enfin, l'ensemble des résultats suggère que le laser tracer est autosuffisant pour effectuer un processus complet d'étalonnage et de compensation pour une machine-outil.

### 3 Conclusion de chapitre II

Dans ce chapitre, des méthodes pour la mesure et la correction des défauts machine ont été mises en place. Ces travaux ont tourné autour de la bonne utilisation de la multi-latérisation avec un laser tracer. Cette méthode de mesure laisse une latitude sur la stratégie à mettre en place pour calibrer la machine. C'est pour cela que dans un premier travail nous avons réalisé une inter-comparaison avec d'autres utilisateurs aguerris de cette méthode pour s'assurer que la stratégie n'avait pas d'influence significative sur le résultat. Cette étude a confirmé que la stratégie n'avait pas une grande influence sur la correction de la machine. Dans un second travail, nous avons cherché à optimiser cette stratégie de mesure sur une machine de très petite taille (pour le moyen de mesure utilisé, 200 mm<sup>3</sup>). Ce travail a montré que dans cette configuration, il fallait avoir un nombre de position laser important et un temps de stabilisation de mesure important.

L'objectif de ces travaux est de maîtriser la qualité du moyen de production pour effectuer les opérations de polissage.

---

## CHAPITRE III : PARAMETRES DE COUPE DE POLISSAGE

### 1 Problématique

La rectification et le polissage sont des étapes de finition courantes et nécessaires pour de nombreuses pièces d'ingénierie. Contrairement à la rectification qui utilise des outils rigides, le polissage utilise des outils flexibles pour obtenir un lien entre l'enfoncement de l'outil et la force de contact résultante. L'enfoncement d'un outil souple dans la pièce affecte directement la pression exercée et le taux d'enlèvement de matière local de l'opération de polissage. Deyang *et al.* [Deyang 2014] ont établi cette relation dans le cas d'un disque de polissage, en obtenant empiriquement le champ de pression entre l'outil et la surface polie et en utilisant cette donnée pour prédire l'enlèvement de matière. Les auteurs se sont intéressés en particulier à l'interaction entre deux passes adjacentes et ont validé expérimentalement leurs résultats. Pessoles et Tournier [Pessoles 2009] ont également utilisé un disque abrasif passif monté sur un support adapté pour effectuer des opérations de polissage. Une procédure expérimentale plus détaillée a été utilisée pour calibrer la relation entre le déplacement de l'outil et la force de polissage appliquée. Les auteurs ont dérivé des prescriptions de processus pour polir un moule à injection industriel et ont obtenu un temps et une qualité de polissage similaires au processus manuel précédemment utilisé, sauf dans les coins fortement incurvés où la qualité de surface obtenue était inférieure. Les auteurs ont expliqué ce phénomène avec les aspects cinématiques de la machine à CN. L'absence de contrôle direct de la force lors des opérations de polissage sur un centre d'usinage met en évidence la nécessité d'utiliser un outillage très souple pour contrôler le champ de pression de polissage exercé. Cette flexibilité est généralement obtenue en utilisant des matériaux souples qui sont moins durables que le liant classique des meules, et cela peut nuire à la durée de vie de l'outil. Pour combiner les avantages des outils flexibles sans subir une telle dégradation de la durée de vie de l'outil, Beaucamp *et al.* [Beaucamp 2014] proposent un outil de meulage adaptatif innovant composé d'un matériau de support flexible sur lequel sont fixées des pastilles rigides chargées d'abrasifs. Contrairement au polissage avec des abrasifs libres, les pastilles rigides permettent une prédiction de l'action de coupe des abrasifs [Zhu 2019]. Une étude complémentaire [Yang 2020] sur l'application de cet outil aux composants à faible rigidité a été réalisée pour augmenter la précision de la distribution de l'enlèvement de matière.

Dans le but de déterminer les paramètres de polissage il est crucial de contrôler et de prédire le résultat des opérations de polissage. Les opérations de polissage sont difficiles à simuler du

fait de la multi-échelle des phénomènes mis en jeu. Une surface polie est le résultat d'une multitude d'actions de coupe sur la pièce par des grains. De plus, chacun de ces phénomènes de coupe est influencé par l'état actuel de la surface, qui est le résultat des passes précédentes au sein d'une même opération de polissage. Les méthodes de prédiction publiées dans la littérature peuvent être classées en trois grands types :

- 1. Méthodes empiriques : Ces méthodes sont basées sur des modèles de prédiction obtenus en réalisant au mieux un best-fit d'une équation mathématique à des résultats expérimentaux. Ce type de modèle est approprié pour interpoler des résultats dans les limites des plages de paramètres testés, mais ne peut généralement pas faire de prédictions fiables en dehors de ces limites.
- 2. Méthodes semi-empiriques : Ces méthodes s'appuient sur un ensemble d'expériences pour déduire la loi de comportement de l'enlèvement de matière en fonction des conditions de coupe dans un cas élémentaire. Par la suite, cette loi est utilisée pour prédire les résultats de polissage dans un cas plus complexe. Par exemple, Cheung *et al.* [Cheung 2011] ont réalisé un test de polissage élémentaire en un point (Tool Influence Function, TIF) pour déterminer l'empreinte élémentaire d'un outil de polissage. Ensuite, cette empreinte élémentaire a été convoluée avec un parcours d'outil complexe pour prédire la surface polie résultante. Lu *et al.* [Lu 2019] ont aussi utilisé des TIF avec un procédé de polissage "dual-axis" pour prédire la topologie de la rugosité dans les cas où un seul ou deux axes étaient utilisés. Par la suite, le résultat obtenu a été déplacé le long du parcours d'outil pour prédire la topographie finale de la surface. Grâce à cette méthodologie, ils ont conclu que le polissage "dual-axis" homogénéise et réduit la rugosité de surface générée par rapport au polissage à un seul axe. Pour aller plus loin, un modèle prédictif de l'épaisseur de copeau non déformé a été proposé pour améliorer la prédiction de la rugosité de surface [Hecker 2003]. Pour prédire la topographie de la pièce usinée, la cinématique du processus avec un seul grain sur l'outil est généralement considérée [Heinzel 2006] [Cooper 2000].
- 3. Méthodes analytiques : Ces méthodes tentent de prendre en compte la plupart des phénomènes complexes impliqués dans le processus de polissage. En raison de la multitude de phénomènes locaux de coupe et de leurs interactions, il est difficile d'obtenir une prédiction réaliste de la surface polie. Cependant, dans les cas où ce type de méthodes est bien mis en œuvre, elles offrent de grandes possibilités de changement de paramètres de coupe et peuvent donc estimer une large gamme de conditions de polissage. L'un des principaux objectifs de ce type de méthode est de prédire l'état de

surface de la pièce finie en termes de forme, d'ondulation et de rugosité. Pour y parvenir, trois classes de méthodes analytiques ont été décrites dans la littérature :

- La classe #1 est basée sur la forme nominale de l'outil. Ce type de méthode est très rapide et simple à mettre en œuvre, mais ne fournit qu'une évaluation grossière des résultats de polissage. De plus, cette classe est par définition limitée aux outils rigides et donc peu adaptée aux outils de polissage souples. Par exemple, Denkena *et al.* [Denkena 2010] ont utilisé cette méthodologie pour prédire la rugosité de surface dans les opérations de meulage 5 axes. Zhang *et al.* [Zhang 2020] ont utilisé un autre modèle pour prédire la rugosité du profil des tubes internes finis par un nouveau procédé de polissage magnétique. Dans leur simulation, l'outil de polissage est modélisé comme un cercle lisse rigide, et le profil de surface est modélisé par une succession de paraboles.
- La classe #2 considère le profil de l'enveloppe de l'outil. Dans ce modèle, la vitesse d'avance de l'outil est considérée comme négligeable par rapport à la vitesse de rotation de l'outil. Sous cette hypothèse, la surface de l'outil peut être considérée comme la révolution d'un profil, qui est l'enveloppe des grains les plus saillants. Cette méthode peut ainsi prédire la rugosité des surfaces rectifiées ou polies avec plus de précision que la classe #1. Uhlmann *et al.* [Uhlmann 2016] ont utilisé un modèle de classe #2 pour prédire la rugosité de surface dans une opération de rectification 4 axes.
- La classe #3 considère l'outil comme un ensemble de grains et tient compte de l'action coupante de chaque grain. Cette classe de méthode est très précise mais nécessite un temps de simulation très long. Ce modèle physique de haut niveau est utile pour étudier des problèmes très spécifiques. Par exemple, Setti *et al.* [Setti 2020] ont étudié l'épaisseur de copeaux non déformés pour comprendre le mécanisme de génération de surface dans le micro-meulage. Pour alléger les calculs, ils ont discrétisé la meule en plusieurs tranches selon l'axe, de manière à convertir le problème 3D en une série de problèmes 2D. D'autre part, Darafon *et al.* [Darafon 2013] ont utilisé une méthodologie similaire en 3D pour déterminer l'épaisseur du copeau non déformé et obtenir le débit matière instantané. Comme Darafon, Zang *et al.* [Zhang 2018] ont utilisé ce type de méthode pour déterminer l'épaisseur des copeaux non déformés grâce à un algorithme numérique plus rapide et ont étudié l'influence de la distribution et de la saillie des grains. De plus, ils ont utilisé ce modèle pour prédire la rugosité de surface. Dans les travaux de Zhou *et*



al. [Zhou 2002], la perte de grains abrasifs lors de l'usure de l'outil a été étudiée avec un modèle de distribution au niveau des grains. Il convient de noter que les modèles de cette classe ont été principalement utilisés pour prédire l'évolution de la rugosité, tout en ignorant les autres paramètres de qualité de surface (forme et ondulation).

## 2 Modèle empirique [Article 10]

Ce travail utilise le procédé de polissage par le flanc défini au chapitre I. Dans un premier temps, un plan d'expériences de type criblage est utilisé pour identifier les principaux facteurs influençant le coût de pré-polissage. Par la suite une surface de réponse est utilisée pour optimiser le processus de pré-polissage. Cette optimisation a été entreprise pour réduire le coût de production tout en maintenant une rugosité acceptable.

### 2.1 Facteurs testés

Le processus de pré-polissage présenté est réalisé avec un outil composé d'un support en caoutchouc sur lequel est monté un capuchon abrasif. Ce capuchon est en papier de verre composé de corindon fixé par de la résine sur un support tissé. Différents capuchons sont utilisés avec différentes tailles de grain. La granulométrie est définie par un nombre ; lorsque ce nombre augmente, la taille du grain diminue. Par exemple, les capuchons avec des grains de 150 et 320 ont respectivement une taille de grain moyenne de 100 et 46  $\mu\text{m}$ . De plus, le procédé de polissage possède des caractéristiques intrinsèques telles que des paramètres cinématiques : vitesse de rotation de la broche (*RPM*) et vitesse d'avance (*Vf*) respectivement spécifiées en tr/min et en mm/min. Lors du pré-polissage, une lubrification peut être activée pour améliorer l'opération de polissage. Un engagement radial nominal est spécifié au cours du processus. Cet engagement nominal induit une déformation de l'outil qui crée la pression de contact de l'outil. Le taux d'enlèvement de matière est directement lié à la pression de contact.

D'autre part, la trajectoire d'outil joue aussi un rôle important dans le processus de pré-polissage. La trajectoire utilisée est composée d'une porteuse et d'un motif élémentaire répété le long de celle-ci. La morphologie de ce motif détermine directement le nombre de passages de l'outil en un point de la surface. Pour rappel, le motif utilisé est basé sur la courbe trochoïdale, qui est définie par deux paramètres : *R* (amplitude du motif) et *a* (avance par tour). C'est le rapport entre ces deux paramètres qui donne la forme du motif (figure III.1) :

- $a \ll R$  : le motif ressemble à un cercle. Ce type de motif passe plusieurs fois sur un même point de la surface.
- $a = R$  : le motif passe exactement trois fois sur chaque point de la surface.
- $a \gg R$  : le motif ressemble à une sinusoïde. Ce type de motif passe une seule fois sur la surface sans aucun mouvement de bouclage.

Ainsi, ces deux paramètres définissent la forme du motif et le nombre de passages de l'outil sur un point de la surface. Ce nombre est obtenu avec l'équation III.1.

$$\text{Nombre de passages} = \text{floor} [4 \cdot R/a + 1] \quad (\text{III.1})$$

Par la suite, ce motif est appliqué dans un espace 3D le long du parcours de l'outil porteur pour imposer le nombre de motifs par millimètre. La figure III.1 illustre cette distorsion et présente le paramètre  $N$  : nombre de motifs par millimètre.

## 2.2 Détermination des facteurs les plus influents : criblage

### 2.2.1 Facteurs du criblage

Lors d'un plan d'expériences de type criblage les facteurs prennent deux niveaux (bas et haut). Le tableau III.1 présente ces facteurs avec les noms et les niveaux des paramètres associés. Pour réaliser ce test, un outil cylindrique à bout sphérique est utilisé. Cet outil a un diamètre nominal de 13 mm et une partie cylindrique utile de 12 mm.

Tableau III.1 : Liste des paramètres testés lors du criblage.

Nom du paramètre	Paramètre	Niveau bas (-1)	Niveau haut (+1)
X1	Numéro de grain	150	320
X2	Lubrification	No	Yes
X3	Engagement radial	0.05 mm	0.1 mm
X4	<i>RPM</i>	6,000 rpm	12,000 rpm
X5	<i>Vf</i>	1,000 mm/min	3,000 mm/min
X6	$a$ ( $R = 4$ mm)	40	1
X7	$N$	0.5 pattern/mm	4 patterns/mm
X8	Forme du motif	Trochoïdal	Triangulaire

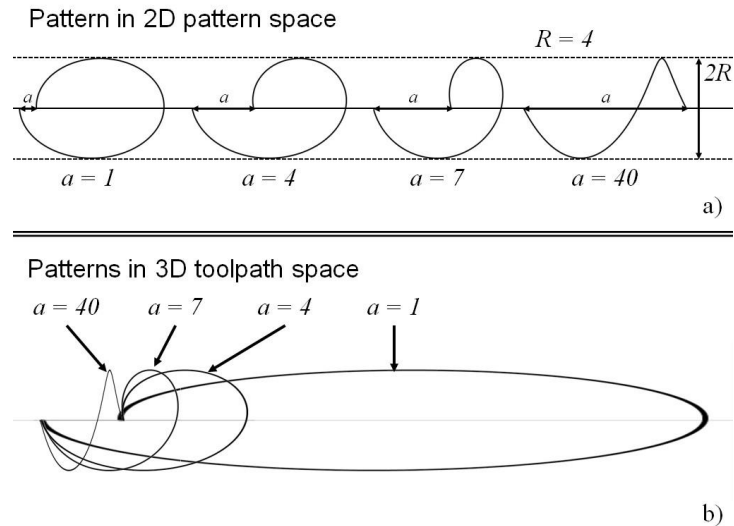


Figure III.1 : Forme des motifs testés a) dans le plan mathématique 2D ; b) sur la trajectoire de polissage 3D.

La figure III.2 illustre l'environnement expérimental. La pièce est un cylindre de 8 mm de diamètre en 100cr6 (acier à 1% de carbone et 1,5% de chrome ; dureté Brinell 195 HB). La longueur de pré-polissage est de 40 mm. Chaque expérience commence avec une surface neuve (cylindrique) et comprend 3 passes avec l'engagement radial nominal. Cela signifie que la dernière passe est programmée avec 3 fois l'engagement radial par rapport à la surface neuve. Le tableau III.2 présente les expériences réalisées pour le criblage. Douze expériences sont prévues avec une matrice d'Hadamard avec deux répétitions d'un essai.

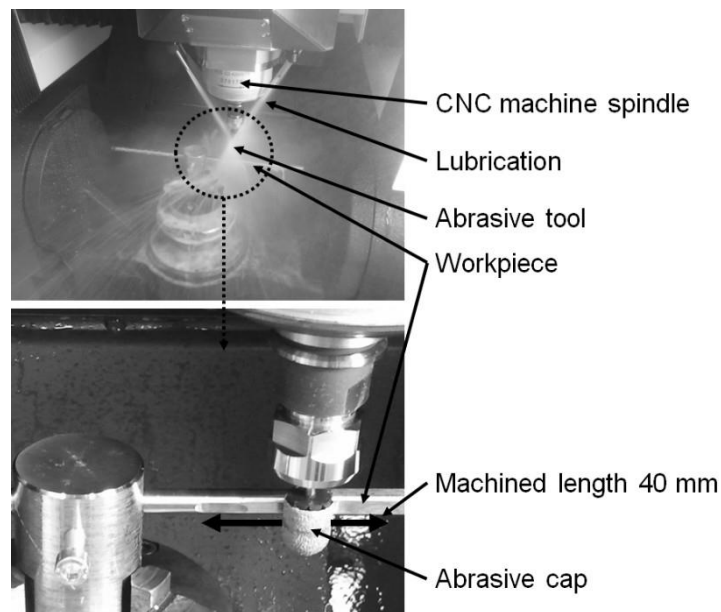


Figure III.2 : Environnement expérimental des essais.

Tableau III.2 : Expériences réalisées lors du criblage.

	Numéro grain	Lub.	Engagement radial (mm)	RPM (rpm)	Vf (mm/min)	a	N (Pattern/mm)	Pattern
1	320	Yes	0.05	12,000	3,000	1	0.5	Trochoidal
2	150	Yes	0.1	6,000	3,000	1	4	Trochoidal
3	320	No	0.1	12,000	1,000	1	4	Triangular
4	150	Yes	0.05	12,000	3,000	40	4	Triangular
5	150	No	0.1	6,000	3,000	1	0.5	Triangular
6	150	No	0.05	12,000	1,000	1	4	Trochoidal
7	320	No	0.05	6,000	3,000	40	4	Triangular
8	320	Yes	0.05	6,000	1,000	1	0.5	Triangular
9	320	Yes	0.1	6,000	1,000	40	4	Trochoidal
10	150	Yes	0.1	12,000	1,000	40	0.5	Triangular
11	320	No	0.1	12,000	3,000	40	0.5	Trochoidal
12	150	No	0.05	6,000	1,000	40	0.5	Trochoidal
12_1	150	No	0.05	6,000	1,000	40	0.5	Trochoidal
12_2	150	No	0.05	6,000	1,000	40	0.5	Trochoidal

### 2.2.2 Réponses du criblage

La fonction objectif est de réduire le coût de pré-polissage, en maintenant une qualité de surface pour éviter les surcoûts lors de l'étape de finition. L'équation III.2 présente le calcul du coût de pré-polissage,  $PP_{cost}$ . Ce coût est composé de trois termes :

- Le coût du temps machine pour réaliser l'opération de pré-polissage. Ce coût est calculé avec le coût horaire de la machine multiplié par le temps de pré-polissage. C'est l'addition du temps réel de pré-polissage, du temps calculé avec l'équation III.3, et du temps de changement d'outil. Ceci est égal au nombre de changements d'outil nécessaires pour réaliser l'opération de pré-polissage ( $N_{change}$  calculé avec l'équation III.4) multiplié par le temps de changement d'outil ( $Time_{change}$ ).
- Le coût de l'outil ( $Tool_{cost}$ ) est déduit à l'aide de l'équation III.6. Cette équation ne tient pas compte du coût du porte-outil.
- Le coût constant ( $Cst$ ) comprend par exemple le coût de réalisation du montage de la pièce ou le coût de préparation.

$$PP_{cost} = Time * Cost/h + N_{change} * Time_{change} * Cost/h + Tool_{cost} + Cst \quad (III.2)$$

Avec :

$Time$  : durée de l'opération de pré-polissage, (temps où l'outil usine la pièce).

$Coût/h$  : coût de la machine par heure.

$N\_change$  : nombre de changements d'outils nécessaires.

$Tool\_cost$  : coût des outils pour réaliser l'opération de pré-polissage.

$Cst$  : coûts constants des opérations de pré-polissage.

$$Time = Vol / Q \quad (III.3)$$

Avec :

$Vol$ : volume de matière à enlever.

$Q$ : débit matière.

$$N\_change = Time / Tool\_Life\_duration \quad (III.4)$$

Avec :

$Tool\_Life\_duration$ : la durée de vie de l'outil est calculée avec l'équation III.5.

$$Tool\_Life\_duration = Tool\_usable / Wear\_speed \quad (III.5)$$

Avec :

$Tool\_usable$ : volume d'outil utilisable.

$Wear\_speed$ : vitesse d'usure du volume d'outil.

$$Tool\_cost = N\_change * ( Caps + Support/10 ) \quad (III.6)$$

Avec :

$Caps$ : prix du capuchon.

$Support$ : prix d'un support flexible (le support doit être changé tous les 10 capuchons).

L'équation III.7 a été obtenue en combinant les équations III.2 à III.6. Cette équation met en évidence que le coût d'une opération de pré-polissage ne dépend que du débit d'enlèvement de matière ( $Q$ ), de la vitesse d'usure de l'outil ( $Wear\_speed$ ) et de valeurs constantes.

$$PP\_cost = (Vol / Q) * [ Cost/h + Wear\_speed / Tool\_surface * \{ Time\_change * Cost/h + ( Caps + Support/10 ) \} ] + Cst \quad (III.7)$$

Par la suite, le coût de polissage sera calculé en utilisant :

- Débit d'enlèvement de matière : ce paramètre est calculé en divisant l'enlèvement de matière par le temps d'usinage.  $Q$  est exprimé en  $mm^3/s$
- Vitesse d'usure de l'outil : pour mesurer l'usure de l'outil, le profil enveloppe de l'outil est mesuré avant et après l'opération de pré-polissage.  $Wear\_speed$  est exprimé en  $mm^2/s$

De plus, la rugosité de la surface usinée est mesurée. Le but du travail présenté est d'optimiser le processus de pré-polissage sans augmenter le temps de l'étape de finition.

### 2.2.3 Résultats du criblage et discussions

Pour analyser les résultats du criblage, un modèle numérique (Equation III.8) est associé à la réponse ( $Y$  qui représente d'une part le coût par volume et d'autre part la rugosité de surface). Le best-fit est effectué avec une méthode pseudo inverse de Moore-Penrose. Dans le modèle obtenu, plus la valeur absolue de  $b_i$  est élevée, plus le facteur  $X_i$  a d'influence sur la réponse. Le tableau III.3 fournit tous les résultats expérimentaux. Les valeurs numériques utilisées pour effectuer le calcul du coût sont :  $coût/h = 125$  €/h, ; prix capuchon = 0,5 €, prix support = 3,6 € ;  $Time\_change = 10$  min.

$$Y = b_0 + b_1 * X_1 + b_2 * X_2 + b_3 * X_3 + b_4 * X_4 + b_5 * X_5 + b_6 * X_6 + b_7 * X_7 + b_8 * X_8 \quad (III.8)$$

Avec :

$X_i$ : valeur du facteur  $i$

$b_i$ : coefficient associé au facteur  $i$

Tableau III.3 : Résultats du criblage.

	$Q$ (mm <sup>3</sup> /s)	$Wear\_speed$ (mm <sup>2</sup> /s)	$PP\_cost/Vol$ (€/mm <sup>3</sup> )	Roughness (μm)
1	0,0156	0,0190	17,35	0,838
2	0,0626	0,0085	2,55	1,57
3	0,0190	0,0028	5,19	0,815
4	0,0244	0,0052	5,12	1,03
5	0,1699	0,0302	2,30	1,77
6	0,0152	0,0020	6,02	1,05
7	0,0097	0,0051	12,64	1,09
8	0,0071	0,0067	19,64	0,896
9	0,0199	0,0024	4,76	0,458
10	0,2339	0,0185	1,14	6,71
11	0,1203	0,0518	5,15	6,02
12	0,0159	0,0196	17,42	3,71
12_1	0,0271	0,0180	9,60	3,53
12_2	0,0244	0,0188	11,07	4,89

#### 2.2.3.1 Résultats sur le coût par volume de polissage

Le modèle présenté à l'équation III.8 est associé au coût par volume déterminé (présenté dans le tableau 3) pour obtenir les coefficients  $b_i$  présentés dans le tableau III.4. La figure III.3 fournit une présentation en histogramme des valeurs  $b_i$  et un diagramme de Pareto de ces valeurs. Cette courbe sert à déterminer la limite entre les facteurs influençant ou non. Ci-dessous la classification des facteurs, en commençant par les plus influents :

- X3 (très influent) : augmenter l'engagement radial réduit le coût.
- X1 (influent) : un numéro de grain petit (gros grain) réduit le coût.
- X7 (influent) : de nombreux motifs par millimètre réduisent le coût.
- X4 (influent) : augmenter la rotation de la broche diminue le coût.
- X5 (peu influent) : augmenter la vitesse d'avance réduit le coût.
- X8 (peu influent) : un motif triangulaire réduit le coût par rapport au trochoïdal.
- X6 (peu influent) : un motif cercle augmente le coût par rapport au sinusoïdal.
- X2 (non influent) : la lubrification n'influence pas significativement le coût.

Tableau III.4 : Modèle du coût par volume enlevé.

	$PP\_cost/Vol : b0$	8,27
Numéro de grain	$PP\_cost/Vol : b1$	2,51
Lubrification	$PP\_cost/Vol : b2$	0,15
Engagement radial	$PP\_cost/Vol : b3$	-4,76
$RPM$	$PP\_cost/Vol : b4$	-1,61
$V_f$	$PP\_cost/Vol : b5$	-0,75
$a$	$PP\_cost/Vol : b6$	0,57
$N$	$PP\_cost/Vol : b7$	-2,23
Pattern	$PP\_cost/Vol : b8$	-0,60

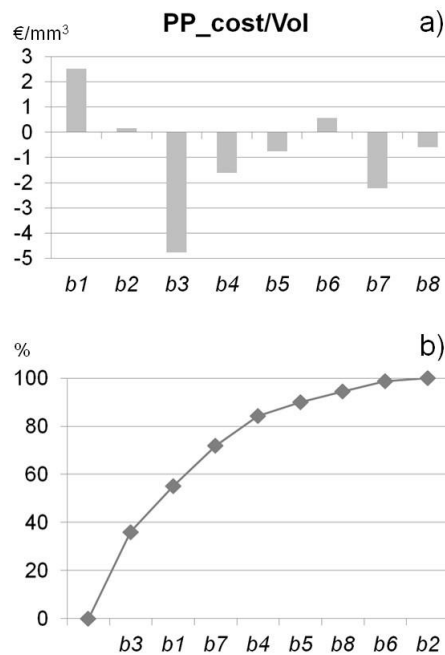


Figure III.3 : Modèle du coût par unité de volume enlevé : a) Histogramme, b) Pareto.

2.2.3.2 Résultats sur l'état de surface

Les mesures de rugosité ont été effectuées sur une ligne de 30 mm avec un pas de 4  $\mu\text{m}$ . Sur ce profil, seul le défaut de forme est supprimé ; ainsi, l'ondulation est prise en compte dans la rugosité présentée (moyenne arithmétique :  $P_a$ ). Le tableau III.5 et la figure III.4 présentent les valeurs des coefficients du modèle associé (équation III.8). Ci-dessous la classification des facteurs, en commençant par les plus influents sur la rugosité :

- X7 (très influent) : augmenter le nombre de motifs par millimètre réduit significativement la rugosité.
- X6 (très influent) : un motif cercle diminue fortement la rugosité par rapport au sinusoïdal. Cela s'explique par le fait que le motif cercle passe 17 fois en un point de la surface alors que le sinusoïdal qu'une seule fois.
- X3 (influent) : augmenter l'engagement radial dégrade la rugosité.
- X4 (influent) : augmenter la rotation de la broche augmente la rugosité.
- X1 (influent) : un numéro de grain petit (gros grain) augmente la rugosité.
- X2 (peu influent) : lubrifier améliore légèrement la rugosité.
- X8 (peu influent) : un motif triangulaire réduit légèrement la rugosité par rapport à un trochoïdal.
- X5 (non influent) : la vitesse d'avance n'influence pas sur la rugosité.

Tableau III.5 : Modèle de rugosité.

	<i>Roughness : b0</i>	2,16
Numéro de grain	<i>Roughness : b1</i>	-0,48
Lubrification	<i>Roughness : b2</i>	-0,25
Engagement radial	<i>Roughness : b3</i>	0,73
<b>RPM</b>	<i>Roughness : b4</i>	0,58
<i>Vf</i>	<i>Roughness : b5</i>	-0,11
<i>a</i>	<i>Roughness : b6</i>	-1,01
<i>N</i>	<i>Roughness : b7</i>	-1,16
Pattern	<i>Roughness : b8</i>	-0,11



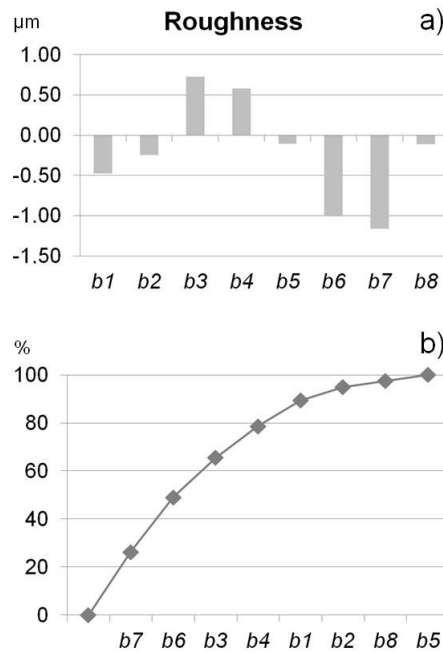


Figure III.4 : Modèle de la rugosité : a) Histogramme, b) Pareto.

## 2.3 Optimisation des facteurs : surface de réponse

### 2.3.1 Facteurs de la surface de réponse

L'objectif des travaux proposés est d'optimiser les facteurs de l'opération de pré-polissage ; il s'agit de réduire le coût par unité de volume enlevé tout en maîtrisant la rugosité obtenue. Le plan d'expériences de criblage proposé (chapitre III.2.2) met en évidence les facteurs suivants :

- Pour le coût : dans l'ordre d'influence ; X3, X1 et X7.
- Pour la rugosité : dans l'ordre d'influence ; X7, X6 et X3.

L'étude présentée propose une surface de réponse pour optimiser trois facteurs principaux : X3, X6 et X7. Ces facteurs seront optimisés pour réduire le coût par unité de volume de matière enlevée lors du pré-polissage en contrôlant la rugosité. Les facteurs suivants sont fixés pour la surface de réponse :

- Numéro de grain fixé à 150 ( $X1 = -1$ , gros grain).
- Lubrification éteinte ( $X2 = -1$ ).
- RPM choisi égal à 12 000 tr/min ( $X4 = 1$ ).
- $V_f$  est fixée à 2 000 mm/min ( $X5 = 0$ ).
- Forme de motif triangulaire ( $X8 = 1$ ).

La surface de réponse proposée utilise trois niveaux pour chaque facteur (X3, X6 et X7). Ces niveaux sont présentés dans le tableau III.6. Le tableau III.7 présente les expériences réalisées et les résultats obtenus.

Tableau III.6 : Liste des paramètres testés lors de la surface de réponse.

	Niveau bas (-1)	Niveau moyen (0)	Niveau haut (+1)
X3: engagement radial (mm)	0,05	0,1	0,15
X7: N (pattern/mm)	0,5	2,5	4
X6: a (R = 4 mm)	7	4	1

Tableau III.7 : Expériences réalisées (surface de réponse) et résultats.

	X3	X7	X6	Q (mm <sup>3</sup> /s)	Wear_speed (mm <sup>2</sup> /s)	PP_cost/Vol (€/mm <sup>3</sup> )	Roughness (µm)
1	-1	-1	-1	0,0281	0,0182	4,74	2,34
2	1	-1	-1	0,5586	0,0402	0,45	6,74
3	-1	1	-1	0,0099	0,0018	4,50	1,08
4	1	1	-1	0,0987	0,0045	0,60	1,65
5	-1	-1	1	0,0215	0,0171	5,91	2,16
6	1	-1	1	0,3278	0,0216	0,46	1,83
7	-1	1	1	0,0120	0,0023	3,92	1,13
8	1	1	1	0,1964	0,0100	0,45	1,61
9	-1	0	0	0,0157	0,0045	3,75	1,23
10	1	0	0	0,1917	0,0089	0,43	1,32
11	0	-1	0	0,2272	0,0337	0,96	2,45
12	0	1	0	0,1170	0,0108	0,80	1,37
13	0	0	-1	0,0800	0,0064	0,87	1,63
14	0	0	1	0,0669	0,0070	1,09	1,83
15	0	0	0	0,0823	0,0072	0,90	1,71
15_1	0	0	0	0,0998	0,0068	0,72	1,31
15_2	0	0	0	0,0789	0,0074	0,95	1,63
15_3	0	0	0	0,0752	0,0070	0,96	1,75

### 2.3.2 Résultats et discussion

Pour réaliser l'étape d'optimisation, un modèle a été associé aux deux réponses (coût volumique et rugosité). Ce modèle est une équation DOE du second ordre (équation III.9).

$$Y = b_0 + b_3.X_3 + b_7.X_7 + b_6.X_6 + b_{33}.X_3^2 + b_{77}.X_7^2 + b_{66}.X_6^2 + b_{37}.X_3.X_7 + b_{36}.X_3.X_6 + b_{76}.X_7.X_6 \quad (\text{III.9})$$

Tableau III.8 : Coefficients des deux modèles de surface de réponse.

	PP_cost/Vol (€/mm <sup>3</sup> )	Roughness (µm)
b <sub>0</sub>	0,73	1,42
b <sub>3</sub>	-2,04	0,52
b <sub>7</sub>	-0,23	-0,87
b <sub>6</sub>	0,07	-0,49
b <sub>33</sub>	1,41	-0,07

<i>b77</i>	0,19	0,57
<i>b66</i>	0,29	0,39
<i>b37</i>	0,30	-0,38
<i>b36</i>	-0,09	-0,60
<i>b76</i>	-0,24	0,64

Les modèles du tableau III.8 sont présentés sous la forme d'une figure (figures III.5 et 6). Ces figures sont dans un "espace 4D" : 3D pour les facteurs ( $X3$ ,  $X7$  et  $X6$ ) et 1D pour les valeurs de réponse. Pour cela un espace 3D avec un axe pour chaque facteur est utilisé. Par la suite, des sphères sont placées sur une grille de points dans cet espace (valeurs -1, 0 et 1 soit un total de 27 points). Le diamètre et la couleur de chaque sphère sont fonction de la valeur de la réponse du modèle en chaque point.

### 2.3.2.1 Résultats sur le coût par unité de volume enlevé

La figure III.5 présente le graphique 4D du modèle du coût. Cette figure met en évidence que les faibles valeurs d'engagement radial ( $X3 = -1$  qui correspond à un engagement radial de 0,05 mm) entraînent une augmentation très forte du coût de pré-polissage. De plus, cette figure illustre une valeur optimale proche du point  $X3=1$ ,  $X7=0$  et  $X6=0$ .

Un optimum est calculé et donne :

- $X3 = 0,72$  ; engagement radial de 0,136 mm
- $X7 = 0,04$  ;  $N = 2,58$  motifs/mm
- $X6 = 0,01$  ;  $a = 3,96$ , modèle qui passe 5 fois sur chaque point du parcours d'outil.

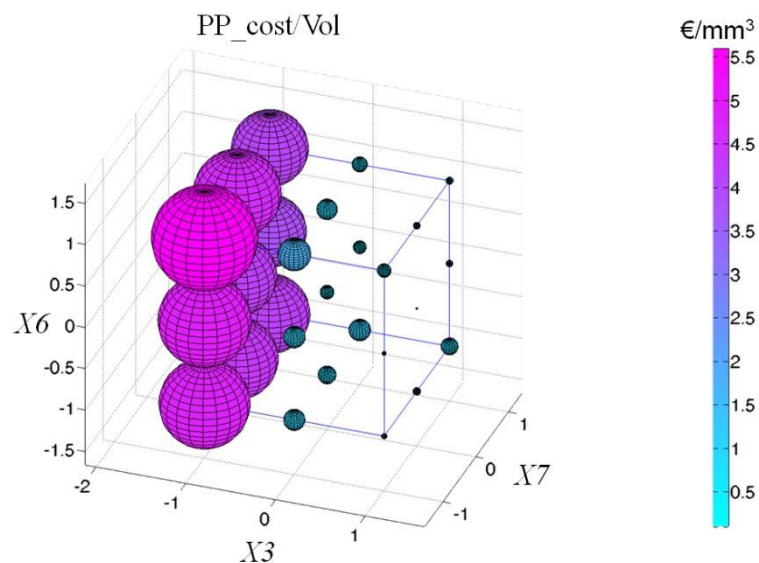


Figure III.5 : Surface de réponse du modèle de coût par unité de volume enlevé.

2.3.2.1.1 Résultats sur l'état de surface

La figure III.6 présente le graphique 4D du modèle de la rugosité. Le résultat obtenu confirme le plan d'expériences de criblage. Un faible niveau de X7 (peu de motifs par millimètre) et X6 (motif qui passe plusieurs fois sur le même point de la surface) combiné à un niveau élevé de X3 (engagement radial élevé) entraînent la mauvaise rugosité.

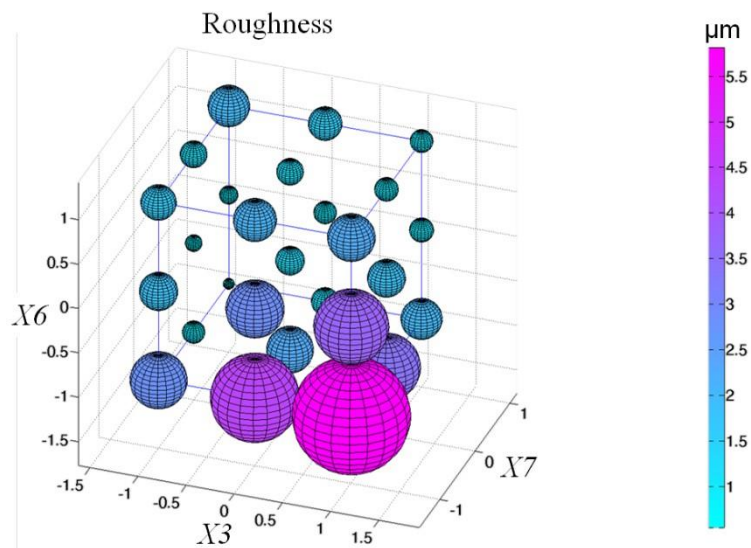


Figure III.6 : Surface de réponse de la rugosité.

2.3.3 Optimisation sous contrainte

Une optimisation sous contrainte est effectuée pour déterminer les paramètres de pré-polissage qui réduisent le coût sous la contrainte de respecter une rugosité spécifiée. En effet, à l'aide d'un solveur et des modèles de coût et de rugosité obtenus précédemment, les valeurs optimales des facteurs X3, X6 et X7 sont déterminées. Le tableau 9 présente ces résultats, ainsi il fournit les paramètres de pré-polissage optimaux pour réduire le coût en garantissant la rugosité spécifiée.

Tableau III.9 : Paramètres de pré-polissage optimum pour respecter une rugosité spécifiée.

Rugosité imposée (µm)	X3	X7	X6	PP_cost/Vol (€/mm <sup>3</sup> )
1.8	0.7220	0.0384	0.0125	0.33
1.7	0.7218	0.0403	0.0138	0.33
1.6	0.7152	0.1011	0.0544	0.33
1.5	0.7081	0.1683	0.0996	0.33
1.4	0.7003	0.2445	0.1514	0.33

1.3	0.6917	0.3346	0.2138	0.34
1.2	0.6827	0.4511	0.2982	0.35
1.1	0.0730	0.7350	0.0920	0.40
1	-0.2698	0.7742	-0.1803	1.63
0.9	-0.4848	0.7989	-0.3487	2.28
0.8	-0.6558	0.8177	-0.4811	2.90
0.7	-0.8020	0.8352	-0.5955	3.50
0.6	-0.9319	0.8495	-0.6964	4.09
0.55	-0.9922	0.8568	-0.7435	4.38

Les résultats du tableau 9 sont représentés sur la figure III.7. Cette figure met en évidence 2 domaines principaux :

- La valeur de la rugosité imposée est comprise entre 1,1 et 1,8  $\mu\text{m}$ . Dans ce premier domaine, la valeur optimale de X3 est constante, seuls le nombre de motifs par millimètre (X7) et la forme du motif (X6) augmentent.
- La valeur de rugosité imposée est comprise entre 0,55 et 1  $\mu\text{m}$ . Dans ce deuxième domaine, il est impossible de maintenir l'engagement radial induisant une forte augmentation du coût de pré-polissage.

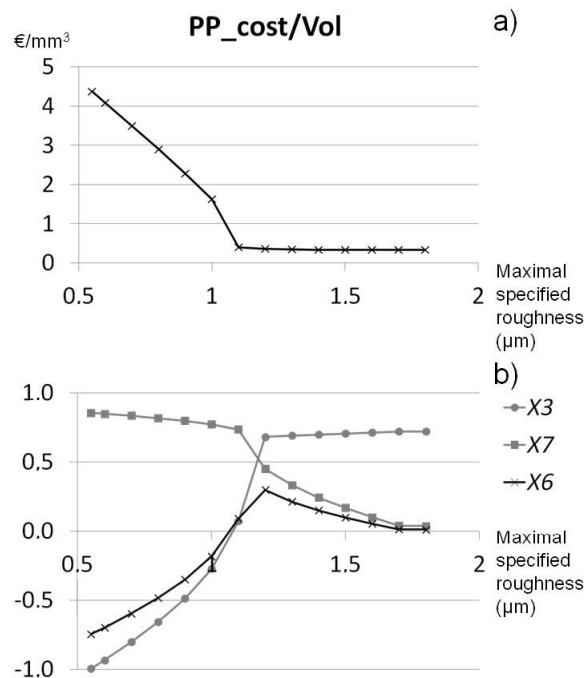


Figure III.7 : Paramètres optimum de pré-polissage pour réduire le coût sous contrainte d'une valeur de rugosité à respecter.

### 3 Modèle analytique de simulation qui considère chaque grain [Article 14]

Ces travaux présentent une méthode analytique de prédiction de la surface polie (Analytical-Method for Polishing-Surface Prediction, AMPSP) qui considère la flexibilité de l'outil, la surface initiale et chaque interaction grain-matériau. L'objectif est de prédire avec précision la topographie de surface (pour pouvoir identifier tous les critères de rugosité), le taux d'enlèvement de matière et de garder un historique des interactions locales. Dans un premier temps, la méthode AMPSP est présentée et chaque étape de calcul est détaillée. Dans un second temps, des essais expérimentaux sont présentés pour valider le taux d'enlèvement de matière prédit ainsi que la topologie de surface prédite.

#### 3.1 La méthode AMPSP (Analytical-Method for Polishing-Surface Prediction)

L'objectif principal d'AMPSP est de prédire analytiquement la topographie de la surface résultante pour les opérations de polissage. Les entrées d'AMPSP sont présentées dans la figure III.8 et sont les suivantes :

Outil :

- Géométrie nominale de l'outil
- Loi de distribution des grains
- Propriétés mécaniques macroscopiques de l'outil : module d'Young  $E_T$  et coefficient de Poisson  $\nu_T$

Pièce :

- Propriétés mécaniques de la pièce : module d'Young  $E_W$  et coefficient de Poisson  $\nu_W$ .
- Topographie initiale de la surface

Paramètres du process :

- Trajectoire
- Vitesses de broche et d'avance, respectivement :  $N$  et  $V_f$ .
- Profondeur de passe nominale. Cette valeur n'est utilisée que pour aider l'opérateur à déterminer le pas de discrétisation adéquat de la surface. Toutefois, la profondeur de passe est calculée à chaque pas de temps par la méthode AMPSP.

En utilisant les entrées fournies, AMPSP effectue une simulation et donne en sortie la topographie prédite de la surface polie. Sur la figure III.8, les entrées et les sorties d'AMPSP sont présentées.

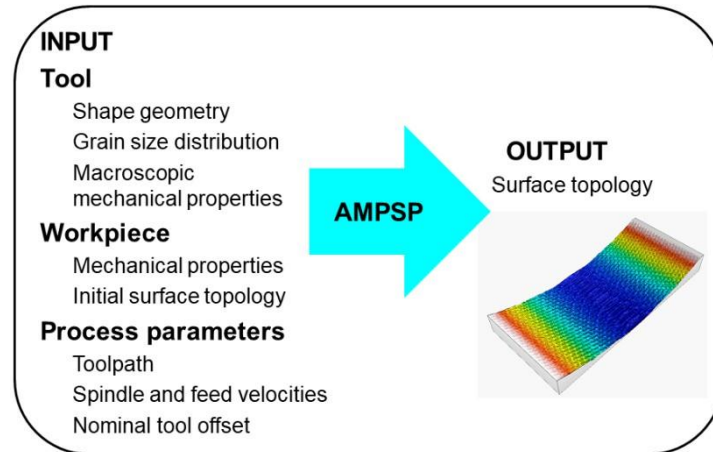


Figure III.8 : Entrées/sorties de la méthode AMPSP.

### 3.1.1 Génération de l'outil virtuel de polissage

Dans AMPSP, l'outil est défini par un nuage de grains qui peut être déformé par le contact outil/surface. Dans cette section, les étapes utilisées pour générer l'outil virtuel sont détaillées. Tout d'abord, la forme nominale de l'outil est définie. Dans un deuxième temps, des modèles sont proposés pour déterminer la répartition des grains par rapport au numéro de grain normalisé. Enfin, l'outil virtuel est construit en positionnant aléatoirement des grains sur la surface nominale de l'outil.

#### 3.1.1.1 Génération de la forme nominale de l'outil

La forme de l'outil est donnée par un profil qui effectue une révolution autour de son axe. Pour cela, un profil d'outil générique est proposé. Sa géométrie dépend de deux rayons :  $R$  et  $r$  (figure III.9).

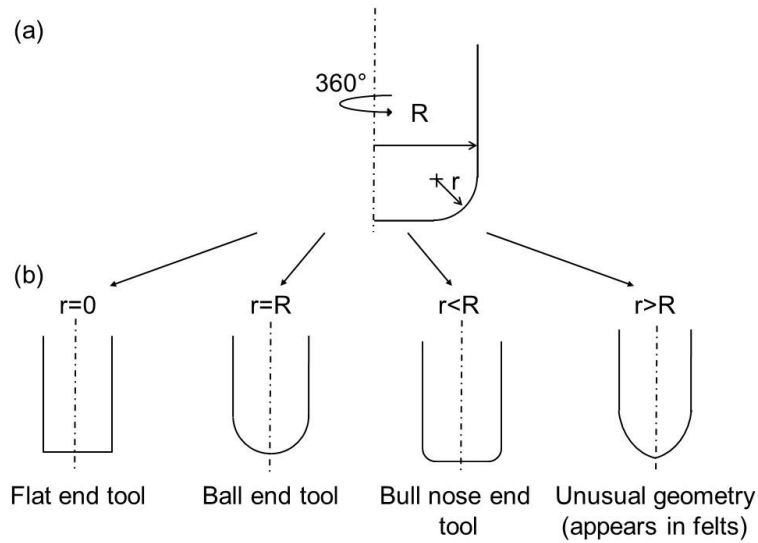


Figure III.9 : (a) Profil d'outil générique proposé, (b) Principales géométries d'outils.

### 3.1.1.2 Modélisation de la distribution de la taille des grains

Dans la présente étude, les grains sont modélisés par des sphères. Avec ce modèle, les grains d'outils sont définis par la position de leur centre et leur diamètre. De plus, pour spécifier la population de diamètre de grain sur un outil, un modèle a été proposé. Il est basé sur les numéros de grain normalisé ISO 6344-1, 2 et 3 [Tissier 2001]. Une distribution gaussienne est utilisée pour modéliser la population de grains. Elle est définie par (figure III.10) :

- $D_{mean}$  ; le diamètre moyen des grains
- $\sigma$  ; l'écart type du modèle gaussien
- $D_{max}$  ; le diamètre maximal des grains. Il est utilisé pour tronquer la distribution des grains gaussiens qui est nominalement infinie.

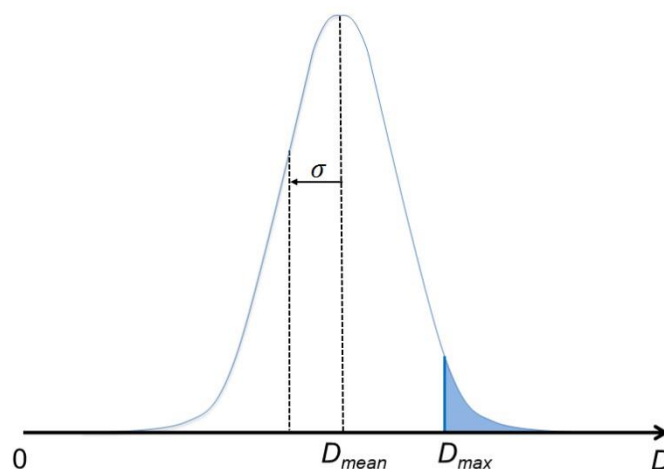


Figure III.10 : Modèle Gaussien pour la distribution de la taille de grain.



### 3.1.1.3 Génération de l'outil

Une révolution du profil nominal de l'outil est effectuée pour obtenir la surface nominale de l'outil. Ensuite, comme proposé par Xi et Zhou [Xi 2005], les centres des grains sont placés sur la surface nominale de l'outil. Ainsi, les centres des sphères qui modélisent les grains sont positionnés sur la surface nominale de l'outil et un diamètre de grain ( $D_i$ ) est choisi aléatoirement à l'aide de la distribution choisie. Chaque centre est positionné aléatoirement, et un test de collision 3D est réalisé avec les grains précédemment positionnés. Si aucune collision est détectée, la position du grain est validée, sinon le grain est supprimé. Dans ce modèle, seuls les grains actifs sont représentés. La densité de ces grains dépend du type d'outil. La figure III.11 représente un exemple d'outil généré par AMPSP.

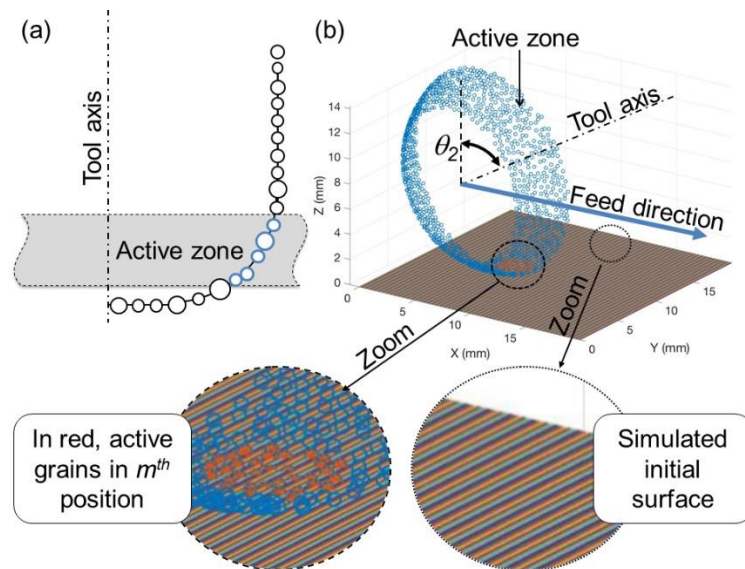


Figure III.11 : (a) Placement des grains sur le profil nominal, (b) Exemple d'outil généré.

### 3.1.1.4 Discrétisation de la surface polie

Dans AMPSP, la surface de la pièce est discrétisée à l'aide d'un maillage (voir figure III.12 qui définit l'organigramme utilisé pour déterminer la taille du maillage). La définition de la taille de la grille est un compromis entre la précision de surface prédite et le temps de calcul. Ici, la taille de la grille,  $\Delta_{grid}$ , est choisie égale à l'empreinte moyenne calculée à l'aide de la théorie de Brinell avec un diamètre de grain moyen,  $D_{mean}$ , et une force moyenne appliquée sur ce grain,  $F_a$  (figure III.12 a). L'équation III.10 est utilisée pour déterminer la taille de la grille. Ainsi, comme présenté sur la figure III.12 b), la surface est modélisée comme une succession de carreaux horizontaux avec une altitude indépendante  $Z_{xy}$ .

$$\Delta_{grid} = 4 \sqrt{\frac{D_{mean}^2}{2} - \left( \frac{D_{mean}}{2} - \frac{F_a}{D_{mean} \pi HB} \right)^2} \quad (III.10)$$

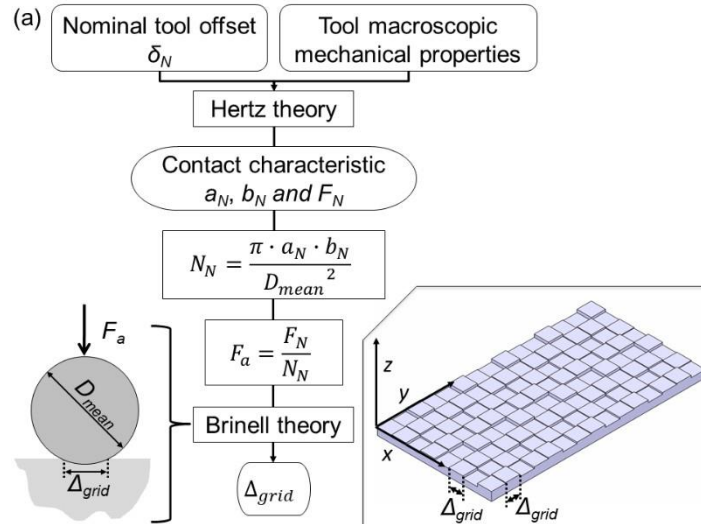


Figure III.12 : (a) Organigramme de détermination de la taille de discrétisation de la surface ; (b) Exemple de discrétisation de la surface.

### 3.1.1.5 Discrétisation de la trajectoire

Cette discrétisation est une fois de plus un compromis entre la précision de la surface prédite et le temps de calcul. Pour obtenir une discrétisation suffisante, il a été choisi que le déplacement entre deux points de la simulation correspond à un déplacement périphérique de l'outil égal au quart de la valeur du diamètre moyen des grains.

### 3.1.2 Simulation de coupe

La figure III.13 illustre le processus de simulation de coupe et ses étapes à chaque point de discrétisation du parcours d'outil.

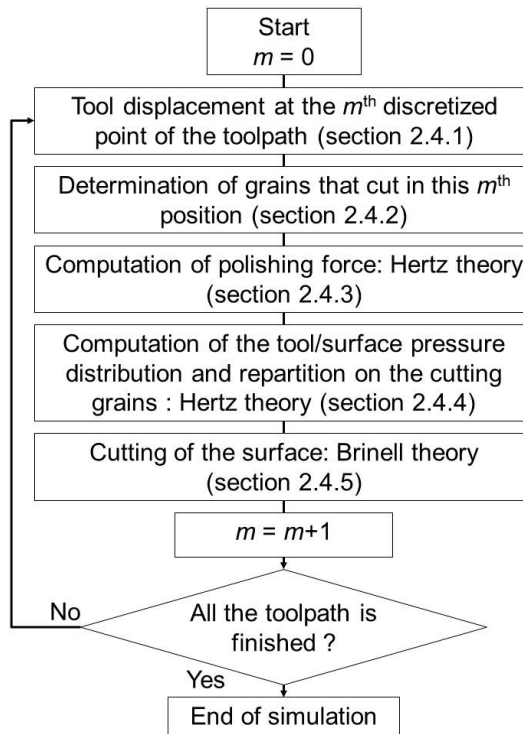


Figure III.13 : Etapes de la simulation de coupe.

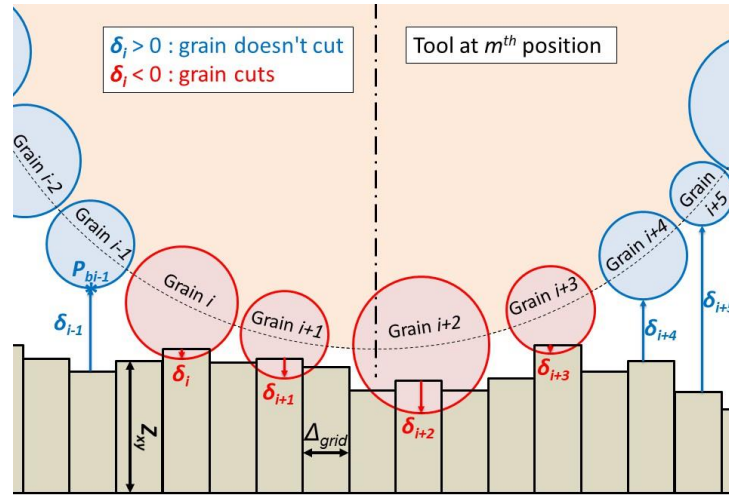
### 3.1.2.1 Déplacement de l'outil le long de la trajectoire

AMPSP prend en compte des trajectoires 5 axes. Ainsi, à chaque point de discrétisation de la simulation, la position et l'orientation de l'outil sont déterminées à l'aide d'une interpolation linéaire entre les points précédent et suivant de la trajectoire.

### 3.1.2.2 Détermination des grains actifs dans la position $m^{th}$

Dans AMPSP, l'outil est considéré comme un nuage de grains. A chaque point de discrétisation, les grains qui contribuent au processus de coupe sont identifiés. Pour cela, l'enfoncement,  $\delta_i$ , du grain  $i$  est calculé (figure III.14). L'équation III.11 présente ce calcul. L'enfoncement est calculé en soustrayant la hauteur du carreau de la surface sous le grain  $i$ ,  $Z_{xy}$ , du point le plus bas de ce grain noté  $P_{bi}$ . Ainsi, lorsque  $\delta_i$  a une valeur négative, le grain coupera la surface.

$$\delta_i = P_{bi} - Z_{xy} \quad (III.11)$$


 Figure III.14 : Détermination des grains actifs à la position  $m^{th}$ .

### 3.1.2.3 Calcul de l'effort de polissage à la position $m^{th}$

Il existe une grande variété de technologies d'outil pour le polissage. Pour tenir compte de ces différences, la théorie de Hertz [Hertz 1881] est utilisée pour modéliser la déformation élastique de l'outil. Dans cette théorie, l'outil est considéré comme un matériau homogène dans la zone de contact. Ainsi, le module d'Young macroscopique de l'outil  $E_T$  et le coefficient de Poisson macroscopique de l'outil  $\nu_T$  doivent être déterminés. Un essai d'enfoncement instrumenté est utilisé pour cela.

Ainsi, la force  $F_m$  entre l'outil et la pièce à la position  $m^{th}$  est estimée avec la valeur maximale d'enfoncement  $\delta_{imax}$  et les propriétés du matériau macroscopique de l'outil. Ce calcul permet de déterminer l'ellipse de contact entre l'outil et la pièce au sens de Hertz.

### 3.1.2.4 Calcul du champ de pression outil/surface et répartition sur les grains actifs

L'ellipse de contact est définie par ses demi-grands axes et demi-petits axes notés respectivement  $a$  et  $b$ . Enfin, la pression de Hertz  $P_0$  (équation III.12) et le champ de pression entre l'outil et la surface (équation III.13) sont calculés. Dans l'équation III.13,  $X_i$  et  $Y_i$  représentent les coordonnées du point considéré par rapport au centre du contact.

$$P_0 = \frac{1.5F_m}{\pi ab} \quad (\text{III.12})$$

$$P_i = P_0 \sqrt{1 - \left( \frac{X_i^2}{b^2} + \frac{Y_i^2}{a^2} \right)} \quad (\text{III.13})$$

La figure III.15 présente la méthode pour répartir la force appliquée ( $F_m$ ) sur chaque grain actif. Le champ de pression permet de définir la proportion de  $F_m$  appliquée à chaque grain actif. La pression appliquée à chaque grain est déduite de la position de ce grain dans le champ de pression  $P_i$  (équation III.13). Ensuite, la proportion de  $F_m$  sur chaque grain est calculée en un coefficient proportionnel utilisé pour déterminer l'effort appliqué sur chaque grain (équation III.14 et III.15).

$$F_i = \frac{F_m \times P_i}{\sum_i P_i} \quad (III.14)$$

$$\sum_i F_i = F_m \quad (III.15)$$

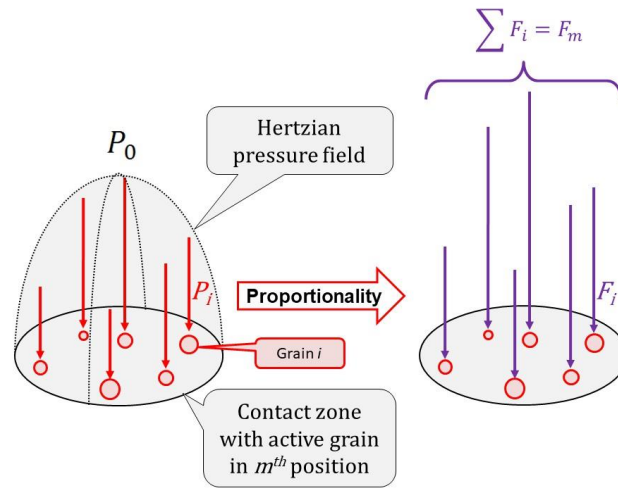


Figure III.15 : Méthode de calcul de la force sur chaque grain actif.

### 3.1.2.5 Coupe de la surface

Dans AMPSP un mode de coupe parfaite de la matière est considéré. Ainsi, la théorie de Brinell est utilisée pour considérer la déformation plastique induite par le phénomène de coupe. La profondeur de coupe de chaque grain actif est obtenue avec cette théorie (équation III.16). Cette profondeur varie en fonction de la force appliquée à chaque grain  $F_i$ , de son diamètre  $D_i$  et de la dureté Brinell HB de la surface polie. La figure III.16 illustre le processus de simulation de coupe. Par la suite, la profondeur de coupe,  $h_i$ , de chaque grain actif est soustraite au carreau sous le centre de chaque grain.

$$h_i = \frac{F_i}{D_i \pi HB} \quad (III.16)$$

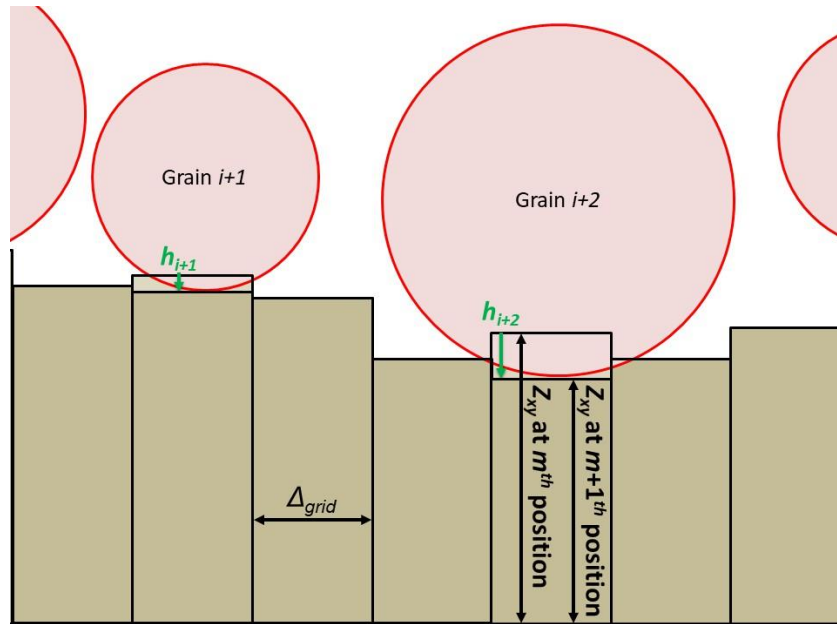


Figure III.16 : Modèle de coupe de la surface.

## 3.2 Validation expérimentale

### 3.2.1 Validation du débit : polissage d'une ligne

Pour valider le débit de matière prédit par AMPSP, des essais sont réalisés. Ces essais consistent à effectuer le polissage d'une ligne sur un plan (considéré sans défaut au départ). Ces essais permettent de mesurer avec précision la profondeur de la rainure réalisée par rapport au plan de référence qui l'entoure. 5 essais ont été réalisés avec différentes conditions de coupe. Les paramètres de polissage et les lignes élémentaires expérimentales sont présentés sur la figure III.17. Les lignes ont une longueur de 40 mm et la pièce est en acier inoxydable 17-4 ph (limite élastique autour de 1 100 MPa). Pour toutes les expériences, le type d'outil utilisé était un capuchon abrasif avec une tête sphérique de 8,5 mm de rayon et un numéro de grain de #60. Ces expériences ont été réalisées sur une fraiseuse CNC 5 axes. La profondeur de passe nominale utilisée était de 0,3 mm.






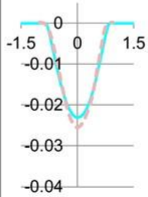
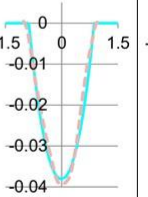
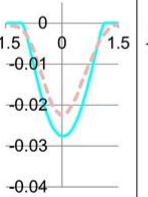
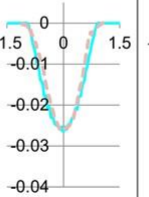
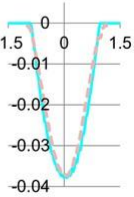
Lines	#1	#2	#3	#4	#5
Vf (mm)	1,000	2,000	1,000	500	1,000
N (rpm)	12,000	12,000	6,000	12,000	12,000
$\theta_2$ (°)	45	45	20	20	20
Photo					
Average mean profile					
Abcissa (mm)	-1.5	-1.5	-1.5	-1.5	-1.5
Ordinate (mm)	-0.01	-0.01	-0.01	-0.01	-0.01
	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02
	-0.03	-0.03	-0.03	-0.03	-0.03
	-0.04	-0.04	-0.04	-0.04	-0.04
— AMPSP					
- - Experiment					
Gap (%)	-3.14	1.23	33.32	10.17	9.42

Figure III.17 : Essais de validation du débit matière.

La figure III.18 présente les topologies de surface mesurées et prédites par AMPSP pour la ligne #1. Les résultats présentés mettent en évidence la qualité des topologies de surface prédites. De plus, pour évaluer la précision du taux d'enlèvement de matière prédit, une moyenne des profils, mesurés et simulés, a été calculée le long de 1 mm de la rainure. Les deux profils sont présentés dans la figure III.18 pour la ligne #1 et dans la figure III.17 pour les 5 tests effectués. La ligne Gap (%) fournit le pourcentage d'écart entre les deux lignes (écart < 35 %).

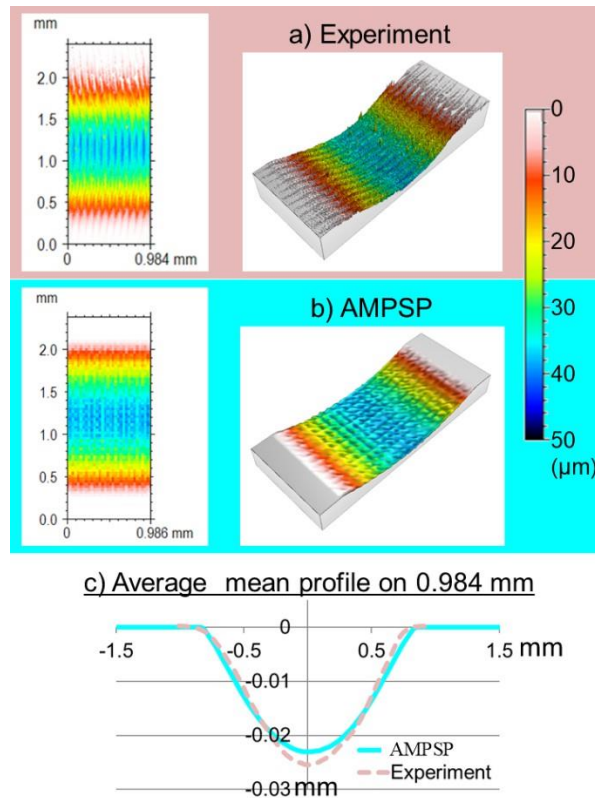


Figure III.18 : a) Surface expérimentale de la ligne #1 b) Surface prédite de la ligne #1  
c) Profils moyens.

### 3.2.2 Validation de la topologie prédite

Afin de valider la topologie prédite par AMPSP, un essai de polissage d'une surface a été réalisé. Dans cet essai, la surface d'une pièce en acier inoxydable 17-4 ph et obtenue par fabrication additive a été polie avec une trajectoire plan-parallèle. La figure III.19 présente la pièce après polissage. La partie polie de cette pièce est composée d'une succession de trois plans de 10 mm de longueur, reliés par des congés de raccordement. L'outil utilisé était un capuchon abrasif avec une tête sphérique de rayon 8,5 mm et un numéro de grain de #60 (taille moyenne des grains de 280  $\mu\text{m}$ ). Les paramètres de polissage étaient : une vitesse d'avance de 2000 mm/min, une vitesse de rotation de la broche de 12000 tr/min, un angle d'inclinaison de 60°, un enfoncement de 0,2 mm et une distance entre passes de 0,5 mm. Les surfaces obtenues ont été mesurées avec un rugosimètre optique. Comme illustré sur les figures III.19 a) et b), les zones mesurées sont trois carrés de 1 mm de côté situés au milieu des plans polis. Par la suite, un filtre gaussien avec une longueur de coupure de 0,25 mm a été utilisé pour séparer l'ondulation de la rugosité. La moyenne arithmétique ( $S_a$ ) a été calculée sur chaque surface. En parallèle, une simulation a été réalisée à l'aide d'AMPSP pour simuler l'essai expérimental. La surface simulée a subi le même traitement que les surfaces expérimentales.



Les résultats d'ondulation (expérimentaux et simulés) mettent bien en évidence les passes parallèles successives de l'outil (de gauche à droite) séparées de la valeur de distance entre passes. Les résultats expérimentaux présentent une petite dispersion dans la topologie de surface, en raison de variations expérimentales (par exemple, des vibrations ou des flexions d'outils). En dehors de cette variation, l'ondulation prédite est conforme que ce soit en topologie ou en moyenne arithmétique.

Les résultats de rugosité (expérimentaux et simulés) mettent en évidence des rayures dans le sens de la vitesse de coupe (de haut en bas). De plus, les résultats expérimentaux montrent une diminution progressive de la rugosité au fur et à mesure du temps de polissage (première surface usinée :  $S_a=0,53\mu\text{m}$ , seconde :  $S_a=0,39\mu\text{m}$  et dernière :  $S_a=0,23\mu\text{m}$ ). Cette évolution peut s'expliquer par l'usure rapide des outils capuchons. L'usure de l'outil modifie directement la répartition du grain, comme présenté par Zhou et Xi [Zhou 2002]. La simulation effectuée par AMPSP a été réalisée avec un « outil neuf » numérique ayant une distribution de grain telle que spécifiée par le fabricant de l'outil. Il semble logique que la simulation effectuée prédise une rugosité de surface proche de la première surface polie ( $S_a=0.53\mu\text{m}$ ), là où l'outil était le moins usé.

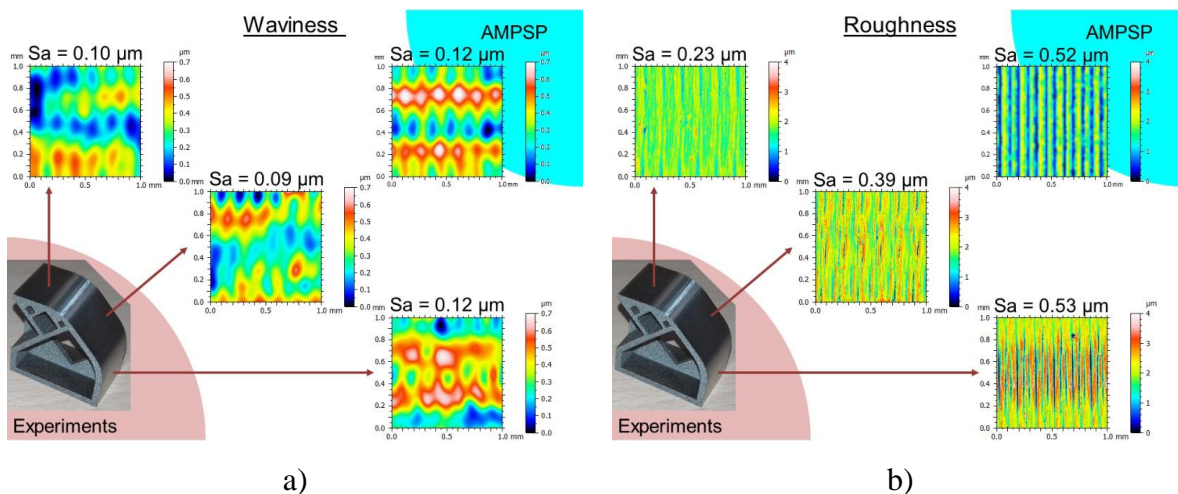


Figure III.19 : a) Ondulation, surface expérimentale et simulée, b) rugosité, surface expérimentale et simulée.

#### 4 Simulateur de polissage 2D espace replié [Article 13]

Dans cette section, une méthode analytique de classe #3 est proposée pour prédire l'évolution des paramètres d'état de surface (forme, ondulation et rugosité) pour une large gamme de types d'outils de polissage. L'une des principales caractéristiques de la méthode proposée est de

réaliser des simulations non pas dans un espace 3D géométrique classique mais dans un espace replié 2D (Folding Space : FS). Cette approche est utilisée pour réduire drastiquement le temps de calcul et obtenir une prédiction précise du résultat de polissage. Dans un premier temps, la méthode FS est présentée et les aspects physiques du polissage avec leur adaptation à la méthode FS sont détaillés. La mise en œuvre réelle du modèle est décrite dans la section suivante : en prenant en compte de manière réaliste la déformation de la forme de l'outil en fonction du type d'outil et de la topographie de la surface, la méthode fournit des informations utiles sur le comportement de divers processus de finition. Ensuite, une validation expérimentale est effectuée pour vérifier la fiabilité de la méthode FS. Enfin, il est réalisé une analyse des limites et des opportunités de la méthode.

## **4.1 Méthode de repliement d'espace**

### **4.1.1 Concepts de base**

Les simulations 3D complètes prenant en compte l'interaction de chaque grain abrasif avec le matériau (comme au chapitre III.3) nécessitent un temps de calcul très important. La méthode proposée ici réalise les calculs relatifs au problème 3D dans un espace 2D replié (FS) mais comportant l'information du 3D. L'objectif est de réduire drastiquement le temps de simulation tout en conservant un niveau de détail raisonnable tant du point de vue de la surface de la pièce que du processus de finition. La figure III.20 illustre la méthode FS utilisée pour générer un profil représentatif à partir d'une mesure de surface (figure III.20 a). Dans les traitements d'état de surface, il est courant que la surface soit filtrée en trois ordres de défaut distincts : forme, ondulation et rugosité. Les paramètres de filtrage associés sont définis par les normes ISO [ISO 2015]. La méthode FS utilise cette séparation en trois surfaces élémentaires, puis détermine l'orientation préférentielle de chacune d'elle (U1, U2 et U3 sur la figure III.20 b). Par la suite, un profil équivalent est associé à chaque surface filtrée (figure III.20 c). L'orientation des profils équivalents est basée sur la topographie de l'état de surface de départ et la connaissance du processus de polissage. Ensuite, ces trois profils sont repliés dans le FS par sommation dans un plan commun (S, Z), comme le montre la Fig. III.20d. Par construction, ce profil présente les mêmes critères de paramètres de surface que la surface initiale en termes de forme, d'ondulation et de rugosité.

L'erreur de forme est généralement composée d'un faible nombre de paramètres (généralement une ou deux bosses, rarement plus), alors que l'ondulation et la rugosité sont généralement constituées de motifs périodiques. Pour cette raison, deux approches différentes sont utilisées pour associer des profils équivalents :

- Forme : le profil équivalent est choisi pour avoir la même amplitude que la surface de forme élémentaire. De plus, le profil équivalent doit avoir une topologie similaire à la surface de forme élémentaire (une bosse unique, deux bosses ou une autre forme spécifique).
- Ondulation et rugosité : les profils équivalents ont une période moyenne et une amplitude similaire aux surfaces élémentaires associées.

La méthode proposée n'est pas bijective, une infinité de surfaces peut produire le même profil équivalent. Cependant, comme illustré sur la figure III.20 e), une surface 3D représentative peut être reconstruite en extrudant dans une direction la somme des profils de forme et d'ondulation, et dans une direction perpendiculaire le profil de rugosité.

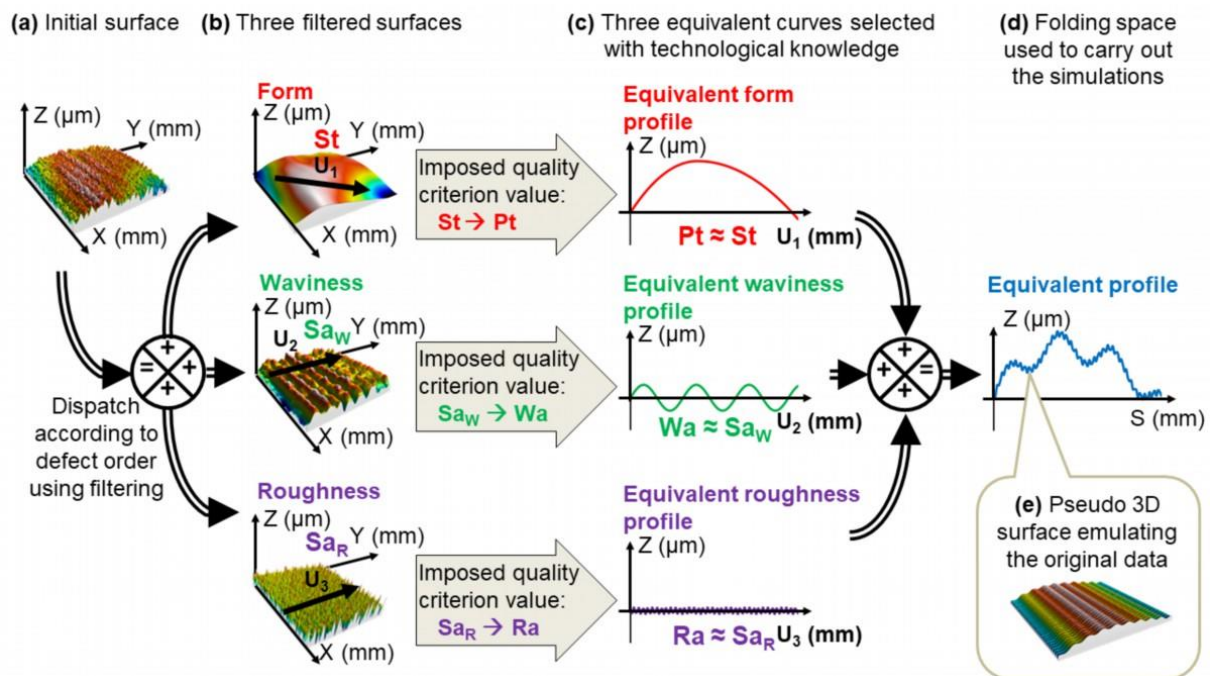


Figure III.20 : Présentation de la méthode de repliement d'espace ; a) mesure de surface initiale en 3D, b) filtrage de la surface initiale en trois ordres distincts de défaut : forme, ondulation et rugosité, c) profil équivalent associé à chaque surface filtrée, d) après sommation, profil équivalent dans l'espace replié, e) pseudo surface 3D reconstruite en inversant le processus.

#### 4.1.2 Choix des directions caractéristiques en polissage

La figure III.21 met en évidence une opération de polissage et deux plans (marqués respectivement en rouge et bleu) spécifiques à ce procédé. En effet, dans les opérations de polissage, les défauts de rugosité sont principalement générés dans le plan C-C perpendiculaire

à la direction de coupe des grains (marqué en rouge). Dans ce type d'opération, la rugosité est principalement générée par le profil enveloppe des grains de l'outil sur un tour de broche, et répétée le long de la trajectoire de l'outil pour chaque tour d'outil. Par contre, les défauts de forme et d'ondulation sont principalement observés dans le plan F-F, perpendiculaire à l'avance de l'outil (marqué en bleu). Ces défauts sont respectivement causés par l'usure de l'outil et la variation d'enfoncement de l'outil dans la pièce (qui affecte la surface de contact) pour la forme, et par l'écartement entre passes pour l'ondulation. En utilisant la méthode de repliement vue précédemment, ces deux plans sont repliés lors de la réalisation de la simulation de polissage dans l'espace replié (FP).

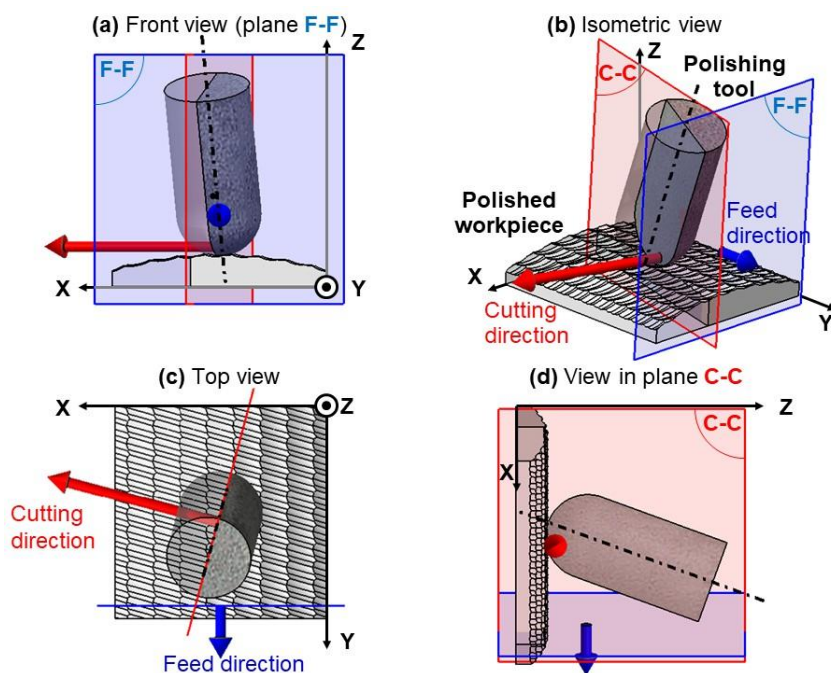


Figure III.21 : Définition des deux plans principaux associés à la génération de défauts lors de l'opération de polissage : le plan F-F (en bleu) est perpendiculaire à la direction d'avance et le plan C-C (en rouge) est perpendiculaire à la direction de coupe. En particulier : a) vue de face montrant le plan où se produisent les phénomènes de forme et d'ondulation, b) vue isométrique, c) vue de dessus, d) vue dans le plan C-C où se produisent les phénomènes de rugosité.

## 4.2 Conceptualisation du process de polissage

### 4.2.1 Entrée / sortie de la méthode

La surface et l'outil sont caractérisés chacun par un profil dans le plan de simulation. Pour cela, les entrées pour définir le profil initial et le profil de l'outil doivent être fournies ainsi que des informations sur le processus d'usinage :

- Entrées relatives à la surface initiale pour générer le profil équivalent dans le FP : topologie de surface et critères de surface.
- Entrées relatives à l'outil : type d'outil, forme de l'outil et granulométrie des abrasifs.
- Données relatives au processus d'usinage : conditions de coupe (inclinaison de l'outil, enfoncement nominal de l'outil, distance entre passes, vitesse de rotation de la broche et vitesse d'avance de l'outil) et vitesse de coupe de l'outil de polissage (taux d'enlèvement de matière  $Q'_{TIF}$  et diamètre d'empreinte de l'outil  $\phi_{ool}$ ).

L'enlèvement de matière est lié à des valeurs spécifiques de la vitesse de coupe ( $V_{c\_TIF}$ ) et l'enfoncement de l'outil flexible dans la pièce ( $T_{offset\_TIF}$ ). Généralement, ces valeurs ( $Q'_{TIF}$  et  $\phi_{ool}$ ) sont obtenues en réalisant un essai expérimental de "Tool Influence Fonction" (TIF : test de plongée avec rotation de la broche de l'outil). L'empreinte mesurée est utilisée pour déterminer les deux valeurs.

La sortie de la méthode est un profil 2D dans le FP, à partir duquel des critères d'état de surface peuvent être estimés qui prédiront le résultat de l'opération de polissage simulée.

La figure III.22 résume les étapes successives de la méthode de simulation de polissage. Tout d'abord, les entrées fournies sont utilisées pour générer une enveloppe non déformée de l'outil et déterminer le profil de surface équivalent initial. Ensuite, pour chaque passage successif, le profil de l'outil est adapté à la géométrie de surface. Cette adaptation varie selon le type d'outil de polissage. Le profil de surface local est utilisé pour calculer l'enfoncement de l'outil réel à chaque passe et recalculer le taux d'enlèvement de matière réel. Ensuite, la matière coupée est calculée. Ensuite, l'outil est déplacé d'une passe et le processus recommence avec le profil de la surface polie mis à jour.

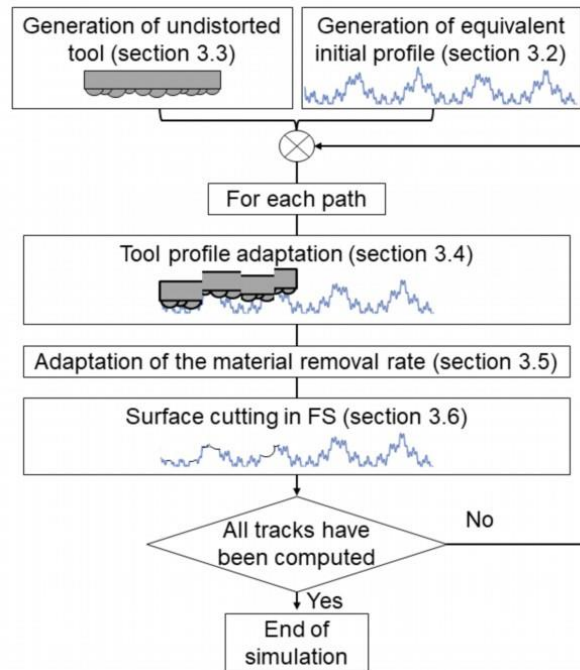


Figure III.22 : Organigramme de la méthode proposée avec les principales étapes identifiées comme suit : génération du profil d'outil non déformé, adaptation du profil en termes de souplesse, coupe de la surface réelle pour chaque trajectoire.

#### 4.2.2 Génération du profil initial équivalent

La méthode de repliement présentée précédemment est utilisée pour calculer le profil initial équivalent. Il s'agit d'une étape importante de la méthode proposée, en particulier pour le profil de forme. Par exemple, la réduction de l'erreur de forme d'une surface avec une large bosse centrale prendra beaucoup plus de temps de polissage que le polissage d'une surface plane avec seulement un pic étroit au milieu (le volume de matière à enlever sur ces pièces n'est pas équivalent). Pour illustrer cela, deux profils initiaux équivalents différents sont présentés (ces profils seront par la suite utilisés lors de la validation expérimentale) :

- La figure III.23 a) illustre le profil générique des surfaces ayant déjà subi une étape d'ébauche. Dans ce cas, le profil de forme initial est défini comme une courbe parabolique.
- La figure III.23 b) montre le profil d'une surface brute obtenue par fabrication additive en utilisant le procédé "Selective Laser Melting" (SLM). Les surfaces brutes associées à des procédés particuliers (fraisage, tournage, fabrication additive ou autre) nécessitent des descriptions de forme spécifique pour améliorer la précision du profil initial.

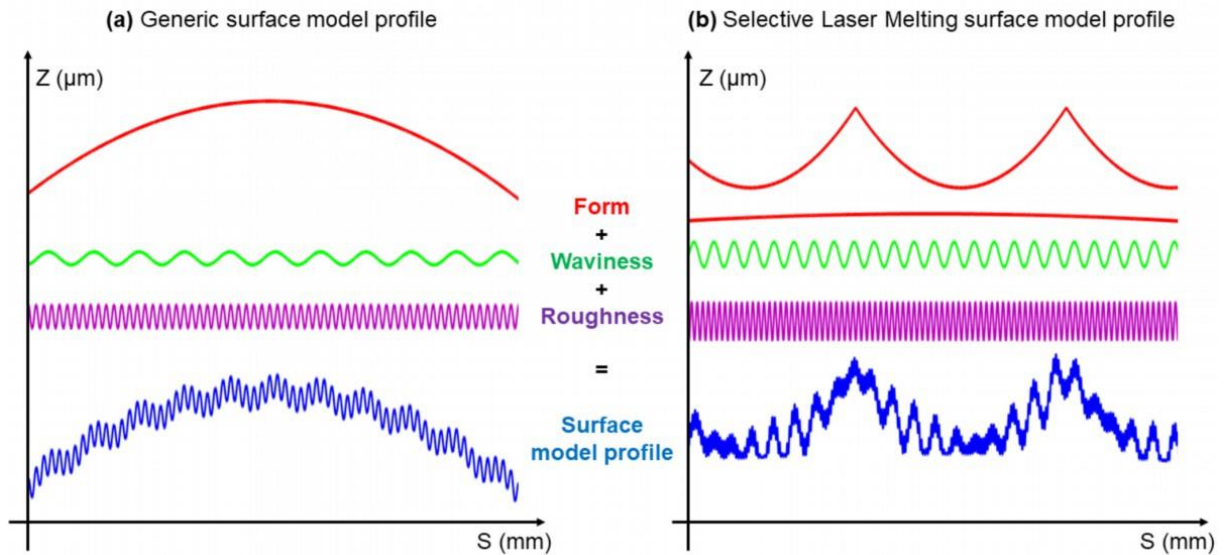


Figure III.23 : Construction de profils initiaux équivalents : a) modèle générique pour une surface ayant déjà subi une ébauche, b) modèle spécifique pour une surface SLM brute.

#### 4.2.3 Génération du profil d'outil non déformé

L'outil est modélisé par un profil dans le FP. Dans la méthode proposée, un modèle de grain sphérique est utilisé. Pour modéliser la nature stochastique des diamètres de grains, une distribution gaussienne est utilisée. Cette répartition est contrôlée par un diamètre moyen de grain  $D_{mean}$  et un écart type  $\sigma$ . Ces valeurs sont fixées conformément à des normes [Tissier 2001]. De plus, pour limiter la valeur du diamètre de grain qui pourrait être infinie dans une distribution gaussienne théorique, une taille de grain maximale  $D_{max}$  est spécifiée. Cette valeur maximale est spécifiée par rapport à  $D_{mean}$  par un facteur  $k$  fois l'écart type  $\sigma$  (équation III.17). La valeur de ce coefficient  $k$  dépend de l'état d'usure de l'outil.

$$D_{max} = D_{mean} + k \cdot \sigma \quad (III.17)$$

Un profil d'outil élémentaire représente les grains actifs (grains qui vont toucher la surface) dans un plan contenant l'axe de l'outil, comme le montre la figure III.24 a). Comme proposé par Xi *et al.* [Xi 2005], le profil élémentaire de l'outil est une succession de demi-cercles se touchant, dont les centres sont alignés sur un segment. Lors d'une rotation, de nombreux profils d'outils élémentaires usinent la pièce. Ce nombre est noté  $n$  et est calculé à partir de l'équation III.18.  $n$  dépend principalement du périmètre actif de l'outil ( $L_{cc}$ , lié à la géométrie et à l'inclinaison de l'outil) et du diamètre moyen du grain,  $D_{mean}$ . De plus, un coefficient  $p$  est ajouté

pour tenir compte de la densité de grains actifs sur la surface de l'outil (une procédure pour déterminer ce coefficient est proposée chapitre III.4.3.1).

$$n = \frac{1}{p} * \frac{L_{cc}}{D_{mean}} \quad (III.18)$$

La figure III.24 présente le principe de construction d'un profil d'outil non déformé à partir des profils d'outils élémentaires (Figure III.24 a). Dans un premier temps, tous les profils d'outils élémentaires sont superposés, et le profil enveloppe d'outil est déterminé (Figure III.24 b). Cette enveloppe correspond au profil d'outil imprimé lors d'une rotation (Figure III.24 c). Entre chaque rotation, l'outil parcourt une distance égale à l'avance  $V_f$ , divisée par la vitesse de rotation de la broche  $N$ . Le profil de l'outil pour une rotation est translaté à plusieurs reprises de cette distance (Figure III.24 d) et l'enveloppe résultante est utilisée pour définir le profil d'outil non déformé (Figure III.24 e).

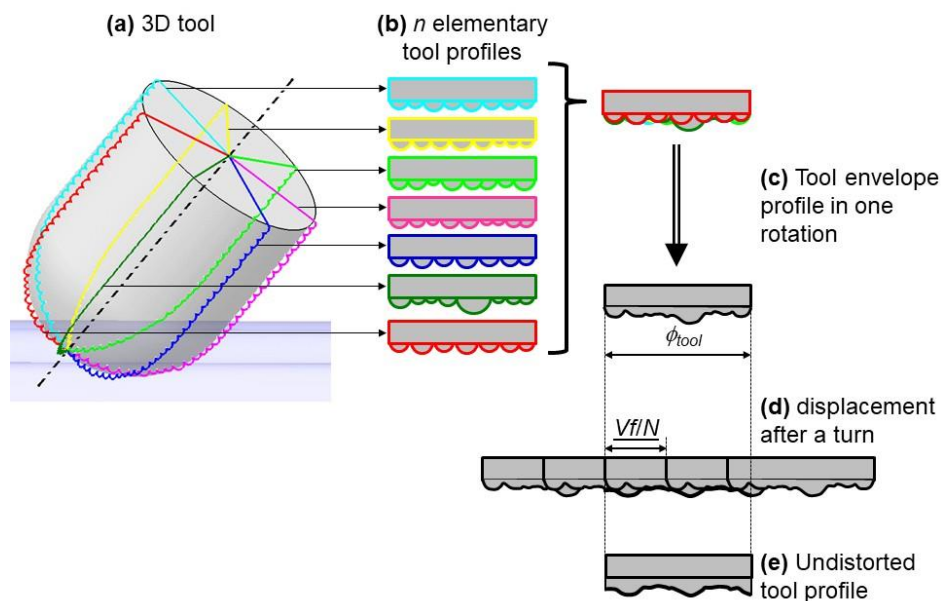


Figure III.24 : Génération du profil d'outil non déformé utilisé pour modéliser l'outil de polissage 3D : a) vue d'ensemble de l'outil de polissage en 3D, b) profils d'outils élémentaires, c) profils d'enveloppe d'outils superposés lors d'une rotation, d) prise en compte de l'avance par tour, e) profil de l'outil avant adaptation à la surface.



#### 4.2.4 Adaptation du profil outil

Les outils de polissage étant flexibles, ils auront tendance à se déformer et à s'adapter à la surface de la pièce. La figure III.25 présente quatre différents types d'outils de polissage pris en compte dans la méthode :

- Shape Adaptive Grinding (SAG) : ces outils [Beaucamp 2015] maintiennent une conformité générale avec la surface grâce à un support souple, mais réalisent un contact localement dur grâce à des pastilles rigides chargées de grains abrasifs. Ces outils ont une longue durée de vie, avec un taux d'enlèvement de matière relativement élevé.
- Capuchons abrasifs : capuchons rigides en papier de verre montés sur un support souple. Ce type d'outil a un taux d'enlèvement de matière très élevé mais une durée de vie courte.
- Meules souples : outil de polissage composé de grains abrasifs noyés dans une matrice de caoutchouc souple moulée autour d'une tige. Ces outils ont une meilleure souplesse que les capuchons abrasifs, mais un taux d'enlèvement de matière relativement faible.
- Feutres : feutre de polissage doux utilisé avec des grains abrasifs libres. Ces outils ont également une bonne souplesse de surface, mais un taux d'enlèvement de matière très faible.

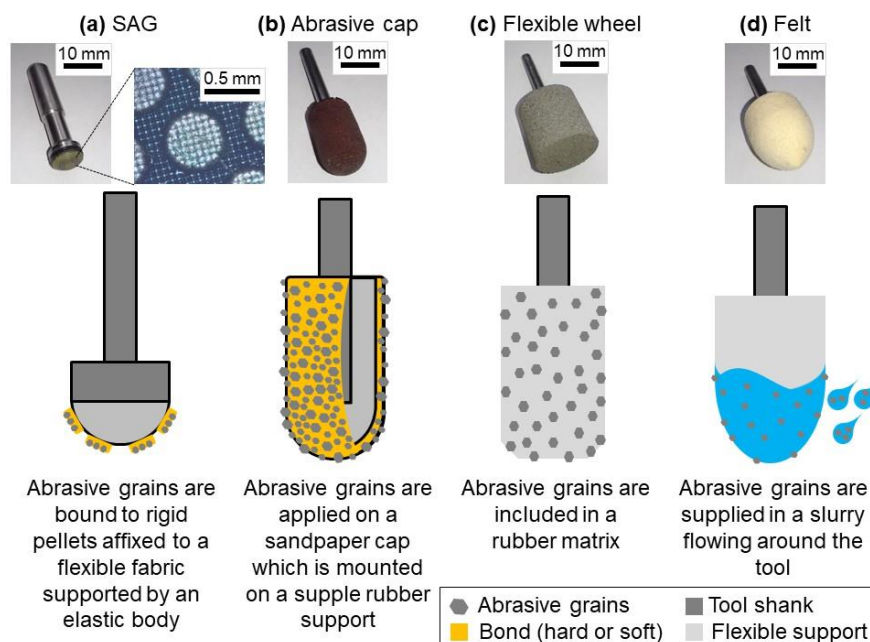


Figure III.25 : Quatre types d'outils pris en compte dans la méthode proposée : a) Shape Adaptive Grinding, b) capuchon abrasif, c) meule flexible, d) feutre.

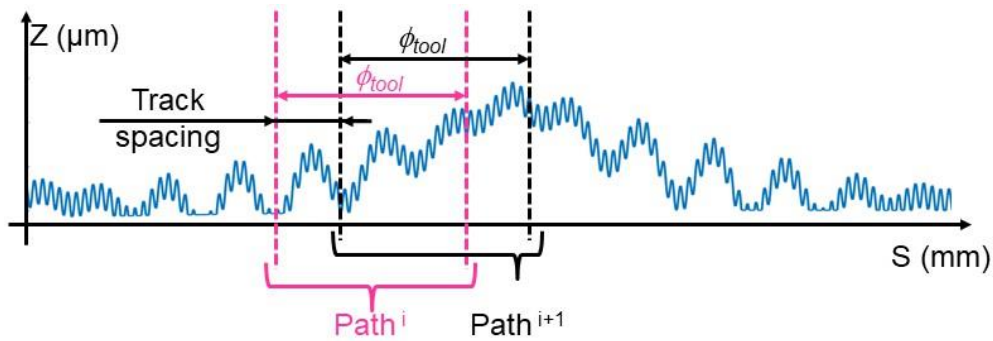


Figure III.26 : Profil initial équivalent et position des trajectoires simulées successives.

Chacun des quatre types d'outils considérés s'adapte différemment à la surface localement polie. La figure III.26 présente le profil équivalent initial en FP. Sur cette figure, la position de deux passes consécutives est mise en évidence (passe  $i$  et passe  $i+1$ ). Lors de la simulation de polissage d'une passe, l'outil ne peut enlever de la matière que dans une zone de longueur  $\phi_{outil}$ . La Fig. III.27 présente le niveau d'adaptation à la surface pour chacun des types d'outils considérés.

A noter que les figures de profil sont présentées avec une grande anamorphose (axe  $Z$  en  $\mu\text{m}$  et axe  $S$  en  $\text{mm}$ ), ce qui donne l'impression de grands angles inclinés le long du profil, alors qu'en réalité ces angles sont infimes.

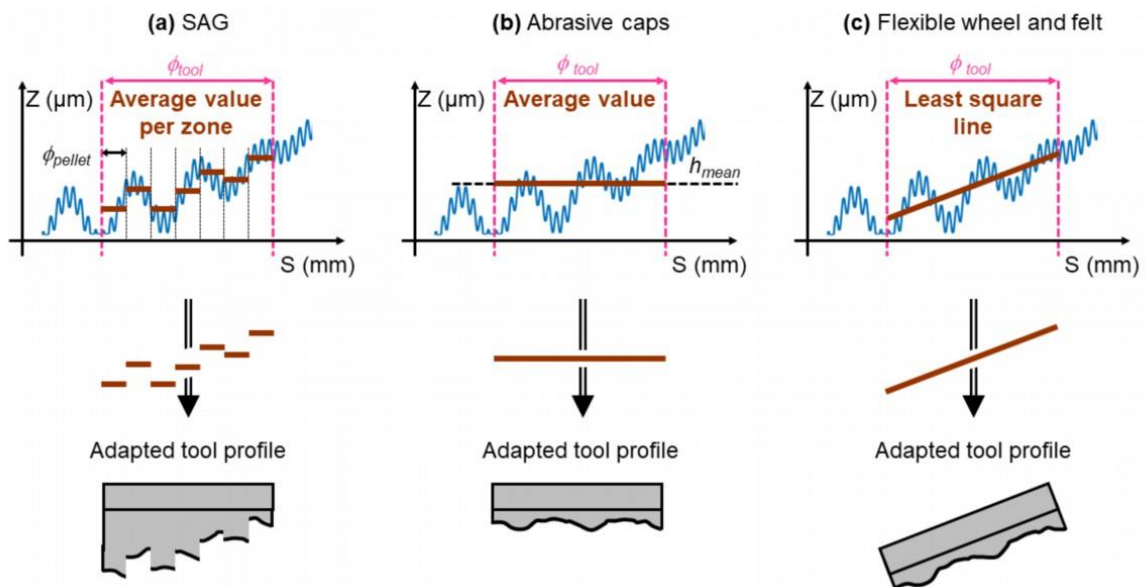


Figure III.27 : Modèles d'adaptation de profils selon l'outil : a) moyenne par zone pour les outils SAG, b) moyenne globale pour les capuchons abrasifs, c) ligne des moindres carrés pour les meules souples et les feutres (les diagrammes sont présentés avec une grande anamorphose ; axe  $Z$  en  $\mu\text{m}$  et axe  $S$  en  $\text{mm}$ ).

#### 4.2.5 Adaptation du débit matière

Le taux d'enlèvement de matière est une entrée de la méthode. Habituellement, une valeur de référence  $Q'_{TIF}$  est obtenue en réalisant un essai TIF pour une vitesse de coupe  $V_{c\_TIF}$  et enfoncement d'outil  $T_{offset\_TIF}$  donnés. Par la suite, l'influence de la vitesse de coupe et de l'enfoncement d'outil sur le taux d'enlèvement de matière est modélisée. Dans le polissage, l'outil est flexible et cette propriété est utilisée pour établir un lien entre la force appliquée et l'enfoncement de l'outil. Lors d'une opération de polissage, la variation de hauteur de la surface à polir va modifier la valeur de l'enfoncement de l'outil. Dans la passe considérée, la surface a une hauteur moyenne de  $h_{mean}$ . Ainsi, l'enfoncement de l'outil de la passe  $i$ ,  $T_{offset}^i$ , est défini par l'équation III.19.

$$T_{offset}^i = T_{offset} + h_{mean} \quad (III.19)$$

Avec  $T_{offset}$  l'enfoncement nominal de l'outil.

D'autre part, la loi de Preston [Preston 1927] définit que le taux d'enlèvement de matière est proportionnel à la vitesse et à la pression moyennes de coupe de l'abrasif. Premièrement, la variation de la vitesse de coupe entre la valeur utilisée pour générer le TIF et celle utilisée dans la simulation est exprimée comme une simple fraction affectant le taux d'enlèvement de matière dans l'équation III.20. Deuxièmement, la variation de l'enfoncement de l'outil influencera la pression de contact outil/pièce. La théorie de Hertz pour une sphère en contact avec un plan montre que la variation de pression est proportionnelle à l'enfoncement de l'outil à la puissance 0,5 [Hertz 1881]. Ces deux constats sont combinés pour définir la modulation du taux d'enlèvement de matière en fonction de la vitesse de coupe et de l'enfoncement de l'outil (équation III.20).

$$Q'^i = Q'_{TIF} \cdot \left( \frac{V_c}{V_{c\_TIF}} \right) \left( \frac{T_{offset}^i}{T_{offset\_TIF}} \right)^{0.5} \quad (III.20)$$

#### 4.2.6 Coupe de la surface dans l'espace replié

Dans le plan de simulation, la matière à enlever apparaît sous la forme d'une aire d'abrasion entre le profil d'outil déformé et le profil équivalent de la surface. Cette surface est obtenue en divisant le taux d'enlèvement de matière (déterminé par l'équation III.20) par la vitesse d'avance de l'outil (équation III.21) :

$$C_{area}^i = \left( \frac{Q'^i}{V_f} \right) \quad (III.21)$$

Comme le montre la figure III.28, l'outil déformé est positionné au-dessus du profil de la surface et est déplacé vers le bas jusqu'à ce que l'aire entre le profil de l'outil et le profil de la surface soit égale à l'aire calculée (équation III.28). L'outil dans cette position, la zone d'intersection représente la matière enlevée par la passe.

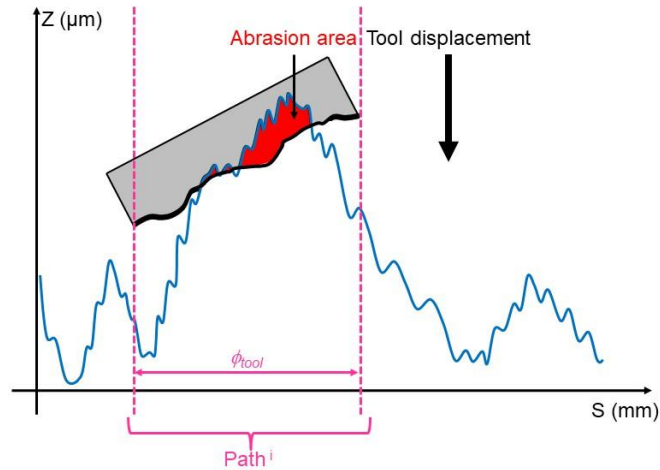


Figure III.28 : Méthode itérative basée sur le calcul de l'aire coupée utilisée pour déterminer la position verticale du profil d'outil déformé.

### 4.3 Détermination expérimentale des paramètres de la méthode

#### 4.3.1 Détermination des grains actifs sur la surface de l'outil : $p$

Selon le type d'outil, le nombre de grains actifs à la surface de l'outil peut varier. Pour en tenir compte, le coefficient  $p$  a été défini. Ce coefficient représente la proportion de surface occupée par les grains actifs par rapport à la surface totale de l'outil.

Une méthode pour estimer expérimentalement cette valeur consiste à prendre des micrographies représentatives de la surface active de l'outil et à compter le nombre de grains actifs dans la zone mesurée. Le coefficient  $p$  est estimé comme étant la surface moyenne occupée par les grains actifs divisée par la surface de la micrographie (équation III.22). La figure III.29 illustre cette méthode sur deux types d'outils différents. Sur cette figure, les grains actifs sont entourés d'un carré vert avec une taille égale au diamètre moyen des grains.

$$p = \frac{N_{grain} * D_{mean}^2}{M_{Garea}} \quad (III.22)$$

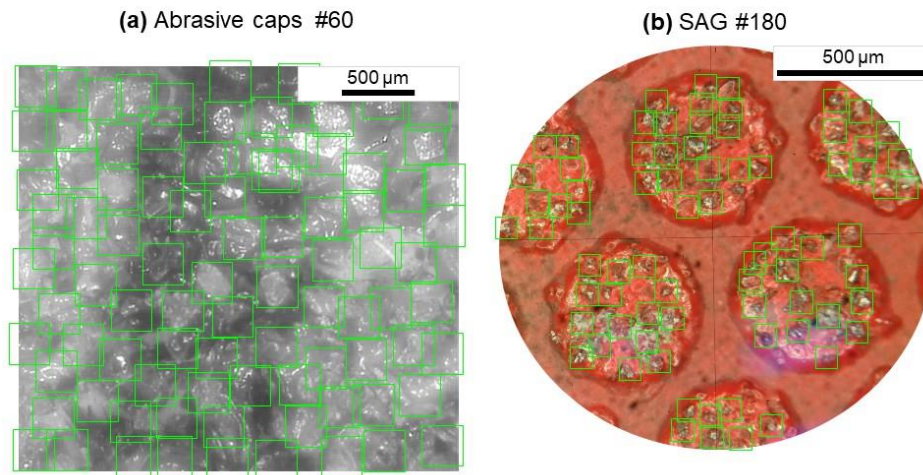


Figure III.29 : Micrographies d'outils de polissage utilisées pour estimer la proportion de grains actifs : a) capuchons abrasifs avec des grains #60, b) pastilles d'un outil SAG avec des grains #180. Les grains actifs sont représentés en vert.

#### 4.3.2 Estimation de la distribution de la taille de grains en fonction de l'usure outil : $k$

La distribution initiale des grains est définie comme une gaussienne tronquée par une valeur maximale. Zhu *et al.* [Zhou 2002] ont proposé de représenter l'usure de l'outil en déplaçant la troncature de cette distribution gaussienne. Dans cette étude, il est considéré que les plus gros grains sont arrachés de la meule en premier. La figure III.30 représente la distribution gaussienne des grains et la troncature proposée par Zhou *et al* [Zhou 2002]. Elle utilise un paramètre  $Z$  pour tronquer la gaussienne. Cependant, la méthode proposée par Zhou ne concerne que la topographie de l'outil à une usure donnée et ne propose pas d'équation d'évolution de celle-ci en fonction du temps.

Ici, le paramètre pour la troncature est le produit d'un facteur  $k$  et de l'écart type de la population de grain. L'équation III.23 donne l'évolution proposée de la troncature en fonction du temps.

$$k(t) = k_1 * \ln(t + 1) + k_0 \quad (\text{III.23})$$

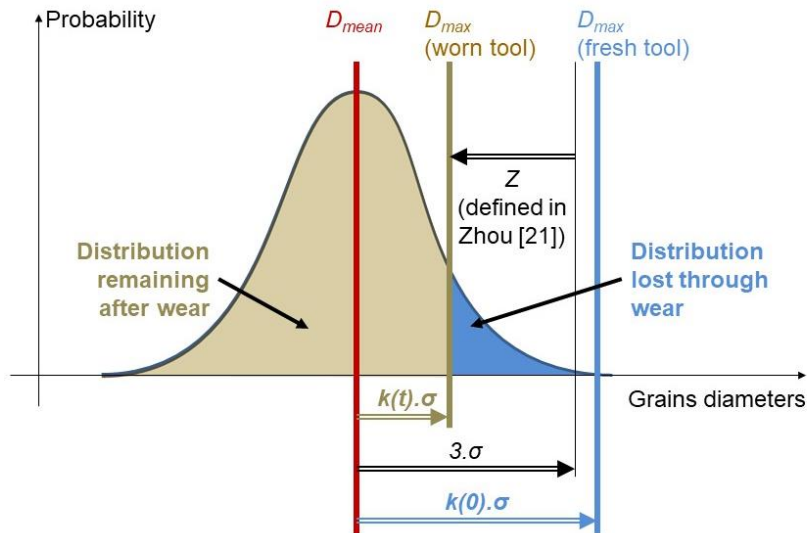


Figure III.30 : Troncature de la distribution gaussienne de la population de grains en tenant compte de l'usure de l'outil.

Pour valider ce modèle, des essais ont été réalisés sur un capuchon abrasif. Ainsi, la topographie d'un capuchon abrasif a été mesurée précisément à différents stades d'utilisation (entre 1 et 5 min). Les mesures 3D ont ensuite été traitées en best-fitant des sphères aux grains perdus (figure III.31). Sur cette figure, plus la couleur d'une sphère est foncée, plus le grain associé a été arraché tôt. Il est donc évident que plus les grains sont gros, plus ils sont arrachés tôt. Dans ce cas, le facteur  $k$  variait entre 10 et -2 (indiquant que plus de la moitié de la distribution gaussienne des grains est arrachée). Le modèle proposé à l'équation III.23 a été associé à cet essai et indique bien la tendance d'usure de l'outil (figure III.31 d).

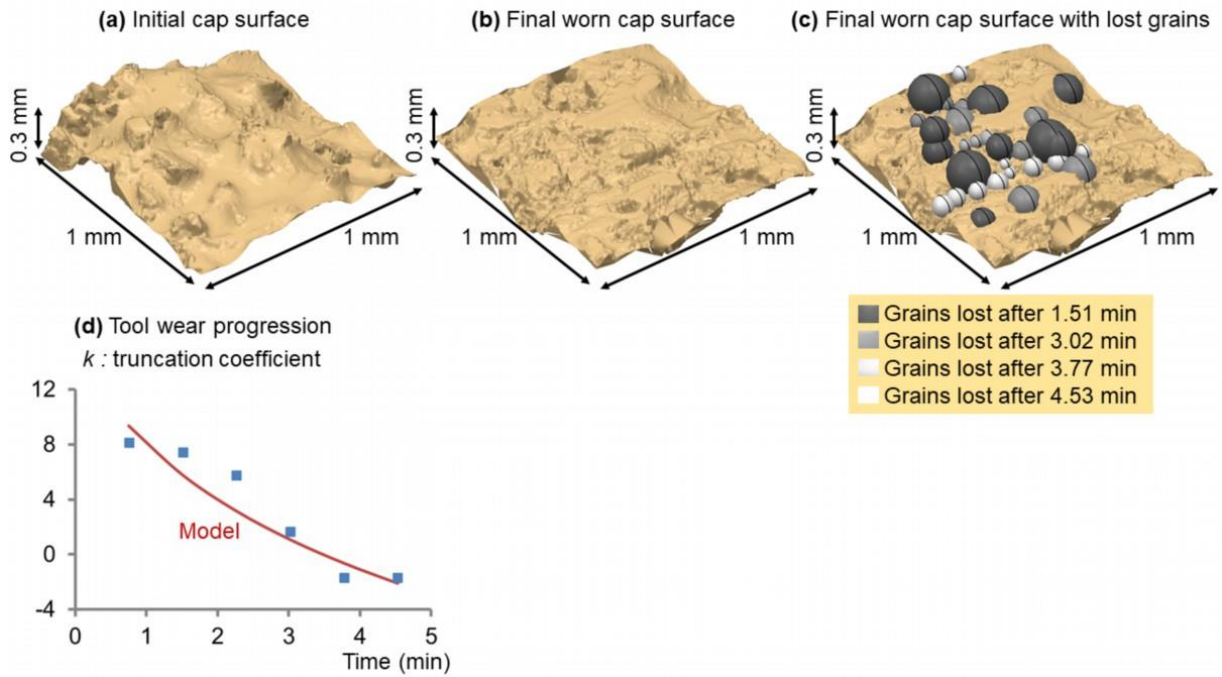


Figure III.31 : Validation du modèle d'usure d'outil proposé sur un capuchon abrasif en mesurant la même zone (1x1 mm) d'un outil à différents stades d'usure a) outil neuf b) outil complètement usé c) superposition des grains perdus sous forme de sphères sur l'outil usé (la couleur des sphères dépend de l'étape où le grain a été perdu). d) évolution du facteur de troncature  $k$  en fonction du temps de polissage (usure de l'outil).

#### 4.4 Validation expérimentale

##### 4.4.1 Définition de la pièce d'essais

La même pièce d'essais que le chapitre III.3.2.2 est utilisée ici. Ainsi, un procédé de fabrication additif (SLM) a été utilisé pour obtenir un état de surface de départ de mauvaise qualité. Avec le procédé SLM, la qualité de surface peut être influencée par l'orientation de la surface par rapport au plan d'impression. Pour couvrir cette dispersion, l'échantillon utilisé présente trois plans (0°, 45° et 90°) couvrant la plage d'orientations possible, comme illustré sur la figure III.18. Par la suite, ces trois plans ont été polis en continu et l'état de surface a été défini comme la moyenne des mesures effectuées sur ces trois plans. Les pièces sont en 17-4ph, qui est un acier inoxydable martensitique durcissant par précipitation.

##### 4.4.2 Définition des critères de qualité de surface

Dans la validation expérimentale, des critères numériques représentant les trois ordres de défaut sont calculés :

- Forme (Pt) : calculée à partir des surfaces (mesurée et simulée), sur lesquelles est appliqué un filtre morphologique avec une sphère virtuelle de 4 mm de diamètre. Ce

processus émule la mesure de la surface par une Machine à Mesurer Tri-dimensionnelle avec un nombre élevé de points de mesure. Ensuite, la surface nominale est soustraite. L'amplitude maximale de l'erreur résiduelle définit le défaut de forme.

- Ondulation (Wa) : calculée à l'aide de deux filtres gaussiens successifs de longueur de coupure 0,25 et 0,8 mm pour ne conserver que le signal compris entre ces deux valeurs. Le signal obtenu (mesuré et simulé) est utilisé pour calculer la rugosité arithmétique et fournir le critère d'ondulation.
- Rugosité (Ra) : calculée à l'aide d'un filtre gaussien avec une longueur de coupure de 0,25 mm pour maintenir le contenu de fréquence spatiale plus élevé du signal. Le signal obtenu (mesuré et simulé) est utilisé pour calculer la rugosité arithmétique et fournir le critère de rugosité.

Pour quantifier l'état de surface des trois plans ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$ ), des ensembles de points (SoP) ont été mesurés avec un rugosimètre optique :

- SoP1 : surface 9x9 mm pas de 50  $\mu\text{m}$  et 100  $\mu\text{m}$ .
- SoP2 : surface 2x2 mm pas de 4  $\mu\text{m}$  dans les deux directions.

Le critère de forme utilise SoP1, tandis que les critères d'ondulation et de rugosité sont calculés à partir de SoP2.

#### 4.4.3 Essais

Dans l'essai, la surface considérée dans le calcul du temps de polissage est un rectangle de 15 x 54 mm = 810 mm<sup>2</sup> (correspondant à la surface des trois plans et des deux congés de raccordement). Une trajectoire en plan parallèle est utilisée avec une inclinaison constante de l'outil par rapport à la normale de la surface. Les paramètres de coupe utilisés pour le process CAP#60 sont les suivants :

- Type d'outil : capuchon abrasif
- Numéro de grain : #60 (taille de grain moyen 280  $\mu\text{m}$ )
- Rotation de la broche : 12 000 tr/min (vitesse de coupe, 555 m/min)
- Vitesse d'avance : 667 mm/min
- Distance entre passes : 0,5 mm
- Enfoncement de l'outil nominal : 0,3 mm
- Angle d'inclinaison de l'outil :  $60^\circ$
- Temps de polissage : 2.43 min (pour 810 mm<sup>2</sup>)



- Débit matière issu du TIF : 46,04 mm<sup>3</sup>/min
- Diamètre de l’empreinte du TIF : 6 mm
- $k$  : 3 (Nombre d’écart type définissant la granulométrie maximale)
- $p$  : 1

Dans cet essai, les opérations de polissage commencent directement à partir d'une surface brute de SLM. Ce type de surface est de mauvaise qualité : erreur de forme de 0,12 mm, ondulation et rugosité autour de 10 µm (moyenne pour les trois sections planes de 9x9 mm). La figure III.32 présente les résultats expérimentaux et de simulations. Afin de caractériser l'évolution de la qualité de surface en fonction du temps de polissage, cinq simulations et expérimentations ont été réalisées en modifiant la vitesse d'avance. Cette vitesse affecte directement le temps de polissage. Un écart type est calculé à partir des trois mesures effectuées. Les barres d'erreurs présentées sur la figure III.32 correspondent à deux écarts types. Cette figure met en évidence une prédiction précise des trois indicateurs d'état de surface par la méthode proposée. De plus, les étapes intermédiaires simulées et expérimentales mettent en évidence l'un des principaux intérêts de la simulation, qui est l'optimisation du temps de polissage d'une opération. Par exemple, la courbe de simulation orange présente un plateau qui indique que réaliser la même opération avec une avance double (divisant par deux le temps de polissage) générerait une qualité de surface similaire.

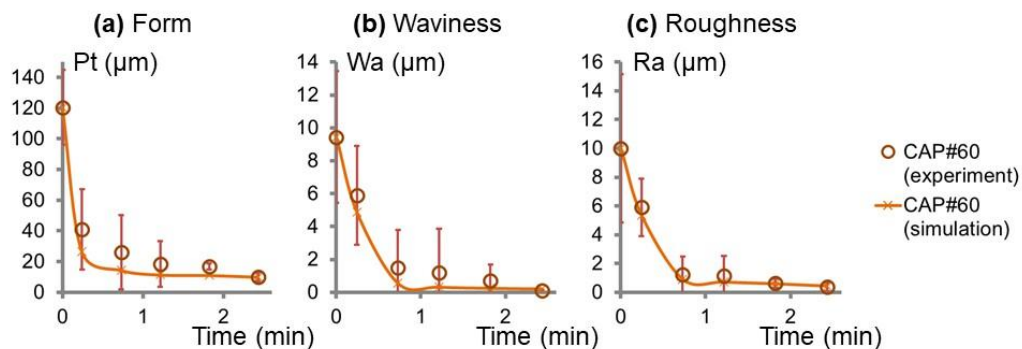


Figure III.32 : Évolution prédite et mesurée des indicateurs de qualité de surface en fonction du temps de polissage pour l’opération CAP#60 (numéro de grain #60, vitesse de coupe 555 m/min).

#### 4.5 Comparaison avec d’autres méthodes analytiques

Comme vu dans l'introduction du chapitre III, les méthodes analytiques pour prédire l'état de surface en phase de finition peuvent être classées en trois classes (Classe #1, #2 et #3). La classe #1 ne considère que la forme nominale de l'outil, et la classe #2 modélise l'outil comme

un profil d'enveloppe de grains actifs. Ces deux modèles sont implémentés ici et seront comparés à la méthode proposée. La figure III.33 présente les résultats des simulations réalisées pour l'opération SAG#180H (paramètres associés : outil SAG granulométrie #1500,  $N=1\ 500$  tr/min,  $V_f=920$  mm/min, distance entre passes de 0,2 mm, enfoncement nominal de 0.15 mm et angle d'inclinaison de l'outil  $20^\circ$ ). Les observations suivantes sont faites :

- La simulation de classe #1 produit une succession d'arcs (de rayon égal à celui de l'outil) distants les uns des autres de la valeur de distance entre passes. De plus, la position verticale de cette ligne est arbitraire puisque le taux d'enlèvement de matière n'est pas pris en compte. Ce modèle peut être utile pour estimer la rugosité obtenue avec des outils rigides (par exemple, opération de fraisage), mais n'est clairement pas adapté à la prédiction de l'ondulation et de la forme.
- La simulation de classe #2 se traduit par une succession de petits cercles représentant les grains actifs en une seule rotation d'outil. Comme pour la classe #1, la position verticale est définie arbitrairement. Ce modèle est plus précis que la classe n° 1 pour prédire la rugosité lors du polissage ou de la rectification, mais il n'est pas approprié non plus pour la prédiction de l'ondulation et de la forme.
- La méthode proposée est très différente des deux autres simulations car le résultat est dépendant du temps de polissage avec une prise en compte de la flexibilité des outils (modulation de la quantité d'enlèvement de matière). L'évolution du profil de surface est représentée ici pour trois temps de simulation différents. Cette fonctionnalité offre la possibilité d'observer l'évolution de la forme et de l'ondulation dans le temps. De plus, contrairement à la classe #2, le profil de l'outil peut se déformer pour s'adapter à la forme de la surface locale. Cette adaptation du profil de l'outil permet de refléter le couplage de l'ondulation et de la rugosité dans la simulation du processus. En résumé, la méthode proposée est adaptée pour modéliser l'évolution de tous les paramètres de qualité de surface : forme, ondulation et rugosité. Et les effets de couplage dans la génération de surface à ces trois niveaux peuvent être calculés dans la même simulation (grâce à l'utilisation de FS qui préserve tous les niveaux de défauts de surface et les caractéristiques du processus).

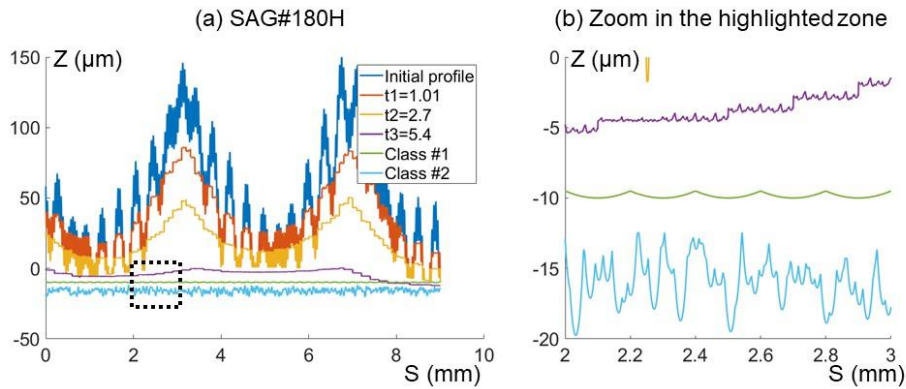


Figure III.33 : a) Comparaison entre le modèle proposé (temps de polissage :  $t_1=1,01$ ,  $t_2=2,7$  et  $t_3=5,4$  min), le modèle de classe #1 (forme nominale de l'outil) et le modèle de classe #2 (profil d'enveloppe des grains actifs sur un tour). La comparaison a été effectuée pour une surface brute de SLM et un outil SAG # 180H (numéro de grain #1 500, vitesse de coupe 258 m/min). L'influence de l'état de surface initial sur le résultat final est prise en compte par le modèle proposé, mais pas par les modèles plus simplistes des classes #1 et #2.

#### 4.6 Limites de la méthode proposée

Bien que la méthode proposée soit utile pour prédire l'évolution des critères de qualité de surface avec une grande précision, elle n'est pas appropriée pour la prédiction de la topographie finale des surfaces finies. La réalisation de simulations dans un FS réduit considérablement le temps de simulation, mais réduit également toutes les informations de surface 3D à un profil 2D. Comme la relation entre la surface d'origine et le profil FS n'est pas bijective, une infinité de surfaces 3D peuvent avoir le même profil équivalent 2D. Ainsi, un parcours d'outil complexe en 5 axes modifiant la direction de l'outil produirait le même résultat simulé qu'un parcours d'outil en plan parallèle.

Une autre limite de la méthode proposée réside dans la détermination des coefficients et des paramètres, qui peut être longue et délicate si le fabricant d'outils ne fournit pas une spécification précise et détaillée des outils. Une sélection erronée des paramètres peut avoir une grande influence sur le résultat obtenu.

### 5 Conclusion du chapitre III

La simulation des opérations de polissage est un enjeu majeur dans l'optimisation du process de polissage et de ses paramètres de coupe. La contribution dans ce domaine a été autour de trois approches différentes.

La première est une approche empirique et propose une optimisation du procédé de polissage à l'aide d'un plan d'expériences. Le but de l'optimisation est de réduire le coût du processus de

pré-polissage en contrôlant la rugosité. La première campagne d'essais met en évidence que pour atteindre cet objectif, de gros grains avec un type de motif triangulaire doivent être utilisés. Ces expériences mettent également en évidence que la lubrification, la fréquence de rotation et la vitesse d'avance ne jouent pas un rôle majeur dans le coût du pré-polissage. De plus, ces premiers essais montrent que trois facteurs sont prépondérants dans le coût des opérations de polissage : l'enfoncement outil, le nombre de motifs par millimètre et la forme du motif. Ces facteurs sont optimisés à l'aide d'un second plan d'essais (surface de réponse). Cette méthode fournit des modèles empiriques pour estimer le débit matière, la vitesse d'usure de l'outil, le coût par volume enlevé et la rugosité résultante. Enfin, ces modèles sont utilisés pour définir les facteurs optimaux. Cette optimisation met en évidence deux domaines distincts selon la rugosité imposée. Le premier, qui accepte des rugosités importantes (entre 1,1 et 1,8  $\mu\text{m}$ ), autorise un engagement radial important (0,136 mm) avec un coût de pré-polissage réduit. En revanche, dans le deuxième domaine (rugosité < 1 $\mu\text{m}$ ), l'engagement radial doit être réduit induisant ainsi une augmentation significative du coût de polissage. L'inconvénient d'une méthode empirique c'est qu'elle ne propose qu'un modèle utilisable que très localement avec le même process et une faible variation des paramètres de coupe par rapport aux essais réalisés.

La seconde approche est une méthode analytique complète en 3D de l'opération de polissage (AMPSP), dont le but est de contrôler et de prédire les résultats des opérations de polissage. Elle considère le processus de coupe de chaque grain de l'outil de polissage. Dans AMPSP, l'outil est défini comme un nuage de grains qui peut être déformé par le contact outil-surface, et la surface de la pièce est discrétisée à l'aide d'une grille (dont la taille est correctement déterminée). Les phénomènes de coupe locaux sont calculés avec la théorie de Brinell, et le contact macroscopique entre l'outil et la surface est modélisé avec la théorie de Hertz. L'association de ces deux théories permet de disposer d'un modèle multi-échelle adapté au polissage. La validation expérimentale s'est déroulée en deux étapes : validation du taux d'enlèvement de matière et validation de la topologie de surface prédite en ondulation et rugosité. L'une des principales limites de AMPSP est le temps de calcul (par exemple, la simulation d'une surface de 10 x 10 mm à l'aide d'un outil de grain moyen de 280 $\mu\text{m}$  nécessite environ 48h de calcul sur un ordinateur portable courant). Le coût en temps de calcul doit être comparé au coût nécessaire pour obtenir expérimentalement le même résultat. Le rapport entre les deux coûts est en faveur de la simulation.

La troisième approche a pour but de proposer une méthode analytique mais effectuant ses calculs dans un espace replié (FS), en fusionnant les informations de topographie de surface 3D dans un espace 2D grâce à l'utilisation de directions préférentielles relatives aux caractéristiques de surface et de processus. Cette approche est particulièrement bien adaptée aux processus de finition avec outil flexible, car le couplage entre différents niveaux de défaut se traduit par l'utilisation d'un profil d'outil déformé. Cette approche réduit également considérablement le temps de calcul (généralement inférieur à 10 secondes). Cette réduction du temps de simulation permet la répétition et l'enchaînement des simulations, afin d'arriver à une meilleure compréhension de l'étape de finition avec des outils flexibles.



## **CHAPITRE IV : APPLICATIONS AUX PROTHESES**

Ce chapitre va présenter les différents travaux, autour de la mise au point de prothèses, auxquels j'ai participé dans le cadre de collaborations. Dans une première partie sera développée la collaboration avec l'équipe Plasticité des Systèmes Nerveux et Musculaire (PSNM) de l'ISM et dans un second temps celle avec l'équipe Groupe Interdisciplinaire en Biomécanique Ostéoarticulaire (GIBOC).

### **1 Collaboration avec l'équipe Plasticité des Systèmes Nerveux et Musculaire (PSNM) de l'ISM**

#### **1.1 Apports scientifiques de cette collaboration**

##### **1.1.1 Effet de l'électro stimulation sur les implants en titane [Article 16]**

Après une arthroplastie, l'électrostimulation (neuro-myoélectrostimulation, NMES) est souvent utilisée dans la rééducation des patients. Une telle technique de rééducation pourrait compromettre le rétablissement du patient par des effets délétères sur les alliages métalliques et les tissus biologiques. Le but de cette étude est d'évaluer les effets du NMES sur un implant Ti6Al4V placé sur la crête tibiale de rat et de ses tissus musculaires environnants. Cette étude in vivo a permis de mettre en évidence le comportement de la prothèse sous sollicitations mécaniques et électromagnétiques induites par la stimulation NEMS. Après 3 semaines, l'adhérence implant-os a significativement diminué chez les animaux stimulés par rapport aux animaux non stimulés. Des mesures d'état de surface ont montré une dégradation de la rugosité des implants ayant subi les NMES. De plus, la NMES seule n'a pas induit de lésions musculaires contrairement à celles retrouvées chez les animaux implantés. Le taux de lésions musculaires était significativement plus élevé chez les animaux implantés et stimulés que chez les animaux implantés uniquement. Ces résultats tendent à montrer que la combinaison des NEMS et d'un implant en titane entraîne un effet délétère. Ainsi, les programmes de réhabilitation utilisant les NMES pourraient induire une détérioration précoce des implants chirurgicaux.

##### **1.1.2 Effet d'une alimentation salée sur les implants en titane [Article 17]**

Il est connu qu'une consommation élevée de sel entraîne des risques de maladies cardiovasculaires, rénales et osseuses. Dans cette étude, il est étudié l'effet d'un régime riche en sel sur les implants en Ti6Al4V couplé ou non à un programme NMES. Ces essais ont été conduits in vivo sur des rats. Après un régime salé de trois semaines, il a été noté un effet néfaste

sur la surface des implants en titane et les cellules musculaires environnant l'implant. Cela est probablement dû à l'effet corrosif du sel sur le métal, puis à la libération de substances toxiques autour des tissus biologiques. De plus, si l'utilisation du NMES avec un régime riche en sel induit des lésions musculaires, ces dernières étaient plus élevées lorsqu'un implant est ajouté. Cette étude in vivo tend à montrer l'effet dangereux d'un régime riche en sel dans l'arthroplastie avec des prothèses en titane. Cet effet semble être plus important s'il est combiné avec les NMES.

### **1.1.3 Comparaison de la bio compatibilité de 4 matériaux couramment utilisés dans les implants [Article 18]**

Dans la section précédente, une interaction néfaste a été montrée entre une alimentation salée et des implants en titane. Ici, cette étude va être étendue à quatre biomatériaux utilisés dans la fabrication d'implants d'arthroplastie : deux non métalliques (PEEK et Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) et deux métalliques (Ti6Al4V et CrCo). Les résultats ont indiqué une adhérence plus faible de l'implant en PEEK par rapport aux autres biomatériaux. Un effet du NMES et d'un régime riche en sel n'a été identifié que pour les implants en Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> et Ti6Al4V. De plus, un régime riche en sel induit une mort cellulaire plus importante pour tous les biomatériaux. Cette mort cellulaire augmente encore avec les NEMS pour les matériaux PEEK, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> et CrCo. Cette expérience in vivo met en évidence le potentiel effet néfaste d'une alimentation riche en sel pour les personnes ayant subi une arthroplastie, et une rééducation basée sur le NEMS.

### **1.1.4 Prothèse totale de genou pour le modèle animal du rat [Article 20]**

L'arthrose est une maladie articulaire dégénérative courante, caractérisée par un échec de l'auto-réparation du cartilage. L'arthrose touche principalement les mains et les articulations portantes, en particulier le genou. Les principaux symptômes de l'arthrose du genou sont la douleur et les limitations motrices liées à la déformation des articulations et à la faiblesse des muscles environnants. Lorsque ces symptômes deviennent insoutenables, les patients ont souvent recours à une arthroplastie totale du genou. L'arthroplastie est une intervention chirurgicale visant à restaurer la fonction de l'articulation d'un patient souffrant d'arthrose du genou. Cependant, des déficits fonctionnels postopératoires sont rapportés même après un programme de rééducation. Afin de déterminer l'origine de ces déficits fonctionnels, un modèle animal (rat) a été développé. Ce modèle inclut une arthrose chimiquement induite et la



conception d'une prothèse de genou (Ti6Al4V/PEEK) anatomiquement adaptée à l'articulation du genou du rat.

### 1.1.5 Contribution dans ces études

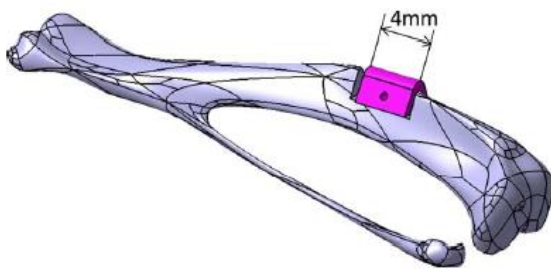
Les principales contributions apportées dans ces études sont une aide à la mise en place du protocole expérimental notamment :

- Conception d'implants (pour essais d'adhérence et prothèse avec mobilité)
- Essais d'arrachement
- Mesures d'état de surface

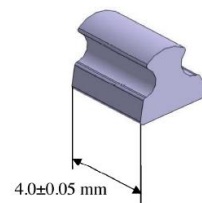
#### 1.1.5.1 Conception d'implants pour un essai d'adhérence

Dans un premier temps, les os ont été numérisés à l'aide d'un système de mesure optique puis une reconstruction 3D a été réalisée sous un logiciel de CAO. Par la suite, un implant a été conçu pour remplacer une partie de la crête tibiale. Cet implant a été conçu pour ne pas dépasser de l'os (figure IV.1) pour ne pas occasionner de blessures aux muscles environnants. Deux géométries ont été définies :

- Celle de l'étude de l'article 17 (figure IV.1 A) avec un trou de 0,5 mm usiné au milieu de l'implant pour réaliser le test d'arrachement par la suite.
- Celle de l'étude de l'article 18 (figure IV.1 B) avec une forme de rail pour réaliser le test d'arrachement par la suite.



A) Géométrie implant en titane monté sur la crête tibiale



B) Géométrie implant PEEK, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> et CrCo

Figure IV.1 : Définition des implants de crête tibiale de rat.

1.1.5.2 Essais d'arrachement

Un dispositif d'essais d'arrachement a été développé pour mesurer l'adhérence entre l'implant et l'os. Les os ont été placés, implant vers le bas, sur une plaque métallique percée (figures IV.2 et IV.3). Un fil très résistant est fixé à l'implant puis connecté au système de chargement. Ce système est déplacé lentement pour étirer le fil jusqu'à ce que l'implant s'arrache. Une mesure d'effort est effectuée au cours de cette expérience. La valeur de charge maximale a été obtenue juste avant l'arrachement de l'implant (figure IV.3).

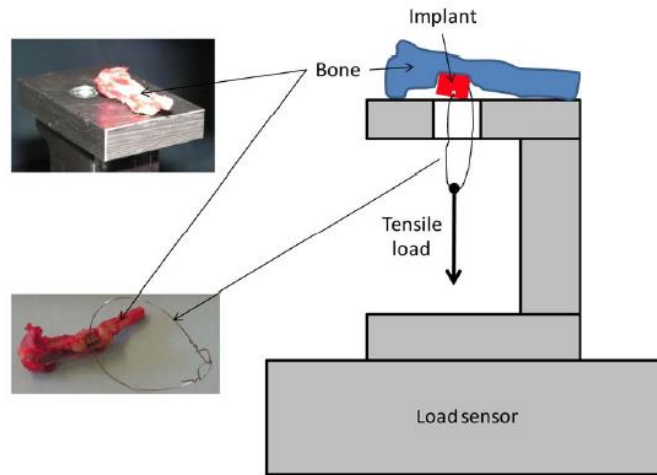


Figure IV.2 : Essais d'arrachement de l'implant.

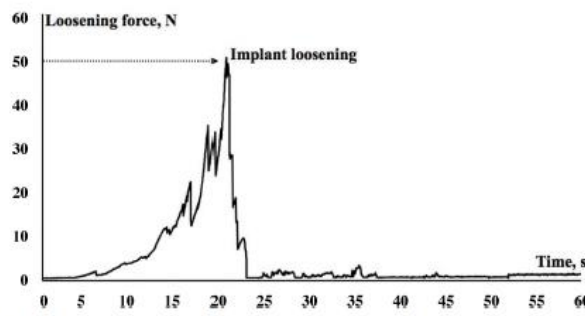
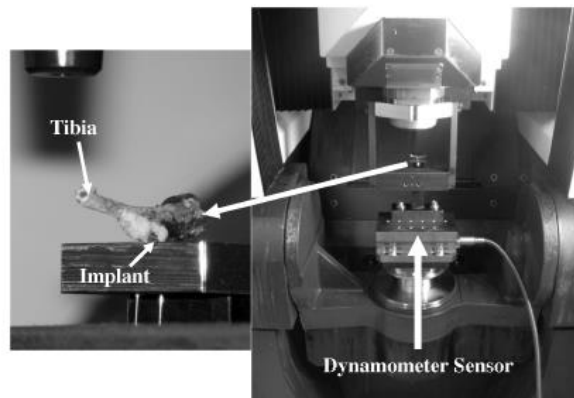


Figure IV.3 : Mesure de l'effort d'arrachement de la prothèse.

### 1.1.5.3 Mesures d'état de surface

Les surfaces planes des implants ont été mesurées sur un rugosimètre optique (résolution de 10 nm) avant et après implantation. Par la suite, la surface après implantation est soustraite de la surface neuve de manière à obtenir le volume de matière perdu par l'implant.

### 1.1.5.4 Conception d'implants avec mobilité

Une prothèse bio-mécaniquement et anatomiquement adaptée à l'articulation du genou du rat a été développée. Dans un premier temps, le tibia et le fémur d'un rat ont été récupérés et nettoyés. Par la suite, ils ont été numérisés à l'aide d'un scanner optique et une reconstruction CAO a été réalisée. A partir de ce modèle, les différentes parties de la prothèse ont pu être dessinées pour suivre au plus près la géométrie initiale de l'os et ainsi assurer la mobilité de l'articulation (figure IV.4). Les composants fémoraux et tibiaux de la prothèse ont été respectivement usinés à partir d'un alliage de titane (Ti6Al4V) et d'un matériau polymère (polyéther-éther-cétone ; PEEK).

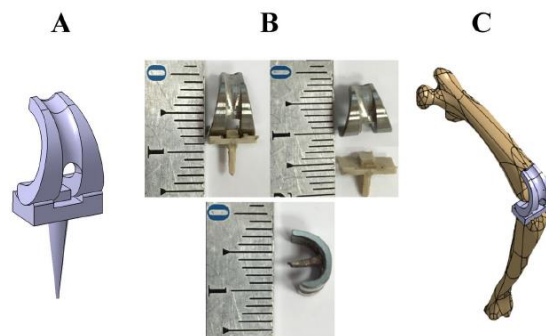


Figure IV.4 : (A) CAO de la prothèse totale de genou. (B) Photographies de la prothèse totale de genou (C) CAO de la prothèse implantée entre le tibia et le fémur.

## 2 Collaboration avec l'équipe GIBOC : Groupe Interdisciplinaire en Biomécanique Ostéoarticulaire

### 2.1 Apport scientifique de cette collaboration

#### 2.1.1 Développement d'un nouvel implant rachidien flexible et glissant [[Article 19](#)]

De nouveaux dispositifs d'implant rachidien sans fusion sont en cours de développement. Cependant, aucune norme n'existe pour tester et valider ces dispositifs car ils sont très récents. Ainsi, une première approche tribologique de la définition d'un protocole d'usure in vitro pour étudier l'usure de tels dispositifs a été présentée, et a été appliquée à un nouvel implant. Pour

cela, une pièce en polyéthylène a été développée pour reproduire le rachis lors d'une flexion supra-physiologique. Le dispositif étudié avec ce protocole a été testé en milieu humide en subissant 1 million de cycles. Le volume d'usure mesuré ainsi par ce protocole est du même ordre de grandeur que des dispositifs similaires. Un modèle numérique par éléments finis a permis d'accéder aux informations de contact et d'étudier l'effet du désalignement d'une vis. Les premiers résultats pourraient indiquer comment améliorer la conception et suggérer qu'un désalignement vertical d'une vis (sous ou sur-vissage) a plus d'impact qu'un désalignement horizontal.

### **2.1.2 Utilisation de plan d'expériences pour optimiser la conception d'un implant de poignet [Article 15]**

Ces travaux présentent l'utilisation des limites de confiance statistique de surfaces de réponse dans l'optimisation de la conception. Un modèle empirique est donc utilisé pour décrire une fonction de contrainte de conception réelle. Cette contrainte est approximée par un développement polynomial du second ordre qui est best-fit à des simulations numériques utilisant une méthode des éléments finis. Une technique est également proposée pour analyser les effets des incertitudes des entrées des simulations. Cette approche est utilisée pour optimiser la conception d'un implant de poignet biomédical. Un implant optimisé est ensuite fabriqué et testé pour valider le modèle numérique.

### **2.1.3 Contribution dans ces études**

#### **2.1.3.1 Définition d'un protocole expérimental pour simuler une flexion du rachis**

Le dispositif expérimental (figure IV.5) est composé d'une pièce en polyéthylène simulant la colonne vertébrale, composée de 5 blocs représentant 5 vertèbres lombaires. La flexion sagittale globale est d'environ 40°, environ 10° entre deux vertèbres adjacentes, simulant une flexion supra-physiologique du rachis. Cette pièce est fixée à une extrémité à un dynamomètre par deux vis d'ancrage. La flexion est réalisée par un excentrique lié à un moteur rotatif asservi en vitesse (120 tr/min, correspondant à une fréquence de 2 Hz). Ce montage est destiné à recevoir un dispositif rachidien souple et coulissant composé de vis et de tiges.

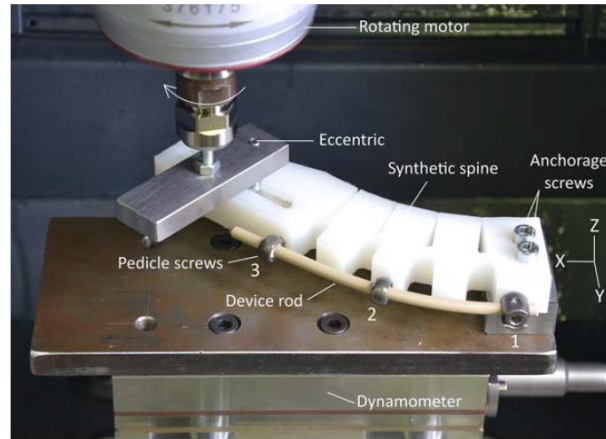


Figure IV.5 : Montage expérimental pour tester un implant lors d'une flexion du rachis.

### 2.1.3.2 Conception d'un protocole d'essais pour ligament du poignet

Le dispositif expérimental (figure IV.6) permet de solliciter en traction et torsion un implant permettant de remplacer un ligament du poignet. Une extrémité de l'implant est fixée à une platine d'effort et l'autre extrémité est fixée à un système permettant de réaliser des translations dans les 3 directions et deux torsions.

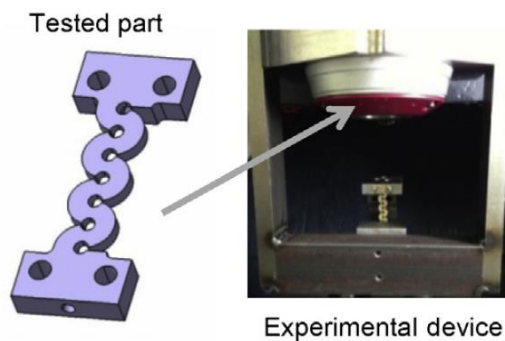


Figure IV.6 : Montage expérimental pour tester un implant de poignet.

## 3 Conclusion chapitre IV

Ce chapitre présente les travaux menés avec des collaborations autour des dispositifs implantables. Ces travaux ont permis de mettre en avant les effets délétères de l'électrostimulation et d'une alimentation salée sur les prothèses en titane. Ils ont aussi permis de tester la biocompatibilité de quatre matériaux, mais aussi d'étudier l'effet de l'arthrose et d'une arthroplastie sur la réponse neuronale sous-jacente. Pour finir, ces travaux ont contribué au développement de nouveaux dispositifs implantables pour des vertèbres et des poignets.

Dans ces collaborations j'ai apporté mon expertise dans la mise en place de protocoles expérimentaux et la fabrication d'implants.

---

## **CHAPITRE V : NOUVELLE THEMATIQUE, ALLEGEMENT DE PIECES BIO-INSPIREES**

En 2016, nous avons créé une nouvelle équipe de recherche dans notre laboratoire : l'équipe Conception Bio-Inspirée. Au sein de cette équipe j'ai démarré une nouvelle thématique en parallèle de la thématique sur le polissage. Cette nouvelle thématique porte sur l'allègement de pièces en prenant pour source d'inspiration la nature. L'allègement des pièces mécaniques est un enjeu majeur en conception et de nombreuses méthodes ont été développées pour traiter ce sujet. La méthode la plus connue et la plus utilisée est l'Optimisation Topologie (TO). En effet, il s'agit d'une méthode développée dans les années 80 [Ding 1986] et elle est couramment implémentée dans des logiciels de CAO. En général, l'objectif de cette méthode est de réduire la masse tout en maximisant la rigidité de la pièce mécanique sous un chargement mécanique défini. Une première limite de cette méthode est qu'une modification des conditions aux limites réelles par rapport aux conditions nominales entraîne une forte diminution des performances mécaniques de la pièce [Audibert 2018]. La seconde limite est que cette méthode génère de grandes zones de suppression de matière. Ainsi, les géométries résultant de cette méthode sont souvent des poutres élancées [Xia 2008] [Dunning 2015].

Pour corriger les limites de TO, un nouveau type de structure a émergé : les structures en treillis uniformes [Dong 2017]. Dans les structures en treillis uniformes, deux types de structures modèles ont été développés : les premiers sont les structures à base de poutres et les seconds sont les structures à surface minimale triplement périodique (TPMS). Les structures à base de poutres entraînent des discontinuités tangentielles locales qui ont été réduites par l'utilisation de TPMS [Pan 2020] [Abueidda 2019] [Shi 2018]. Pour aller plus loin dans l'optimisation de la réduction de masse, des structures de treillis à gradient sont proposées. La fraction volumique locale est adaptée en faisant varier l'épaisseur des cellules unitaires en fonction de la contrainte mécanique [Seharing 2020]. Cette approche de gradient peut être utilisée avec les structures à base de poutres [Kang 2019] [Jin 2018] [Li 2020] ou avec la géométrie TPMS [Panesar 2018].

Ces dernières années, un essor de ces méthodes a été permis par la généralisation de la fabrication additive métallique [Thompson 2016]. En effet, avec la fabrication additive, les coûts de production et la complexité de la pièce deviennent décorrélés [Vollertsen 2017]. Cette propriété permet de fabriquer des pièces aux structures internes complexes. Les procédés de fabrication additive par lit de poudre (Laser Beam Powder Bed Fusion, LB-PBF) sont les plus appropriés pour réaliser les finesses des géométries obtenues par les méthodes d'allègement de



pièces. De nombreux travaux de recherche ont été réalisés sur la technologie LB-PBF pour contrôler la qualité du matériau déposé en fabrication additive [Bourell 2017]. Les technologies de LB-PBF peuvent être classées en 2 sous-groupes : fusion laser sélective (SLM) et fusion par faisceau d'électrons.

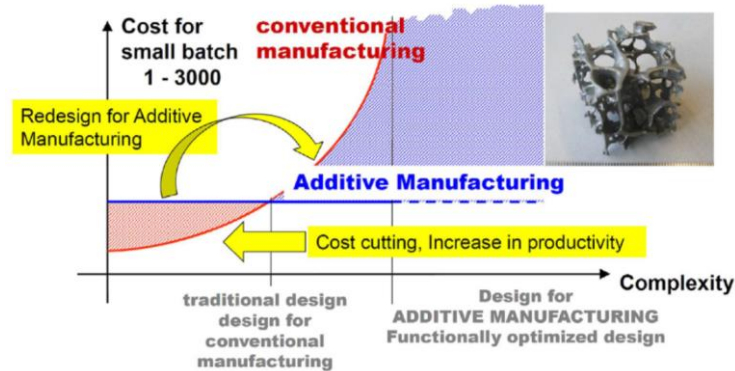


Figure V.1 : Décorrélation entre le coût et la complexité géométrique d'une pièce grâce à la fabrication additive [Vollertsen 2017].

Le procédé SLM fonctionne en déposant couche par couche de la poudre métallique puis un faisceau laser balaie la section de la pièce pour la faire fondre localement. Après, cette section se refroidit et se solidifie pour devenir une couche de la pièce fabriquée. Ainsi, le procédé SLM implique de fortes variations de température, induisant des dilatations thermiques du matériau et des transformations de phase. Les deux phénomènes génèrent des déformations inhomogènes lors de la solidification du métal en fusion qui provoquent un champ global de contraintes résiduelles. Ces contraintes créent des problèmes qui ne peuvent pas être corrigés après production :

- Réduction de la durée de vie de la pièce qui peut être liée à des microfissures et des micro-dé laminages [Dadbakhsh 2012].
- Déformation par rapport à la forme nominale de la pièce [Aidibe 2016].

Plusieurs travaux ont été consacrés à la prédiction des distorsions des pièces SLM, la plupart des études [Matsumoto 2002] [Parry 2016] [Li 2016] étudient une géométrie rectangulaire. Il existe un nombre limité de travaux concernant des pièces avec une géométrie complexe [Li 2018] [Hodge 2016] mais ces travaux concluent que les résultats sont encourageants mais présentent certaines divergences avec les expériences.

Dans la première section, une présentation des os des endosquelettes est réalisée. Ces os seront par la suite utilisés comme base de bio-inspiration pour l'allègement de structures de pièces mécaniques. Dans la section suivante, une méthode d'allègement de pièces mécaniques

bio-inspirées de la structure de l'os trabéculaire est présentée. La méthode suivante utilise de façon itérative la méthode bio-inspirée de l'os trabéculaire de manière à reproduire le mode de formation de la cavité médullaire des os longs. Par la suite, deux travaux sur la maîtrise du procédé de fabrication additive sont présentés. Ces travaux ont pour objectif de maîtriser la fabrication additive, qui est un procédé indispensable pour la réalisation de pièces mécaniques bio-inspirées des os.

## 1 Les os longs, une source de bio-inspiration

La conception de pièces mécaniques légères et rigides est un problème auquel la nature est confrontée depuis des millions d'années. De nombreuses solutions rigides et légères sont présentes dans la nature [Ha 2020] [Naleway 2015]. Parmi ces solutions, les endosquelettes sont largement répandus dans la nature, notamment chez les animaux. Les endosquelettes sont composés d'os à structure interne complexe. L'os est le résultat de millions d'années d'évolution qui ont conduit à cette structure chez plusieurs espèces. De plus, comme pour la plupart des structures de la nature, les os utilisent le minimum d'énergie et de ressources (nourriture, eau ...) pour obtenir les meilleures propriétés possibles. Pour ces raisons, cette structure est considérée comme optimisée pour les objectifs qu'elle remplit : être légère et rigide. Le squelette est composé de trois types d'os : les os longs, les os courts et les os en forme de plaque. Les os longs sont faits pour résister à la flexion et au flambage [Frantzl 2007]. Pour un adulte humain ou animal, un os long est composé de trois régions principales.

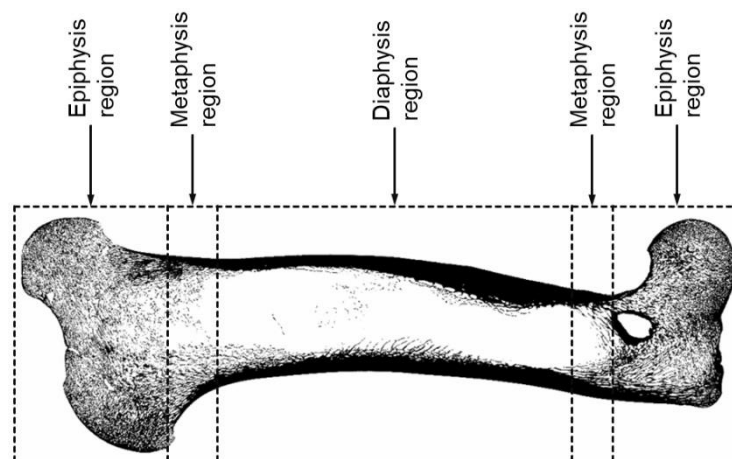


Figure V.2 : Tomographie de coupe médiane d'un humérus de cheval sur laquelle trois parties peuvent être identifiées : (1) la région de la diaphyse, (2) la région de la métaphyse et (3) la région de l'épiphyse.

La région de la diaphyse est la partie centrale de l'os, suivie de la région de la métaphyse, qui fait la transition vers la région de l'épiphyse aux extrémités de l'os (figure V.2). La région de la diaphyse est composée d'os cortical (os compact) qui entoure la cavité médullaire [Giorgio 2020]. L'épiphyse est constituée d'os trabéculaire, qui peut être décrit comme une combinaison de matériau osseux à paroi mince appelé trabécules et de vide appelé porosités [Giorgio 2020]. La structure osseuse a subi un processus naturel d'optimisation puisque le matériau osseux n'est utilisé que dans les zones chargées mécaniquement [Meyers 2008].

### **1.1 La loi de Wolff**

La loi de Wolff décrit la capacité de la structure osseuse à adapter sa structure interne aux sollicitations qu'elle subit au cours de sa vie [Ruff 2006] [Gosman 2009]. L'épaisseur des trabécules est déterminée par le champ de contraintes local. Généralement, l'orientation trabéculaire est définie par l'orientation des contraintes mécaniques principales locales. Des contraintes mécaniques élevées conduisent à des travées épaisses et à un matériau dense [Nazarian 2006] [Willie 2013]. De même, de faibles contraintes mécaniques conduisent à des travées fines et à un matériau poreux.

### **1.2 Formation de la cavité médullaire**

La structure osseuse évolue tout au long de la vie, principalement en raison des mouvements et des habitudes de locomotion du sujet. La locomotion est le facteur majeur de l'ostéogenèse [Ryan 2006]. Des sollicitations mécaniques locales sur les os longs sont générées par ce mouvement. Le mécanisme de renouvellement osseux adapte la structure osseuse aux charges. En effet, l'os possède un système de rétroaction biologique, impliquant des cellules spécifiques, qui régule sa microarchitecture locale, donc sa structure [Giorgio 2020]. Ce renouvellement osseux (processus itératif et multi-physique [Lekszycki 2005]) est composé de croissance et destruction de l'os. Chez l'homme, ce renouvellement a lieu au moins tous les quatre mois [Vuori 2000]. Le processus d'apparition de la cavité médullaire est largement répandu sur les os longs de nombreuses espèces. La figure V.3 illustre ce mécanisme pour les êtres humains. Au cours de la première année (figure V.3), la locomotion du bébé est limitée et génère des sollicitations mécaniques aléatoires sur les os longs impliqués dans la locomotion. La région de la diaphyse osseuse peut être décrite comme un os homogène poreux non orienté. A cet âge, la diaphyse est percée en son centre. C'est le début de la croissance de la cavité médullaire. Les régions de l'épiphyse sont constituées de matériau cartilagineux. Après la première année de

vie, la posture bipède devient le principal moyen de locomotion pour l'homme (figure V.3). Ce nouveau mode de locomotion oriente les sollicitations mécaniques dans les os. De ce fait, il oriente la structure matérielle osseuse [Ryan 2006]. Avec ce changement de mouvement, la région de la diaphyse subit deux modifications principales : la cavité médullaire se développe et l'os restant devient de l'os cortical. La région épiphysaire composée de cartilage est également transformée en os trabéculaire.

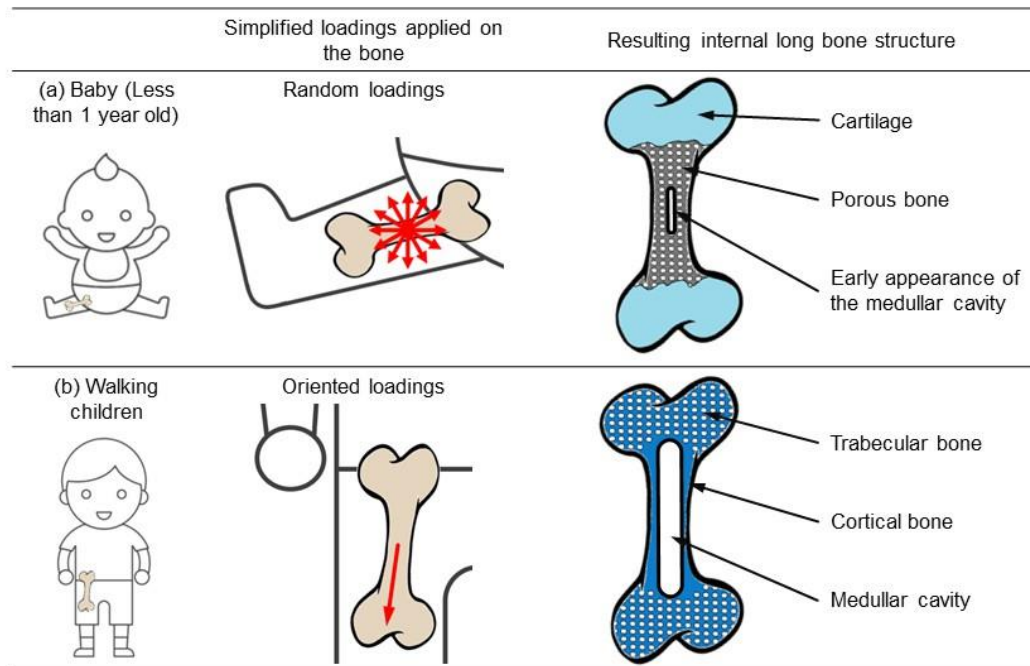


Figure V.3 : Evolution de la structure osseuse en fonction de la locomotion chez l'Homme.

## 2 Bio-inspiration de l'os trabéculaire [Article 21]

Pour répondre aux objectifs de réduction de masse, une nouvelle méthode bio-inspirée de l'os trabéculaire est proposée pour le design de pièces mécaniques. La méthode proposée n'utilise pas de stratégie d'optimisation itérative et est basée sur le retrait de matière de petites porosités. La forme, la taille et l'orientation des porosités ont été dérivées de la structure osseuse ; deux stratégies principales sont utilisées : l'une inspirée des oiseaux et l'autre inspirée des mammifères terrestres. Par la suite, pour valider l'utilité de la méthode proposée une comparaison a été réalisée dans le cas d'une poutre en flexion trois points (avec 65% de densité de matériau). Trois designs de poutre sont comparés : bio-inspirés oiseau, bio-inspirés terrestre et d'optimisation topologique (basé sur les travaux de Daynes *et al.* [Daynes 2017]).

## 2.1 Méthode d'allégement bio-inspirée de l'os trabéculaire

La figure V.4 présente l'algorithme de la méthode. La première étape est l'estimation du champ de contraintes de la pièce pleine. Ensuite, une discrétisation (taille bio-inspirée) de la géométrie est réalisée. Pour chaque élément, une fraction volumique est calculée en fonction du champ de contraintes local. Enfin, la taille et l'orientation des porosités elliptiques sont déterminées.

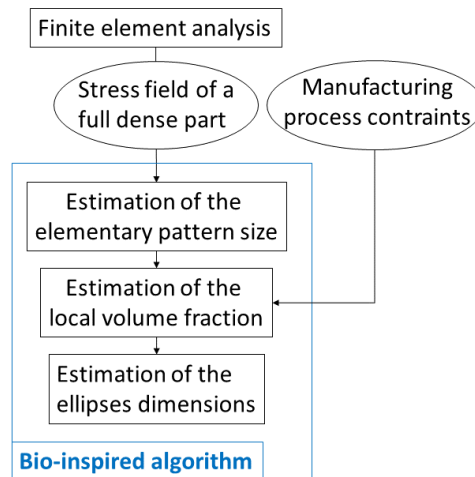


Figure V.4 : Algorithme d'allégement de pièces bio-inspirées de l'os trabéculaire.

### 2.1.1 Motif élémentaire bio-inspiré

L'os trabéculaire possède un fabric tensor elliptique avec une orientation selon les directions principales des contraintes [Boyle 2011] [Park 2018]. Ainsi, le motif élémentaire proposé est un composé de porosités elliptiques, celles-ci sont disposées au coin et au centre d'un carré (figure V.5). Ces ellipses ont des demi-grands axes  $a$  et  $b$  orientés dans les directions des contraintes principales. Les dimensions  $a$  et  $b$  sont fonction du niveau de contrainte local.

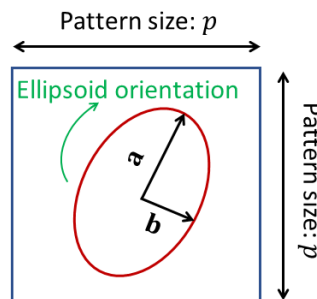


Figure V.5 : Motif élémentaire.

### 2.1.2 Taille de motif bio-inspiré

La figure V.5 présente le motif élémentaire qui a pour coté  $p$ . La détermination de ce paramètre est basée sur les observations de Doube *et al.* [Doube 2011]. Les auteurs ont observé que la structure osseuse trabéculaire est dépendante de la masse et de la taille de l'animal. Ils ont démontré que les paramètres définissant les dimensions des trabécules étaient fonction d'une puissance du diamètre de la tête fémorale (qui lui-même était proportionnel à la taille de l'animal). De plus, ils ont mis en évidence une différence entre les mammifères terrestres et les oiseaux. Ainsi, la taille de la porosité est liée à la dimension de l'animal, mais cette taille semble être indépendante du type d'os. Sur la base de ces travaux, la taille du motif a été définie comme une fonction puissance d'une longueur caractéristique (diamètre de la tête fémorale chez les animaux). La figure V.6 montre ce parallèle. Ainsi, deux lois ont été définies : l'une inspirée des mammifères terrestres (équation V.1) et l'autre inspirée des oiseaux (équation V.2).

$$\text{Mammifères terrestres : } p = \left(\frac{h}{2}\right)^{0.407} \quad (\text{V.1})$$

$$\text{Oiseaux : } p = \left(\frac{h}{2}\right)^{0.853} \quad (\text{V.2})$$

Avec  $p$  la taille du motif et  $h$  la dimension caractéristique.

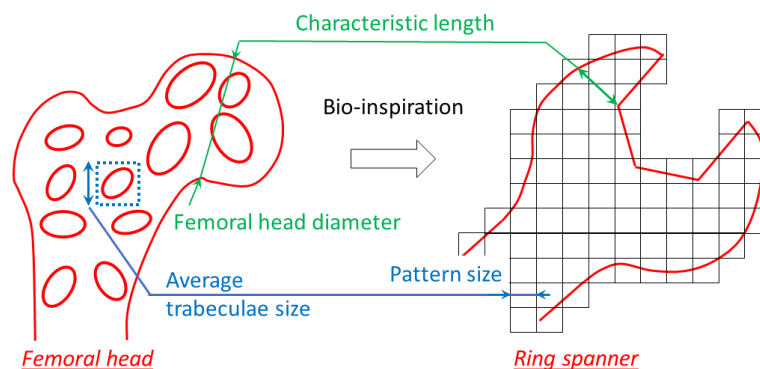


Figure V.6 : Parallèle entre la dimension caractéristique d'un animal (diamètre tête fémorale) et d'une pièce mécanique.

### 2.1.3 Loi bio-inspirée compacité/contraintes

La relation entre le champ de contraintes et la compacité est bio-inspirée d'une loi obtenue sur un fémur humain. Pour ce faire, le champ de contrainte a été estimé à partir d'une analyse par éléments finis d'un fémur. Le chargement considéré correspond au passage sur une jambe lors de la marche [Tsubota 2009]. Les conditions aux limites du modèle et la distribution calculée des contraintes de Von Mises sont présentées sur la figure V.7. D'autre part, la compacité  $\rho_f$ , en différents points de l'os, est issue de la littérature [Nazarian 2007] (figure

V.7). La courbe définissant cette loi puissance est définie équation V.7. Dans la méthode (2D), pour éviter la perte de cohésion du matériau, un niveau de porosité maximum a été fixé égal à 50 %.

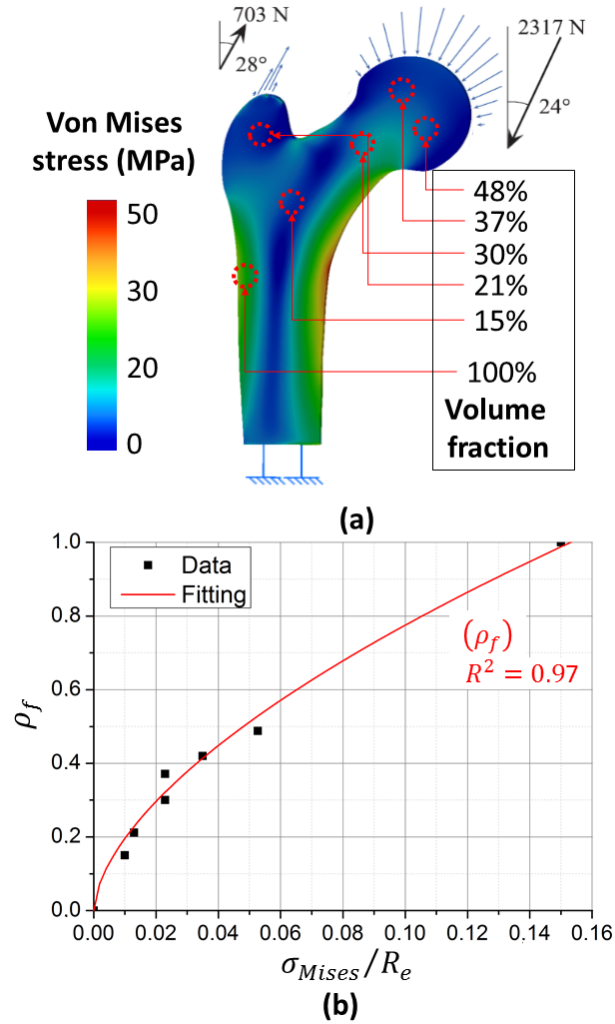


Figure V. 7 : (a) Fémur humain sous un chargement de marche [Tsubota 2009] (b) Loi compacité/contraintes.

### 2.1.4 Facteur de forme du motif bio-inspiré

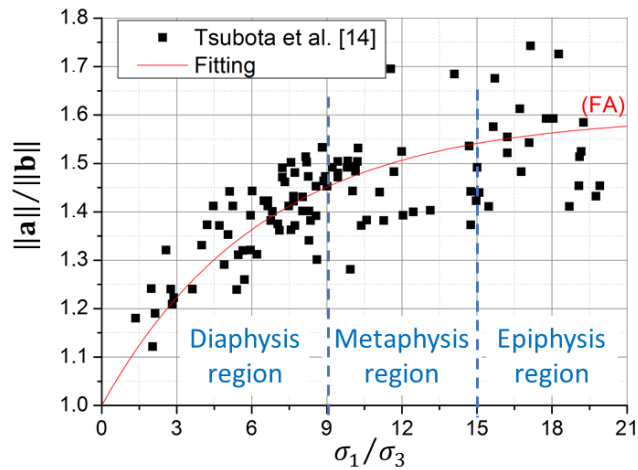


Figure V.8 : Loi du facteur de forme des ellipses en fonction du rapport des contraintes principales. Basée sur les données de la littérature [Tsubota 2009].

La figure V.8 présente le lien entre le facteur de forme de l'ellipse  $FA$  et le rapport des contraintes principales  $\sigma_1/\sigma_3$ . Le facteur de forme de l'ellipse oscille entre 1 et 1,6. Ainsi, pour un facteur égal à 1, la porosité est un cercle alors que pour un facteur égal à 1,6, la porosité est une ellipse de grand axe  $a$  1,6 fois plus grand que son petit axe  $b$ .

### 2.1.5 Validation expérimentale : poutre en flexion trois points

L'algorithme a été implémenté dans un logiciel de CAO et testé sur une poutre en flexion trois points (dimensions  $L = 150$  mm,  $l = 15$  mm,  $l = 30$  mm, distance entre points d'appuis 130 mm). Les géométries obtenues par la nouvelle méthode (terrestre et oiseau) ont été comparées à une poutre obtenue avec une optimisation topologique (Daynes *et al.* [Daynes 2017]). Les trois designs testés sont présentés à la figure V.9. Les courbes expérimentales force-déplacement des trois poutres sont présentées à la figure V.9.



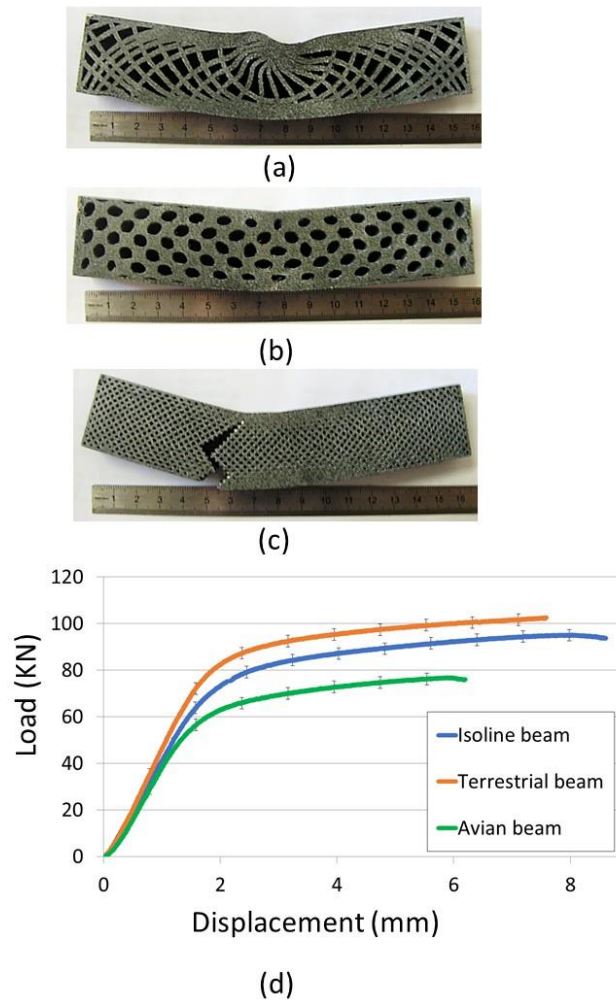


Figure V.9 : Photographie après rupture de : (a) poutre optimisation topologique, (b) poutre bio-inspirée oiseau, (c) poutre bio-inspirée terrestre. (d) Graphique force-déplacement avec barres d'erreur des essais de flexion.

De 0 à 1,5 mm de déplacement, les trois poutres ont un comportement linéaire. Au-delà de ce point, un comportement non linéaire peut être observé suivi d'un plateau. Un décalage de la raideur initiale et du plateau de contrainte peut être observé entre les trois poutres. D'autre part, le mode de défaillance des poutres est différent :

- Pour les poutres terrestre et oiseau ; une amorce de rupture côté traction est apparue conduisant à un cisaillement des ellipses les plus proches.
- Pour la poutre optimisation topologique ; un flambement des géométries élancées est apparu.

Les résultats montrent une augmentation de 17,34 % de la raideur et de 7,59 % de la limite à la rupture de la poutre terrestre par rapport à la poutre optimisation topologique (référence).

Alors que la poutre oiseau montre une rigidité et une résistance à la rupture légèrement plus faible que la référence.

### 3 Bio-inspiration de la structure des os longs [Article 24]

Dans cette section, une itération de la méthode de la section chapitre V.2 est proposée pour se bio-inspirer de l'ontogenèse et du remodelage osseux. Cette méthode est appelée « Bio-Inspired Mass Reduction Iterative Method » (BIMRIM). L'objectif principal de cette méthode est un allégement plus important des pièces que celui réalisé par la méthode précédente.

#### 3.1 Détermination du domaine de cohésion de la matière

La méthode proposée chapitre V.2 présente une limite de réduction de masse due à l'approche 2.5D et à la forme du motif. En effet, si les trous elliptiques sont trop grands, deux ellipses proches vont s'intersecter pour former un très grand trou. Si ce phénomène se produit sur une grande surface de la pièce mécanique, la cohésion du matériau dans cette surface est compromise. La figure V.10 illustre les domaines de cohésion du motif proposé en fonction du couple :  $V_f$  (compacité de matière du motif) et  $FA$  (facteur de forme de l'ellipse). Les calculs ont été effectués dans le "pire des cas", où les ellipses sont orientées dans l'axe diagonal du motif. Sur cette figure, le domaine rouge représente les conditions qui causent la perte de cohésion du matériau et le domaine vert celles qui assurent la cohésion du matériau.

La méthode présentée chapitre V.2 a imposé un seuil minimal de compacité à 0.55 pour éviter la perte de cohésion du matériau. Cependant, la méthode BIMRIM identifie les zones de la pièce où la perte de cohésion du matériau peut apparaître (si le seuil minimal de compacité est désactivé). Ces zones correspondent à des zones peu chargées que la nature aurait probablement supprimées et qui seront supprimées dans la méthode BIMRIM.

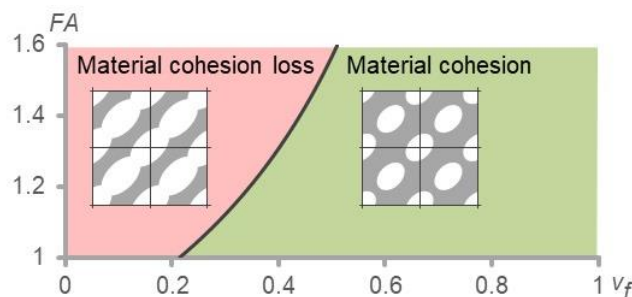


Figure V.10 : Domaine de cohésion du motif proposé en fonction de la compacité ( $V_f$ ) et du facteur de forme des porosités elliptiques ( $FA$ ).

### 3.2 Méthode de réduction de masse bio-inspirée de la formation de la cavité médullaire

La méthode BIMRIM utilise les limites de perte de cohésion du matériau vues chapitre V.3.1 pour identifier les zones de la pièce qui peuvent être supprimées et ainsi améliorer la réduction de masse. Cette méthode est bio-inspirée par les itérations qui génèrent la cavité médullaire dans les os longs mais uniquement en retirant de la matière. Le processus général de cette méthode est présenté figure V.11. A chaque itération, des zones de matière sont retirées de la pièce, les contraintes mécaniques sont donc redistribuées dans la matière restante étant donné que les conditions aux limites restent constantes. Une fois la silhouette de la pièce définie, la méthode basée sur l'os trabéculaire (chapitre V.2) est appliquée pour finaliser l'allégement. Ainsi la structure de la pièce résultante est similaire à un os long avec des zones de vide (cavité médullaire), des zones de matériaux pleins (os cortical) et des zones avec de petites porosités (os trabéculaire).

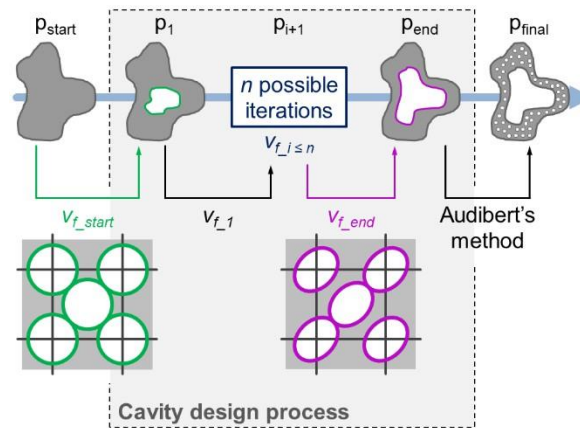


Figure V.11 : Procédé BIMRIM d'allégement de pièce basé sur la formation de la cavité médullaire.

### 3.3 Validation expérimentale

La figure V.12 présente la géométrie utilisée pour la validation expérimentale. Cet essai est réalisé sur un disque de torsion avec quatre pattes réparties à  $90^\circ$ . Pour des raisons de symétrie, le calcul est réalisé sur un quart du disque en ajoutant des contacts glissants sur les plans de symétrie.

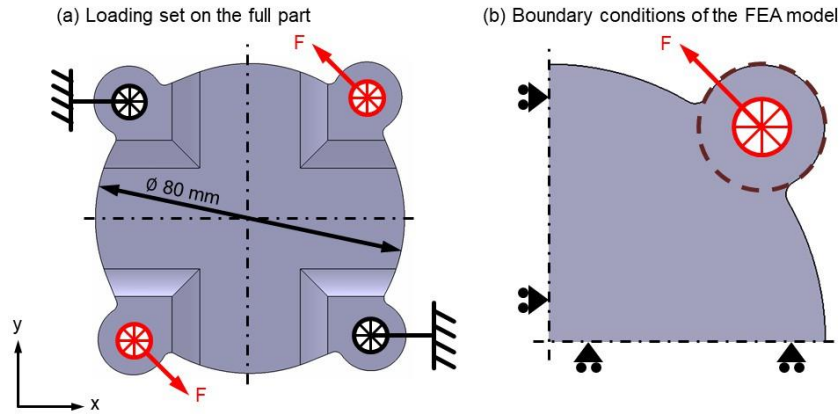


Figure V.12 : Conditions aux limites appliquées de la validation expérimentale.

La méthode BIMRIM est appliquée sur ce cas d'étude et l'ensemble de ce processus a été illustré à la figure V.13. Sur cette figure, pour simplifier la visualisation, seules les ellipses qui ont une fraction volumique inférieure au seuil de chaque itération sont affichées. La ligne d'enveloppe de ces ellipses est représentée par une ligne rouge. Cette ligne représente la matière qui est retirée à chaque itération.

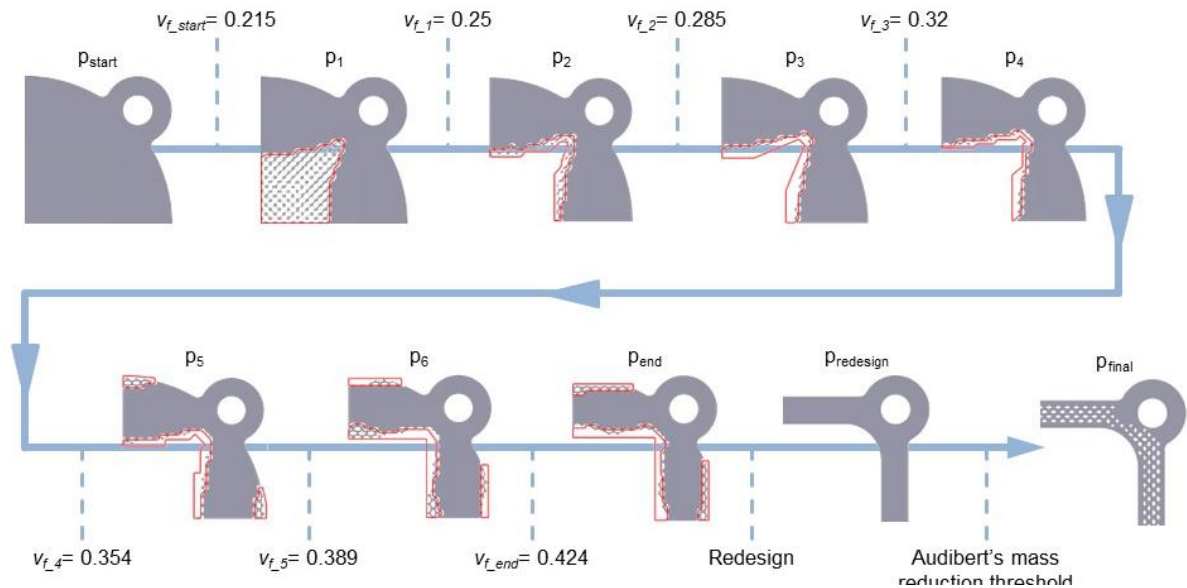


Figure V.13 : Procédé BIMRIM appliqué sur un disque de torsion.

La figure V.14 présente les deux principales étapes du BIMRIM (cavité médullaire puis os trabéculaire). Dans ce cas d'étude, la méthode réduit la masse de la pièce de 60,3 %. Par la suite, la méthode d'optimisation topologique est utilisée (avec cette cible de gain de masse) pour avoir un point de comparaison. La figure V.14 met en évidence le fait que la forme carrée est commune aux deux géométries (BIMRIM et optimisation topologique). La principale

différence entre les deux conceptions est la largeur des branches qui est légèrement plus importante pour la pièce obtenue avec la méthode BIMRIM. Cette augmentation de largeur de la partie BIMRIM est autorisée du fait de la réduction de masse supplémentaire induite par les petits trous elliptiques.

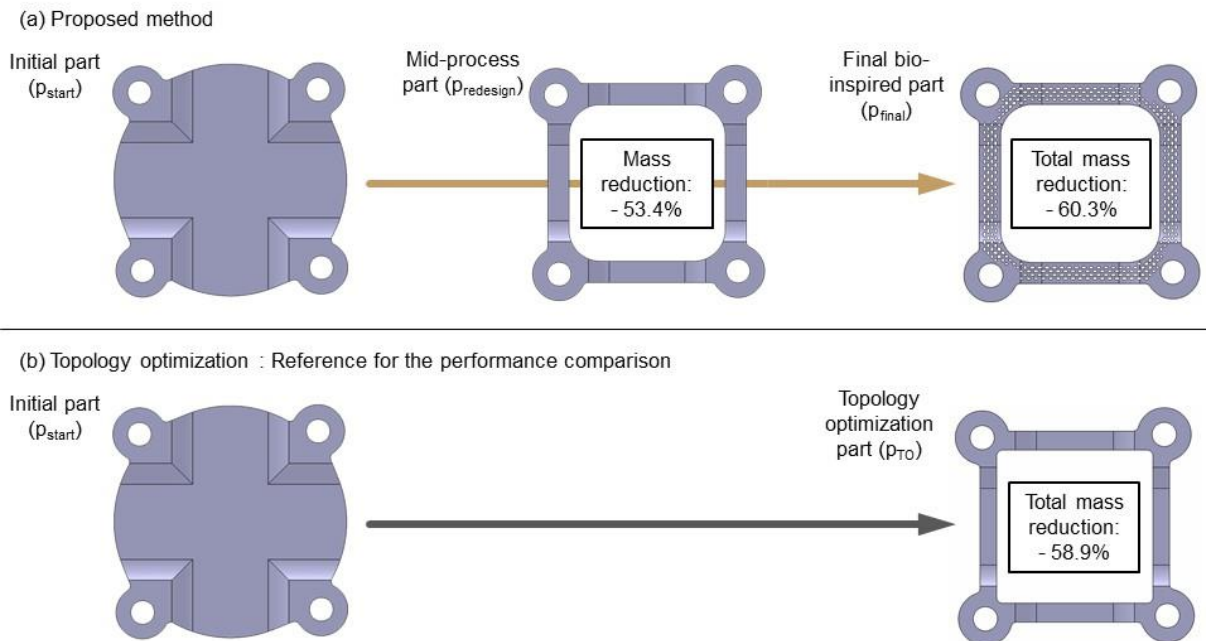


Figure V.14 : Designs sur le disque de torsion de la méthode BIMRIM et optimisation topologique.

La figure V.15 présente une photo de chaque pièce imprimée avec leur valeur de masse mesurée. Cette figure présente aussi pour chacune des pièces le graphique du couple mesuré en fonction du déplacement angulaire appliqué. On peut observer que la raideur de la pièce BIMRIM est 27% plus rigide que la pièce obtenue par optimisation topologique.

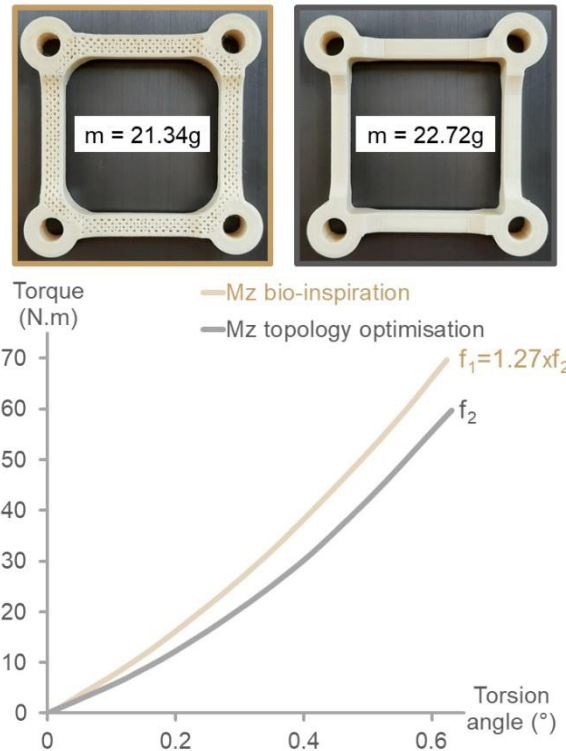


Figure V.15 : Courbes expérimentales donnant la raideur en torsion de pièces BIMRIM et optimisation topologique.

#### 4 Maîtrise de la fabrication additive pour l'obtention de structures bio-inspirées [Article 23] + [Article 22]

L'introduction du chapitre V a montré que les géométries obtenues pour la réduction de masse avaient besoin de la fabrication additive pour être réalisées. Ainsi, l'objectif de cette section est de maîtriser le procédé de fabrication additive. Cette partie va se décomposer en deux sections :

- Maîtrise des paramètres d'impression avec une approche expérimentale
- Prédiction des contraintes/déformations dans les pièces imprimées

##### 4.1 Maîtrise des paramètres d'impression [Article 23]

Dans cette section, une méthodologie de plan d'expériences (DOE) est présentée pour optimiser les paramètres de fabrication SLM afin d'augmenter la durée de vie en fatigue de l'acier inoxydable 17-4Ph. Nous supposons que cette durée de vie en fatigue est liée à une bonne intégrité du matériau. Dans cette étude, un premier DOE1 a été réalisé pour déterminer les paramètres de processus SLM adéquats qui augmenteraient l'intégrité matière du 17-4Ph. La deuxième étape de notre méthode s'est concentrée sur la réduction des contraintes résiduelles.

Pour cela, un second DOE2 a été réalisé. Pour conclure cette étude, des essais de fatigue ont été réalisés de manière comparative entre des éprouvettes produites en SLM et taillées dans la masse.

#### 4.1.1 DOE1 : plan d'expériences

L'objectif de cette première campagne d'essais est d'optimiser les valeurs de quatre paramètres du processus SLM (LP, LS, HS et DF, présentés sur la figure V.16) pour augmenter l'intégrité matière. Trois critères ont été sélectionnés pour définir l'intégrité matière :

- Le premier critère est le niveau de contrainte résiduelle en surface ( $\sigma$ ). Cette valeur est obtenue grâce à une mesure avec des rayons X.
- Le deuxième critère est le rapport d'Intensité ( $I_r$ ) qui caractérise la texture cristallographique du matériau et donc son anisotropie mécanique (aussi obtenu avec une mesure avec des rayons X).
- Le troisième critère est la porosité plane ( $P2D$ ).

Pour cette étude, nous supposons que ces trois critères ont le même poids sur l'intégrité du matériau. Ainsi, un indicateur ( $MI$ ) de l'intégrité du matériau a été défini en additionnant les trois valeurs centrées réduites des critères précédents.

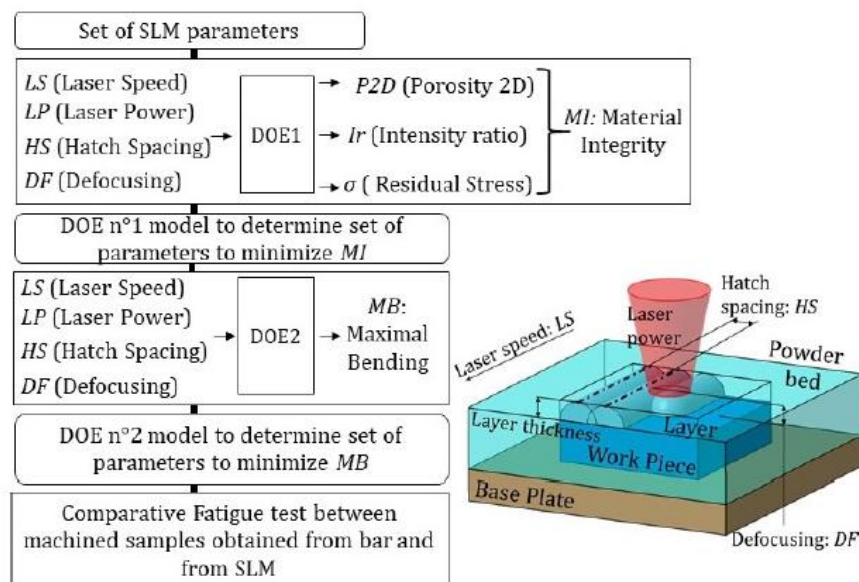


Figure V.16 : Optimisation des paramètres SLM pour améliorer la durée de vie en fatigue.

Les résultats expérimentaux ( $MI$ ) du DOE1 ont été approximés par une surface de réponse polynomiale du second ordre. À partir de cette surface de réponse, les paramètres optimisés ont

été définis. La valeur optimisée de  $MI$  (-0,653) a été obtenue pour les paramètres suivants :  $LS = 1,094$  m/s,  $LP = 194$  W,  $HS = 57$   $\mu\text{m}$ ,  $DF = 4,5$ .

#### 4.1.2 DOE2 : raffinement des paramètres SLM pour réduire les contraintes internes

Dans le DOE1, seules les contraintes résiduelles de surface ont été considérées pour caractériser l'intégrité du matériau. Cependant, le processus SLM produit également des contraintes résiduelles à cœur qui induisent des déformations et/ou des contraintes résiduelles. L'objectif du DOE2 est donc d'ajuster les paramètres trouvés au DOE1 pour réduire les contraintes résiduelles à cœur.

Une expérience a été conçue pour quantifier les contraintes résiduelles à cœur. La figure V.17 présente cette expérience. Cet essai consiste en l'impression d'une poutre maintenue à distance du plateau par plusieurs « pattes ». Une fois la pièce imprimée, toutes les pattes sauf les deux dernières sont coupées. Ceci conduit à un relâchement partiel des contraintes résiduelles, provoquant la flexion de la poutre. Cet effet est quantifié par la valeur maximale de la flèche observée ( $MB$ ). Le DOE2 permet de définir les paramètres optimaux pour réduire cette flexion ( $LS = 1,045$  m/s,  $LP = 184$  W,  $HS = 59$   $\mu\text{m}$ ,  $DF = 4,8$ )

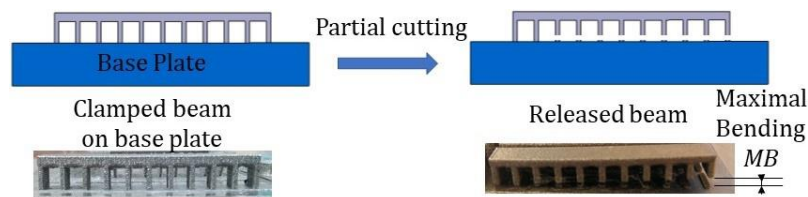


Figure V.17 : Caractérisation de flexion maximale.

#### 4.1.3 Validation expérimentale : essais de fatigue

Pour quantifier la résistance à la fatigue du matériau imprimé avec les paramètres optimisés (DOE2), cinq éprouvettes de fatigue ont été fabriquées. Des éprouvettes de test supplémentaires ont également été usinées à partir d'une barre afin de comparer les performances. La figure V.18 présente les éprouvettes d'essai de fatigue.



Figure V.18 : Éprouvettes de fatigue.



Les éprouvettes ont été testées sur une machine de fatigue en flexion rotative. Les valeurs moyennes de fatigue obtenues montrent que la résistance à la fatigue des éprouvettes fabriquées en SLM avec les paramètres optimaux ( $471,7 \pm 38,6$  MPa à 107 cycles) a atteint près de 90 % de la valeur trouvée pour les éprouvettes usinées dans la masse ( $524,8 \pm 39,0$  MPa).

## **4.2 Prédiction des déformations/contraintes dans les pièces imprimées [Article 22]**

Dans cette section, un modèle thermomécanique élément fini est proposé pour prédire les déformations/contraintes résiduelles des pièces produites en fabrication additive. Ce procédé induit une fusion locale de matière et donc des phénomènes thermiques et métallurgiques importants. Pour prendre en compte ces phénomènes complexes, une calibration expérimentale est réalisée dans le modèle proposé. Comme dans le procédé de fabrication additive, le modèle proposé fonctionne couche par couche. Les couches sont liées à l'aide d'éléments de contact thermiquement activés. Le modèle a été validé expérimentalement, à l'aide d'une pièce complexe, imprimée par le procédé Selective Laser Melting (SLM). Ce travail représente une étape vers l'obtention d'un jumeau numérique des procédés de fabrication additive.

### **4.2.1 Définition du modèle thermomécanique du procédé SLM**

Avec un procédé SLM, les déformations de la pièce peuvent être dues aux chargements thermiques et aux transformations métallurgiques de la matière lors du refroidissement. La prédiction de ces déformations est complexe à modéliser et nécessite une connaissance approfondie de la dynamique de refroidissement et des différents domaines de formation des phases de matériaux. L'approche proposée consiste à combiner les deux déformations en un seul terme macroscopique qui sera déterminé expérimentalement. Pour illustrer ces phénomènes, la figure V.19 les représente en 1D (le modèle proposé étant bien en 3D). Ainsi, pour une diminution de température donnée, la déformation thermique entraîne couramment une diminution de longueur alors que les transformations métallurgiques peuvent provoquer une dilatation ou une rétraction de la matière. L'écart de longueur total est donc égal à la somme de l'écart de longueur thermique et de l'écart dû aux phénomènes métallurgiques. Dans la modélisation proposée, cette somme de déformation est modélisée par une dilatation thermique englobant les deux phénomènes. Une température équivalente  $T_c$  doit être déterminée pour représenter les aspects thermiques et métallurgiques.

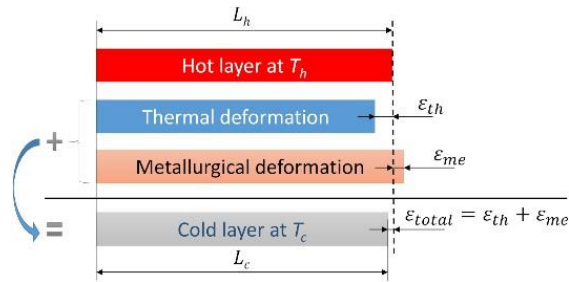


Figure V.19 : Illustration de la modélisation utilisée.

La figure V.20 illustre la modélisation utilisée. Il s'agit d'une modélisation élément fini réalisée en couche par couche. Pour simuler le processus SLM, cette épaisseur doit être égale à l'épaisseur de la couche physique de la pièce. Cependant, pour réduire le temps de calcul, on peut choisir une épaisseur plus grande.

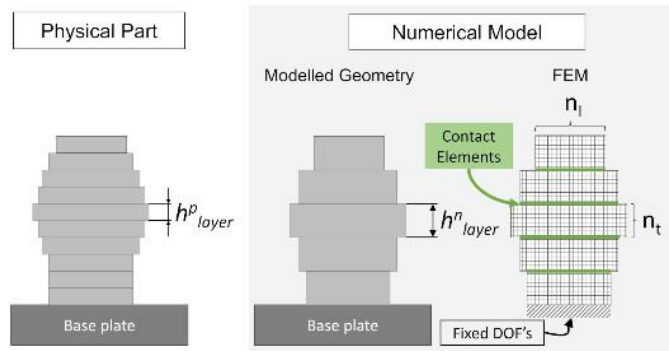


Figure V.20 : Modélisation du procédé de fabrication additive.

La figure V.21 présente les séquences de ce modèle élément fini. Chaque géométrie de couche est empilée au début de chaque étape de dépôt (pas de temps  $t_0$ ,  $t_2$  et  $t_4$ ), avec une température élevée. Par la suite, une phase de refroidissement est mise en place qui entraîne la création de contraintes.

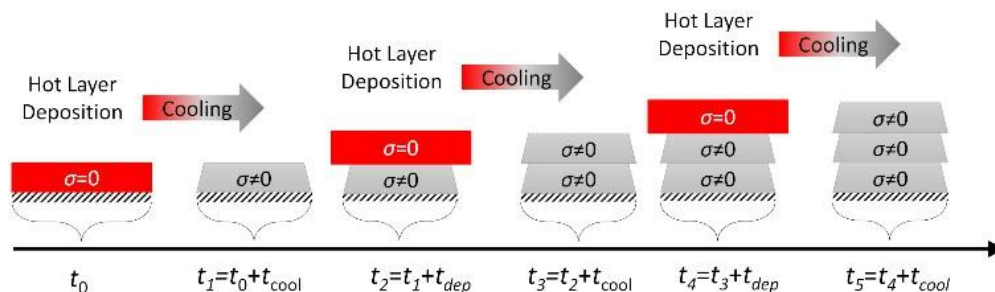


Figure V.21 : Modèle élément fini couche par couche simulant l'impression d'une pièce.

#### 4.2.2 Étalonnage du modèle thermomécanique

Une pièce test est définie pour réaliser l'étalonnage du modèle défini. Cette géométrie est présentée à la figure V.22. Il s'agit d'une poutre à section rectangulaire séparée du plateau par onze pattes. Une fois l'impression réalisée, les neuf premières pattes sont coupées pour laisser la poutre se déformer sous les contraintes internes. La déformation expérimentale obtenue est la cible d'un processus itératif de détermination des paramètres du modèle.

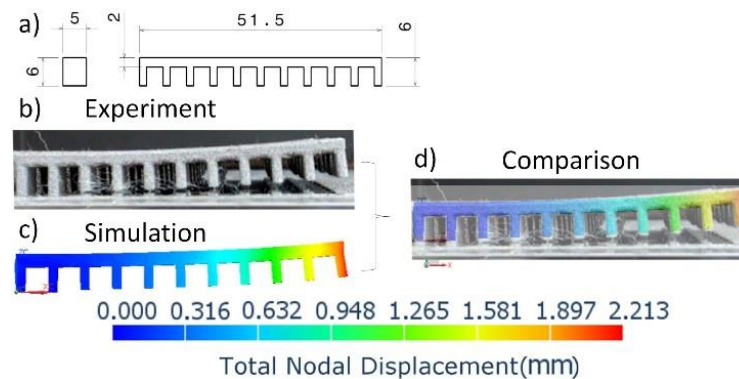


Figure V.22 : (a) Géométrie de l'éprouvette d'étalonnage, (b) Déformation expérimentale, (c) Déformation simulée, (d) Recalage simulation et essais.

#### 4.2.3 Validation expérimentale

La figure V.23 illustre la géométrie utilisée pour la validation expérimentale. Cette géométrie est constituée d'un tube à section carrée avec trois ouvertures latérales. La figure V.23 illustre la bonne prédiction de la déformation par le modèle proposé. Les résultats montrent que, globalement, l'écart entre la mesure et la prédiction est inférieur à 10 % de la valeur maximale du déplacement.

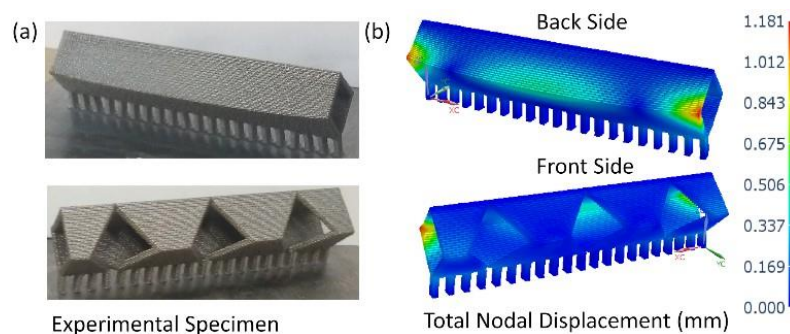


Figure V.23 : (a) Photographies de la pièce expérimentale : sur la face arrière (en haut), sur la face avant (en bas) et (b) les déplacements prédits par le modèle.



## **CHAPITRE VI : SYNTHÈSE DES TRAVAUX DE RECHERCHE ET PERSPECTIVES**

### **1 Contexte des travaux**

Mes travaux de thèse (2006/2009) se sont déroulés au sein du LaBoMaP de Arts et Métiers ParisTech en partenariat avec le LaMI de l'IFMA à Clermont Ferrand et comme partenaire industriel la SNECMA de Vernon. Cette thèse a été mise en place suite à la volonté de l'équipe usinage du LaBoMaP de développer une thématique « usinage 5-axes » dans l'équipe. Dans ce but, l'équipe usinage a choisi de co-encadrer cette thèse avec le LaMI qui avait plus d'expertise dans ce domaine. De plus, dans un souci d'applicabilité industrielle des travaux, l'équipe usinage a choisi d'associer la SNECMA de Vernon comme partenaire industriel. Ce partenariat a permis d'apporter des exemples concrets de problématiques industrielles (différentes pièces complexes du moteur Vulcain de la fusée Ariane 5) et un soutien financier à l'environnement de la thèse (campagne d'essais, entretien de matériel et déplacements).

Le poste d'ATER (2009/2010) que j'ai occupé au sein du LTDS à l'ENI de Saint-Étienne a été mis en place pour augmenter l'utilisation d'une machine 5-axes. Il a notamment permis la mise au point de la FAO et des post-processeurs pour l'usinage en 5-axes continus.

Le poste que j'occupe au sein d'Aix-Marseille Université (ATER 2010/2011 puis MCF) a été mis en place conjointement avec l'arrivée de nouveaux matériels : Scanner optique, laser tracer, imprimante 3D métallique (technologie lit de poudre) et centre d'usinage avec assistance ultra-sonore à la coupe. Ainsi, l'un des objectifs de mon poste est de développer l'utilisation de ces moyens tant au niveau recherche qu'au niveau transfert de technologie (associé à la plateforme TECHNOVALO que je supervise depuis 2014). Un autre objectif clairement affiché par Aix-Marseille Université est de viser l'excellence scientifique en nous incitant à avoir un taux de publication élevé et des publications de qualité (Q1). Durant ces années, je faisais partie de l'équipe GIBOC (Groupe Interdisciplinaire en Biomécanique Ostéoarticulaire) et j'appliquais mes travaux de recherche autour de la fabrication aux prothèses orthopédiques.

En 2016, suite à la mise en place d'une chaire avec Airbus Hélicoptère, l'équipe Conception Bio-Inspirée a été mise en place. Dans cette équipe, j'ai poursuivi mes travaux sur le polissage et j'ai démarré une nouvelle thématique de recherche sur l'allègement de pièces mécaniques ; cet allègement étant basé sur la Bio-Inspiration des os longs des endosquelettes. Au sein de cette équipe, deux autres thèmes de recherche sont développés : les liaisons Bio-Inspirées et les actionneurs Bio-Inspirés.

## **2 Travaux de recherche réalisés : positionnement des travaux par rapport à la communauté et originalité des approches**

### **2.1 Evolution de la thématique de recherche**

De 2006 à 2010, lors de mes travaux de thèse et de mon premier ATER, la thématique de recherche était centrée sur l'usinage et notamment la partie géométrique dans l'usinage 5-axes. A mon arrivée au sein de Aix-Marseille Université, cette thématique a progressivement évolué vers les opérations de polissage sur fraiseuse (2010/2016). Pour résoudre cette problématique, mon approche fut :

- Dans un premier temps, de travailler sur les trajectoires spécifiques de polissage. Ce travail a pu être réalisé grâce aux compétences acquises lors de mes travaux sur l'usinage.
- Dans un deuxième temps, des travaux sur l'adaptation de cette trajectoire à des variations de géométrie cible et à des variations de géométrie de l'outil.
- Pour finir cette thématique, une approche plus « coupe » a été utilisée pour prédire le résultat de ces opérations de polissage.

En 2016, la création de l'équipe Conception Bio-Inspirée m'a fait démarrer une nouvelle thématique de recherche plus orientée sur la conception de structures de pièces. Dans cette thématique, une sous-thématique sur la maîtrise des procédés de fabrication additive (indispensable pour la réalisation de telles structures) a été conduite.

### **2.2 Positionnement par rapport à la communauté et originalité des travaux réalisés sur l'automatisation des opérations de polissage**

Mes travaux de thèse contribuent à l'amélioration de la fabrication de pièces complexes (impellers) notamment le contrôle de la géométrie réalisée. Mais la fabrication de ces composants pose de nombreuses difficultés (dialogue entre bureau d'étude et fabrication ; flexions et/ou vibration de la pièce ou de l'outil lors de l'usinage et les interférences locales de l'outil avec la pièce théorique). Ces difficultés engendrent des écarts géométriques entre la pièce réalisée et la nominale. Dans ces travaux de thèse, l'ensemble du processus d'obtention des pièces est considéré. La contribution principale de ces travaux de thèse est autour de la problématique des interférences locales qui apparaissent entre l'outil et la surface théorique lors

de l'usinage par le flanc de l'outil. L'état de l'art dans le domaine montre que la plupart des solutions existantes contrôlent la position de l'outil par rapport à la surface et considèrent la forme de l'outil comme une donnée d'entrée du problème. La nouvelle approche proposée considère la forme de l'outil comme un degré de liberté et l'optimise en fonction d'un compromis entre les besoins fonctionnels exprimés. Elle est basée sur un calcul, en chaque point de la trajectoire, du profil idéal de l'outil pour ne pas générer d'interférences. Par la suite, un unique profil d'outil est déterminé.

A mon arrivée au sein d'Aix-Marseille Université (2010), je me suis intéressé à une nouvelle problématique sur l'amélioration de l'état de surface des prothèses. L'objectif de ces travaux était d'augmenter la durée de vie des prothèses in vivo, avec comme cas d'application la prothèse totale de genou. La première problématique traitée a été le lissage de trajectoire outil. Plusieurs méthodes de lissage B-spline ont été proposées dans la littérature mais l'originalité de la méthode proposée est d'utiliser des polynômes de degré 5 dont les conditions aux limites en tangence et courbure sont déterminées par des paraboles. Cette méthode permet d'avoir une trajectoire garantissant la continuité en accélération et capable de lisser des discontinuités géométriques sur les modèles CAO de base. Par la suite, des travaux sur la mise au point de trajectoires de polissage par le flanc d'outil ont été conduits. Ces travaux ont montré l'intérêt des trajectoires triangulaires pour uniformiser la couverture de la surface et l'usure outil. Cette approche remet en question l'utilisation de trajectoire trochoïdale couramment utilisée dans la littérature. Deux autres travaux ont suivi sur l'adaptation des trajectoires à une cible géométrique différente et à la forme de l'outil. Ces travaux se distinguent de la littérature par leurs adaptations de la trajectoire post FAO.

En parallèle de ces travaux sur les trajectoires de polissage, des travaux sur la correction des défauts géométriques de machines-outils ont été réalisés. L'originalité de ces travaux est d'utiliser le procédé de multi-latérisation avec un laser tracer pour déterminer la cartographie des défauts sur de petites machines (<500mm de course).

Par la suite, mes travaux se sont focalisés autour de la prédiction du résultat des opérations de polissage. Ces travaux ont commencé par une approche classique basée sur des modèles empiriques pour optimiser le coût de polissage sous la contrainte de l'état de surface obtenu. Par la suite, deux simulateurs de polissage originaux et complémentaires ont été développés :

- Le premier simulateur est basé sur une méthode analytique complète en 3D de l'opération de polissage. Dans ce simulateur, l'outil est défini comme un nuage de grains qui peut être déformé par le contact outil-surface et c'est cet aspect qui est fortement

original dans ces travaux car cela permet de faire un réel simulateur de polissage et non de rectification. Ce simulateur est bien adapté à la compréhension physique de l'opération de polissage mais son long temps de calcul (par exemple 48h pour une surface de 10mmx10mm) le rend peu compatible avec le monde industriel.

- Le second simulateur réalise ses simulations dans un espace replié lui permettant ainsi de réduire drastiquement les temps de calcul (le temps de simulation de l'opération de polissage d'une surface est inférieur à 10 secondes). Cette réduction du temps de simulation permet la répétition et l'enchaînement des simulations, afin d'arriver à une meilleure compréhension de l'étape de finition avec des outils flexibles. L'inconvénient de travailler dans un espace replié est la perte de la topologie de la surface.

### **3 Premiers pas dans la nouvelle thématique : allègement de pièces en prenant pour source d'inspiration la nature**

Avec la création de l'équipe Conception Bio-Inspirée en 2016, j'ai démarré une nouvelle thématique plus axée sur la conception de pièces mécaniques et notamment l'allègement de celles-ci. Dans ces travaux, une première méthode d'allègement de pièces bio-inspirées de l'os trabéculaire est proposée. Une deuxième méthode est proposée en se bio-inspirant de la structure complète des os longs. L'approche novatrice de ces travaux, comparée à la littérature, réside principalement dans le fait que ces méthodes mettent en place des lois bio-inspirées pour copier le résultat de la nature et non le processus. En effet, de nombreux travaux cherchent à mieux comprendre comment la nature obtient la géométrie si particulière des os. Ils reproduisent les itérations que la nature utilise pour arriver à ce résultat (il faut savoir que le volume complet des os d'un humain se renouvelle tous les 3 mois). Le parti pris de mes travaux est de copier le résultat de ces itérations et ainsi d'établir des lois reliant les contraintes mécaniques sur les os au résultat de la structure mis en place par la nature.

### **4 Perspectives**

La thématique autour de l'automatisation des opérations de polissage a atteint un niveau de maturité suffisant pour pouvoir proposer un package complet et cohérent aux industriels. Des



discussions avec un grand groupe ont été initiées pour effectuer ce transfert vers l'industrie et développer de nouvelles thématiques de recherche sur l'amélioration des simulateurs de polissage.

Suite aux travaux déjà engagés dans l'allégement de pièces mécaniques en utilisant la bio-inspiration, différentes questions scientifiques ont été soulevées et restent à développer dans le futur :

- Motif 2D plus performant. En effet, le motif proposé actuellement a une base carrée avec un évidement elliptique dans chaque coin et un central. Comme vu précédemment, ce motif présente une compacité minimale proche de 50%. En dessous de ce seuil, il y a une perte de cohésion de la matière ; or dans l'os trabéculaire, il est courant d'avoir des compacités de matière bien plus faibles (entre 15 et 60%). Ainsi, la question scientifique serait la suivante : « quelle serait la forme optimale de motif en 2D pour alléger les pièces mécaniques en fonction de la compacité ? »
- Passage en 3D. Pour le moment, la méthode d'allégement proposée est définie en 2D. Il semble naturel d'envisager de la passer en 3D comme la structure des os. L'hypothèse de recherche serait : « la mise au point d'une méthode d'allégement 3D permettrait d'augmenter le gain en performance par rapport à la méthode 2D »
- Dépoudrabilité. Les géométries obtenues par ces méthodes d'allégement nécessitent des procédés de fabrication additive pour réaliser de telles géométries de façon industrielle. Parmi ces procédés de fabrication additive, les technologies lit de poudre sont connues pour réaliser de bons états de surface et une finesse des parois. Ainsi, les procédés de fabrication additive, lit de poudre, sont appropriés à la méthode proposée et à ses généralisations (nouveau motif et/ou 3D). Par définition, la méthode proposée en 2D est dépoudrable, mais le risque est que la généralisation de la méthode en 3D entraîne des cavités fermées dans lesquelles la poudre se retrouverait emprisonnée. Cette poudre enfermée entraîne une baisse des performances d'allégement de la méthode. La question scientifique serait « comment définir un motif 3D d'allégement de pièce performant en assurant la dépoudrabilité avec des procédés lit de poudre ? »
- Tenue en fatigue. Par définition les géométries d'allégement bio-inspirées obtenues contiennent de nombreuses cavités qui peuvent amener des concentrations locales de contraintes. Ces concentrations de contraintes peuvent être préjudiciables sur la tenue

en service de ces pièces. La question scientifique serait « des géométries d'allègement bio-inspirées des os ont-elles de bonnes performances en fatigue ? ».

- Géométrie avec position non régulière des évidements. Actuellement, les motifs d'allègement sont des motifs réguliers, or, dans l'os trabéculaire, les cavités ne sont pas disposées de façon régulière. Ainsi la question scientifique serait « un motif dont les positions des évidements seraient non régulières a-t-il des performances (statiques et/ou dynamiques) plus importantes qu'un motif régulier ? ».
- Structure multi-échelle. En effet, l'os présente une structure bien particulière au niveau des travées osseuses et c'est cette structure qui a été copiée dans les travaux réalisés jusqu'à présent. D'autre part, l'os présente aussi une structuration spécifique de son matériau. Cette structuration est mise en place pour augmenter les performances de l'os. Il serait envisageable d'utiliser la fabrication additive métallique pour générer cette spécificité. En effet, la fabrication additive a la particularité de fabriquer en même temps la structure et le matériau.

---

## CHAPITRE VII : CURRICULUM VITAE DETAILLE ET PRINCIPAUX ARTICLES

### 1 CURRICULUM VITAE

#### 1.1 Situation personnelle

**Nom** : Julien CHAVES-JACOB

**Date et lieu de naissance** : 1<sup>er</sup> juillet 1982 à Marseille

**Nationalité** : Française

**Situation familiale** : concubinage, 3 enfants

**Adresse** : Impasse de la station, 13380 Plan de Cuques

#### 1.2 Formation

- **2006/2009** : Doctorat en Génie Mécanique – Procédés de Fabrication à l'ENSAM de Cluny, Développement d'une méthodologie de réduction des défauts géométriques : application à l'usinage 5-axes de composants de turbomachine. Obtenu avec la mention très honorable, proposition de la thèse au prix Pierre Bézier (correspond aux félicitations du jury), l'un des 4 lauréats du prix de thèse Pierre Bézier 2009, soutenue le 28 septembre 2009
- **2002/2006** : Scolarité à l'Ecole Normale Supérieure (ENS) de Cachan :
  - Master de recherche en Sciences de l'Ingénieur, 1<sup>er</sup> du master, mention Bien
  - Agrégation externe de Génie Mécanique, 8<sup>ème</sup> sur 36 admis
  - Licence et Maîtrise de Technologie Mécanique, option Productive, mentions Bien
- **2000/2002** : Classe préparatoire aux grandes écoles : PTSI et PT\* (Physique, Technologie et Sciences de l'Ingénieur) au Lycée Jean Perrin (Marseille)
- **2000** : Baccalauréat scientifique, option Sciences de l'Ingénieur, spécialité Mathématiques, mention Bien

#### 1.3 Fonctions

- **2011/présent** : Maître de Conférences à Aix-Marseille Université (affectation à l'IUT d'Aix-en-Provence) travaux de recherche à l'Institut des Sciences du Mouvement (ISM UMR 7287) Etienne Jules Marey.

- **2010/2011** : Attaché Temporaire d'Enseignement et de Recherche à temps complet à l'Université de la Méditerranée Aix-Marseille II (affectation à l'IUT d'Aix-en-Provence) travaux de recherche à l'Institut des Sciences du Mouvement (ISM UMR 6233 CNRS & Université de la Méditerranée) Etienne Jules Marey sur l'amélioration de l'état de surface des prothèses : application aux surfaces frottantes des prothèses totales de genoux.
- **2009/2010** : Attaché Temporaire d'Enseignement et de Recherche à temps complet à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Étienne (ENISE) travaux de recherche au Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS UMR CNRS 5513) sur la contribution à l'amélioration de l'état de surface d'une pièce fabriquée en Usinage à Grande Vitesse 5-axes : application aux prothèses totales de genoux
- **2006/2009** : Doctorant moniteur à l'ENSAM de Cluny

## 2 DOSSIER SCIENTIFIQUE ET ENCADREMENT

### 2.1 Encadrements jusqu'en 2021

#### 2.1.1 Résumé des encadrements jusqu'en 2021

	% cumulé d'encadrement	Nombre
Master 2	400 %	4
Thèse	150 %	3
Post-doctorat	300%	3
Stage	400 %	4

#### 2.1.2 Détail des encadrements

- Master 2

Master 1 : Miren Gorane URAIN GARTZIA

Titre : Additive manufacturing : optimization of a polishing operation

Etablissement d'inscription : Mondragon Unibertsitatea (Espagne)

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : octobre 2016

Soutenance : juin 2017

Master 2 : Amaia LEGIDO PEREZ DE SAN ROMAN

Titre : Bio-inspiration of biological joints

Etablissement d'inscription : Mondragon Unibertsitatea (Espagne)

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : octobre 2017

Soutenance : juin 2018

Publications associées : Article 14 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues.

Master 3 : Mathieu BILHERE-DIEUZEIDE

Titre : Allègement de pièces par conception bio-inspirée des os trabéculaires

Etablissement d'inscription : Ecole Polytechnique de l'université de Tours

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : mars 2020

Soutenance : juillet 2020

Publications associées : Article 24 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues.

Master 4 : Nicolas CADORET

Titre : Etude de la structure interne des os pour la bio-inspiration de pièces mécaniques allégées.

Etablissement d'inscription : Université de Technologie de Compiègne

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : février 2021

Soutenance : juillet 2021

Publications associées : soumission juin 2022

- Thèses

Thèse 1 : Nouredine AZZAM

Titre : Contribution à l'amélioration de la qualité des états de surfaces des prothèses orthopédiques

Etablissement d'inscription : cotutelle entre l'Université des Frères Mentouri Constantine (Algérie) et Aix-Marseille Université (France)

Début : septembre 2012

Soutenance : octobre 2015

% encadrement par pays		% d'encadrement
Algérie 100 %	Salim BOUKEBBAB	100 %
France 100%	Jean-Marc LINARES	50%
	Julien CHAVES-JACOB	50 %

Publications associées : Article 6 et Article 7 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues et communication 6 et communication 7 dans la liste des communications dans des congrès internationaux à comité de lecture et actes publiés (revue ou ouvrage avec ISBN).

Thèse 2 : Mourad MOUMEN

Titre : Impact des opérations d'émerisage avec des meules tiges sur machines 5-axes sur la qualité de surface de formes complexes

Etablissement d'inscription : Ecole Nationale Polytechnique, Département de Génie Mécanique, Algérie

Début : septembre 2012

Soutenance : janvier 2018

% encadrement par pays		% d'encadrement
Algérie 100 %	Mohamed BOUAZIZ	100 %
France 100%	Jean-Marc LINARES	50%
	Julien CHAVES-JACOB	50 %

Publication associée : Article 10 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues.

Thèse 3 : Mathieu BILHERE-DIEUZEIDE

Titre : Mise au point d'une méthode Bio-Inspirée des os longs des endosquelettes pour l'allègement de pièces mécaniques.

Etablissement d'inscription : Aix-Marseille Université (France)

Début : novembre 2020

Soutenance : en cours

% encadrement par pays		% d'encadrement
France 100%	Jean-Marc LINARES	50%
	Julien CHAVES-JACOB	50 %

Publication associée : Article 24 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues.

- Post-doctorat :

Post-doctorat 1 : Clément AUDIBERT

Titre : mise au point d'une méthode, Bio-inspirée des os, pour optimiser la structure interne des pièces mécaniques.

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : septembre 2017

Fin : août 2018

Publication associée : Article 21 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues.

Post-doctorat 2 : Maria-Letizia RAFFA

Titre : Etat de l'art sur le lien forme/fonction dans les os.

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : septembre 2018

Fin : août 2019

Post-doctorat 3 : Dimitrios BOMPOS

Titre : Etat de l'art sur le lien forme/fonction dans les os.

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : septembre 2019

Fin : août 2020

Publication associée : Article 22 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues.

- Stages :

Stagiaire 1 : Yuma SUZUKI

Niveau : master 1

Titre : conception et réalisation de dispositifs de montage pour la mesure de machines-outils avec un laser tracer.

Etablissement d'inscription : Hachinohe national college of technology Japan

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : septembre 2011

Durée : deux mois et demi

Stagiaire 2 : Hiroki NAOMACHI

Niveau : master 1

Titre : étude de la déformation des machines-outils sous sollicitations thermiques et mécaniques.

Etablissement d'inscription : Hachinohe national college of technology Japan

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : septembre 2012

Durée : deux mois et demi

Stagiaire 3 : Toyota MICHITOSHI

Niveau : master 1

Titre : développement d'un tribomètre.

Etablissement d'inscription : Hachinohe national college of technology Japan

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : septembre 2013

Durée : deux mois et demi

Stagiaire 4 : Thomas SQUECCO

Niveau : master 1

Titre : Optimisation d'un processus de polissage.

Etablissement d'inscription : Arts et Métier Paristech

Etablissement du stage : Institut des Sciences du Mouvement - UMR 7287

Début : juin 2016

Fin : octobre 2016

## **2.2 Collaborations**

### **2.2.1 Internationales**

- Collaboration avec Hichem BOUCHENITFA

Maître de Conférences à l'Université Mouloud Mammeri de Tizi Ouzou (Algérie).



Sujet : amélioration de la qualité d'état de surface en améliorant la qualité des trajectoires de fabrication.

Début : septembre 2012

Fin : collaboration en cours

Publication associée : Article 8 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues

Résumé des actions : dans cette collaboration, j'ai supervisé l'implémentation des algorithmes qui ont été réalisés en Algérie. J'ai réalisé les essais et nous avons coécrit l'article.

- Collaboration avec Pedro ARRAZOLA

Professeur d'Université à Mondragon University, Espagne.

Début : fin 2015

Fin : collaboration en cours

Résumé des actions : accueil de masters en Erasmus. Avec comme objectif la réalisation d'un article coécrit pour 2018.

- Collaboration avec Anthony BEAUCAMP

Maître de conférences à l'Université de Kyoto, Japon

Début : fin 2015

Fin : collaboration en cours

Publication associée : Article 13 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues

Sujet : Amélioration de la qualité des états de surface des pièces mécaniques polies en s'inspirant des états de surface des liaisons articulaires des êtres vivants.

Résumé des actions : Co-organisation avec mon chef d'équipe de la venue en tant que conférence invitée d'Anthony BEAUCAMP.

### **2.2.2 Nationales**

- Collaboration avec Mathieu LECOCQ

Doctorant en 4<sup>ème</sup> année à Aix-Marseille Université

Titre : Étude de différents types de prothèses de genou : récupérations fonctionnelles, aspects neurophysiologiques et programme de réadaptation

Début : septembre 2013

Soutenance : juillet 2017

Publications associées : Article 16, Article 17 et Article 18 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues

Résumé des actions : aide dans la réalisation des manipulations, conception et réalisation de prothèses pour l'expérimentation animale et participation à la rédaction des articles.

- Collaboration avec Sophie LE CANN

Doctorante à Aix-Marseille Université

Titre : Etude biomécanique d'un nouvel implant rachidien pour préserver la croissance et la mobilité dans le traitement des scoliozes.

Début de la collaboration : 2013

Soutenance : décembre 2014

Publications associées : Article 19 dans la liste des articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues et Communication 8 dans la liste des communications dans des congrès avec actes à diffusion restreinte.

Résumé des actions : aide dans la réalisation des manipulations, mesures tribologiques et tenue en service des implants lors de ces travaux.

- Collaboration avec Alexandra Houssaye

Maître de conférences HDR au Muséum National d'Histoire Naturelle, Paris. CNRS/MNHN.  
Equipe Funevol.

Début : 2019

Fin : collaboration en cours

Sujet : Lien forme/fonction au sein des os.

### **2.3 Appartenance à des comités éditoriaux**

- Reviewer pour la revue the International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2015, IF 1.568, Q2 en engineering/manufacturing)  
Volume de travail : relecture de 36 articles
- Reviewer pour la revue CAD (2015, IF 2.149, Q1 en computer science, software engineering),  
Volume de travail : relecture de 1 article

- Reviewer pour la revue Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the ASME (2015, IF 1.022, Q2 en engineering, mechanical)  
Volume de travail : relecture de 2 articles
- Reviewer pour la revue Part C-Journal of Mechanical Engineering Science (2015, IF 0.730, Q3 en engineering, mechanical)  
Volume de travail : relecture de 1 article

#### **2.4 Organisations de congrès nationaux / internationaux**

- Lors des conférences Intercut 2010 - 6ème Assises MUGV 2010 qui ont eu lieu aux Arts et Métiers ParisTech centre de Cluny les 13, 14 et 15 octobre 2010, j'ai été membre du Comité Scientifique.
- Co-organisé la 12<sup>ème</sup> édition de la conférence Manufacturing 21 aux Arts et Métiers ParisTech Cluny. Cette conférence a regroupé une soixantaine d'enseignants-chercheurs dans le domaine de la fabrication sur trois journées.
- Participation à l'organisation du 38<sup>ème</sup> congrès de la Biomécanique à Marseille  
Dates : 4-6 septembre 2013  
Nombre de participants : environ 200 personnes internationales  
Résumé des actions : gestion des reviewers pour une session (8 présentateurs) pour acceptation/révision des papiers et gestion logistique de cette session (ordinateur, présence des PPT sur l'ordinateur, micro, ...).

#### **2.5 Contrats industriels : Porteur / Responsable scientifique / Participant**

- Entreprise : Thales SESO

Titre : Fiabilité du système ultrasonore US de DMG

Montants : 12 000€ TTC

Durée : juin-novembre 2015 représente 12 jours d'essais + 4 jours de rédaction du rapport

Résumé des actions : porteur, responsable scientifique et réalisation de la prestation

- Entreprise : Thales SESO

Titre : comportement de la fonction US\_ADC

Montants : 16 688 € TTC

Durée : mai-décembre 2016

Résumé des actions : porteur, responsable scientifique et réalisation de la prestation

- Entreprise : Airbus Helicopters

Titre : Etude de la limite d'endurance du 17-4 ph d'éprouvettes réalisées en SLS

Montants : 37 842 € TTC

Durée : septembre 2016-juin 2017

Résumé des actions : porteur et responsable scientifique

## **2.6 Contrats de recherche**

- CNRS : Défi Biomimétisme, OS-MECA, (25keuros) 2019-21 en collaboration avec Alexandra Houssaye (MNHN de Paris)

Etude de la structure de l'os en fonction des contraintes appliquées par le chargement mécanique externe. Sur la base de la tomographie d'un os de la patte d'un cheval issu des réserves du MNHN de Paris et des efforts articulaires estimés par essais, une relation a été trouvée entre le tenseur des contraintes et le « metric tenseur » représentant la structure de l'os trabéculaire dans le fémur d'un cheval.

- Bourse de Thèse CIFRE (45Keuros) Thales, 2020-23

Recherche sur des méthodes novatrices pour alléger les pièces mécaniques en mimant les structures biologiques des os longs. L'objectif est de proposer des méthodes allégeant les structures en sauvegardant les performances mécaniques par l'extrusion de géométries 2D bio-inspirées dans une direction fixe ou variante. Cette étude s'insère dans la réduction des émissions de CO2 par la réduction de la masse embarquée.

## **3 DOSSIER ADMINISTRATIF**

- Responsable Scientifique et Technique de la Plateforme Technologique du Pays d'Aix  
Plateforme labélisée « Plate-Forme Technologique » par le Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche et labélisée plateforme technologique d'Aix-Marseille Université.

Début : 2014

Fin : responsabilité en cours

Résumé des actions : responsabilité scientifique des prestations réalisées par la PFT (validation des livrables), gestion des personnels de la plateforme (1 assistant ingénieur + 1 ingénieur depuis septembre 2015 + 1 business developer 03/2016-12/2016), formation des nouveaux personnels (l'ingénieur) à l'utilisation des moyens disponibles (centre d'usinage 5

axes, centre d'usinage à assistance ultrasonore à la coupe, Conception et Fabrication Assistées par Ordinateur, dynamomètre multi composantes, ... ).

- Depuis 2019, Membre de la commission recherche Institut Universitaire Technologique, coreprésentant du département GMP
- En 2010, supervision de la réalisation d'un local climatisé pour recevoir une nouvelle machine d'usinage et de rectification 5-axes. Pour la réalisation de ce local, il a été nécessaire de réaliser deux accords-cadres (peinture et électricité) et un marché pour les cloisons. Réception de la nouvelle machine.

## **4 DOSSIER ENSEIGNEMENT**

### **4.1 Présentation synthétique de l'activité d'enseignement**

Durant l'année 2004/2005, j'ai préparé le concours de l'agrégation externe de Génie Mécanique à l'ENS de Cachan, concours que j'ai obtenu en étant classé 8<sup>ème</sup> sur 36 admis.

Durant les trois années de ma thèse (2006/2009), j'ai été Moniteur aux Arts et Métiers ParisTech centre de Cluny (anciennement l'ENSAM de Cluny) avec une charge de 64 h équivalent TD par an. Durant ces trois années, j'ai enseigné l'usinage par enlèvement de matière à des élèves ingénieurs de 1<sup>ère</sup> et 3<sup>ème</sup> année (BAC+3 et BAC+5) pour la majorité de mon service en travaux pratiques, mais aussi sous forme de cours magistraux.

Par la suite, j'ai effectué deux années d'Attaché Temporaire d'Enseignement et de Recherche à temps complet (192 h équivalent TD par an). La première année (2009/2010) à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Étienne où j'ai enseigné principalement des TP d'usinage et des TP de Fabrication Assistée par Ordinateur (FAO). La deuxième (2010/2011) à l'Université de la Méditerranée Aix-Marseille II, dans le département Génie Mécanique et Productique de l'IUT d'Aix-en-Provence. Mes principaux enseignements durant cette deuxième année d'ATER ont été en TP de fabrication et en chaîne numérique.

Depuis 2011, j'ai été recruté comme Maître de conférences à Aix-Marseille Université (192h équivalent TD par an avec une charge supplémentaire d'heures complémentaires entre 50 et 100h par an). Mes principaux enseignements durant ces années ont été en TP de fabrication, usinage grande vitesse et en chaîne numérique.

## 4.2 Responsabilités pédagogiques

Durant les trois années de ma thèse (2006/2009), j'ai été responsable du module usinage 5-axes de 30h en 3<sup>ème</sup> année : séquence pédagogique, nouveaux cours, gestion des intervenants extérieurs, sujet d'examen

Durant mon année d'ATER à l'ENISE, j'ai eu en charge la mise en place de la chaîne numérique 5-axes.

Depuis septembre 2012, j'assure la gestion administrative des Projets du DUT Génie Mécanique et Productique comportant environ 90 étudiants/an répartis dans 16 projets. Résumé des actions : sollicitation des enseignants et des étudiants pour proposer des sujets, organisation de la commission d'enseignants pour sélectionner les projets proposés aux étudiants, organisation de l'emploi du temps des séances (64h/an à l'emploi du temps), organisation des deux soutenances orales par an et gestion des notes. Cette tâche donne lieu à une rémunération de 12h/an de Prime de Responsabilité Pédagogique (PRP).

De plus, tout au long de mon activité d'enseignant, j'ai assuré la gestion de la plupart des modules où j'intervenais (mise en place de nouveaux contenus pédagogiques, définitions/corrections de sujets de partiels et centralisation des notes)

## 5 PUBLICATIONS PERSONNELLES

### 5.1 Résumé des productions scientifiques

#### 5.1.1 Production écrite

	Nombre
Articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues	24
Articles dans des revues internationales à comité de lecture dans des numéros «special issues» (avec le processus de relecture classique de la revue)	0
Articles dans des revues nationales à comité de lecture	1
Contribution à ouvrage édité (chapitres d'ouvrage)	0
Brevets nationaux ou internationaux	0

#### 5.1.2 Conférences

	Nombre
Communications dans des congrès internationaux à comité de lecture et actes publiés (revue ou ouvrage avec ISBN)	7
Communications dans des congrès nationaux à comité de lecture et actes publiés (revue ou ouvrage avec ISBN)	3
Communications dans des congrès avec actes à diffusion restreinte (actes non publiés dans une revue)	1
Communications dans des congrès sans actes diffusés	0

## 5.2 Liste des productions scientifiques personnelles

### 5.2.1 Articles dans des revues internationales à comité de lecture reconnues

- Articles sur le sujet de thèse

Article 1: J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON, E. DUC, *New approach to 5-axis flank milling of free-form surfaces: Computation of adapted tool shape*, Computer Aided Design, Vol. 41, N°12, 2009, pp. 918-929.

Article 2: J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON, E. DUC, C. GEFFROY, *Design For Manufacturing of an impeller*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 57, N°5-8, 2011, pp. 453-463.

Article 3: J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON, E. DUC, *Optimal strategy for finishing impeller blades using 5-axis machining*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 58, N°5-8, 2012, pp. 573-583.

- Articles sur le projet de polissage automatisé

Article 4: J. CHAVES-JACOB, J.M. LINARES, J.M. SPRAUEL, *Increasing of surface quality in friction free-form surfaces of knee prosthesis*, CIRP Annals, Vol.60/1, Vol. 60, N°1, 2011, pp. 531-534.

Article 5: J. CHAVES-JACOB, J.M. LINARES, J.M. SPRAUEL, *Improving tool wear and surface covering in polishing via toolpath optimization*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 213, N°10, 2013 pp. 1661-1668.

Article 6: N. AZZAM, J. CHAVES-JACOB, S. BOUKEBBAB, J.M. LINARES, *Adaptation of machining toolpath to distorted geometries: application to remove a constant thickness on rough casting prosthesis*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 38, N°3, 2014, pp. 578-588

Article 7: J.M. LINARES, J. CHAVES-JACOB, H. SCHWENKE, A. LONGSTAFF, S. FLETCHER, J. FLORE, E. UHLMANN, J. WINTERING, *Impact of measurement procedure when error mapping and compensating a small CNC machine using a multilateration laser interferometer*, Precision Engineering, Vol. 38, N°3, 2014, pp. 578-588.

Article 8: H. BOUCHENITFA, J. CHAVES-JACOB, J.M. LINARES, J.M. SPRAUEL, N. AZZAM, S. BOUKEBBAB, *Improvement of toolpath quality combining polynomial interpolation with reduction of toolpath points*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 78, N°5-8, 2015, pp. 875-883.

Article 9: J. CHAVES-JACOB, J.M. LINARES, J.M. SPRAUEL, *Control of the contact force in a pre-polishing operation of free-form surfaces realised with a 5-axis CNC machine*, CIRP Annals-Manufacturing Technology, Vol. 64, N°1, 2015, pp. 309-312.

Article 10: M. MOUMEN, J. CHAVES-JACOB, M. BOUAZIZ, J.M. LINARES, *Optimization of pre-polishing parameters on a 5-axis milling machine*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 85, N° 1-4, 2016, pp. 443-454.

Article 11: F. EZEDINE, J.M. LINARES, J.M. SPRAUEL, J. CHAVES-JACOB, *Smart sequential multilateration measurement strategy for volumetric error compensation of an extra-small machine tool*, Precision Engineering, Vol. 43, 2016, pp 178-186.

Article 12: F. EZEDINE, J.M. LINARES, J. CHAVES-JACOB, J.M. SPRAUEL, *Measurement Parameters Optimized for Sequential Multilateration in Calibrating a Machine Tool with a DOE Method*, Applied Sciences, Vol. 6, N°11, 2016, 313

Article 13: J. CHAVES-JACOB, A. BEAUCAMP, W. ZHU, D. KONO, J.M. LINARES, *Towards an understanding of surface finishing with compliant tools using a fast and accurate simulation method*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 163, 2021, 103704.

Article 14: A LEGIDO PÉREZ DE SAN ROMÁNA, J. CHAVES-JACOB, J.M. LINARES, P.J. ARRAZOLA, *Analytical-method for polishing-surface prediction considering tool flexibility and grain-material interaction*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 295, 2021, 117208.

- Articles sur les travaux sur d'autres projets

Article 15: L. ROSSI, J.M. LINARES, J. CHAVES-JACOB, J. MAILHE, J.M. SPRAUEL, *Design optimization using Statistical Confidence Boundaries of response surfaces: Application to robust design of a biomedical implant* CIRP Annals-Manufacturing Technology, Vol. 63, N°1, 2014, pp. 141-144.

Article 16: M. LECOCQ, M.S. FÉLIX, J.M. LINARES, J. CHAVES-JACOB, P. DECHERCHI, E. DOUSSET, *Titanium implant impairment and surrounding muscle cell death following neuro-myoelectrostimulation: An*

*in vivo study*, Journal of Biomedical Materials Research Part B: Applied Biomaterials, Vol. 103, N°8, 2015, pp. 1594-1601.

Article 17: M. LECOCQ, M.S. FELIX, J.M. LINARES, J. CHAVES-JACOB, P. DECHERCHI, E. DOUSSET, *Titanium Implant Impairment and Surrounding Muscle Cell Death Following High-Salt Diet: An In Vivo Study*, Plos One, Vol. 11, N° 1, 2016, DOI: 10.1371/journal.pone.0146873

Article 18: M. LECOCQ, C. BERNARD, M.S. FÉLIX, J.M. LINARES, J. CHAVES-JACOB, P. DECHERCHI, E. DOUSSET, *Biocompatibility of Four Common Orthopedic Biomaterials Following High-Salt Diet: An In-Vivo Study*, Journal of Biomedical Materials Research Part B: Applied Biomaterials, Vol. 18, N°7, 2017, 1489.

Article 19: S. LE CANN, J. CHAVES-JACOB, J.M. ROSSI, J.M. LINARES, P. CHABRAND, *Tribology of flexible and sliding spinal implants: development of experimental and numerical models*, Journal of Biomedical Materials Research: Part B - Applied Biomaterials, Vol. 106, N°1, 2018, 104-111.

Article 20: M. LECOCQ, J.M. LINARES, J. CHAVES-JACOB, T. COYLE, S. ROFFINO, M. EYRAUD, D. GIGMES, P. DECHERCHI, E. DOUSSET, *Total Knee Arthroplasty with a Ti6Al4V/PEEK Prosthesis on an Osteoarthritis Rat Model: Behavioral and Neurophysiological Analysis*, Scientific Reports, 2020 10:5277, accepted, mars 2020

- Articles sur le projet « perspective »

Article 21: C. AUDIBERT, J. CHAVES-JACOB, J.M LINARES, Q.A. LOPEZ, *Bio-inspired method based on bone architecture to optimize the structure of mechanical workpieces*, Materials & Design, Vol. 160, 2018, pp. 708-717.

Article 22: D. BOMPOS, J. CHAVES-JACOB, J.M. SPRAUEL, *Shape distortion prediction in complex 3D parts induced during the selective laser melting process*. CIRP Annals-Manufacturing Technology Vol. 69, N°1, 2020 pp. 517-520.

Article 23: J.M LINARES, J. CHAVES-JACOB, Q.A. LOPEZ, J.M. SPRAUEL, *Fatigue life optimization for 17-4Ph steel produced by selective laser melting*. Rapid Prototyping Journal, accepted December 2021.

Article 24: M. BILHERE-DIEUZEIDE, J. CHAVES-JACOB, E. BUHON, G. BIGUET-MERMET, J.M. LINARES, *Stress-driven method bio-inspired by long bone structure for mechanical part mass reduction by removing geometry at macro and cell-unit scales*, Materials & Design, Vol. 213, 2022, 110318.

### 5.2.2 Articles dans des revues nationales à comité de lecture

Article 25: J. CHAVES-JACOB, R. CHATAIN, G. POULACHON, *Réduction des interférences locales lors de l'usinage 5 axes sur le flanc de surfaces complexes: utilisation de fraise tonneau*, Mécanique & Industries, Vol. 8, N°5, ISSN 1296-2139, septembre-octobre 2007, pp. 455-461.

### 5.2.3 Communications dans des congrès internationaux à comité de lecture et actes publiés (revue ou ouvrage avec ISBN)

Communication 1: P.Y. PECHARD, J. CHAVES JACOB, C. TOURNIER, C. LARTIGUE, *Intégration d'un critère de fluidité en génération de trajectoires 5 axes par flanc d'outil*, 5th international conference on Integrated Design and Production CPI 2007, Rabat, Maroc, Octobre 2007.

Communication 2: J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON, E. DUC, *Innovative approach for 5-axis flank milling of non-developable ruled surfaces: development of half-barrel cutters*, 3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting, Dublin, Ireland, ISBN 978-1-905254-32-3, Juin 2008, pp. 871-880.

Communication 3: J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON, E. DUC, *New method for the flank milling of ruled-surfaces*, 2nd International Conference on Computing and Solutions in Manufacturing Engineering, Brasov, Roumanie, septembre 2008. Publication dans Academic Journal of Manufacturing engineering, Vol. 6, N°4, ISSN 1583-7904, 2008, pp. 17-22.

Communication 4: J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON, E. DUC, *5-Axis Machining of Complex Blades: Strategies Optimization*, 12th CIRP conference on modelling of machining operations, San Sebastian, Espagne, mai 2009.

Communication 5: J. CHAVES-JACOB, J.M. LINARES, J.M. SPRAUEL, *Using statistical confidence boundary of a D.O.E. response surface to estimate optimal factors*, AMCTM 2011, Göteborg, Suède, Juin 2011.



Publication dans Advanced Mathematical and Computational Tools in Metrology and Testing IX, Vol.84, 2012, pp. 74-81.

Communication 6: N. AZZAM, S. BOUKEBBAB, J. CHAVES-JACOB, J.M. LINARES, *Adaptation trajectory in five axes machine to manufacture orthopedic prostheses*, ICCMSE 2014, Athens, Greece, avril 2014. Conference Proceedings Vol. 1618, 2014, pp. 639-642.

Communication 7: S. BOUKEBBAB, J. CHAVES-JACOB, J.M. LINARES, N. AZZAM, *a new approach for the mathematical alignment machine tool-paths on a five-axis machine and its effect on surface roughness*, AMCTM 2014, St Petersburg, RUSSIA Septembre 2014. Publication dans Advanced Mathematical and Computational Tools in Metrology and Testing X, Vol. 86, 2015, pp. 116-123.

#### **5.2.4 Communications dans des congrès avec actes à diffusion restreinte (actes non publiés dans une revue),**

Communication 8: S. LE CANN, J. CHAVES-JACOB, J.M. ROSSI, J.M. LINARES, P. CHABRAND, *New Experimental Protocol to Study Wear in Flexible Spinal Devices*, 21st Congress of the European Society of Biomechanics, Prague, Czech Republic, Juillet 2015.

#### **5.2.5 Communications dans des congrès nationaux à comité de lecture et actes publiés (revue ou ouvrage avec ISBN),**

Communication 9: J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON, E. DUC, *Nouvelle approche pour l'usinage 5-axes de surfaces réglées non développables sur le flanc : mise au point d'outil tonneau*, 5ème Assises Machines et Usinage à Grande Vitesse, Nantes, Juin 2008.

Communication 10: J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON, E. DUC, *Usinage 5-axes de pales : optimisation de stratégies d'usinage*, 11ème Colloque AIP-PRIMECA, La Plagne, avril 2009.

Communication 11: J. CHAVES-JACOB, C. GEFFROY, G. POULACHON, E. DUC, *Usinage 5-axes de composants de turbomachine*, Intercut 2010 - 6ème Assises MUGV 2010, Cluny, octobre 2010.



**BIBLIOGRAPHIE**

- [Abueidda 2019] D.W. Abueidda, M. Elhebeary, C.S. Shiang, S. Pang, R.K. Al-Rub, I.M. Jasiuk, Mechanical properties of 3D printed polymeric gyroid cellular structures: experimental and finite element study, *Materials & Design* 165: 107597 (2019).
- [Aidibe 2016] Aidibe, A., Tahan, A., Brailovski, V., 2016, Metrological Investigation of a Selective Laser Melting Additive Manufacturing System: A Case Study, *IFAC-PapersOnLine*, 49/31:25–29.
- [Altintas 2003] Altintas, Y., Erkorkmaz, K., 2003, Feedrate Optimization for Spline Interpolation In High Speed Machine Tools, *CIRP Annals*, 52/1:297-302.
- [Audibert 2018] C. Audibert, J. Chaves-Jacob, J.M. Linares, Q.A. Lopez, Bio-inspired method based on bone architecture to optimize the structure of mechanical workpieces, *Materials & Design* 160 (2018) 708-717.
- [Bearee 2011] Bearee R, Dieulot J-Y, Rabate P (2011) An innovative subdivision-ICP registration method for tool-path correction applied to deformed aircraft parts machining. *International Journal Of Advanced Manufacturing Technology* 53/5-8: 463-471.
- [Beaucamp 2014] Beaucamp A, Namba Y, Combrinck H, Charlton P, Freeman R (2014) Shape adaptive grinding of CVD silicon carbide. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 63:317–320.
- [Beaucamp 2015] Beaucamp A, Namba Y, Charlton P (2015) Process mechanism in shape adaptive grinding (SAG). *Annals of the CIRP* 64/1:305–308.
- [Belchior 2013] Belchior J, Guillo M, Courteille E, Maurine P, Leotoing L, Guines D (2013) Off-line compensation of the tool path deviations on robotic machining: Application to incremental sheet forming. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 29: 58-69.
- [Besl 1992] Besl PJ, Mckay ND (1992) A Method for Registration of 3-D shapes. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence* 14/2: 239-256.
- [Biermann 2012] Biermann D, Krebs E, Sacharow A, Kersting P (2012) Using NC-path deformation for compensating tool deflections in micromilling of hardened steel. *Procedia CIRP* 1: 132-137.
- [Boukebbab 2007] Boukebbab S, Bouchenitfa H, Boughouas H, Linares JM (2007) Applied Iterative Closest Point algorithm to automated inspection of gear box tooth. *International Journal of Computers & Industrial Engineering* 52: 162-173.
- [Bourell 2017] Bourell, D., Kruth, J. P., Leu, M., Levy, G., Rosen, D., Beese, A. M., Clare, A. (2017), “Materials for additive manufacturing”, *CIRP Annals*, Vol.66 N°2, pp.659-681.
- [Boyle 2011] C. Boyle and I. Y. Kim, “Three-dimensional micro-level computational study of Wolff’s law via trabecular bone remodeling in the human proximal femur using design space topology optimization,” *J. Biomech.*, vol. 44, no. 5, pp. 935–942, Mar. 2011.
- [Can 2010] Can A, Unuvar A (2010) Five-axis tool path generation for 3D curves created by projection on B-spline surfaces. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 49: 1047–1057.
- [Chen 2002] Chen, C.C. A., Juang, Y.S., Lin, W.Z., 2002. Generation of fractal toolpaths for irregular shapes of surface finishing areas. *J. of Materials Processing Technology*. 127, 146–150.
- [Cheung 2011] Cheung CF, Kong LB, Ho LT, To S (2011) Modelling and simulation of structure surface generation using computer controlled ultra-precision polishing. *Precision engineering* 35:574-590.
- [Cooper 2000] Cooper WL, Lavine AS (2000) Grinding process size effect and kinematics numerical analysis, *Journal of manufacturing science and engineering*. 122: 59-69.
- [Dadbakhsh 2012] Dadbakhsh, S., Hao, L., Sewell, N., 2012, Effect of selective laser melting layout on the quality of stainless steel parts, *Rapid Prototyping Journal*, 18/3:241–249.
- [Darafon 2013] Darafon A, Warkentin A, Bauer R (2013) 3D metal removal simulation to determine uncut chip thickness, contact length, and surface finish in grinding. *Orthopaedics and trauma* 66:1715-1724.
- [Daynes 2017] S. Daynes, S. Feih, W. F. Lu, and J. Wei, “Optimisation of functionally graded lattice structures using isostatic lines,” *Mater. Des.*, vol. 127, pp. 215–223, Aug. 2017.
- [Denkena 2010] Denkena B, de Leon L, Turger A, Behrens L (2010) Prediction of contact conditions and theoretical roughness in manufacturing of complex implants by toric grinding tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 50:630–636.
- [Deyang 2014] Deyang F, Yuwen S, Huapeng D (2014) Investigations on the Automatic Precision Polishing of Curved Surfaces Using a Five-Axis Machining Centre. *International Journal of Advance Manufacturing Technology* 72(9–12):1625–1637.
- [Ding 1986] Y. Ding, Shape optimization of structures : a literature survey, *Computers and Structures* Vol. 24 N°6 (1986) 985-1004.
- [Dong 2017] G. Dong, Y. Tang, Y.F. Zhao (2017), A survey of modelling of lattice structures fabricated by additive manufacturing, *J. Mech. Des.* 139, 10.
- [Doube 2011] M. Doube, M. M. Klosowski, A. M. Wiktorowicz-Conroy, J. R. Hutchinson, and S. J. Shefelbine, “Trabecular bone scales allometrically in mammals and birds,” *Proc. R. Soc. B Biol. Sci.*, vol. 278, no. 1721, pp. 3067–3073, Oct. 2011.

- [Dunning 2015] P.D. Dunning, C.J. Bramptom, H.A. Kim, Simultaneous optimization of structural topology and material grading using level set method, *Materials Science and Technology* 31: 8 (2015) 884-894.
- [Ezra 2008] Ezra E, Sharir M, Efrat A (2008) On the performance of the ICP algorithm. *Computational Geometry* 41: 77-93.
- [Feng 2014] Feng D, Sun Y, Du H (2014) Investigations on the automatic precision polishing of curved surfaces using a five-axis machining centre. *Int. J. of Adv. Manufacturing Technology* 72:1625-1637.
- [Frantzl 2007] P. Frantzl, R. Weinkamer, Nature's hierarchical materials, *Progress in materials science* 52: 8 (2007) 1263-1334.
- [Giorgio 2020] I. Giorgio, M. Spagnuolo, U. Andreaus, D. Scerrato, A.M. Bersani, In-depth gaze at the astonishing mechanical behavior of bone: a review for designing bio-inspired hierarchical materials, *Mathematics and Mechanics of Solids* 26:7 (2020) 1074-1103.
- [Gosman 2009] J.H. Gosman, R.A. Ketcham, Pattern in ontogeny of human trabecular bone from SunWatch Village in the prehistoric Ohio Valley: general features of microarchitectural change (dissertation), *American Journal of Physical Anthropology* 138 (2009) 318-332.
- [Ha 2020] N.S. Ha, G. Lu, A review of recent research on bio-inspired structures and materials for energy absorption applications, *Composite Part B* 181: 107496 (2020).
- [Hecker 2003] Hecker RL, Liang SY (2003) Predictive modeling of surface roughness in grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43: 755-761.
- [Heinzel 2006] Heinzel C, Grimme D, Moisan A (2006) Modeling of surface generation in contour grinding of optical molds, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 55: 581-584.
- [Hertz 1881] Hertz H (1881) Ueber die berührung fester elastischer körper. *Journal reine und angewandte Mathematik* 92:156-171.
- [Hilerio 2004] Hilerio I, Mathia T, Alepee C (2004) 3D measurements of the knee prosthesis surfaces applied in optimizing of manufacturing process. *Wear* 257: 1230-1234.
- [Hocheng 2002] Hocheng, H., Kuo, K.L., 2002. Fundamental study of ultrasonic polishing of mold steel. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture*. 42, 7-13.
- [Hodge 2016] Hodge, N. E., Ferencz, R. M., Vignes, R. M., 2016, Experimental comparison of residual stresses for a thermomechanical model for the simulation of selective laser melting, *Additive Manufacturing*, 12:159-168.
- [Huang 1994] Huang YC, Oliver JH, Non-constant parameter nc tool path generation on sculptured surfaces. *The international journal of advanced manufacturing technology* 9/5: 281-290.
- [Hung 2011] Hung, T.C., Chang, S.H., Hsu S.P., Su Y.T., 2011. Reduction of tool wear during hydrodynamic polishing: A 'rock-and-roll' polishing strategy. *J. of Materials Processing Technology*. 211, 1069-1075.
- [ISO 2015] ISO 16610-61 (2015) Geometrical product specification (GPS) -- Filtration -- Part 61: Linear areal filters -- Gaussian filters.
- [Jin 2018] X. Jin, G.X. Li, M. Zhang, Optimal design of three-dimensional non-uniform nylon lattice structures for selective laser sintering manufacturing, *Advances in Mechanical Engineering* 10: 7 (2018).
- [Kang 2019] D. Kang, S. Park, Y. Son, S. Yeon, S.H. Kim, I. Kim, Multi-lattice inner structures for high-strength and light-weight in metal selective laser melting process, *Materials & Design* 175: 107786 (2019).
- [Kim 2010] Kim D, Kim D (2010) A fast ICP algorithm for 3-D human body motion tracking. *IEEE Signal Process Lett.* 17: 402-405.
- [Lartigue 2004] Lartigue, C., Tournier, C., Ritou, M., Dumur, D., 2004, High-Performance NC for HSM by means of Polynomial Trajectories, *CIRP Annals*, 53/1:317-320.
- [Lee 2001] Lee, M.C., Go, S.J., Lee, M.H., Jun, C.S., Kim, D.S., Cha, K.D., Ahn, J.H., 2001. A robust trajectory tracking control of a polishing robot system based on CAM data. *Robotics and Computer Integrated Manufacturing*. 17, 177-183.
- [Lekszycki 2005] T. Lekszycki, Functional adaptation of bone as an optimal control problem, *Journal of Theoretical and Applied Mechanics* 43: 3 (2005) 555-574
- [Li 2016] Li, C., Liu, J. F., Guo, Y. B., 2016, Prediction of Residual Stress and Part Distortion in Selective Laser Melting, *Procedia CIRP*, 45:171-174.
- [Li 2018] Li, C., Guo, Y., Fang, X., Fang, F., 2018, A scalable predictive model and validation for residual stress and distortion in selective laser melting, *CIRP Annals*, 67/1:249-252.
- [Li 2020] D. Li, W. Liao, N. Dai, Y.M. Xie, Anisotropic design and optimization of conformal gradient lattice structures, *Computer-Aided Design* 119 (2020).
- [Liao 2008] Liao, L., Xi F., Liu, K., 2008. Modeling and control of automated polishing/deburring process using a dual-purpose compliant toolhead. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture*. 48, 1454-1463.
- [Lison 1996] Lison, D., Lauwerys, R., Demedts, M., Nemery, B., 1996. Experimental research into the pathogenesis of cobalt/hard metal lung disease. *Eur Respir J.* 9, 1024-1028.

- [Lu 2019] Lu A, Jin T, Liu Q, Guo Z, Qu, M., Luo, H., Han M (2019) Modeling and prediction of surface topography and surface roughness in dual-axis wheel polishing of optical glass. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 137: 13-29.
- [Marquez 2005] Márquez, J.J., Pérez, J.M., Ríos, J., Vizán, A., 2005. Process modeling for robotic polishing. *J. of Materials Processing Technology*. 159, 69–82.
- [Matsumoto 2002] Matsumoto, M., Shiomi, M., Osakada, K., Abe, F., 2002, Finite element analysis of single layer forming on metallic powder bed in rapid prototyping by selective laser processing, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42/1:61–67.
- [Menzel 2004] Menzel C, Bedi S, Mann S (2004) Triple tangent flank milling of ruled surfaces. *Computer Aided Design*. 36/3: 289-296.
- [Meyers 2008] M.A. Meyers, P.Y. Chen, A.Y. M. Lin, Y. Seki, Biological materials: structure and mechanical properties, *Progress in Materials Science* 53: 1 (2008) 1-206.
- [Naleway 2015] S.E. Naleway, M.M. Porter, J. McKittrick, M.A. Meyers, Structural design elements in biological materials: application to bioinspiration, *Advanced Materials* 27 (2015) 5455-5476.
- [Nazarian 2006] A. Nazarian, J. Muller, D. Zurakowski, R. Muller, B.D. Snyder, Densitometric, morphometric and mechanical distribution in the human proximal femur, *Journal of Biomechanics* 40: 11 (2007) 2573-2579.
- [Nevelos 2004] Nevelos, J., 2004, Surface engineering of prosthetic knee components, *The Knee*, 11/3:163–167.
- [Pan 2020] C. Pan, Y. Han, J. Lu, Design and optimization of lattice structures: a review, *Applied Sciences* 10: 18 (2020).
- [Panesar 2018] A. Panesar, M. Abdi, D. Hickman, I. Ashcroft, Strategies for functionally graded lattice structures derived using topology optimization for additive manufacturing, *Additive Manufacturing* 19 (2018) 81-94.
- [Park 2018] J. Park, A. Sutradhar, J. J. Shah, and G. H. Paulino, “Design of complex bone internal structure using topology optimization with perimeter control,” *Comput. Biol. Med.*, vol. 94, pp. 74–84, Mar. 2018.
- [Parry 2016] Parry, L., Ashcroft, I. A., Wildman, R. D., 2016, Understanding the effect of laser scan strategy on residual stress in selective laser melting through thermo-mechanical simulation, *Additive Manufacturing*, 12:1–15.
- [Pessoles 2009] Pessoales X, Tournier C (2009) Automatic polishing process of plastic injection molds on a 5-axis milling center. *J. of Materials Processing Technology* 209:3665–3673.
- [Preston 1927] Preston FW (1927) The theory and design of plate glass polishing machines. *Journal of Glass Technology*, 11(44): 214-256.
- [Ramsden 2007] Ramsden, J.J., Allen, D.M., Stephenson, D.J., Alcock, J.R., Peggs, G.N., Fuller, G., Goch, G., 2007, The design and manufacture of biomedical surfaces, *CIRP Annals*, 49/2:687-711.
- [Redonnet 1998] Redonnet JM, Rubio W, Dessein G (1998) Side milling of ruled surfaces: Optimum positioning of the milling cutter and calculation of interference. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 14/7: 459-465.
- [Ruff 2006] C. Ruff, B. Holt, E. Trinkaus, Who’s afraid of the big bad Wolff? : “Wolff’s law” and bone functional adaptation, *American Journal of Physical Anthropology* 129: 4 (2006) 484-498.
- [Ryan 2006] T.M. Ryan, G.E. Krovitz, Trabecular bone ontogeny in the human proximal femur, *Journal of Human Evolution* 51: 6 (2006) 591-602,.
- [Schützer 2010] Schützer, K., Stroh, C., Schulz, H., 2010, C-Space based approach for the calculation of toolpaths for freeform surfaces in B-Spline description, *CIRP Annals*, 59/1:421-424.
- [Seharing 2020] A. Seharing, A.H. Azman, S. Abdullah, A review on integration of lightweight gradient lattice structures in additive manufacturing parts, *Advances in Mechanical Engineering* 12: 6 (2020) 1-21.
- [Setti 2020] Dinesh Setti D, Arrabiyeh PA, Kirsch B, Heintz M, Aurich JC (2020) Analytical and experimental investigations on the mechanisms of surface generation in micro grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 149: 103489
- [Shi 2018] J. Shi, L. Zhu, L. Li, Z. Li, J. Yang, X. Wang, A TPMS-based method for modeling porous scaffolds for bionic bone tissue engineering, *Scientific Reports* 8 (nature.com) 2018.
- [Smith 2007] Smith S, Woody B, Ziegert J, Huang Y (2007) Deformation Machining - A New Hybrid Process. *Annals of the CIRP* 56/1: 281-284.
- [Tam 1999] Tam, H.Y., Lui, O.C., Mok, A.C.K., 1999. Robotic polishing of free-form surfaces using scanning paths. *J. of Materials Processing Technology*. 95, 191–200.
- [Thompson 2016] M.K. Thompson, G. Moroni, T. Vaneker, G. Fadel, R.I. Campbell, I. Gibson, A. Bernard, J. Schulz, P. Graf, B. Ahuja, Design for additive manufacturing: trends, opportunities, considerations, and constraints, *CIRP Annals* 65 (2016) 737-760.
- [Tissier 2001] Normes française, Abrasifs appliques- Granulometrie. ISO 6344-1, ISO 6344-2 and ISO 6344-3.
- [Tournier 2005] Tournier C, Duc E (2005) Iso-scallop tool path generation in 5-axis milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 25:867-875.
- [Tsai 2006] Tsai, M. J., Huang, J. F., 2006. Efficient automatic polishing process with a new compliant abrasive tool. *Int. J. of Adv. Manufacturing Technology*. 30, 817–827.

- [Tsubota 2009] K. Tsubota, Y. Suzuki, T. Yamada, M. Hojo, A. Makinouchi, and T. Adachi, "Computer simulation of trabecular remodeling in human proximal femur using large-scale voxel FE models: Approach to understanding Wolff's law," *J. Biomech.*, vol. 42, no. 8, pp. 1088–1094, May 2009.
- [Uhlmann 2016] Uhlmann E, Koprowskia S, Weingaertner WL, Rolon DA (2016) Modelling and simulation of grinding processes with mounted points: Part II of II - Fast modelling method for workpiece surface prediction. *CIRP conference on high performance cutting* 46:603-606.
- [Vollertsen 2017] Vollertsen, F., Levy, G. N. (2017), "Laser based additive manufacturing in industry and academia", *CIRP Annals*, 66(2), 561-583.
- [Vuori 2000] I. Vuori, A. Heinonen, Chapter 19 : Sport and Bone, in: B.L. Drinkwater, *Women in Sport Volume 8 of the encyclopedia of sports medicine*, Blackwell Science, 2000, pp.280-300
- [Wan 2011] Xiao-Jin Wan, Lin Hua, Xu-Feng Wang, Qi-Ze Peng, Xun-peng Qin(2011) An error control approach to tool path adjustment conforming to the deformation of thin-walled workpiece. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 51: 221-229.
- [Wendt 2012] Wendt K, Franke M, Härtig F. Measuring large 3D structures using four portable tracking laser interferometers. *Measurement* 2012;45:2339–45.
- [Willie 2013] B. Willie, G. N. Duda, R. Weinkamer, Chapter 2 : Bone structural adaptation and Wolff's law, in: P. Fratzl, J. W. C. Dunlop, R. Weinkamer, *Materials design inspired by nature : function through inner architecture*, RSC Smart Materials 4, 2013, pp.17-45.
- [Wu 2007] Wu X, Kita Y, Ikoku K (2007) New polishing technology of free form surface by GC. *J. of Materials Processing Technology* 187:81–84.
- [Xi 2005] Xi F, Zhou D (2005) Modeling surface roughness in the stone polishing process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 45: 365-372.
- [Xia 2008] Q. Xia, M.Y. Wang, Topology optimization of thermoelastic structures using level set method, *Comput. Mech.* 42 (2008) 837-857.
- [Yang 2020] Yang Y, Li H, Liao Z, Axinte D, Zhu W, Beaucamp A (2020) Controlling of compliant grinding for low-rigidity components. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 152: 103543.
- [Zhang 2018] Zhang Y, Fang C, Huang G, Xu X (2018) Modeling and simulation of the distribution of undeformed chip thicknesses in surface grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 127:14-27.
- [Zhang 2020] Zhang J, Wang H, Senthil Kumar A, Mingsheng Jin M (2020) Experimental and theoretical study of internal finishing by a novel magnetically driven polishing tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 153: 103552.
- [Zhou 2002] Zhou X, Xi F (2002) Modeling and predicting surface roughness of the grinding process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 42:969-977.
- [Zhu 2007] Zhu L, Barhak J, Srivatsan V, Katz R (2007) Efficient registration for precision inspection of free-form surfaces. *International Journal of Advance Manufacturing Technology* 32: 505-515.
- [Zhu 2019] Zhu WL, Yang Y, Li HN, Axinte D, Beaucamp A (2019) Theoretical and experimental investigation of material removal mechanism in compliant shape adaptive grinding process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 142: 76-97.