



Ecole doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

THÈSE

pour obtenir le grade de

Docteur

de

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité "Génie Mécanique – Procédés de Fabrication"

*présentée et soutenue publiquement
par*

Julien CHAVES-JACOB

le 28 septembre 2009

**DÉVELOPPEMENT D'UNE MÉTHODOLOGIE DE RÉDUCTION
DES DÉFAUTS GÉOMÉTRIQUES : APPLICATION À L'USINAGE
5-AXES DE COMPOSANTS DE TURBOMACHINE**

Directeur de thèse : Gérard POULACHON

Co-encadrement de la thèse : Emmanuel DUC

Jury :

Philippe VERON , Professeur, LSIS, Arts et Métiers ParisTech	Président du jury
Jean-Yves HASCOET , Professeur, IRCCyN, École Centrale de Nantes.....	Rapporteur
Walter RUBIO , Professeur, LGMT, Université Paul Sabatier	Rapporteur
Christophe TOURNIER , Maître de Conférences, LURPA, ENS Cachan.....	Examinateur
Gérard POULACHON , Maître de Conférences - HDR, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
Emmanuel DUC , Professeur, LaMI, IFMA Clermont Ferrand.....	Examinateur
Christian GEFFROY , Ingénieur, responsable CCIUM, SNECMA de Vernon	Invité

CCIUM : Centre de Compétences Industrielles en Usinage et Mesures

Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés
Arts et Métiers ParisTech, centre de Cluny

*Arts et Métiers ParisTech (Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers) est un Grand Etablissement
dépendant du Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche, composé de huit centres :
AIX-EN-PROVENCE ANGERS BORDEAUX CHÂLONS-EN-CHAMPAGNE CLUNY LILLE METZ PARIS*

*À ma mère, qui est fière de me voir devenir docteur,
À mes frères, Benjamin et Jean-Vincent,
À mon père qui n'est pas là pour
voir son fils devenir docteur,
À ma fiancée, Céline.*

Remerciements

Mes premiers remerciements vont à mon jury et tout particulièrement à M. **Walter RUBIO**, professeur à l'université Paul Sabatier et M. **Jean-Yves HASCOET**, professeur à l'École Centrale de Nantes, pour avoir accepté d'être les rapporteurs de ce travail et d'en juger la qualité scientifique. Je tiens aussi à remercier M. **Philippe VERON**, professeur à Arts et Métiers ParisTech centre d'Aix-en-Provence, pour avoir accepté la présidence de ce jury.

Je remercie aussi tout particulièrement M. **Christophe TOURNIER**, maître de conférences à l'ENS de Cachan, pour l'examen de mes travaux de thèse et pour son encadrement durant mon master recherche, master qui m'a bien préparé à aborder cette thèse.

Ces travaux ont été réalisés au sein du LaBoMaP, je tiens donc à exprimer toute ma gratitude à M. **Michel LAMBERTIN**, professeur à Arts et Métiers ParisTech centre de Cluny et directeur de ce laboratoire, pour son accueil, sa sympathie et pour la direction temporaire de ma thèse.

Ces travaux ont été menés sous la direction de M. **Gérard POULACHON**, maître de conférence-HDR à Arts et Métiers ParisTech centre de Cluny, dont l'encadrement et les conseils quotidiens m'ont guidé durant trois ans, qu'il trouve ici ma reconnaissance et ma gratitude pour cela. Je tiens également à le remercier pour son aide dans mes débuts en pédagogie et sa disponibilité pour répondre à mes questions.

Cette thèse a été codirigée par M. **Emmanuel DUC**, professeur à l'IFMA de Clermont-Ferrand, avec qui j'ai eu de nombreux échanges "philosophiques" sur l'usinage, tels que la discussion sur la définition de l'usinage en bout et de l'usinage par le flanc ou la réflexion sur la définition d'un outil tonneau, "*est-ce une fraise cylindrique qui a gonflé ou une fraise boule qui s'est allongée ?*". Je le remercie très vivement pour ces échanges et pour les points de vue novateurs qu'il a apportés à ces travaux.

Cette thèse a fait l'objet d'un partenariat industriel étroit avec la SNECMA de Vernon dont l'interlocuteur privilégié était M. **Christian GEFROY**, responsable du Centre de Compétences Industrielles en Usinage et Mesures, qui a suivi ce projet durant trois ans. Il a su conserver une ligne directrice de travail constante et clairement définie tout au long de ces travaux et y a associé en parallèle des études chargées de l'application des avancées dans l'entreprise. De tout cela, je lui en suis reconnaissant ainsi que du temps consacré à ces travaux. Cette collaboration fut très intéressante et très gratifiante pour moi, merci.

Les trois années passées dans l'**équipe usinage** à Arts et Métiers ParisTech ont été très enrichissantes pour moi tant sur le plan professionnel que personnel, je tiens donc à en remercier tous ses membres pour leur aide et leurs conseils.

De plus, je remercie tout particulièrement mes collègues de bureau ; **Aleksandra, Cédric, Dimitri** et **Vincent** avec qui j'ai eu de nombreux échanges professionnels et personnels qui m'ont aidé à mener à bien cette tâche ; mais aussi tous les **doctorants** (et assimilés) du LaBoMaP pour leur amitié et leur sympathie. J'ajouterai que c'est grâce à ces discussions et échanges au sein du "bocal" qu'est née le nom de CATS. Pour tout cela, je vous exprime ma gratitude.

Je ne pourrais conclure ces remerciements sans remercier ceux qui m'ont soutenu et encouragé durant toutes mes études en m'entourant de beaucoup d'amour. Je tiens donc à remercier toute ma famille : mon petit frère **Benjamin** avec qui j'ai une très grande complicité, mon grand frère **Jean-Vincent** qui m'apporte chaque jour la touche d'originalité qui me manque et ma mère **Barbara** sans qui je ne serai là. Je remercie aussi mon père, **Jean**, qui n'est plus là aujourd'hui, je te remercie pour m'avoir inculqué de grandes et belles valeurs comme le travail, l'honnêteté et la simplicité.

Je tiens aussi à remercier mes proches : ma **marraine** qui m'encourage dans mes efforts depuis toujours, mes **amis d'enfance** avec qui j'ai grandi et passé des moments inoubliables dans nos chères collines de Plan de Cuques.

C'est avec beaucoup d'émotion, de tendresse et d'amour que je remercie **Céline** ma fiancée pour toute son aide, son soutien dans les moments difficiles, sa patience, sa gentillesse... , les mots me manquent pour te remercier de tout ce que tu as fait, *merci*, je suis heureux et fier d'être aujourd'hui à tes côtés pour tourner ensemble cette page de ma vie. Un grand merci aussi à toute ta famille pour son soutien et sa gentillesse.

Mes remerciements les plus sincères vont à la **Région Bourgogne** et la **SNECMA de Vernon** pour leur soutien financier, qui a permis à ces travaux d'être ceux qu'ils sont.



Table des matières

TABLE DES MATIÈRES	1
TABLE DES ILLUSTRATIONS	6
ABRÉVIATIONS	10
INTRODUCTION.....	11
CHAPITRE I : PIÈCES TOURNANTES DE TURBOMACHINE : CONTEXTE ET BESOINS.....	15
1 Pièces de type impeller	16
1.1 Contexte technologique.....	16
1.2 Différentes familles d'impellers	19
1.2.1 Rouets	20
1.2.2 Inducteurs.....	22
1.2.3 Ventilateurs	23
2 Processus de conception et de fabrication d'un impeller	24
2.1 Modélisation mathématique des surfaces intrados et extrados	24
2.1.1 Notions de surface réglée.....	24
2.1.2 Notions de surface développable : courbure gaussienne	25
2.2 Différents intervenants de la conception.....	27
2.3 Conception et fabrication d'un impeller	29
2.3.1 Démarche séquentielle [TOL 98].....	29
2.3.2 Conception intégrée [TOL 98].....	29
2.4 Support de communication entre les différents intervenants	30
2.5 Processus de fabrication d'un impeller lors d'une approche DFM.....	31
2.5.1 Macro-gamme de fabrication d'un impeller.....	32
2.5.2 Principaux problèmes d'usinage d'un impeller.....	35
3 Expression et proposition d'indicateurs de fabricabilité par usinage d'un impeller...	37
3.1 Rigidité de l'outil	37
3.2 Défauts géométriques des pales	39
4 Expression et proposition d'indicateurs de respect des besoins fonctionnels.....	40
4.1 Besoins issus des exigences fonctionnelles de la mécanique des fluides	41

4.1.1	Expression du besoin	41
4.1.2	Indicateur de respect des besoins liés à la Mécanique des Fluides (<i>IMF</i>) ..	42
4.2	Besoins issus des exigences fonctionnelles de la mécanique des structures.....	44
4.2.1	Expression du besoin	44
4.2.2	Indicateur de respect des besoins liés à la Mécanique des Structures (<i>IMS</i>)	44
4.3	Besoins issus des exigences fonctionnelles de la fabrication.....	46
4.3.1	Expression du besoin	46
4.3.2	Indicateur de Respect des Spécifications Géométriques (<i>IRSG</i>)	46
4.4	Outils d'expression des besoins fonctionnels	47
4.4.1	Spécifications géométriques actuelles	47
4.4.2	Nouvelle proposition de spécifications géométriques de pièces.....	50
5	Conclusions intermédiaires.....	51
CHAPITRE II : MÉTHODOLOGIE D'AIDE AU CHOIX D'UNE STRATÉGIE D'USINAGE.....		55
1	Usinage de surfaces complexes	56
1.1	Définition de l'usinage en bout et de l'usinage par le flanc	57
1.1.1	Point de vue du calcul des trajectoires	57
1.1.2	Point de vue de la surface générée.....	59
1.2	Problème d'interférences en usinage en bout d'outil	61
1.3	Problème d'interférences en usinage par le flanc	62
2	Stratégies envisageables pour l'usinage de finition d'une pale	63
3	Critères de choix des stratégies d'usinage pour la finition de pales d'impellers	66
3.1	Besoins issus des exigences économiques	66
3.2	Proposition de deux classes d'indicateurs.....	67
4	Modélisation de l'usinage de pièces de type impeller.....	68
4.1	Aspects géométriques.....	68
4.2	Flexions sous les efforts de coupe.....	69
4.3	Défauts cinématiques d'une MOCN.....	75
5	Influence de la stratégie d'usinage sur les conditions de coupe.....	77

5.1	Facteurs influents sur l'avance à la dent de l'outil	77
5.1.1	Facteurs indépendants de la stratégie.....	77
5.1.2	Facteurs dépendants de la stratégie.....	77
5.2	Prédiction des efforts engendrés par la coupe.....	78
5.3	Stratégie voile mince pour l'usinage en multi-passes.....	82
6	Proposition d'une démarche d'optimisation de la stratégie d'usinage.....	83
6.1	Étapes dans le choix de la stratégie d'usinage optimale.....	84
6.1.1	Définition des outils capables d'usiner une pièce	84
6.1.2	Calculs en usinage en bout.....	84
6.1.3	Calculs en usinage par le flanc.....	85
6.1.4	Détermination de la solution optimale.....	86
6.2	Traitement d'un cas industriel	86
6.2.1	Application de la méthode d'aide au choix de stratégie.....	86
6.2.2	Essais expérimentaux.....	88
7	Conclusions intermédiaires.....	91
CHAPITRE III : NOUVELLE MÉTHODE D'OPTIMISATION DE LA FORME DE L'OUTIL :		
COMPUTATION OF ADAPTED TOOL SHAPE (CATS)		93
1	Réduction du problème d'interférences en usinage par le flanc	94
1.1	Posages d'outils sur des surfaces non développables en usinage par le flanc	94
1.1.1	Méthode dite du positionnement "logiciel"	97
1.1.2	Méthode dite du positionnement SPO	98
1.1.3	Méthode dite du positionnement standard	99
1.1.4	Méthode dite du positionnement DPO.....	101
1.1.5	Méthode dite du positionnement Géo5XF.....	102
1.2	Comparaison des méthodes.....	103
1.3	Bilan	104
2	Place de la méthode CATS par rapport à la bibliographie	105
2.1	Données d'entrée de CATS	105
2.2	Situation de CATS dans la chaîne numérique.....	106

3	Avantages de la méthode CATS.....	107
3.1	Compatibilité aux trajectoires	107
3.2	Robustesse.....	107
3.3	Maîtrise de la répartition des interférences le long de la règle.....	107
3.4	Usinage de surfaces non réglées.....	108
4	Démarche de la méthode CATS	109
4.1	Calcul de la trajectoire.....	109
4.2	Calcul des profils de distances entre les axes outils et la surface	110
4.2.1	Définitions pour le calcul des interférences.....	111
4.2.2	Calcul des profils de distances.....	112
4.3	Association d'un profil de l'outil	115
4.4	Comparaison des interférences générées avec l'outil standard et l'outil de forme	116
5	Optimisation du profil de l'outil : compromis entre plusieurs besoins	118
5.1	Respect de l'indicateur de la mécanique des structures (<i>IMS</i>)	119
5.2	Respect de l'indicateur de la mécanique des fluides (<i>IMF</i>).....	119
5.3	Respect de l'indicateur des spécifications géométriques (<i>IRSG</i>)	119
5.4	Compromis répondant au besoin fonctionnel global.....	120
6	Simplification des calculs de la méthode CATS	123
6.1	Approximation de la trajectoire.....	123
6.2	Approximation de la surface : surface tangente [CHA 08c]	123
6.3	Approximation des profils outils : outils tonneaux [CHA 08a] [CHA 08b]	125
6.4	Erreurs et performances des approximations	128
7	Conclusions intermédiaires.....	131
CHAPITRE IV : ÉVALUATION DE LA PERFORMANCE DE LA MÉTHODE CATS SUR DES		
ÉTUDES DE CAS		133
1	Mise en évidence des intérêts de la méthode CATS.....	134
1.1	Principe de la validation expérimentale	134
1.2	Étude de cas N°1 : surface académique 1	136
1.2.1	Usinage de la surface académique 1 avec un outil cylindrique	137

1.2.2	Usinage de la surface académique 1 avec un outil conique.....	140
1.3	Étude de cas N°2 : surface académique 2	142
1.4	Étude de cas N°3 : surface industrielle A.....	145
1.5	Règles de prédiction des performances de CATS.....	149
2	Influence de la régularité de la surface.....	150
2.1	Quantification de la régularité de la surface.....	150
2.2	Description du plan d'expériences.....	151
2.2.1	Surfaces représentatives étudiées.....	151
2.2.2	Modélisation mathématique du problème.....	153
2.2.3	Analyse des résultats.....	154
2.2.4	Validité des modèles : surfaces industrielles	155
3	Influence du positionnement de l'outil par rapport à la surface.....	156
3.1	Positionnement DPO	157
3.2	Positionnement Géo5XF	159
3.3	Stratégie multi-passes : surface non réglée	161
4	Mise en œuvre de la méthode CATS : bilan.....	164
5	Influence de l'utilisation de CATS sur la stratégie d'usinage optimale	165
6	Conclusions intermédiaires.....	167
	CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES	171
	BIBLIOGRAPHIE	177

Table des illustrations

Figure I.1 : Pièce de type impeller.	17
Figure I.2 : Définition du moyeu et du flasque.	17
Figure I.3 : Définition du Bord d'Attaque et du Bord de Fuite.	18
Figure I.4 : Définition de la veine fluide.	19
Figure I.5 : Vue en coupe d'une turbopompe.	20
Figure I.6 : Pièce de type rouet (impeller).	21
Figure I.7 : Pales secondaires d'un rouet [QI 09].	22
Figure I.8 : Pièce de type inducteur (inducer).	22
Figure I.9 : Exemple de cavitation d'un inducteur [ROL 08].	23
Figure I.10 : Pièce de type ventilateur (fan).	24
Figure I.11 : Définition d'une surface réglée.	25
Figure I.12 : Définition de la courbure gaussienne.	26
Figure I.13 : Boucle de conception d'un impeller [ALZ 95].	28
Figure I.14 : Illustration de la conception séquentielle [BOO 94].	29
Figure I.15 : Classification des surfaces [DUC 99].	30
Figure I.16 : Processus de fabrication d'un impeller.	32
Figure I.17 : Macro-gamme d'usinage d'un impeller.	33
Figure I.18 : Définition des interférences locales.	37
Figure I.19 : Critère de fabricabilité par usinage : l' <i>élancement</i> de l'outil.	39
Figure I.20 : Indicateur Mécanique des Fluides (<i>IMF</i>).	43
Figure I.21 : Exemple de fonction <i>Pondération(u,v)</i> pour l' <i>IMF</i>	43
Figure I.22 : Indicateur Mécanique des Structures (<i>IMS</i>).	45
Figure I.23 : Indicateur Respect des Spécifications Géométriques (<i>IRSG</i>).	47
Figure I.24 : Spécifications géométriques classiques des pales d'un impeller.	48
Figure I.25 : Dessin de définition d'un impeller (source SNECMA).	49
Figure II.1 : Comparaison de l'usinage en bout et par le flanc [TÖN 01].	57
Figure II.2 : Calcul d'une trajectoire en usinage en bout [WAN 07].	58
Figure II.3 : Mise en position d'un outil avec un algorithme de fraisage 5-axes en bout [TOU 01].	58
Figure II.4 : Calcul d'une trajectoire en usinage par le flanc [MON 01].	59
Figure II.5 : Différentes formes d'outils cylindriques.	60
Figure II.6 : Interférences en usinage en bout d'outil [JUN 03].	61

Figure II.7 : Problème d'interférences lors de l'usinage par le flanc de surfaces réglées non développables.	63
Figure II.8 : Usinage de pales avec un algorithme de posage en bout et un outil boule.	64
Figure II.9 : Usinage de pales avec une stratégie par le flanc et des outils cylindriques : a) en mono-passe, b) en multi-passes.	65
Figure II.10 : Trajectoire en multi-passes par le flanc.	66
Figure II.11 : Modèle de Cellule Élémentaire d'Usinage.	69
Figure II.12 : Champs de vitesse de l'outil/pièce.	72
Figure II.13 : Modèle de flexion de l'outil.	73
Figure II.14 : Recherche de la règle la plus souple.	74
Figure II.15 : Modèle de flexion de la pale.	75
Figure II.16 : Modèle de prédiction d'efforts de coupe selon le principe de la discrétisation d'arête.	80
Figure II.17 : Continuité de coupe sur les essais expérimentaux.	81
Figure II.18 : Montage expérimental de mesures d'efforts.	81
Figure II.19 : Effort de coupe radial en fonction de l'avance à la dent.	82
Figure II.20 : Stratégie d'usinage de type voile mince.	83
Figure II.21 : Exemple de répartition de l'intervalle de tolérance.	84
Figure II.22 : Algorithme d'optimisation de l'avance à la dent pour respecter une tolérance de flexion autorisée.	85
Figure II.23 : Diagrammes de performance en fonction du nombre de passes en usinage par le flanc et en bout.	88
Figure II.24 : Essais sur pièce industrielle.	89
Figure II.25 : Mesure N°1 au profil-mètre.	90
Figure II.26 : Mesure N°2 au profil-mètre.	91
Figure III.1 : Positionnement sur deux courbes.	96
Figure III.2 : Interférences avec un positionnement "logiciel" et un outil cylindrique.	98
Figure III.3 : Courbe iso-interférences.	101
Figure III.4 : Principe de rotation de l'axe outil en positionnement dit DPO.	102
Figure III.5 : Comparaison entre différents positionnements.	103
Figure III.6 : Situation de CATS dans la chaîne numérique.	106
Figure III.7 : Usinage 3-axes d'une surface non réglée avec un outil de forme.	108
Figure III.8 : Méthode de lissage de trajectoire d'après Castagnetti [CAS 08].	110
Figure III.9 : Définitions associées au calcul d'interférences.	112

Figure III.10 : Calcul du profil de distances en un point de la trajectoire.....	113
Figure III.11 : Calcul du profil de distances en $M_{i1}(t_1)$	115
Figure III.12 : Calcul de l'outil global optimisé.	116
Figure III.13 : Calcul de l'interférence.	117
Figure III.14 : Projection de l'interférence sur la normale à la surface.	118
Figure III.15 : Profils d'outils respectant les trois besoins fonctionnels.....	120
Figure III.16 : Écart entre les profils calculés pour respecter les différents indicateurs de performances géométriques.....	121
Figure III.17 : Pondérations du compromis.	122
Figure III.18 : Approximation de la surface tangente.	124
Figure III.19 : Erreur générée par l'approximation de la surface tangente.....	125
Figure III.20 : Approximation circulaire de $d_i(t_1)$ avec l'hypothèse de la surface tangente... ..	127
Figure III.21 : Approximation avec des outils tonneaux.....	128
Figure III.22 : Surface industrielle utilisée pour la comparaison des approximations utilisables avec CATS.	129
Figure III.23 : Organigramme de performance des approximations simplificatrices de la méthode CATS.....	130
Figure III.24 : Profil calculé de l'outil en fonction des différentes approximations réalisées.....	130
Figure IV.1 : Mise en évidence des erreurs commises lors des essais expérimentaux.	135
Figure IV.2 : Diagramme causes-effets des erreurs d'usinage.....	135
Figure IV.3 : Surface#1.....	137
Figure IV.4 : Profils de distances associés à l'usinage de la surface#1 avec un positionnement "logiciel".....	137
Figure IV.5 : Vérification du profil de l'outil de forme optimisée par mesure in situ.....	138
Figure IV.6 : Pièce test en alliage d'aluminium, avec son outil de forme optimisée.	139
Figure IV.7 : Interférences calculées et mesurées sur la surface#1.....	139
Figure IV.8 : Profils des outils conique et de forme optimisée.....	141
Figure IV.9 : Interférences générées sur la surface#1 par : a) l'outil conique, b) l'outil de forme optimisée.	142
Figure IV.10 : Surface#2.....	143
Figure IV.11 : Profils de distances associés à l'usinage de la surface#2 avec un positionnement "logiciel".....	144
Figure IV.12 : Interférences calculées sur la surface#2 en positionnement "logiciel" par : a) l'outil cylindrique, b) l'outil de forme optimisée.	145

Figure IV.13 : Profils de distances associés à l'usinage de la surface#A avec un positionnement "logiciel".....	146
Figure IV.14 : Interférences calculées et mesurées sur la surface#A.....	147
Figure IV.15 : Pièce d'essai réalisée dans de la résine avec un outil cylindrique et un outil de forme optimisée.....	148
Figure IV.16 : Surface composée de deux carreaux.....	149
Figure IV.17 : Classification des neuf surfaces en fonction de leur régularité.....	151
Figure IV.18 : Gains apportés par la méthode CATS, calculés et prédits par les modèles du §IV.2.2.3.....	156
Figure IV.19 : Profils de distances associés à l'usinage de la surface#2 avec un positionnement DPO.....	158
Figure IV.20 : Interférences calculées sur la surface#2 en positionnement DPO par : a) l'outil cylindrique de rayon 10 mm, b) l'outil de forme optimisée.....	159
Figure IV.21 : Surface#3, "two flipped".....	160
Figure IV.22 : Interférences calculées sur la surface#3 en positionnement Géo5XF par : a) l'outil cylindrique, b) l'outil de forme optimisée.....	161
Figure IV.23 : Surface#C, Disque Aubagé Monobloc.....	161
Figure IV.24 : Usinage en six passes de la surface#C.....	162
Figure IV.25 : Profils de distances et de l'outil de forme optimisée pour l'usinage de la surface#C en six passes.....	163
Figure IV.26 : Interférences calculées sur la surface#C par : a) l'outil cylindrique, b) l'outil de forme optimisée avec le respect de l'IMF, c) l'outil de forme optimisée avec le respect de l'IRSG, d) l'outil de forme optimisée avec le respect de l'IMS.....	164
Figure IV.27 : Diagrammes d'efficacité des stratégies d'usinage en bout et par le flanc avec des outils cylindriques et tonneaux.....	167

Abréviations

CAO : Conception Assistée par Ordinateur
FAO : Fabrication Assistée par Ordinateur

BA : Bord d'Attaque
BF : Bord de Fuite

BE : Bureau d'Étude
BM : Bureau des Méthodes

CATS : Computation of Adapted Tool Shape

CEU : Cellule Élémentaire d'Usinage

COM : Couple Outil-Matière
CAM : Couple Arête-Matière

DFM : Design For Manufacturing

IMF : Indicateur de respect des besoins liés à la Mécanique des Fluides
IMS : Indicateur de respect des besoins liés à la Mécanique des Structures
IRSG : Indicateur du Respect des Spécifications Géométriques
 T_u : Temps d'Usinage

MOCN : Machine Outil à Commande Numérique

UGV : Usinage Grande Vitesse

e.g. : par exemple
i.e. : c'est-à-dire

Introduction

Les produits mécaniques prennent chaque jour une place de plus en plus importante, que ce soit dans le secteur du transport, de l'énergie, de la communication... Ces produits doivent répondre aux exigences des clients tout en ayant un coût de revient le plus faible possible. Pour garantir leur conformité, il faut que chacune des pièces qui le composent assure des fonctions techniques précises. Ces fonctions sont souvent obtenues par la géométrie des pièces du mécanisme.

L'une des principales phases de l'obtention d'un produit est sa fabrication. En effet, c'est à cette étape qu'il passe du stade de concept virtuel à la réalité physique. Les étapes précédant la fabrication sont des mises au point "virtuelles" du produit, *e.g.* le design et la conception. Elles sont pour la plupart numériques, permettant une grande maîtrise de la géométrie des pièces. Lors de l'étape de fabrication, des erreurs, plus ou moins maîtrisables et prévisibles sont introduites, induisant un écart géométrique entre la pièce conçue pour répondre aux besoins et la pièce physique. Cet écart apporte inévitablement une diminution du respect des exigences fonctionnelles et des performances du produit final. Tout l'enjeu est donc de réduire et de prédire les défauts générés lors de la réalisation d'une pièce, afin de garantir que le produit assemblé respecte le cahier des charges souhaité.

Les travaux scientifiques de cette thèse concernent avant tout la fabrication de pièces complexes équipant en particulier les turbopompes dans les domaines de l'aéronautique et du spatial. Leur fonction principale est de transférer l'énergie entre un fluide et une partie mécanique, au moyen de pales déviant le flux du fluide. En fonctionnement, la performance du système global est fortement liée à l'écoulement du fluide le long des pales et donc à leurs géométries propres.

Alors, la conception et la fabrication des pales jouent un rôle fondamental dans la performance finale du système. La pale réelle – réalisée couramment soit par usinage 5-axes en bout soit par le flanc – doit présenter une géométrie la plus fidèle possible à celle calculée et simulée durant les phases de conception, bien que les contraintes de réduction des coûts de production et les erreurs introduites successivement durant le processus de fabrication ne le permettent pas toujours. Le but est donc de définir, dès la conception, une géométrie de pales performantes et économiquement réalisables.

L'une des problématiques abordée pendant ces travaux est donc la proposition d'indicateurs permettant d'aider à une conception de pales économiquement et techniquement réalisables par fraisage. Actuellement, l'absence d'indicateurs ne permet pas aux différents acteurs du

processus d'aboutir à un choix raisonné d'une géométrie de pales répondant à un compromis satisfaisant l'ensemble des contraintes fonctionnelles en service et en fabrication. Ainsi, en l'absence de ces indicateurs, il est possible d'aboutir à la conception d'une pale optimale du point de vue de la mécanique des fluides, mais qui n'est finalement pas la solution la plus performante du fait des écarts induits par la conception et/ou la fabrication. L'enjeu est alors de mettre en place un outil d'évaluation commun, qui soit à la fois générique et suffisamment précis pour évaluer la performance de la géométrie conçue par chaque acteur du processus d'industrialisation.

Cette démarche permet d'aboutir à un modèle géométrique fabricable, donnant une pièce réalisée capable de répondre à des besoins fonctionnels tout en maintenant un coût de production maîtrisé. Par la suite, une gamme de fabrication doit être définie, pour la préparation des phases de réalisation. Dès cette étape, il faut être capable de garantir et de justifier les choix faits pour assurer le respect des exigences fonctionnelles de la pièce finie. Pour cela, ces travaux de thèse s'attachent à formaliser et à quantifier les exigences associées à un impeller, avec la définition de quatre indicateurs dont trois expriment le respect de la géométrie de la pièce et un dernier évaluant le coût de production. Basée sur ces quatre indicateurs, une méthode d'aide au choix de stratégies d'usinage est définie. Ainsi, grâce à cette méthode et aux indicateurs de respect des besoins fonctionnels, il est possible de garantir que la stratégie d'usinage choisie est l'optimale, et des taux de non satisfaction des indicateurs peuvent lui être associés. En conséquence, les problèmes liés à l'usinage pourront être maîtrisés.

Dans un second temps, ces travaux proposent une méthode originale d'amélioration de l'opération d'usinage par le flanc de surfaces complexes : la méthode Computation of Adapted Tool Shape (CATS). Les approches traitant ce sujet sont nombreuses dans la littérature, elles consistent, pour la plupart, à optimiser la position de l'outil par rapport à la surface pour réduire les interférences entre l'outil et la surface, en considérant la forme de l'outil comme une donnée d'entrée. Certaines de ces méthodes apportent des résultats intéressants sur des surfaces académiques et réglées, mais le transfert sur des surfaces industrielles pose encore des problèmes à cause de :

- La modélisation des surfaces industrielles par plusieurs carreaux mathématiques ;
- La prise en compte dans le calcul de la trajectoire de l'environnement de la surface, *e.g.* le pied de pale, le bord de fuite... ;
- L'optimisation de la trajectoire pour répondre uniquement aux besoins de la fabrication et non aux besoins fonctionnels de la pièce ;

- L'usinage de surfaces non réglées, l'implémentation d'algorithmes robustes dans les logiciels de FAO industriels...

C'est dans le but de pallier ces insuffisances que la méthode CATS a été développée. Cette méthode permet d'optimiser la forme de l'outil pour garantir un compromis entre les indicateurs du respect des besoins fonctionnels et donc entre les différents acteurs de la conception d'un impeller. Elle est complémentaire des méthodes déjà existantes, car elle ne modifie pas la trajectoire mais uniquement la forme de l'outil.

Dans le premier chapitre, les contextes industriels et scientifiques de ces travaux sont détaillés. Les principales pièces d'application étudiées durant cette thèse sont des pièces de turbopompe, fabriquées par la Division Moteurs Spatiaux de la société SNECMA de Vernon, entreprise faisant partie du groupe SAFRAN, qui a en charge la fabrication des moteurs pour les lanceurs européens. De par la complexité géométrique de ces pièces et des besoins d'intégrité matière, elles sont couramment réalisées par usinage 5-axes, à partir d'un cylindre métallique plein. La fabrication de ces pièces pose de nombreuses difficultés pour le respect de la géométrie réalisée, notamment :

- Les flexions des outils et de la pièce lors de l'opération d'usinage ;
- Les interférences locales dues aux géométries complexes des impellers.

Une première étude porte sur la réduction des erreurs inhérentes à la fabrication dès la conception des pièces en utilisant des concepts de Design For Manufacturing. Cette étape permet de simplifier la fabrication mais ne peut pas faire disparaître complètement les défauts d'usinage, *i.e.* les flexions, les interférences, les erreurs d'usinage...

Le deuxième chapitre a pour but de présenter une méthode de choix de stratégies d'usinage optimales pour la fabrication des impellers. Cette méthode est basée sur la modélisation des principaux problèmes liés à l'usinage, dans le but de définir la stratégie optimale pour garantir le respect des besoins fonctionnels de la pièce tout en diminuant les coûts de fabrication.

Afin d'améliorer la fabrication des impellers, il est proposé au troisième chapitre une nouvelle méthode de réduction des interférences lors de l'usinage par le flanc de surfaces complexes. L'approche envisagée est novatrice par rapport aux solutions proposées dans la littérature. En effet, cette méthode, baptisée Computation of Adapted Tool Shape (CATS), consiste à optimiser la forme de l'outil, à partir d'un trajet d'usinage initial, pour maîtriser l'interférence générée lors d'un usinage. Les performances de cette méthode sont testées dans le dernier chapitre, pour ensuite évaluer son domaine d'application.

Chapitre I : Pièces tournantes de turbomachine : contexte et besoins

Le but de ce premier chapitre est de poser la problématique de ces travaux de thèse, en présentant :

- Le contexte d'application des travaux ;
- Les enjeux économiques et fonctionnels ;
- Les principales problématiques associées, qui sont détaillées par la suite.

Ce chapitre commence donc par définir le vocabulaire propre aux pièces tournantes de turbomachines : les impellers. Les trois familles de ces pièces sont étudiées en fonction de leurs similitudes et de leurs différences. Par la suite, la conception de ces pièces est détaillée suivant deux processus. En particulier, l'ingénierie simultanée est présentée, avec le concept de Design For Manufacturing, qui est une méthode intéressante dans ce cas. Les premiers travaux ont consisté à proposer de nouveaux outils pour faciliter la mise en place de ce concept, et tout particulièrement pour la prise en compte de la fabrication dès la conception d'impellers. Ces outils sont basés sur des indicateurs qui expriment les principaux problèmes de fabrication d'un impeller, permettant le contrôle de la géométrie fabriquée.

Par la suite, les différents besoins fonctionnels associés à ce type de pièces sont développés. Ces besoins sont exprimés pour les différents acteurs du processus de conception et de fabrication de la pièce. Les concepteurs sont chargés de garantir que le modèle géométrique défini, ainsi que ses spécifications géométriques, permettent de certifier que le produit final répond aux attentes du client. Dans le but de quantifier les besoins fonctionnels, de nouveaux indicateurs de respect de ces besoins sont proposés. Ils traduisent des besoins de performance de la pièce, sa résistance mécanique aux sollicitations en fonctionnement et le respect des spécifications géométriques du dessin de définition.

1 Pièces de type impeller

1.1 Contexte technologique

Les pièces de type impeller équipent les turbomachines qui peuvent fonctionner soit en pompe, soit en turbine. Elles en sont un des principaux éléments. Leur rôle est de transmettre l'énergie entre un fluide et le système mécanique, cette fonction est en grande partie assurée par des pales. La **figure I.1** présente un exemple d'impeller. Les pales sont l'un des éléments majeurs de ces pièces. Elles doivent donc satisfaire de nombreux besoins fonctionnels et des spécifications exprimées au cahier des charges.

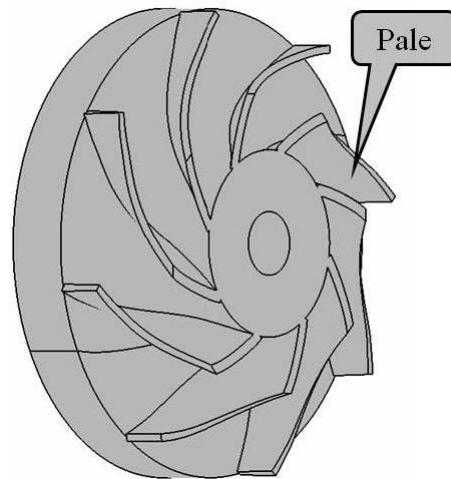


Figure I.1 : Pièce de type impeller.

La **figure I.2** présente la section d'un impeller coupé suivant son axe de rotation. Les pales sont donc des parois fines, dont l'épaisseur dépend des efforts qui lui sont appliqués par le fluide, reliées au moyeu de l'impeller par l'intermédiaire de surfaces de liaison appelées dans ce cas pieds de pale. Ces surfaces de liaison, caractérisées par Duc [DUC 98] [DUC 99], servent à relier les parties fonctionnelles de la pale à la pièce. Elles font donc l'objet de contraintes fonctionnelles importantes, notamment la résistance aux efforts appliqués sur la pale, car c'est au niveau de la liaison pale/moyeu que les contraintes sont les plus importantes. D'autre part, la partie tête de pale fait aussi l'objet de besoins importants, car c'est dans cette région que l'étanchéité dynamique entre la partie tournante (l'impeller) et la partie statique (le flasque) est obtenue.

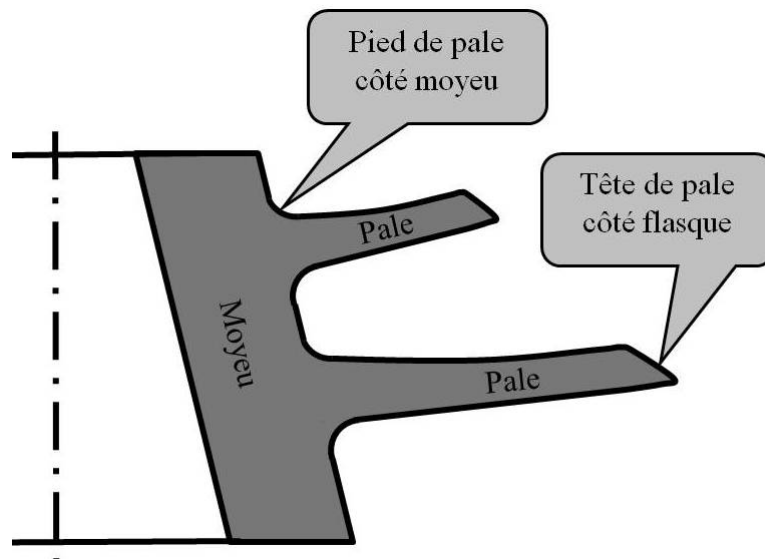


Figure I.2 : Définition du moyeu et du flasque.

La **figure I.3** définit la partie Bord d'Attaque (BA) de la pale, qui rentre en premier lieu en contact avec le fluide, que le fonctionnement soit moteur ou générateur. Le Bord de Fuite (BF) est quant à lui la partie de la pale sur laquelle glisse le fluide en dernier lieu. Les besoins sur ces deux parties sont antagonistes :

- Le BA doit être le plus fin possible pour limiter la résistance à la pénétration dans le fluide ;
- Le BF quant à lui est épaissi pour résister aux turbulences produites lorsque le fluide quitte la pale.

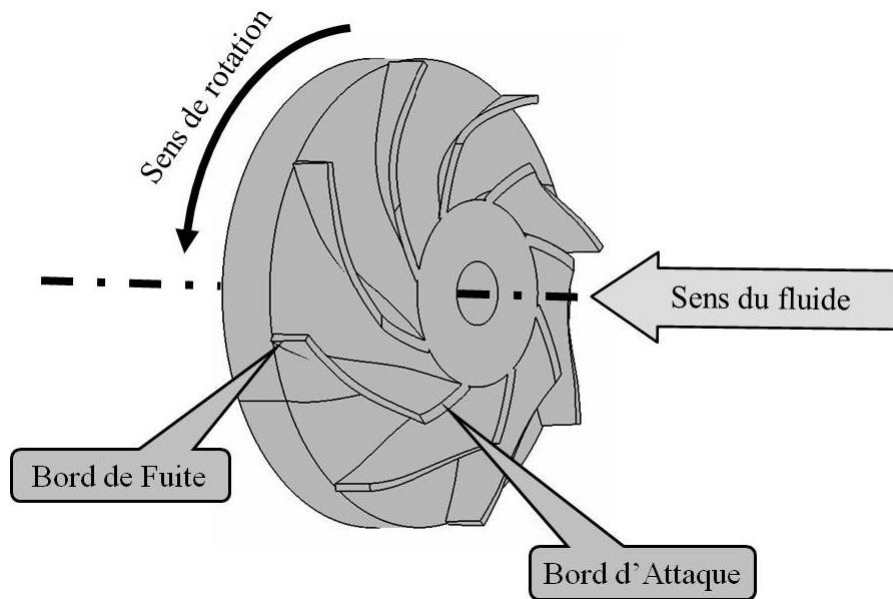


Figure I.3 : Définition du Bord d'Attaque et du Bord de Fuite.

Les parties les plus actives des pales sont les surfaces intrados et extrados. Leur nom dépend de la pression qu'exerce le fluide sur ces surfaces. L'intrados est la surface qui est en surpression et l'extrados celle en dépression.

La **figure I.4** présente la veine fluide : volume délimité par l'intrados de la pale n , l'extrados de la pale $n-1$, le moyeu et le flasque. C'est dans ce volume que le fluide évolue et c'est la variation de section de cette veine fluide qui donne les performances d'un impeller.

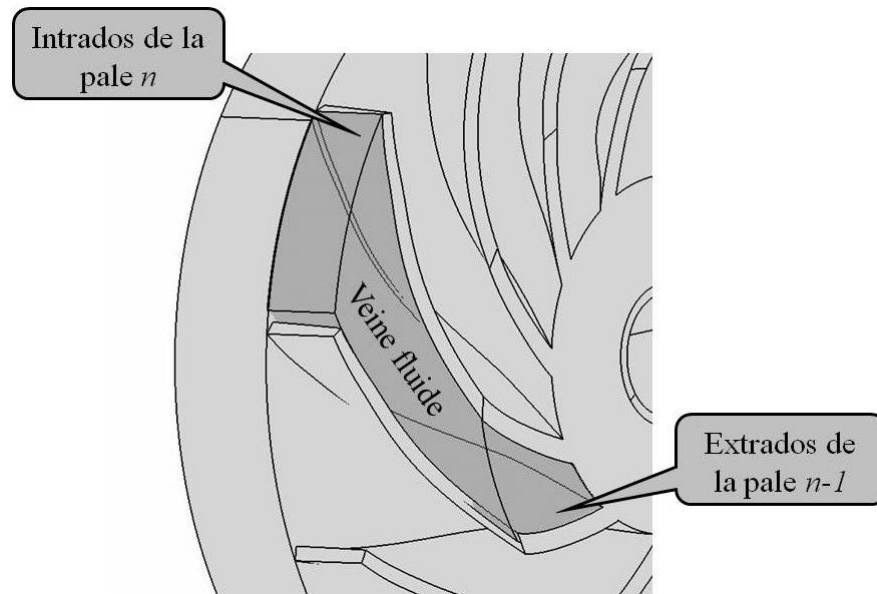


Figure I.4 : Définition de la veine fluide.

La définition CAO de l'impeller passe donc par la modélisation géométrique de la veine fluide et donc des surfaces intrados et extrados des pales.

1.2 Différentes familles d'impellers

La **figure I.5** présente la turbopompe à hydrogène liquide du moteur Vulcain 2 ayant les caractéristiques suivantes :

- Vitesse de rotation de 36 000 tr/min ;
- Puissance de la turbine de 14 MW (équivalent à trois motrices de TGV) ;
- Pression de sortie de 185 bars ;
- Température d'utilisation de 20 K pour la partie froide et 960 K pour la partie chaude.

Elle est composée en entrée d'un inducteur chargé de "gaver" le rouet qui le suit, puis d'un deuxième rouet qui continue à comprimer le fluide. La partie droite est le moteur de la pompe avec deux disques de turbine à gaz (deux ventilateurs).

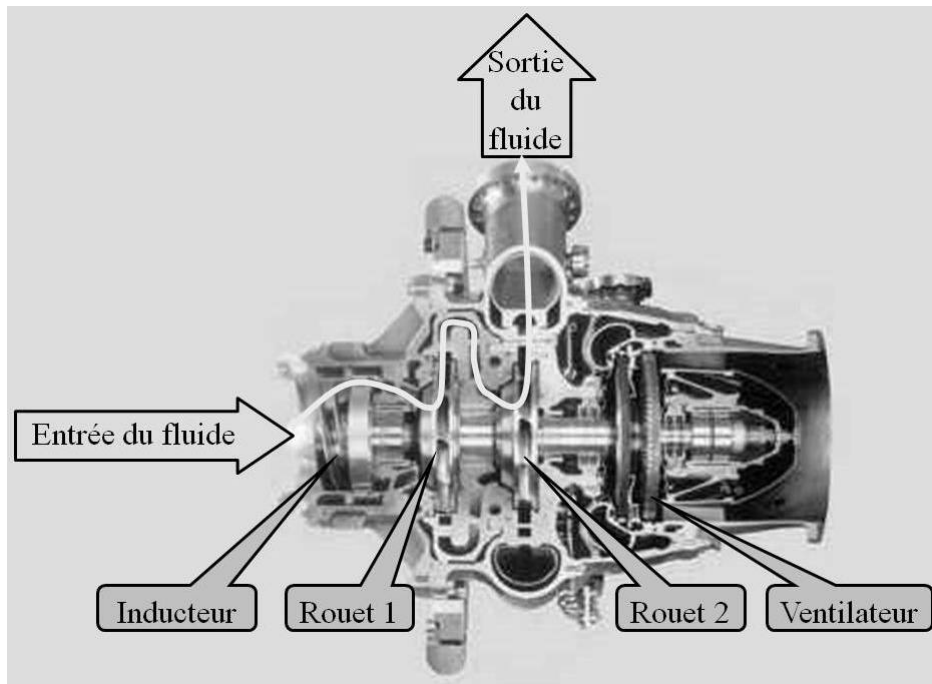


Figure I.5 : Vue en coupe d'une turbopompe.

Cette turbopompe intègre les trois familles de pièces aubagées, présentées dans la suite des travaux. Il existe de nombreuses variantes de pièces de type impeller, les trois principales familles sont présentées ici. Dans la suite du mémoire, ces trois morphologies de pièces seront appelées indifféremment impellers.

1.2.1 Rouets

Le rouet (ou impeller en anglais) est une pièce tournante utilisée pour aspirer un liquide, pour diffuser ou compresser un gaz. La **figure I.6** présente un exemple de la morphologie de ces pièces, la particularité étant un changement de direction du fluide avec, dans le cas d'une pompe, une entrée axiale du fluide et une sortie radiale, et vice-versa pour le cas d'une turbine.

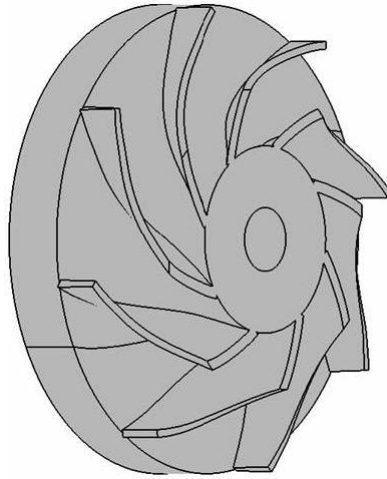


Figure I.6 : Pièce de type rouet (impeller).

Les pales d'un rouet sont généralement peu enroulées autour de l'axe de la pièce, avec un angle d'enroulement dépassant rarement 45° . Souvent, les rouets sont composés de deux classes de pales : les pales principales et secondaires plus courtes et placées entre deux pales primaires. La **figure I.7**, présentée dans un article de Qi [QI 09] illustre ces deux morphologies. Les intrados et extrados de ces pales sont couramment modélisés par des surfaces réglées non développables, possédant des vrilles faibles en BA et en BF et des vrilles très importantes (jusqu'à 20°) localisées en un point proche du milieu de la pale. Les définitions mathématiques de la vrille et de surface développable sont présentées au §I.2.1. À ce stade, la vrille peut être définie comme étant l'angle formé entre les courbes flasque et moyeu d'une surface vue suivant une règle. Si les vrilles d'une surface sont non nulles, alors la surface est dite non développable. La hauteur des pales – distance entre le moyeu et le flasque – est quant à elle généralement assez faible.

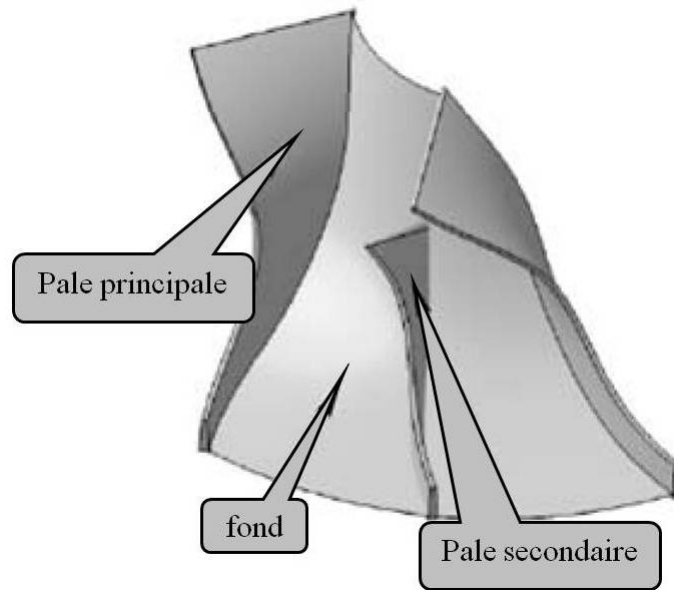


Figure I.7 : Pales secondaires d'un rouet [QI 09].

1.2.2 Inducteurs

L'inducteur (ou inducer en anglais), présenté à la **figure I.8**, est une pièce tournante placée à l'entrée d'un impeller, dans le but d'en améliorer les performances. Il tourne à la même vitesse de rotation que l'impeller. Il doit créer une surpression suffisante pour que le fluide ne cavite pas dans la pompe principale. Généralement, il est formé de trois à quatre pales ayant une hauteur importante et un plus grand angle d'enroulement que pour un rouet (entre 180 et 360°). Les intrados et extrados sont couramment modélisés par des surfaces réglées non développables dont la vrille est assez régulière et élevée (entre 10 et 15°).

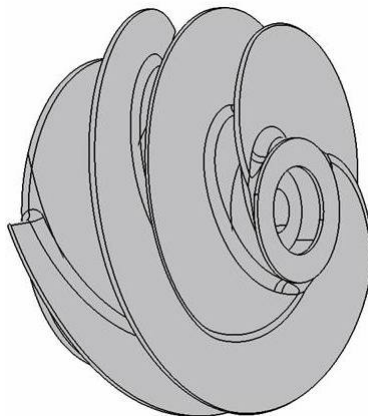


Figure I.8 : Pièce de type inducteur (inducer).

Dans le cadre de ses travaux de thèse, Rolland [ROL 08] étudie la modélisation de la cavitation des inducteurs de la turbopompe à hydrogène liquide fabriquée par la SNECMA de Vernon. La **figure I.9** présente un exemple de cavitation d'un fluide autour d'un inducteur. Le

but est de mieux prédire la cavitation au niveau des inducteurs afin de pouvoir abaisser la pression en entrée de la turbopompe. Cette diminution de pression permet de stocker le carburant avec moins de pression, entraînant ainsi une diminution de l'épaisseur des parois des réservoirs. Dans le cas d'application, *"une diminution de la pression dans les réservoirs de 0,2 bar permet de gagner 200 kg sur le lanceur. A raison de 30 000 euros le kilogramme cela entraîne un gain de l'ordre de six millions d'euros par lanceur"* [ROL 08]. Cette étude illustre le rôle fondamental joué par les pales dans le fonctionnement de turbomachines, ce qui explique le soin apporté à leur fabrication et justifie les travaux scientifiques présentés dans ce mémoire.

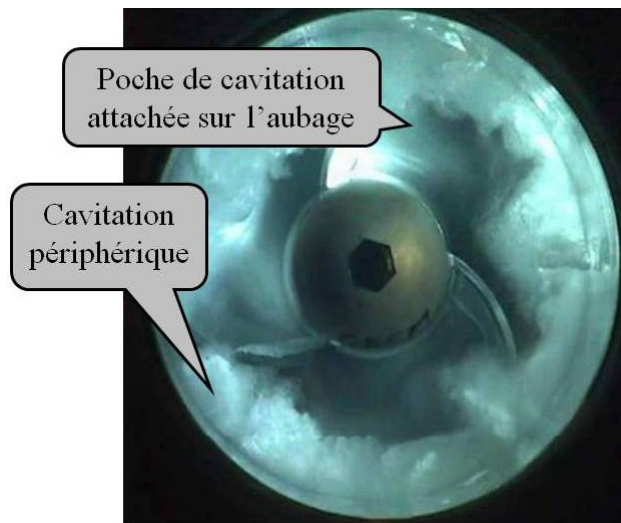


Figure I.9 : Exemple de cavitation d'un inducteur [ROL 08].

1.2.3 Ventilateurs

Le ventilateur (ou fan en anglais) est une pièce tournante utilisée pour accélérer un fluide, ou récupérer de l'énergie d'un fluide, la **figure I.10** en présente un exemple. L'entrée et la sortie du fluide sont axiales. Le ventilateur présente de nombreuses pales courtes – la distance entre le BA et le BF est faible – et de hauteur importante. Les intrados et extrados sont généralement modélisés par des surfaces gauches non réglées. Les pales peuvent être rapportées sur une couronne ou faire partie de la même pièce. Dans ce dernier cas, le ventilateur est couramment appelé DAM (Disque Aubagé Monobloc).

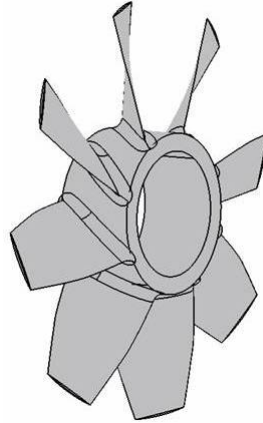


Figure I.10 : Pièce de type ventilateur (fan).

2 Processus de conception et de fabrication d'un impeller

Le processus de conception d'un impeller est long et complexe car il fait intervenir de nombreux domaines de compétences et donc de spécialistes. Cette conception est délicate car ces différents intervenants n'ont pas les mêmes besoins ni le même langage, mais ils doivent impérativement bien communiquer pour réduire les coûts et les délais de développement. Alors, il est présenté par la suite une approche d'optimisation de cette conception, basée sur de nouveaux indicateurs proposés dans ces travaux.

2.1 Modélisation mathématique des surfaces intrados et extrados

Traditionnellement, le concepteur modélise les surfaces intrados et extrados en utilisant des surfaces réglées qui permettent à la fois d'engendrer la forme attendue tout en restant assez simple à modéliser et à fabriquer.

2.1.1 Notions de surface réglée

Une surface réglée est une surface paramétrique fonction de deux paramètres u et v . La **figure I.11** présente les notations utilisées. Cette surface particulière, $S(u,v)$, est générée par le mouvement d'un segment, ou règle, $[P_0(u) P_1(u)]$, définie par l'**équation I.1**, le long de deux courbes guides, ou directrices, $C_0(u)$ et $C_1(u)$ définies par l'**équation I.2**.

$$\begin{cases} P_0(u) = S(u,0) \\ P_1(u) = S(u,1) \end{cases} \quad (\text{I.1})$$

$$\begin{cases} C_0(u) = S(u,0) \\ C_1(u) = S(u,1) \end{cases} \quad \forall u \in [0,1] \quad (\text{I.2})$$

Peternell [**PET 99**] propose d'écrire l'équation d'une surface réglée sous la forme de l'**équation I.3**.

$$S(u, v) = (1 - v) \cdot C_0(u) + v \cdot C_1(u) \quad (u, v) \in [0, 1]^2 \quad (\text{I.3})$$

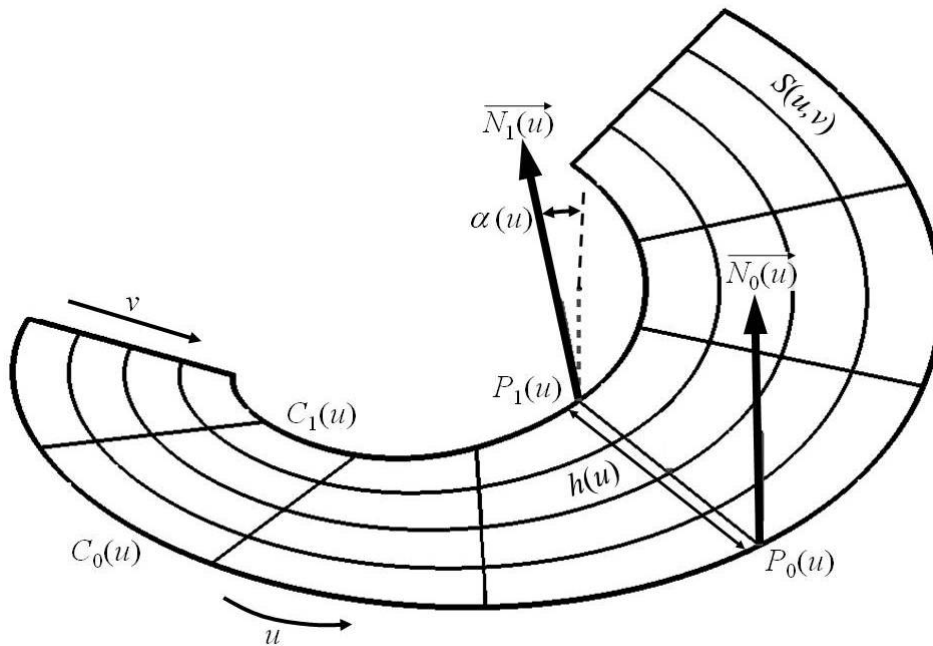


Figure I.11 : Définition d'une surface réglée.

Il est défini pour une surface réglée :

$\overline{N}_0(u)$ et $\overline{N}_1(u)$ les vecteurs unitaires orthogonaux à la surface respectivement en $P_0(u)$ et $P_1(u)$;

$h(u)$ la longueur de la règle $[P_0(u) P_1(u)]$;

$\alpha(u) = (\overline{N}_0(u), \overline{N}_1(u))$ est la vrille de la surface en $[P_0(u) P_1(u)]$.

Les surfaces réglées sont classées en deux catégories :

- Les développables, usinables par le flanc sans générer de défauts ;
- Les non développables, théoriquement impossibles à usiner par le flanc sans générer des défauts géométriques appelés interférences. Ce problème sera plus amplement détaillé au §II.1.3. Par la suite, il est montré que la longueur de leurs règles ainsi que leurs vrilles jouent un rôle prépondérant sur la qualité géométrique de la surface usinée.

2.1.2 Notions de surface développable : courbure gaussienne

La courbure gaussienne d'une surface permet de déterminer si elle est développable ou non.

Le **figure I.12** présente les notations utilisées. Le point $M(u, v)$ de la surface $S(u, v)$ a pour normale $\overline{N}(u, v)$.

Le plan Π est défini tel que :

- Il passe par le point $M(u,v)$;
- Il contienne la normale $\overline{N(u,v)}$;
- Il forme un angle θ par rapport à un vecteur tangent à la surface en $M(u,v)$. Le choix de ce vecteur n'influe pas sur le résultat et est donc réalisé de façon arbitraire.

L'intersection du plan Π et de la surface $S(u,v)$ est une courbe plane notée γ , calculée avec l'équation I.4.

$$\gamma = S(u,v) \cap \Pi \tag{I.4}$$

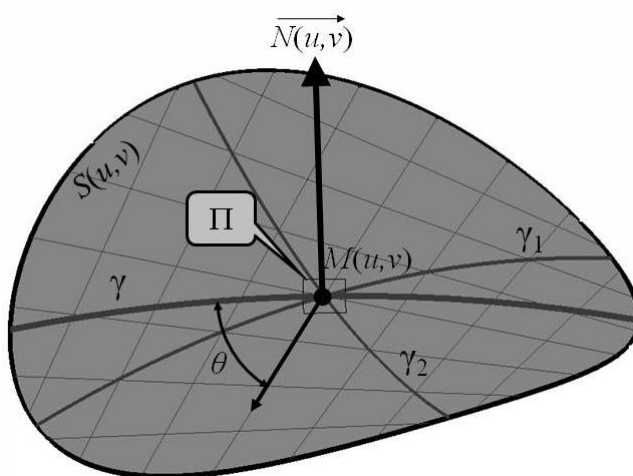


Figure I.12 : Définition de la courbure gaussienne.

La courbe γ présente au point $M(u,v)$ une courbure notée K . Les courbures principales, K_1 et K_2 , de la surface $S(u,v)$ au point $M(u,v)$, sont les valeurs maximales et minimales de K quand le plan Π effectue une rotation autour de $\overline{N(u,v)}$. Les valeurs de K_1 et K_2 sont donc calculées avec les équations I.5 et I.6. La figure I.6 présente, sur une surface réglée suivant u et v , les deux directions principales ainsi que les deux courbes γ_1 et γ_2 qui ont pour courbures K_1 et K_2 .

$$K_1 = \max(K / \theta \in [0, 180^\circ]) \tag{I.5}$$

$$K_2 = \min(K / \theta \in [0, 180^\circ]) \tag{I.6}$$

La courbure gaussienne, K_G , définie comme étant le produit des courbures principales, est calculée suivant l'équation I.7.

$$K_G = K_1 \cdot K_2 \tag{I.7}$$

Pour déterminer si une surface réglée est développable, il faut étudier la valeur de la courbure gaussienne. En effet, une surface est dite développable si la courbure gaussienne est nulle en tous ses points. Dans le cas d'une surface réglée développable, une des directions

principales s'aligne avec la règle, donc une des courbures principales s'annule et par conséquent la courbure gaussienne s'annule aussi. Dans le cas d'une surface réglée non développable (cas de la **figure I.12**), les deux courbures ont des signes opposés – sur l'exemple de la **figure I.12**, K_1 est négatif et K_2 est positif – le point est dit en "selle de cheval". Donc la courbure gaussienne d'une surface réglée non développable est toujours négative.

Taille [TAI 75] propose de définir une surface réglée développable comme étant une surface dont "le plan tangent est le même tout le long de la génératrice". Donc si une surface est développable, elle est donc forcément réglée et les vrilles de chacune de ses règles sont nulles. Ce résultat est aussi présenté par une autre méthode dans les travaux de thèse de Senatore [SEN 07]. En conséquence, une surface réglée non développable a des règles dont la vrille est non nulle.

2.2 Différents intervenants de la conception

Les turbomachines sont des systèmes mécaniques complexes dont les pièces tournantes aubagées en sont les éléments principaux. Ce sont les caractéristiques des impellers qui en assurent le rendement. Ainsi, ils font l'objet de multiples besoins fonctionnels, qui sont détaillés au §I.4. Ces besoins émanent de différentes spécialités ; la mécanique des fluides avec la recherche de la meilleure efficacité du système, la mécanique des structures qui assure la résistance mécanique des pièces sous les sollicitations.

Donc, comme présenté par Young [YOU 03], les spécialités de la mécanique des fluides et des structures sont les deux principales compétences pour la conception des impellers. En effet, la mécanique des fluides a comme données d'entrée un cahier des charges au niveau des performances à atteindre par la turbomachine et de son encombrement. Ces contraintes permettent de définir une première version du modèle géométrique de l'impeller. Par la suite, ce modèle 3D est analysé par la mécanique des structures de manière à étudier l'état des contraintes mécaniques sous chargement et les vibrations de la pièce sous les sollicitations en service. Ces études amènent des modifications géométriques pour améliorer le respect des contraintes imposées par la mécanique des structures. Puis, ce modèle est de nouveau simulé en mécanique des fluides, générant des modifications de la géométrie qui doivent de nouveau être testées par la mécanique des structures. Le modèle final est donc obtenu par itérations successives entre les hydrauliciens et les mécaniciens.

Tollenaere [TOL 98] présente dans son ouvrage, une nouvelle méthode de conception, existant depuis les années 85, qui prend en compte les contraintes de fabricabilité dans la conception des produits, celle-ci est nommée Design For Manufacturing (DFM).

Al-Zubaidy [ALZ 95] applique ce principe pour la conception d'impellers en intégrant des contraintes de fabricabilité dans la boucle de conception, tel que le schématise la **figure I.13**.

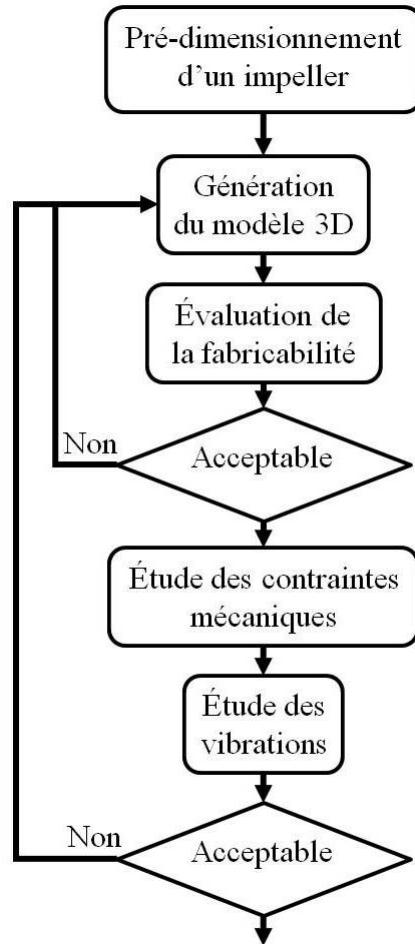


Figure I.13 : Boucle de conception d'un impeller [ALZ 95].

En conséquence, l'utilisation d'une approche DFM pour la conception d'un impeller doit permettre le dialogue entre trois spécialités : la mécanique des fluides, la mécanique des structures et la fabrication.

Par la suite, les deux approches de conception présentées par Tollenaere [TOL 98] : séquentielle et parallèle (ou ingénierie simultanée), sont développées.

2.3 Conception et fabrication d'un impeller

2.3.1 Démarche séquentielle [TOL 98]

Cette démarche enchaîne séquentiellement les disciplines de la conception, des méthodes, de la fabrication, du contrôle et de l'assemblage. Cette méthode crée naturellement un cloisonnement entre les spécialités et donc un manque de communication, tel que le caricature la **figure I.14**. Cette démarche impose la prise de décisions locales au niveau de chaque étape et ces choix sont faits arbitrairement ou par habitude sans connaissance de leurs conséquences. Ainsi, les décisions arbitraires prises au niveau de la conception peuvent entraîner des surcoûts de fabrication par la suite.

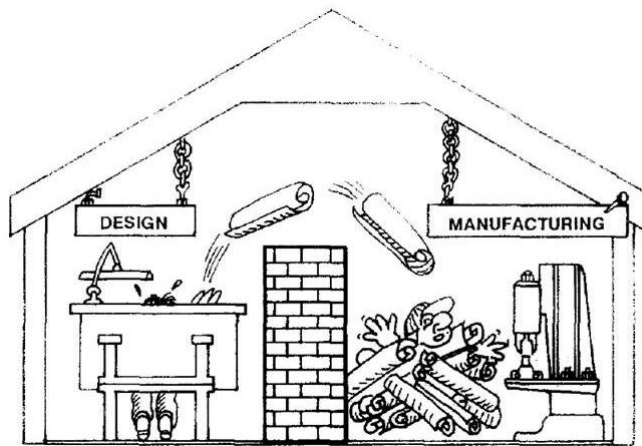


Figure I.14 : Illustration de la conception séquentielle [BOO 94].

2.3.2 Conception intégrée [TOL 98]

La conception intégrée, ou ingénierie simultanée, quant à elle, "engage" les différents travaux simultanément. Cette méthode permet donc une réduction des délais de développement et une prise des décisions synchronisées avec tous les intervenants sur le projet. L'ingénierie simultanée utilise des concepts de Design For Manufacturing.

Tollenaere [TOL 98] présente le DFM comme une vue de la modélisation des problèmes de fabrication dès la conception.

Pour l'application de ce concept, Duc [DUC 99] propose, sur la **figure I.15**, de définir deux familles de surfaces :

- Les surfaces fonctionnelles, qui assurent les besoins de la pièce ;
- Les surfaces de liaison et de raccordement, qui relient ces surfaces fonctionnelles entre elles.

Sur la base de ces définitions, l'auteur propose une première approche du DFM en définissant les surfaces de liaison et de raccordement pour respecter des contraintes de

fabrication. Dans cette approche, les surfaces fonctionnelles sont quant à elles uniquement définies par des besoins fonctionnels de la pièce en service.

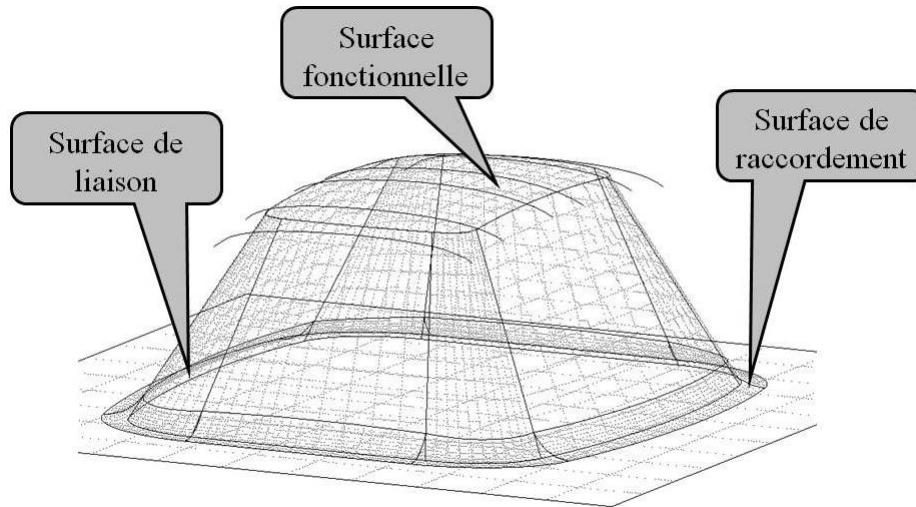


Figure I.15 : Classification des surfaces [DUC 99].

La méthode proposée par Duc est une première étape dans le DFM, la deuxième étape proposée ici est d'ajouter à cette approche une contrainte de fabrication sur les surfaces fonctionnelles. En effet, dans le cas d'impellers, les surfaces fonctionnelles composant les pales sont difficiles à fabriquer (*c.f.* §I.2.5.2). Il est important de remarquer que les rendements sont exigés pour la pièce fabriquée, et non pour la pièce théorique. Ainsi, le rendement d'une pièce réelle est fonction de sa surface théorique et des erreurs générées lors de sa fabrication. Donc, dans certains cas, il est plus intéressant de fabriquer avec peu d'erreurs une surface qui théoriquement a un moins bon rendement, que de fabriquer avec beaucoup d'erreurs une surface ayant un meilleur rendement par simulation. Le §I.3 définit des indicateurs permettant de quantifier l'aptitude d'un impeller à être fabriqué, ils sont développés dans ces travaux pour la partie finition en usinage 5-axes des pales.

2.4 Support de communication entre les différents intervenants

Pour mettre en place une bonne communication entre tous les interlocuteurs (*c.f.* §I.2.2), il est nécessaire de mettre en place un support commun. À l'heure actuelle, il s'agit du modèle géométrique représenté par un modeleur CAO, nommé par la suite modèle CAO. En effet, chaque spécialiste a à sa disposition des logiciels métiers très performants dans son domaine, qui lui permettent d'effectuer des calculs d'optimisation de la géométrie de la pièce. Il existe aussi sur le marché des modeleurs CAO qui proposent une approche intégrant des modules d'optimisation de modèles paramétrés, des codes de calculs éléments finis, des modules FAO... Mais actuellement, ces modules sont généralistes et ne sont pas adaptés pour les

applications spécifiques. Chaque spécialiste est donc obligé de conserver deux modèles en parallèle : celui de la CAO et celui des logiciels métiers. L'échange de données entre les deux induit donc des risques de perte d'informations.

Les étapes actuelles de conception d'un impeller sont donc les suivantes :

- Mise en place d'un modèle CAO paramétré. Exemple de paramètres : nombre de pales, forme du moyeu, évolution de la veine fluide... Ce modèle CAO est défini grâce à l'expérience de l'entreprise dans le domaine et en accord entre les différents acteurs de la conception, il doit comporter le plus de paramètres possibles pour obtenir une meilleure optimisation.
- Optimisation des paramètres du modèle CAO. Cette étape se fait de façon itérative. Une première partie est faite automatiquement avec une génération d'un grand nombre de solutions d'impellers grâce à un tirage aléatoire des paramètres (*e.g.* de type Monte-Carlo). Puis, toujours en automatique, les solutions générées sont testées avec des règles métier et classées en fonction de valeurs d'indicateurs. Donc, la performance de cette méthode réside sur la définition de ces règles métier et de ces indicateurs. Des exemples de règle métier et d'indicateur, pour la mécanique des structures, seraient respectivement : "une pale ne doit jamais avoir une épaisseur nulle" et "plus l'épaisseur d'une pale est importante, meilleure est sa résistance mécanique".

Une fois les solutions triées (avec les règles métier) et classées (avec les indicateurs), une étude plus fine est réalisée par tous les spécialistes, sur les solutions les mieux classées. Le résultat de cette étude est la définition complète de la géométrie à réaliser. Par la suite, la fabrication de cette géométrie doit être étudiée finement.

2.5 Processus de fabrication d'un impeller lors d'une approche DFM

La **figure I.16** présente les différentes étapes de fabrication d'un impeller dans un contexte DFM. Tout d'abord, le modèle CAO est optimisé grâce à la collaboration des spécialistes de l'hydraulique, de la mécanique et de la fabrication (*c.f.* §I.2.4). Le résultat de cette opération est un modèle CAO optimisé pour répondre à un compromis satisfaisant les différents spécialistes de la conception.

Par la suite, une macro-gamme de la pièce est proposée par le Bureau de Méthodes (BM). Une fois que celle-ci est validée, la gamme complète de fabrication et les contrats de phases sont établis avec les choix :

- Des machines utilisées ;
- Des montages d'usinage ;

- Des outils et des conditions de coupe ;
- Des trajectoires et des programmes d'usinage.

Une boucle de modification peut être envisagée entre la gamme et la macro-gamme, afin d'optimiser la fabrication en remettant en question les choix effectués au niveau de la macro-gamme. Ces optimisations ont pour but de réduire les coûts de fabrication des pièces tout en s'assurant que la qualité requise est respectée.

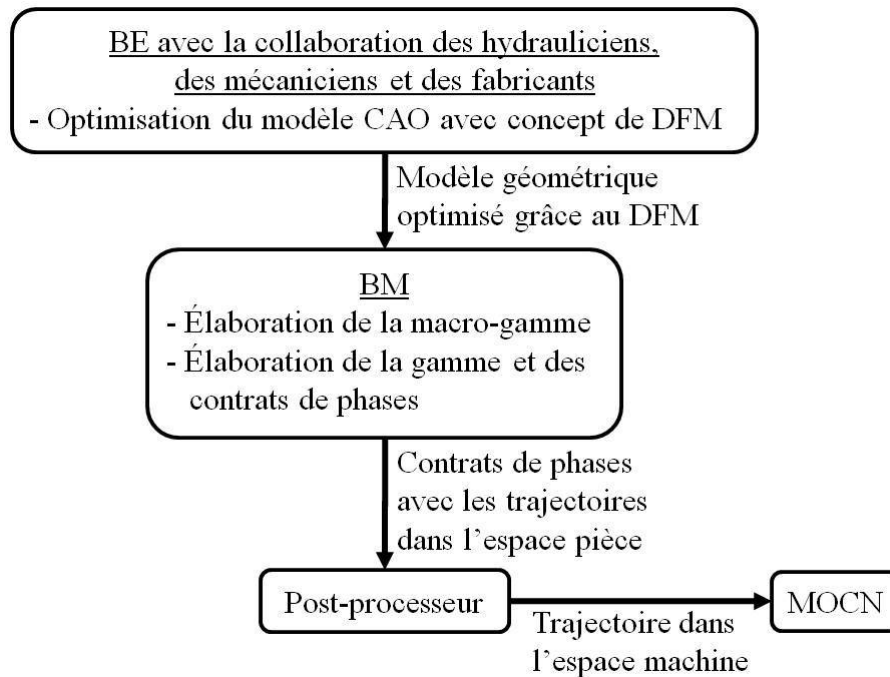


Figure I.16 : Processus de fabrication d'un impeller.

2.5.1 Macro-gamme de fabrication d'un impeller

L'objectif de cette macro-gamme d'usinage est de définir les différentes phases nécessaires à la fabrication d'une pièce ainsi que leur ordonnancement. Young [YOU 03] propose la macro-gamme de fabrication suivante :

- Tournage du profil extérieur de la pièce. Dans cette phase, les surfaces composant le flasque sont finies.
- Fraisage des pales, avec la finition des pales, des pieds de pales et des moyeux.

L'ordonnancement de ces différentes étapes est synthétisé sur la **figure I.17**. Les problématiques développées dans ces travaux de thèse se situent au niveau de la phase 30 de cette gamme.

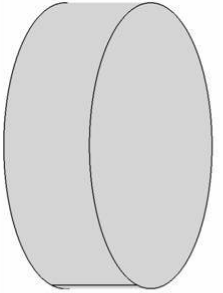
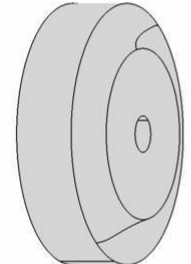
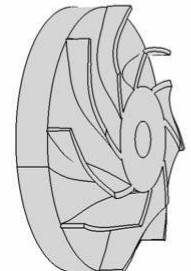
	<p><u>Phase 10</u></p> <p>Brut de sciage</p>
	<p><u>Phase 20</u></p> <p>Profil extérieur de tournage</p>
	<p><u>Phase 30</u></p> <p>Fraisage des pales</p>

Figure I.17 : Macro-gamme d'usinage d'un impeller.

La phase de fraisage peut se diviser en cinq opérations :

- Ébauche des veines fluides ;
- Demi-finition des pales ;
- Demi-finition du moyeu ;
- Finition du moyeu ;
- Finition des pales.

De plus, dans la macro-gamme sont définies pour chacune des opérations d'usinage :

- Les enveloppes des outils utilisés ;
- L'allure des trajectoires, définissant les volumes à retirer par chaque opération.

Le choix de la stratégie d'usinage est donc effectué à ce niveau. Dans la suite du document, une méthode est présentée pour aider le bureau des méthodes à choisir la stratégie optimale pour l'opération de finition des intrados et des extrados des impellers (*c.f.* §II.6).

D'après Young [YOU 04], la phase d'ébauche des veines fluides est l'opération la plus longue de la gamme de fabrication et l'opération où le gain économique à réaliser est le plus

important. Ainsi, l'auteur propose de réduire le temps de cette phase en modifiant la trajectoire d'ébauche. Il développe une méthode de calcul de trajectoire avec une profondeur de passe axiale constante au cours de l'usinage. Donc, la trajectoire ne se guide pas sur les iso-paramétriques de la surface pour le calcul. De nombreux auteurs ont étudié cette opération. Tout comme Young, Qi [QI 09] propose une optimisation de la trajectoire d'ébauche pour limiter les temps de fabrication, basée sur une profondeur de passe axiale constante. Cet algorithme possède la particularité de convenir aux rouets avec ou sans pales secondaires.

Mais l'un des problèmes principaux de cette opération se situe au niveau de la coupe des métaux, généralement des alliages réfractaires à faible usinabilité. Ainsi, Besson [BES 06] présente une optimisation des conditions de coupe pour cette ébauche avec l'utilisation d'une démarche Couple Outil-Matière (COM) [AFN 94]. Elle préconise dans le cas du rainurage pleine matière du Ti-6Al-4V avec une fraise en carbure monobloc à quatre dents les paramètres suivants :

- Une vitesse de coupe V_c de l'ordre de 40 à 80 m/min ;
- Une avance à la dent importante supérieure à 0,08 mm/dent ;
- Une profondeur de passe axiale de l'ordre de 4 mm.

Bien que l'opération de finition des pales ne soit pas la partie la plus critique au niveau de la productivité d'un impeller, c'est elle qui assure la qualité géométrique des pièces. Kopac [KOP 07] propose une méthode d'optimisation des conditions de coupe en usinage par le flanc. Sa méthode est basée sur un plan d'expériences avec pour objectifs :

- L'augmentation de la productivité au travers du débit de copeaux ;
- L'amélioration de l'état de surface ;
- La diminution des efforts de coupe.

L'auteur applique ces travaux à l'usinage d'un alliage d'aluminium de fonderie et montre ainsi que l'optimum est un faible nombre de dents et une avance à la dent petite. En ce qui concerne les valeurs de la vitesse de coupe et des profondeurs de passes axiale et radiale, l'auteur montre que l'optimum est obtenu pour des valeurs non extrémales. Sorby [SOR 00] utilise une approche plus économique de l'optimisation des conditions de coupe par le flanc. En effet, il met en place une méthode de choix des conditions de coupe économique en considérant :

- Un modèle de durée de vie de l'outil (important dans le cas d'usinage de matériaux à faible usinabilité) ;
- Un modèle d'effort de coupe, avec l'utilisation d'une limite en effort radial (non casse de l'outil) ;

- Des coûts de revient horaires ;
- Les limites technologiques de la machine et de l'outil.

Son étude montre que le coût par volume unitaire de matière enlevée ($\text{€}/\text{cm}^3$) diminue quand le diamètre de l'outil augmente et que la profondeur de passe radiale diminue.

2.5.2 Principaux problèmes d'usinage d'un impeller

Les usinages d'ébauche et de finition des impellers induisent des difficultés différentes. Pour l'ébauche, il s'agit de problèmes de productivité et d'usure de l'outil. En revanche, au niveau de la finition, la complication vient du respect de la géométrie des pales. Les défauts géométriques sont essentiellement liés à la flexion de la pale et/ou de l'outil, ainsi qu'aux interférences entre l'outil et la surface théorique.

2.5.2.1 Problèmes de flexion de la pale et/ou de l'outil

Tout comme le souligne Sorby [**SOR 00**], l'effort de coupe radial est un paramètre prépondérant lors du choix des conditions de coupe en usinage par le flanc. En effet, ces efforts induisent une flexion de l'outil et de la pale. Cette flexion dans le cas d'impellers est amplifiée car :

- La géométrie de la pièce est propice aux flexions des pales de par leur faible épaisseur ;
- L'outil est contraint à un fort élanement pour accéder au moyeu sans collisions avec les pales ;
- Les matériaux généralement utilisés pour les impellers ont une mauvaise usinabilité.

Les pièces tournantes de turbomachines sont couramment en alliage de titane ou en alliage de nickel, pour résister mécaniquement aux hautes températures (ou très basses) de fonctionnement des impellers. Ezugwu [**EZU 02**] a étudié en détail l'usinabilité de ces matériaux qui disposent d'une combinaison de propriétés gênantes pour la fabrication, mais qui répondent à des besoins fonctionnels de la pièce en service. Les principales propriétés de ces matériaux sont :

- Une faible conductibilité thermique (pour les alliages de titane environ $0,2 \text{ W}/\text{cm}/\text{K}$ soit 4 fois moins que l'acier [**BAR 98**]), entraînant ainsi un fort échauffement localisé au niveau de l'interface outil/pièce, ce qui implique une élévation de température de l'outil de coupe et une dégradation accélérée.
- Un faible adoucissement thermique, réduisant l'utilisation du domaine d'UGV, car à l'heure actuelle les matériaux des outils ne supporteraient pas de telles températures.

- Une faible raideur (pour les alliages de titane, un module de Young environ 2 fois plus petit que celui de l'acier), entraînant de plus grandes flexions des pales.

Ainsi, l'usinage d'impellers réunit toutes les conditions pour générer des problèmes de flexions, tant du point de vue de la pale que de l'outil.

2.5.2.2 Problèmes d'interférences locales

Les problèmes d'interférences génèrent aussi des défauts géométriques importants. L'interférence peut être définie comme l'interpénétration de deux solides. Dans le cas de l'usinage, deux types d'interférences sont définis :

- Les globales. Elles correspondent à une interpénétration entre une partie non coupante de l'outil (la queue de l'outil, l'attachement, la broche...) et la pièce théorique ou entre la partie active de l'outil et le porte-pièce (système de bridage, machine...). Communément, ce type d'interférences est appelé collisions.
- Les locales. Elles correspondent à une interpénétration entre la partie coupante de l'outil (le bout ou le flanc) et la pièce théorique. Elles peuvent être aussi appelées erreurs d'usinage.

C'est ce dernier type d'interférences qui est étudié ici et détaillé au §II.1.2 pour le bout de l'outil et au §II.1.3 pour le flanc de l'outil.

L'interférence locale est calculée avec l'**équation I.8**. La définition de la surface enveloppe $S_{env}(u,v)$ est donnée au §III.4.2.1.

$$Int(u,v) = S(u,v) - S_{env}(u,v) \quad (I.8)$$

Les conventions choisies sont :

- Une interférence est positive lorsque l'outil enlève trop de matière, elle sera notée par la suite overcut ;
- Une interférence est négative lorsque l'outil laisse de la matière, elle sera notée par la suite undercut.

Ces conventions sont illustrées à la **figure I.18**.

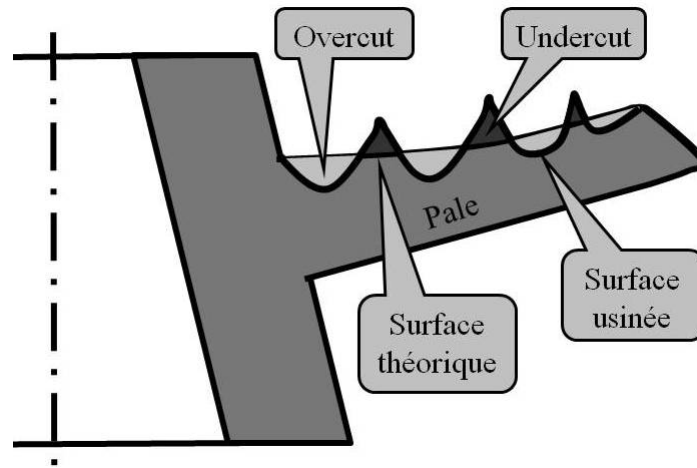


Figure I.18 : Définition des interférences locales.

Les interférences locales vont entraîner des écarts géométriques entre les surfaces attendues et la surface réalisée. Ainsi, ces écarts engendrent un gap entre les besoins souhaités et obtenus.

3 Expression et proposition d'indicateurs de fabricabilité par usinage d'un impeller

Le Design For Manufacturing implique une activité de conception collaborative. Pour cela, le groupe de concepteurs doit synthétiser l'ensemble des problèmes posés – respect des exigences fonctionnelles et problèmes de fabrication – et proposer une solution, qui est le meilleur compromis. Pour cela, une approche rigoureuse impose la mise en place d'indicateurs permettant d'évaluer la pertinence de la solution ou le taux de satisfaction du besoin. Comme présenté au §I.2.4, il est nécessaire de définir des indicateurs et des règles métier exprimant la fabricabilité par usinage d'un impeller, qui caractérisent l'aptitude d'une pièce à être usinée avec un niveau de qualité donné. Naturellement, des indicateurs sont aussi définis pour la mécanique des fluides et pour la mécanique des structures mais ils ne font pas l'objet de ces travaux.

Les trois indicateurs présentés par la suite quantifient la fabricabilité en usinage 5-axes des intrados et des extrados des impellers.

3.1 Rigidité de l'outil

Le premier indicateur exprime le fait que dans le cas d'impellers, l'outil usine la veine fluide située entre deux pales, ce qui contraint à l'emploi d'outils élancés, la **figure I.19** illustre ce problème. Ceci induit une contrainte sur le diamètre maximal et impose une

longueur de sortie minimale de l'outil pour accéder au pied de pale, sans générer de collisions entre la pièce et le porte-outil.

Cet indicateur calcule l'élanement minimum de l'outil pour usiner toute la surface. L'*élanement* de l'outil est défini par l'**équation I.9**, avec D_{\max} le diamètre maximum de l'outil pour passer entre deux pales et L_{\min} la longueur de sortie minimale pour accéder à la surface.

$$\text{élanement} = \frac{L_{\min}}{D_{\max}} \quad (\text{I.9})$$

La valeur de D_{\max} est calculée en prenant la distance minimale entre un point de l'intrados ($S_{in}(u_{in}, v_{in})$) et un point de l'extrados ($S_{ex}(u_{ex}, v_{ex})$), elle est définie par l'**équation I.10**.

$$D_{\max} = \min \left\{ [S_{in}(u_{in}, v_{in}), S_{ex}(u_{ex}, v_{ex})] \quad \forall (u_{in}, v_{in}) \in [0,1]^2 \quad \forall (u_{ex}, v_{ex}) \in [0,1]^2 \right\} \quad (\text{I.10})$$

Qi [QI 09] propose de prendre la plus longue des règles de l'intrados et de l'extrados comme valeur de L_{\min} , calculée par l'**équation I.11**.

$$L_{\min} = \max \left\{ h_{in}(u_{in}), h_{ex}(u_{ex}) \quad \forall (u_{in}, v_{in}) \in [0,1]^2 \quad \forall (u_{ex}, v_{ex}) \in [0,1]^2 \right\} \quad (\text{I.11})$$

Cet indicateur représente l'élanement minimal d'un outil cylindrique pour l'usinage de la pale. Lors du choix réel de l'outil, des marges de sécurité sont ajoutées à D_{\max} et L_{\min} pour éviter les collisions. La valeur de l'indicateur ainsi défini est utilisée de deux manières :

- Comme indicateur pour quantifier la fabricabilité d'un impeller. Une pièce qui a une petite valeur de l'indicateur peut être usinée avec un outil rigide, ce qui réduit les risques de flexions et de vibrations de l'outil. Cet indicateur exprime donc la rigidité maximale d'un outil capable d'usiner un impeller.
- Comme règle métier pour limiter les risques de vibrations et de flexions (*c.f.* §I.2.5.2) de l'outil lors de l'usinage, en imposant une valeur maximale de l'*élanement*, *e.g.* inférieure à 3 ou 4.

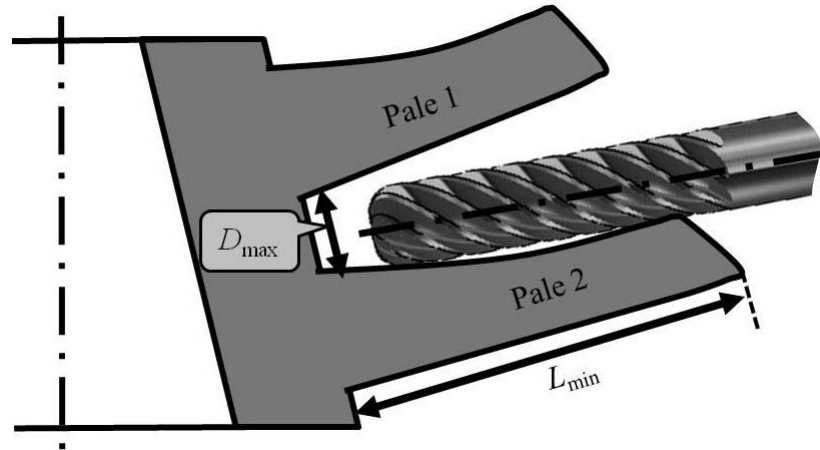


Figure I.19 : Critère de fabricabilité par usinage : l'élancement de l'outil.

3.2 Défauts géométriques des pales

Le deuxième indicateur est utilisable dans le cas où les intrados ou extrados sont modélisés par des surfaces réglées. Il quantifie les problèmes d'interférences qui apparaissent lors de l'usinage par le flanc de surfaces non développables (*c.f.* §II.1.3). Tönshoff [TÖN 01] explique, dans le cas d'usinage d'impellers, que pour des raisons économiques et de qualité de surface, les stratégies d'usinage par le flanc sont préférées aux stratégies d'usinage en bout, ce résultat est détaillé au chapitre II de cette thèse. Mais les stratégies par le flanc posent un problème important de qualité géométrique, car le contact entre l'outil et la surface induit nécessairement des interférences. Les §II.1.3 et §III.1.1.1 montrent que les problèmes d'interférences lors de l'usinage par le flanc sont directement liés à la valeur de la vrille (*c.f.* I.2.1). Ainsi, cet indicateur donne la valeur maximale de la vrille sur l'intrados et l'extrados, il est calculé grâce à l'équation I.12. Donc, plus une surface présente une valeur de l'indicateur *Vrillage* élevée, plus les défauts géométriques générés par l'interférence lors de l'usinage sont importants. La faiblesse de cet indicateur est qu'il quantifie l'amplitude des interférences, mais il n'indique pas si elles sont localisées ou étendues sur toute la surface.

$$Vrillage = \max\{[\alpha_{in}(u), \alpha_{ex}(u)] \quad \forall u \in [0,1]\} \quad (I.12)$$

Pour pallier les limites de l'indicateur *Vrillage*, un troisième indicateur est proposé. Cet indicateur $\overline{Vrillage}$ exprime la valeur moyenne de la vrille de l'intrados et de l'extrados, il est calculé avec l'équation I.13.

$$\overline{Vrillage} = \frac{\int_0^1 \alpha_{in}(u) \cdot du + \int_0^1 \alpha_{ex}(u) \cdot du}{2} \quad (I.13)$$

Ainsi, les indicateurs $Vrillage$ et $\overline{Vrillage}$ quantifient les problèmes d'interférences lors de l'usinage par le flanc de la pièce étudiée. L'indicateur $Vrillage$ indique l'amplitude de ces défauts et $\overline{Vrillage}$ permet de savoir si ces défauts sont localisés ou étendus sur la pièce. Par conséquent, plus une pièce présente des valeurs de $Vrillage$ et $\overline{Vrillage}$ faibles, moins elle pose de problèmes d'interférences lors de l'usinage. Le **tableau I.1** synthétise les trois combinaisons possibles des indicateurs $Vrillage$ et $\overline{Vrillage}$ pour une pièce. Le cas où $Vrillage$ a une valeur faible et $\overline{Vrillage}$ une valeur importante n'est pas possible, car si une surface a une moyenne des vrilles importante, elle a forcément une valeur maximale de vrille importante.

	Cas 1	Cas 2	Cas 3
$Vrillage$	Faible	Important	Important
$\overline{Vrillage}$	Faible	Faible	Important
Conséquences sur les problèmes d'interférences	Peu de problèmes d'interférences sur la pièce	Des problèmes d'interférences importants en amplitude mais très localisés	Des problèmes d'interférences importants en amplitude et généralisés

Tableau I.1 : Configuration possible des deux indicateurs de fabricabilité pour les problèmes d'interférences.

Ces deux indicateurs permettent de quantifier la fabricabilité d'une pièce complète (intrados et extrados), il est aussi possible de découpler l'intrados et l'extrados afin de mieux localiser les problèmes.

4 Expression et proposition d'indicateurs de respect des besoins fonctionnels

Les pièces de type impeller, éléments majeurs des turbomachines, doivent respecter de nombreuses contraintes afin de répondre à des besoins fonctionnels issus de la mécanique des fluides, de la mécanique des structures et de la fabrication. La réalisation de ces pièces doit donc garantir le respect des besoins fonctionnels, tout en cherchant à diminuer les coûts.

Par la suite, trois indicateurs numériques sont proposés pour quantifier l'aptitude d'un impeller usiné à respecter les besoins fonctionnels qui lui sont associés notamment pour ses surfaces fonctionnelles (intrados et extrados). Il ne faut pas confondre ces indicateurs de respect des besoins fonctionnels avec les indicateurs de fabricabilité par usinage présentés au §I.3. En effet, les indicateurs de fabricabilité sont mis en place pour une prise en compte simple et rapide des principaux problèmes de fabrication lors de la conception (*c.f.* §I.2.3.2), alors que les indicateurs de respect des besoins fonctionnels sont définis pour valider le fait

qu'une pièce usinée vérifie ou vérifiera les besoins fonctionnels qu'elle doit respecter pour remplir sa fonction technique.

4.1 Besoins issus des exigences fonctionnelles de la mécanique des fluides

4.1.1 Expression du besoin

La fonction principale des pièces de type impeller est de transmettre de l'énergie entre un fluide et un système mécanique, d'où l'importance des contraintes et des exigences associées aux besoins de la mécanique des fluides.

La première exigence est le rendement de la pièce dans son mécanisme qui est principalement conditionné par la géométrie des pales et donc des surfaces composant l'extrados et l'intrados. Ce rendement est évalué par simulation et induit des contraintes géométriques sur les surfaces fonctionnelles, afin d'atteindre au mieux les performances souhaitées.

La deuxième exigence est aussi reliée au rendement de la pièce dans son mécanisme, le besoin fonctionnel est de générer le moins de résistance possible à la pénétration dans le fluide au niveau du BA et le moins d'efforts de traînée possibles au niveau du BF. Pour y répondre, l'épaisseur de la pale doit être réduite dans ces zones.

La troisième exigence est de réduire et/ou de maîtriser la cavitation de la pale sur l'extrados, pour éviter que le rendement de la pièce ne s'effondre. Par conséquent, la géométrie des zones susceptibles de caviter doit être bien respectée.

La dernière exigence présentée est le respect du vrillage des surfaces, car l'efficacité d'une surface est directement liée au vrillage et à son évolution le long de la pale. Cette évolution de la vrille constitue une des principales données d'entrée de la mécanique des fluides. Ainsi, le fait que les surfaces fonctionnelles d'un impeller soient non développables vient de ce besoin de la mécanique des fluides pour apporter une bonne efficacité au mécanisme.

Les besoins fonctionnels identifiés, liés au respect des exigences de la mécanique des fluides, sont de nature géométrique et se situent au niveau de l'échelle macroscopique. Les problèmes à l'échelle mésoscopique (état de surface) peuvent aussi influencer sur les rendements d'une pale, mais leurs effets ne sont pas encore clairement établis. Brient **[BRI 03]**, dans ses travaux, étudie l'influence de l'état de surface laissé par les stratégies d'usinage sur les performances hydrauliques d'un profil de pale 2D, pour l'appliquer par la suite aux hélices de bateaux. Pour cela, l'auteur réalise des profils en usinage en bout (*c.f.* §II.1.2), cette méthode a la particularité de laisser des crêtes régulières sur la surface usinée. Ainsi, quatre profils sont réalisés :

- Deux avec les crêtes dans le sens de l'écoulement, mais avec des rugosités différentes ;
- Deux avec les crêtes perpendiculaires au sens d'écoulement du fluide, toujours avec deux rugosités différentes.

La constatation de ces travaux est que les profils avec les crêtes dans le sens de l'écoulement ont de meilleures performances que les deux autres. Mais l'amplitude de la rugosité n'a pas d'influence sur les performances de la pale. Donc, l'indicateur présenté ne prendra pas en compte la rugosité mais uniquement les défauts géométriques de la pièce usinée à l'échelle macroscopique.

4.1.2 Indicateur de respect des besoins liés à la Mécanique des Fluides (*IMF*)

Cet indicateur cherche à traduire les besoins fonctionnels issus de la mécanique des fluides, qui sont principalement liés à la géométrie des surfaces fonctionnelles, extrados et intrados. Les variations de géométrie considérées ici sont de l'ordre du défaut de forme (entre 0,05 mm et 0,5 mm), et il n'est pas simple de prédire leurs influences sur le rendement d'une pièce. Pour cela, il faut soit faire des essais expérimentaux, longs et coûteux, soit faire des simulations par éléments finis avec des pas de discrétisation très fins pour comparer les rendements de deux surfaces distantes de quelques dixièmes de millimètre.

Il n'est donc pas simple de prévoir l'influence du défaut de forme sur les pertes de rendement d'une pale, pour cette raison l'indicateur proposé traduit un écart en volume entre la surface usinée, modélisée par la surface enveloppe du mouvement de l'outil (*c.f.* §III.4.2.1) et la surface théorique, définie en CAO. L'équation **I.14** donne la valeur de l'Indicateur du respect des besoins de la Mécanique des Fluides, noté par la suite *IMF*. Cet indicateur donne donc le volume en mm³, en valeur absolue, entre la surface usinée et la surface théorique, cet indicateur exprime une erreur en volume de la surface usinée.

$$IMF = \int_0^1 \int_0^1 |Int(u, v)| \cdot du \cdot dv \quad (I.14)$$

Avec $Int(u, v)$ l'interférence générée au point $S(u, v)$ de la surface (*c.f.* § III.4.2.1).

La **figure I.20** présente la section d'un impeller suivant un plan contenant son axe. L'*IMF* est donc obtenu en sommant les valeurs absolues des volumes d'overcut et d'undercut.

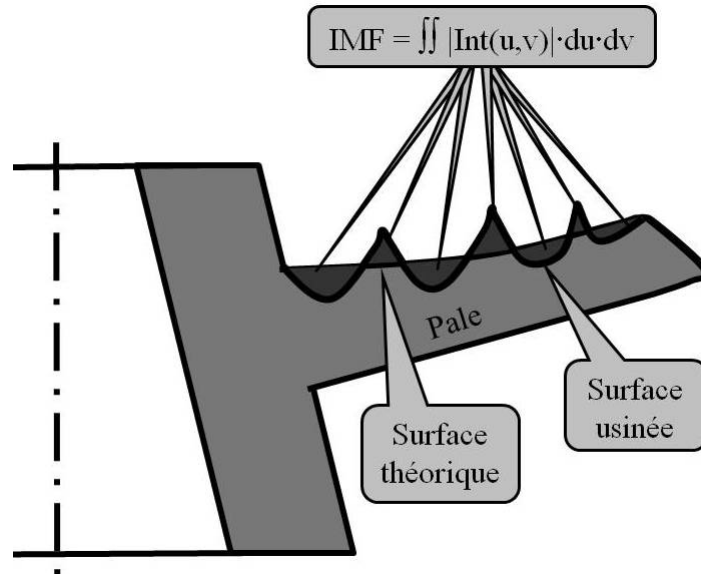


Figure I.20 : Indicateur Mécanique des Fluides (*IMF*).

Pour prendre en compte la différence d'importance fonctionnelle entre les zones de la surface, une fonction de pondération $Pondération(u,v)$ peut être définie, telle que le montre la **figure I.21**. Sur cet exemple, les zones situées au niveau du bord d'attaque et du flasque sont allouées d'un poids plus important, afin de mieux prendre en compte le besoin fonctionnel lié à une géométrie maîtrisée dans cette zone. Ainsi, l'*IMF* tenant compte des pondérations est donné par l'**équation I.15**.

$$IMF = \int_0^1 \int_0^1 |Int(u,v)| \cdot Pondération(u,v) \cdot du \cdot dv \quad (I.15)$$

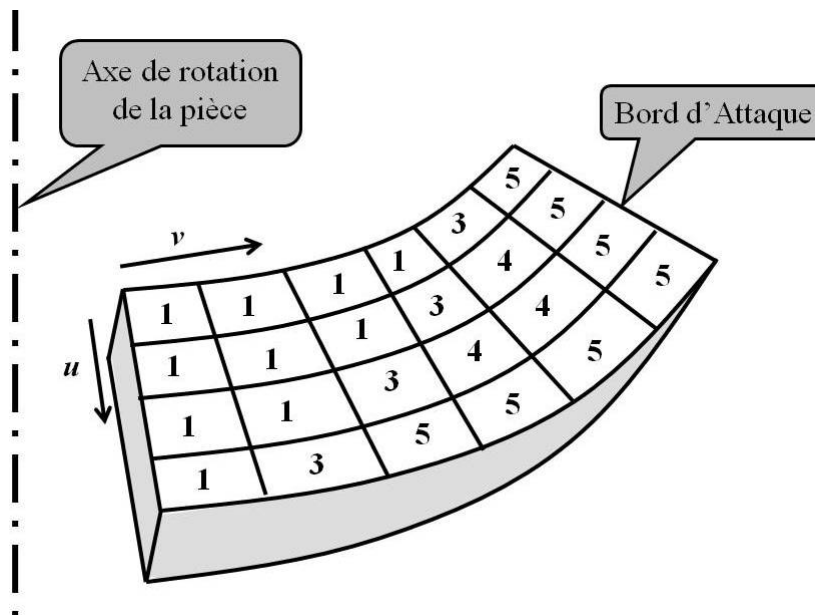


Figure I.21 : Exemple de fonction $Pondération(u,v)$ pour l'*IMF*.

Grâce à cette pondération, les besoins précis de la mécanique des fluides peuvent être exprimés en privilégiant des zones de la pale. L'indicateur ainsi défini permet donc d'être beaucoup plus précis en termes de besoins fonctionnels associés aux exigences de la mécanique des fluides qu'une spécification de défaut de forme avec une simple zone de tolérance constante sur toute la surface (*c.f.* §I.4.4.2).

4.2 Besoins issus des exigences fonctionnelles de la mécanique des structures

4.2.1 Expression du besoin

Les besoins de la mécanique des fluides tendent à réduire l'épaisseur des pales afin d'obtenir une bonne efficacité, mais cette épaisseur ne peut être réduite sans diminuer la résistance mécanique de la pale. Donc, trois exigences sont proposées pour exprimer les besoins issus de la mécanique des structures.

La première exigence est de résister aux contraintes appliquées par le fluide sur les surfaces des pales. La pale doit présenter une épaisseur suffisante pour résister aux efforts dynamiques du fluide.

La deuxième exigence est liée à la résistance mécanique de la pale, aux efforts centrifuges appliqués par la rotation de l'impeller à des vitesses importantes (pouvant atteindre 100 000 tr/min). Pour réduire ces efforts, il faut donc réduire l'inertie des pales en diminuant les masses éloignées de l'axe de rotation.

La troisième exigence est associée aux deux précédentes. En effet, la géométrie n'est pas le seul paramètre qui influe sur la résistance d'une pale, il y a aussi le matériau utilisé. Pour les mêmes limitations d'efforts centrifuges, la masse volumique doit être faible et les caractéristiques mécaniques doivent être suffisantes à haute ou basse température selon la nature du fluide en contact.

4.2.2 Indicateur de respect des besoins liés à la Mécanique des Structures (*IMS*)

Cet indicateur cherche à traduire les besoins fonctionnels issus de la mécanique des structures, qui concernent principalement l'épaisseur des pales pour résister aux efforts induits par le fluide sur la pale. Le principal problème pour la résistance mécanique de la pale vient de la diminution de l'épaisseur, engendrée par l'overcut généré par la stratégie d'usinage. L'indicateur, défini à l'équation **I.16**, donne la valeur du volume d'overcut engendré par l'emploi d'une stratégie d'usinage.

$$IMS = \int_0^1 \int_0^1 \frac{[|Int(u, v)| + Int(u, v)]}{2} \cdot du \cdot dv \quad (I.16)$$

En effet, avec les conventions choisies au §III.4.2.1, la valeur de $Int(u,v)$ est positive si l'interférence est de type overcut et négative si elle est de type undercut. D'où le résultat de l'équation I.17.

$$|Int(u,v)| + Int(u,v) \begin{cases} = 2 \cdot Int(u,v) & \text{si } Int(u,v) > 0 \\ = 0 & \text{si } Int(u,v) < 0 \end{cases} \quad (I.17)$$

La **figure I.22** présente la réduction d'épaisseur induite par l'overcut. Le choix est fait avec l'*IMS* de considérer le volume d'overcut et non la valeur maximale de l'overcut, car l'utilisation du volume permet de mieux quantifier un overcut étendu sur la surface, en considérant simultanément l'amplitude.

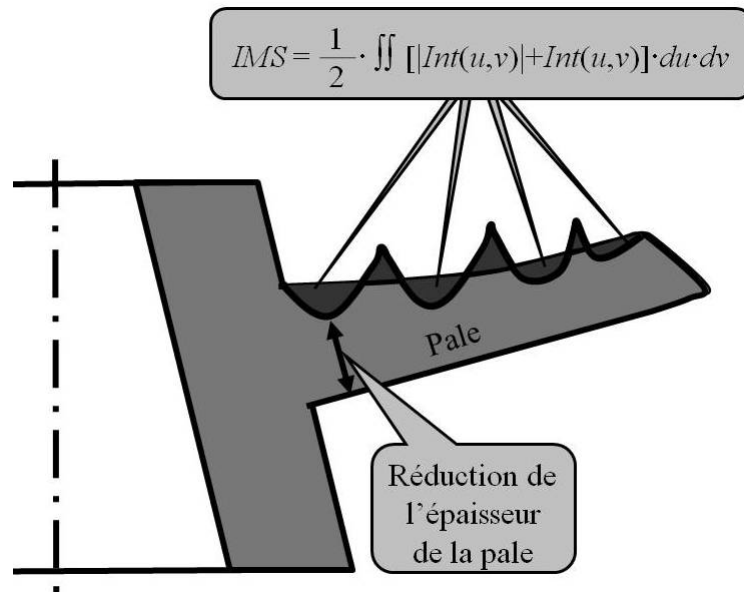


Figure I.22 : Indicateur Mécanique des Structures (*IMS*).

De même que pour l'*IMF*, une fonction de pondération $Pondération(u,v)$ peut être utilisée. Avec cette pondération, l'*IMS* est donné par l'équation I.18.

$$IMS = \int_0^1 \int_0^1 \frac{[|Int(u,v)| + Int(u,v)]}{2} \cdot Pondération(u,v) \cdot du \cdot dv \quad (I.18)$$

La **figure I.22** permet d'illustrer une des limites de cet indicateur. En effet, la diminution d'épaisseur de la pale dépend de l'interférence générée des deux côtés de la pale (côtés intrados et extrados), e.g : un overcut sur l'extrados peut être compensé par un undercut en vis-à-vis sur l'intrados. Pour calculer un indicateur qui prend en compte cet aspect, il est nécessaire d'étudier simultanément l'intrados et l'extrados tout en connaissant la position relative de l'un par rapport à l'autre.

4.3 Besoins issus des exigences fonctionnelles de la fabrication

4.3.1 Expression du besoin

À l'heure actuelle, les pièces de type impeller sont couramment obtenues par usinage dans la masse pour respecter des contraintes d'intégrité au sein de la matière et leurs formes complexes. L'opération la plus délicate sur ces pièces est la finition des intrados et extrados en usinage 5-axes. Les besoins associés à ce procédé sont :

- Des tolérances de fabrication larges ;
- Des matériaux à bonne usinabilité ;
- Un espace important entre deux pales, afin d'utiliser des outils de grands diamètres, et ainsi augmenter la productivité de l'usinage et limiter les risques de vibrations et de flexions de l'outil ;
- Des vrilles faibles pour limiter les interférences lors de l'usinage par le flanc (*c.f.* §II.1.3), ce qui permet de garder des outils de grands diamètres et évite l'utilisation de l'usinage en bout, réputé moins productif ;
- Des géométries de pales rigides pour résister aux efforts de coupe lors de l'usinage.

4.3.2 Indicateur de Respect des Spécifications Géométriques (*IRSG*)

Cet indicateur définit l'aptitude d'une surface usinée à respecter les spécifications géométriques de type zone de tolérance sur les dessins de définition, tel que l'illustre la **figure I.23**. Il calcule donc l'amplitude des écarts entre la surface usinée et la surface théorique (*c.f.* §III.4.2.1), son expression est donnée par l'**équation I.19**.

$$IRSG = \max[Int(u, v)] - \min[Int(u, v)] \quad \forall (u, v) \in [0,1]^2 \quad (I.19)$$

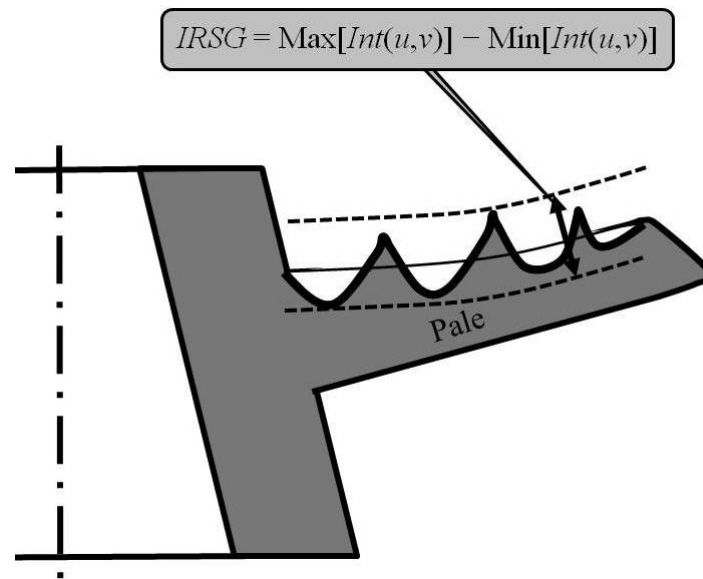


Figure I.23 : Indicateur Respect des Spécifications Géométriques (*IRSG*).

Cet indicateur ne traduit pas à proprement parler un besoin fonctionnel de la pièce en service. Il exprime l'aptitude d'une pièce usinée à respecter une spécification géométrique (*c.f.* §I.4.4). Donc, si à l'avenir, les surfaces fonctionnelles ne sont plus cotées avec des zones de tolérance mais grâce à des indicateurs de respect de besoins fonctionnels, l'*IRSG* doit naturellement disparaître.

4.4 Outils d'expression des besoins fonctionnels


De nos jours, une fois le travail de conception d'un mécanisme achevé, un dessin de définition de chaque pièce est édité. Il est soit 2D sur une mise en plan ou 3D grâce à un modèleur CAO. Des spécifications géométriques sont associées à cette définition géométrique. Ce dessin est par la suite transmis au bureau des méthodes qui réalise les gammes de fabrication, avant la production des pièces. Les besoins fonctionnels d'une pièce, définis dans le cas d'impellers au §I.4, sont traduits par des spécifications géométriques fonctionnelles. Ce dessin de définition et ses spécifications géométriques associées sont fondamentaux car ils font office de contrat entre les services bureau d'étude et fabrication.

4.4.1 Spécifications géométriques actuelles

Depuis les années 80, les spécifications géométriques des pièces mécaniques sont principalement réalisées à l'aide de la norme ISO 1101 [ISO 06], et les pales d'impellers font souvent l'objet de spécifications géométriques de défaut de forme quelconque et d'épaisseur minimale.

La **figure I.25** présente le dessin de définition complet d'un inducteur. Pour des raisons de confidentialité, des cotations ont été effacées ainsi que les valeurs des tolérances. La **figure I.24** est un détail de ce dessin, elle se focalise sur les cotations de la pale.

NOTE:

③ - DEFINED ON MODEL 3D:
TOLERANCE OF FORM OF PALES : 

xx	A-B	C	E
xx /5			

ROUGHNESS OF PALES : Ra xx
TOLERANCE OF THICKNESS OF PALES : ±xx

Figure I.24 : Spécifications géométriques classiques des pales d'un impeller.

Les pales de cette pièce font donc bien l'objet de trois spécifications géométriques :

- De défaut de forme quelconque avec référence sur l'ensemble de la pale avec pour nominal le modèle CAO. Le système de référence est construit sur les surfaces définissant l'axe de rotation de la pièce, un plan de référence axial et un calage angulaire. De plus, la pale fait l'objet d'une spécification de saut de forme.
- D'état de surface général sur toute la pale à l'aide d'une rugosité arithmétique.
- D'épaisseur de la pale.

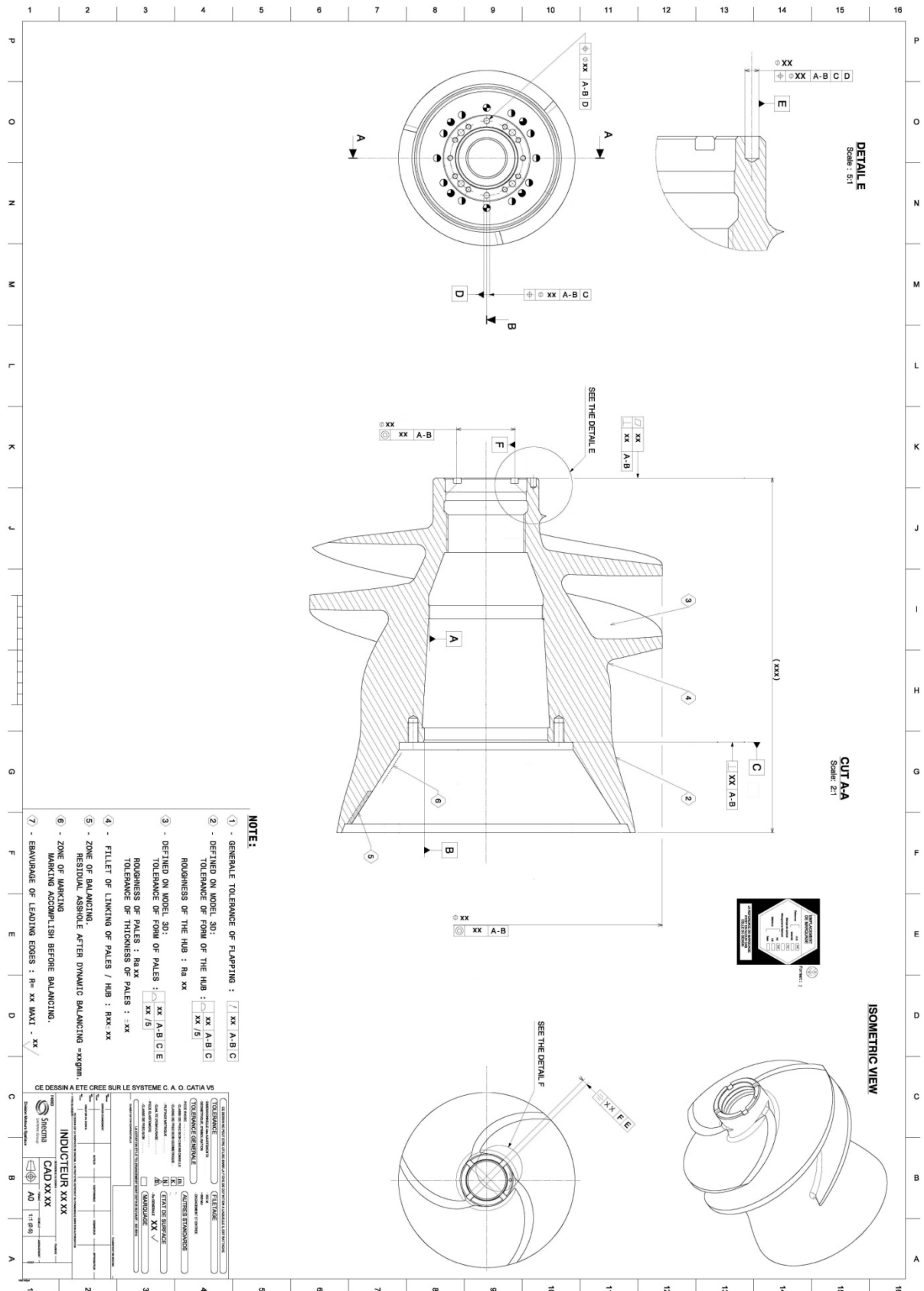


Figure I.25 : Dessin de définition d'un impeller (source SNECMA).

4.4.2 Nouvelle proposition de spécifications géométriques de pièces

Actuellement, la spécification géométrique de défaut de forme est utilisée pour tenter de garantir les besoins de rendement exigés par la mécanique des fluides. Cette spécification définit une zone de tolérance homogène en épaisseur autour de la surface, dans laquelle la surface fabriquée doit être comprise dans son intégralité pour que la pièce soit acceptée. Puis, l'hypothèse est faite que si la pièce respecte cette spécification, alors elle répond aux besoins fonctionnels, mais rien ne permet de garantir cette affirmation. Souvent, la valeur de la tolérance est définie de façon plus ou moins arbitraire. Elle est obtenue par l'expérience de l'entreprise. Ce type de spécification géométrique impose d'utiliser des épaisseurs restreintes de la zone de tolérance pour tenter de vérifier au mieux les exigences fonctionnelles, sans pour autant garantir leur respect. Il est donc proposé de compléter cette cotation en utilisant l'*IMF*. Ainsi, la zone de tolérance peut être élargie et c'est l'*IMF* qui contraint la surface dans les zones les plus fonctionnelles – grâce à la pondération – pour respecter au mieux les besoins de rendement de la mécanique des fluides. Cette spécification géométrique permet de s'assurer que la surface fabriquée est proche, en termes de volume d'écart, de la surface théorique.

Actuellement, la spécification géométrique d'épaisseur minimale est utilisée pour tenter de garantir les besoins de résistance mécanique de la pale exigés par la mécanique des structures. La valeur de cette spécification géométrique est définie pour garantir la résistance d'une pale, dont l'épaisseur est la valeur minimale tolérée en chaque point, sous le chargement maximal de fonctionnement. Cette solution est donc conservative mais impose une épaisseur minimale de pale importante. L'augmentation de l'épaisseur de la pale diminue donc son rendement en dynamique des fluides. Ainsi, il est proposé d'utiliser l'*IMS* pour compléter la cotation d'épaisseur minimale. Cette solution permet de diminuer la valeur de l'épaisseur minimale dans la cotation d'épaisseur, grâce au respect du besoin fonctionnel en volumique apporté par l'*IMS*, ce qui permet d'obtenir des pales plus fines et donc plus performantes.

L'utilisation des indicateurs *IMF* et *IMS* pour spécifier des besoins fonctionnels sur un dessin de définition permet d'apporter une vision volumique de l'erreur commise lors de la fabrication. Cette approche volumique de la spécification géométrique permet d'élargir les tolérances de fabrication ponctuelles sur une surface, en globalisant l'erreur commise. En effet, le rendement au sens de la mécanique des fluides d'une pale n'est pas obtenu par un point isolé, mais par une surface complète dont chaque zone a une importance différente, e.g. le BA d'un inducteur de compresseurs est plus critique, car il est plus sujet à la cavitation que le BF. De ce fait, grâce à l'*IMF* et à sa pondération, une cotation plus précise peut être définie

pour exprimer les exigences de rendement de la mécanique des fluides. Il en est de même pour les exigences de résistance mécanique de la pale, qui sont obtenues par le volume de la pale avec des criticités plus ou moins importantes sur chaque zone en fonction du chargement mécanique appliqué par le fluide. L'IMS est donc mieux adapté qu'une cotation d'épaisseur minimale, pour exprimer cette exigence.

5 Conclusions intermédiaires

Ce chapitre définit le contexte et le vocabulaire technique associés aux pièces de turbomachine. Cette catégorie de pièces peut se décomposer en trois grandes familles : les rouets, les inducteurs et les ventilateurs. Chaque famille présente des spécificités qui peuvent engendrer diverses difficultés lors de la fabrication, détaillées dans les chapitres suivants.

Le processus de conception de ces pièces est étudié, en abordant en particulier l'approche de conception par l'ingénierie simultanée.

Historiquement, les impellers sont conçus pour respecter les contraintes de :

- La mécanique des fluides, principalement le rendement ;
- La mécanique des structures, avec la résistance aux sollicitations mécaniques.

Ensuite, la fabrication reçoit les géométries figées à produire. Avec cette approche, la fabrication ne dispose que d'une faible marge de modifications de la géométrie des pièces, ce qui entraîne un surcoût de production, voire des impossibilités de fabrication. Poussées par les contraintes économiques, les entreprises développent l'ingénierie simultanée. Grâce à cette approche, la mécanique des fluides, des structures et la fabrication interviennent simultanément lors de la conception d'un impeller, permettant ainsi l'utilisation du principe de Design For Manufacturing, *i.e.* concevoir des pièces facilement fabricables pour réduire les coûts de production et mieux respecter les besoins fonctionnels.

Pour mettre en place ces concepts, il est nécessaire d'utiliser un support commun sur lequel tous les spécialistes peuvent intervenir. Le modèle CAO répond à ce besoin, avec la mise en place de modèles paramétrés qui sont le cœur de l'optimisation de la conception. Pour bien optimiser les pièces, il est nécessaire de définir des modèles bien conçus, avec de nombreux paramètres donnant des degrés de liberté à la forme de la pièce. De par le grand nombre de combinaisons possibles de paramètres pour définir le modèle, il est nécessaire d'utiliser une analyse automatisée et informatisée. Pour cela, les différents modèles doivent être rejetés, par des règles métier automatiques, s'ils ne répondent pas à l'un des besoins des trois spécialistes de la conception. Puis, ils doivent être classés en fonction de leurs aptitudes à répondre aux

besoins fonctionnels. Ainsi, des règles métier et des indicateurs traduisant la fabricabilité par usinage des intrados et des extradados d'un impeller sont proposés. Ceux-ci sont basés sur la rigidité de l'outil qui usine les pales et sur l'importance des défauts géométriques générés lors de l'usinage.

Par la suite, les différents besoins fonctionnels associés à la mécanique des fluides, des structures et à la fabrication sont définis. Ces besoins, exprimés sous forme d'indicateurs, sont utilisés au chapitre II pour classer les différentes stratégies d'usinage utilisables pour réaliser la finition des surfaces fonctionnelles d'un impeller. Ces indicateurs du respect des besoins fonctionnels ne doivent pas être confondus avec les indicateurs de fabricabilité par usinage précédemment présentés. En effet, ces indicateurs de respect expriment un écart entre la surface réalisée et la surface théorique, ils ne peuvent donc pas être utilisés pour la conception d'une pièce. Ils sont utiles à deux niveaux : l'aide au choix de stratégies d'usinage et la spécification géométrique des pièces. Ces indicateurs de respect des besoins fonctionnels sont au nombre de trois :

- *L'IMF* traduit les besoins fonctionnels de la mécanique des fluides ;
- *L'IMS* exprime les besoins fonctionnels de la mécanique des structures ;
- *L'IRSG* exprime l'aptitude d'une surface usinée à respecter une spécification géométrique de type zone de tolérance.

À l'heure actuelle, les besoins fonctionnels sur l'intrados et l'extrados des impellers sont exprimés par l'intermédiaire d'une cotation par zone de tolérance. Cette cotation définit une zone homogène en épaisseur autour de la surface, dans laquelle la surface fabriquée doit être comprise pour que la pièce soit acceptée et déclarée répondre aux besoins fonctionnels. Ce type de cotation impose d'utiliser des épaisseurs restreintes de la zone de tolérance sans pour autant garantir le respect des besoins fonctionnels. Il est proposé d'utiliser une nouvelle façon de spécifier les besoins fonctionnels sur les dessins de définition en utilisant les indicateurs de respect des besoins fonctionnels. Ainsi, *L'IMF* et *L'IMS* peuvent être utilisés pour spécifier les besoins sur un dessin de définition, l'avantage réside principalement sur la définition des fonctions de pondération qui permettent de donner plus de poids aux zones fonctionnelles des surfaces, et la considération volumique des défauts. *L'IRSG* serait donc amené à disparaître avec la disparition de la cotation par zone de tolérance.

Ainsi, la mise en place d'indicateurs de respect géométrique est un facteur important d'intégration des besoins fonctionnels dans le processus de fabrication des impellers, car il permet à trois métiers de communiquer selon un langage commun. La force de ces indicateurs

est de permettre de justifier, au sens fonctionnel, les choix faits durant la fabrication d'un impeller.

Dans la suite de ce document, le point de vue de la fabrication est utilisé, de manière à apporter une réponse à la problématique de la recherche de la meilleure stratégie d'usinage pour réaliser une pale donnée. Ce choix est fait en utilisant les indicateurs présentés dans ce chapitre.

Chapitre II : Méthodologie d'aide au choix d'une stratégie d'usinage

Le chapitre I présente les besoins associés aux fonctions techniques assurées par les impellers. Ils sont exprimés sous forme de trois indicateurs : l'*IMF*, l'*IMS* et l'*IRSG*. À l'heure actuelle, ces pièces sont couramment réalisées par usinage 5-axes dans la masse. Les principaux problèmes de fabrication de ces pièces viennent des phases de fraisage des veines fluides. L'opération d'ébauche est la plus longue et son amélioration peut engendrer des gains de temps de fabrication important. D'autre part, les opérations de finition génèrent la surface finie, elles permettent donc de garantir la qualité géométrique des pièces, et donc le respect des besoins fonctionnels. C'est pour cette raison que la finition des pales d'impellers est développée. La problématique posée se situe au niveau du choix de la stratégie de fabrication optimale pour réduire les coûts de finition tout en respectant les contraintes fonctionnelles associées à la pièce. Cet usinage peut être réalisé de deux manières : l'usinage en bout d'outil et l'usinage par le flanc de l'outil. Chaque technique présente des caractéristiques propres en termes de qualité attendue sur la pièce et de coût d'usinage. Choisir une technique et l'optimiser n'est pas un problème trivial car un mauvais choix de paramètres peut engendrer un échec. *e.g.* le projet européen FLAMINGO (FLAnk MILLiNG Optimization), présenté par Tönshoff [TÖN 01], a été conduit dans le but de développer l'utilisation de l'usinage par le flanc pour la finition d'impellers, car cette méthode apporte des gains de productivité significatifs si les écarts géométriques d'usinage sont contrôlés.

L'objet de ce chapitre est de proposer une méthode de choix permettant d'optimiser la stratégie d'usinage en calculant des critères mathématiques de performance.

Dans un premier temps, les difficultés engendrées par l'usinage de finition d'un impeller sont étudiées et modélisées, dans le but de prédire les erreurs générées par les stratégies d'usinage. Cette prédiction permet d'estimer les valeurs des quatre indicateurs d'efficacité d'une stratégie : deux indicateurs de respect des besoins fonctionnels et deux indicateurs économiques.

Pour considérer les aspects économiques, il est conduit une analyse plus fine de la stratégie d'usinage, et notamment de son impact sur le choix des conditions de coupe. Ainsi, la méthode de choix est proposée en se basant sur les indicateurs présentés dans ce chapitre.

1 Usinage de surfaces complexes

L'usinage de surfaces complexes peut être réalisé soit en usinage en bout d'outil, soit en usinage par le flanc de l'outil. Ces deux méthodes sont présentées et comparées par Tönshoff [TÖN 01], qui synthétise la différence à la **figure II.1**.






Strategy	Point Milling	Flank Milling
		
Time	 Time-consuming machining caused by large number of cuts	~14 times reduced number of cuts correlating directly with machining time
Costs	 Cost intensive manufacturing due to long lead times and manual finishing operations	About 75% cost reduction
Quality	 Scalloped surface due to ball nose radius	Improved surface quality replacing grinding and polishing operations

Figure II.1 : Comparaison de l'usinage en bout et par le flanc [TÖN 01].

L'usinage de surfaces complexes est un sujet largement développé dans la bibliographie. L'équipe du LGMT à Toulouse a réalisé de nombreux travaux de thèse [RUB 93] [RED 99] [MON 01] [SEN 07] sur le calcul de trajectoire que ce soit en usinage en bout ou par le flanc. L'équipe du LURPA à Cachan a aussi travaillé sur l'usinage en bout avec les travaux de Duc [DUC 99] et de Tournier [TOU 01] et plus récemment par le flanc avec les travaux de Péchard [PEC 09b]. Ces travaux seront plus amplement détaillés au chapitre III pour la partie usinage par le flanc.

1.1 Définition de l'usinage en bout et de l'usinage par le flanc

Les définitions de l'usinage en bout et de l'usinage par le flanc diffèrent selon le point de vue :

- Le point de vue du calcul des trajectoires, basé sur l'utilisation d'un algorithme de posage de l'outil ayant une approche mathématique du problème.
- Le point de vue de la surface générée, en observant quelle est la surface de l'outil qui l'a générée.

1.1.1 Point de vue du calcul des trajectoires

Selon ce point de vue, l'usinage en bout est défini à partir du fait qu'il existe un unique point de contact entre la surface théorique et l'enveloppe de l'outil. Ceci explique le nom anglais d'usinage en bout noté "point milling" soit littéralement fraisage ponctuel.

Les figures II.2 et II.3, issues respectivement des travaux de Wang [WAN 07] et de Tournier [TOU 01], présentent un des principes de calcul d'une trajectoire utilisant un

algorithme de posage de l'outil en bout. Duc [DUC 98] présente d'autres méthodes de calcul de la trajectoire issues des méthodes de copiage, qui ne sont pas détaillées dans ce mémoire.

Ainsi, comme le présente Tournier [TOU 01], le calcul d'une trajectoire 5-axes en bout commence par déterminer, en fonction de la stratégie choisie, les courbes lieux des points des contacts (C_C) entre l'enveloppe de l'outil et la surface théorique. Puis, en chaque point C_C est construit un repère local ($C_C, \vec{f}, \vec{N}, \vec{t}$) avec \vec{f} le vecteur avance, porté par la tangente à la courbe suivie, \vec{N} la normale à la surface au point C_C et \vec{t} est construit pour avoir un repère direct. L'axe de l'outil (\vec{T}) est placé initialement aligné avec l'axe \vec{N} , puis il subit deux rotations θ_t et θ_n respectivement autour de \vec{t} et de \vec{N} . Par la suite, la valeur d'un point de l'axe de l'outil (C_L) est calculée. Donc la trajectoire 5-axes est définie par un ensemble de couples : point C_L et vecteur \vec{T} .

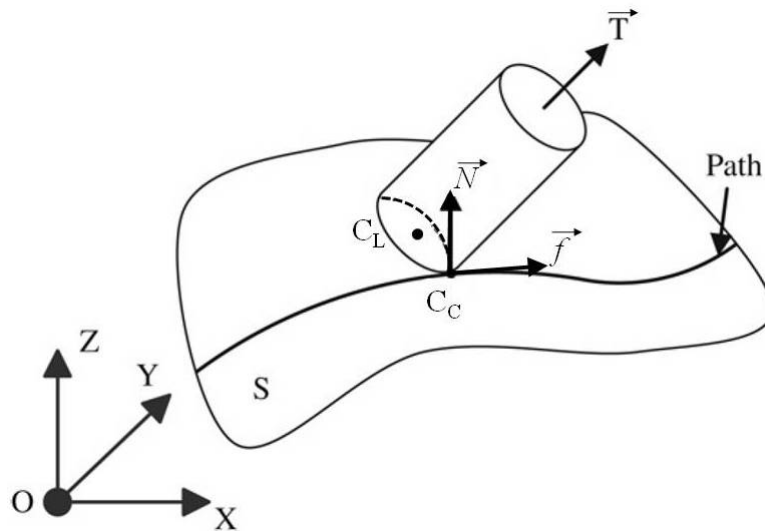


Figure II.2 : Calcul d'une trajectoire en usinage en bout [WAN 07].

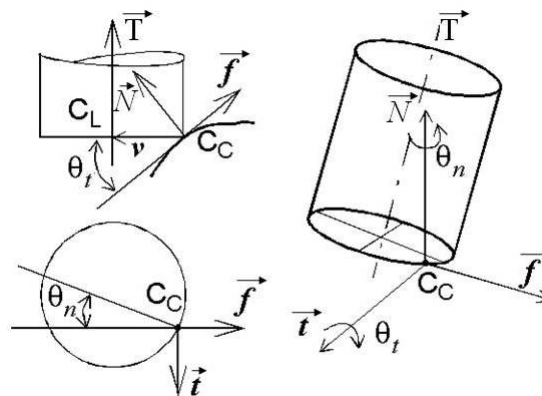


Figure II.3 : Mise en position d'un outil avec un algorithme de fraisage 5-axes en bout [TOU 01].

Pour les algorithmes de calcul d'usinage par le flanc, les méthodes et les approches sont multiples. Péchard [PEC 09b], dans ses travaux de thèse, définit deux familles de méthodologies pour le calcul d'une trajectoire en usinage par le flanc :

- Méthode locale de positionnement direct. Dans ce cas, l'outil est positionné directement sur la surface et les écarts sont gérés entre l'outil et la surface.
- Méthode de positionnement indirect. Elle utilise une surface de substitution permettant de poser soit l'outil sur une surface plus simple approchant la surface à usiner soit en posant l'axe de l'outil sur une surface offset de la surface à usiner.

Quelles que soient les méthodes utilisées, elles supposent que le contact entre la surface théorique et l'outil ou entre l'axe de l'outil et la surface offset n'est pas défini par un point unique. Les principales méthodes locales de posage d'un outil sur une surface réglée diffèrent selon le type de contact entre l'outil et la surface théorique :

- Méthode de calcul à partir d'un point de tangence et de la tangence avec la règle considérée (c.f. §III.1.1.2) ;
- Méthode de calcul à partir de deux points de tangence (c.f. §III.1.1.4) ;
- Méthode de calcul à partir de deux points de tangence et de la tangence avec la règle considérée (c.f. §III.1.1).

La **figure II.4**, réalisée par Monies [MON 01], illustre le dernier cas, l'outil est tangent à la surface en deux points situés sur les courbes $C_1(u)$ et $C_0(u)$ et à la règle.

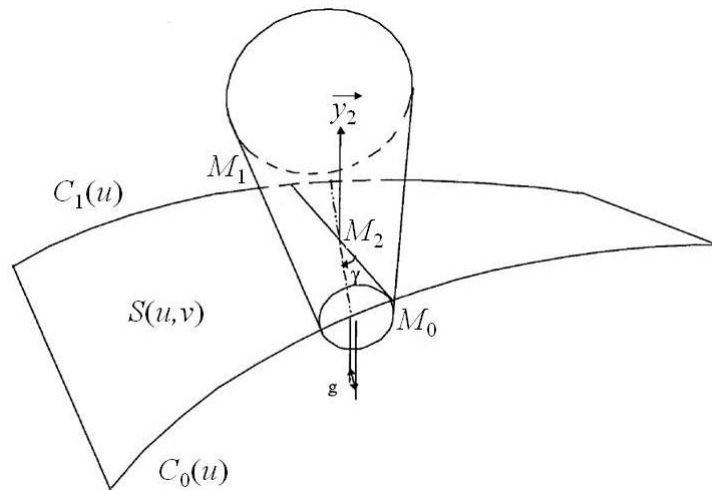


Figure II.4 : Calcul d'une trajectoire en usinage par le flanc [MON 01].

1.1.2 Point de vue de la surface générée

Selon ce point de vue, pour définir si un usinage est réalisé en bout ou par le flanc, il faut étudier quelle partie de l'outil a généré la surface usinée. La **figure II.5** définit les trois

morphologies d'outils cylindriques proposés par Cordebois [COR 08], avec la définition du bout de l'outil :

- Pour l'outil hémisphérique, c'est l'ensemble de la demi-calotte sphérique au bout de l'outil ;
- Pour l'outil à bout torique, c'est l'ensemble de la partie torique et du plan inférieur de l'outil ;
- Pour l'outil à bout plat, c'est le plan inférieur de l'outil.

Donc une surface est usinée en bout si elle est générée par le bout de l'outil et par le flanc si elle est générée par le flanc de l'outil. De plus, l'usinage par le flanc est aussi appelé usinage en roulant car l'enveloppe de la fraise peut être vue comme un cylindre (ou un cône) qui roule sur la surface usinée.

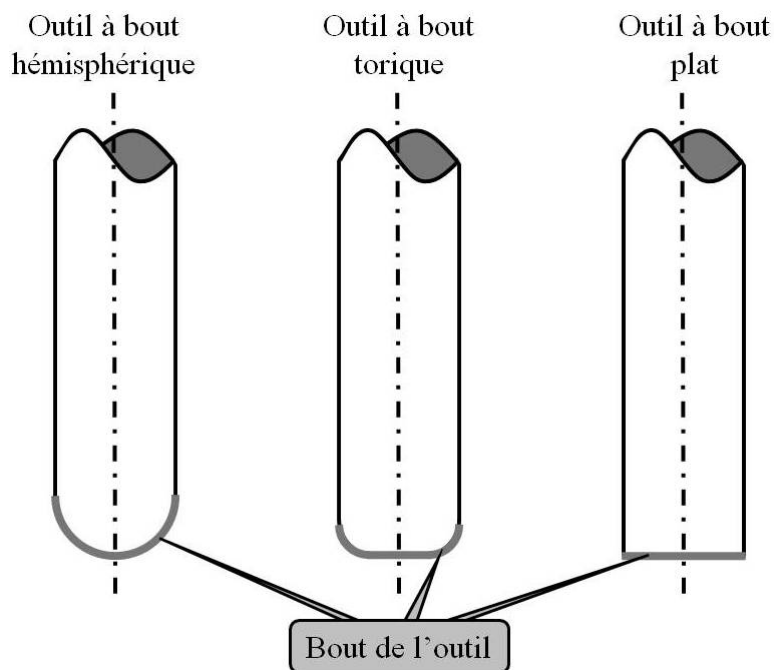


Figure II.5 : Différentes formes d'outils cylindriques.

La distinction entre les deux points de vue ne semble pas pertinente au premier abord. Mais si le mode de calcul de la trajectoire et la partie active de l'outil générant la surface sont dissociés, il est alors possible de réaliser un usinage avec la partie flanc de l'outil en utilisant un algorithme de posage en bout. Cela montre que l'usinage en bout et l'usinage par le flanc ne sont pas totalement disjoints. Selon le problème posé, il est possible de proposer une stratégie originale mixant les deux concepts.

Par la suite, il sera donc respectivement employé les termes d'algorithme de posage en bout, pour le point de vue du calcul des trajectoires et d'usinage avec le bout de l'outil pour le point de vue de la surface générée, de même pour l'usinage par le flanc de l'outil.

1.2 Problème d'interférences en usinage en bout d'outil

Comme il a été dit précédemment, les algorithmes de calcul d'usinage en bout positionnent l'outil en un point de contact avec la surface. Par conséquent, l'outil ne doit pas générer d'overcut (*c.f.* §I.2.5.2). Dans le cas contraire, cela est considéré comme une collision, Jun [JUN 03] présente sur la **figure II.6** les différents cas de collisions possibles.

De plus, l'usinage en bout est obtenu par une succession de passes, dont la distance relative est fonction de la hauteur de crêtes tolérée sur la surface. Bedi [BED 97] propose une estimation et des essais de détermination de la hauteur de crêtes en fonction des trois morphologies d'outils utilisables en bout.

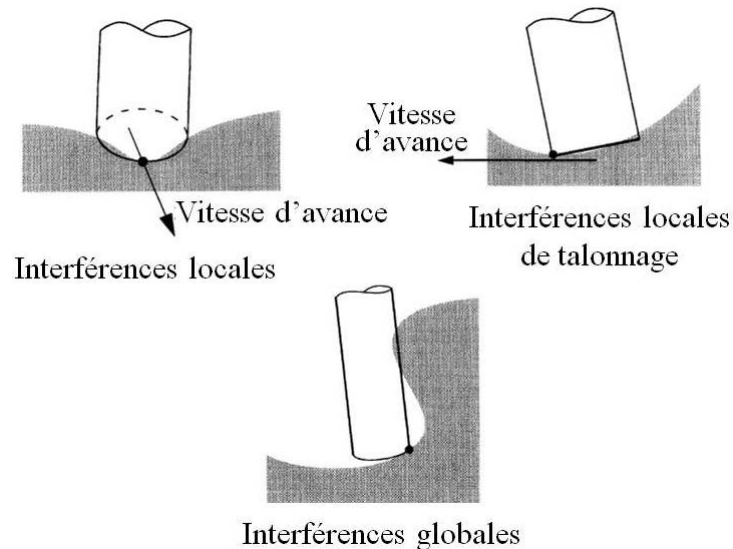


Figure II.6 : Interférences en usinage en bout d'outil [JUN 03].

Dans le but de maîtriser finement les hauteurs de crêtes résultant de l'usinage en bout, Tournier [TOU 01] [TOU 02] [TOU 05] présente une méthode permettant de générer des crêtes de hauteur constante en modifiant le long de la trajectoire la distance entre les passes. Cette méthode permet le juste respect de la qualité de la pièce et ainsi la réduction des surcoûts inutiles.

Donc les algorithmes de calcul d'usinage en bout ont tendance à ne pas engendrer d'interférences positives et à produire une très bonne qualité de surface, simple à maîtriser.

1.3 Problème d'interférences en usinage par le flanc

De par son mode de génération, l'usinage par le flanc de l'outil est bien adapté pour l'usinage de surfaces réglées, bien que dans le cas de surfaces réglées non développables des interférences apparaissent inévitablement. Pour démontrer cela, Rehsteiner [REH 93] utilise la **figure II.7** qui représente une fraise cylindrique en contact sur une surface réglée non développable. Cette fraise est positionnée de telle façon qu'une de ses génératrices est confondue avec la règle considérée. Par la suite, Rehsteiner projette les éléments géométriques sur le plan P perpendiculaire à la règle :

- La règle se projette en un point noté A.
- Les courbes guides $C_0(u)$ et $C_1(u)$ se projettent respectivement en $C_0'(u)$ et $C_1'(u)$, qui sont deux courbes planes se croisant en A et formant un angle $\alpha(u)$ entre leurs tangentes. Ces courbes se croisent car la surface est non développable et donc $\alpha(u)$ est non nul (*c.f.* §I.2.1.2).
- L'enveloppe du cylindre se projette en un cercle qui passe par A.

Il est donc impossible que ce cercle passe par A sans venir interférer avec l'une ou l'autre des courbes guides, sauf si le rayon de la fraise est nul, ce qui est physiquement impossible avec des outils de coupe. L'outil, dans le positionnement défini ici, génère de l'overcut sur toute la surface, sauf éventuellement en un point.

Cette problématique est abordée dans ce mémoire au chapitre III, avec la définition d'une nouvelle approche complémentaire aux méthodes déjà présentes dans la bibliographie.

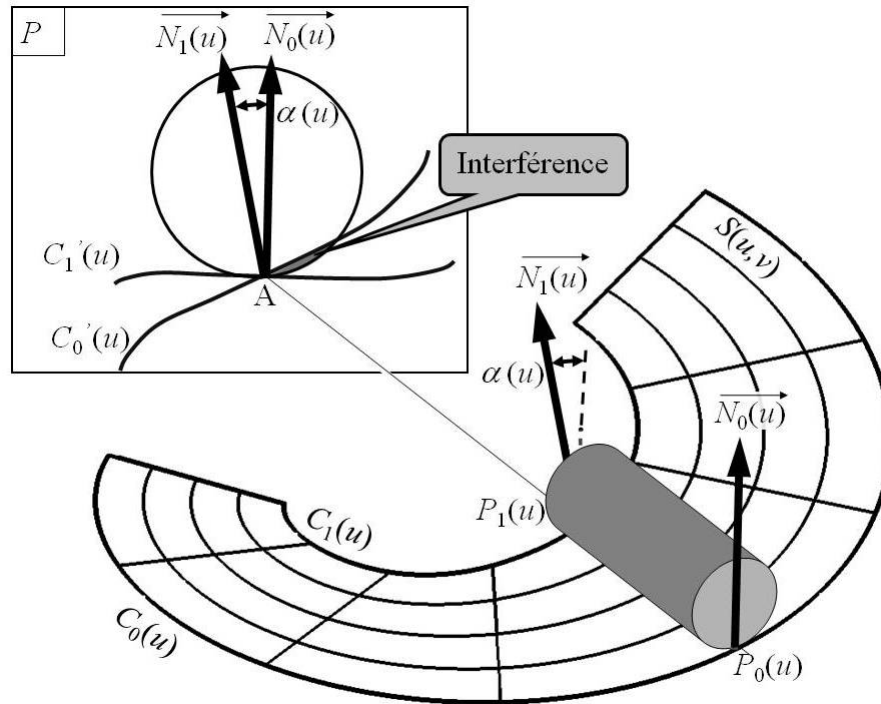


Figure II.7 : Problème d'interférences lors de l'usinage par le flanc de surfaces réglées non développables.

En matière d'interférences, l'usinage en bout et l'usinage par le flanc ne présente pas la même façon d'aborder le problème, ainsi :

- Un volume de matière laissé sur la pièce finie en usinage en bout est désigné par "crête". Il peut être réduit autant que possible mais ne peut pas être annulé. En revanche, en usinage par le flanc, il est défini comme "undercut" (matière sous coupée) et il doit être annulé.
- Un volume de matière retiré en trop sur la pièce finie en usinage en bout n'existe théoriquement pas, car la majorité des algorithmes de posage l'annule. Il est donc considéré comme une collision. Par contre, en usinage par le flanc, il peut apparaître dans le cas de l'usinage de surfaces non développables et est désigné par "overcut".

Ainsi, de par la nature de sa gestion des interférences, l'usinage en bout est bien adapté pour respecter l'*IMS* car il ne génère pas d'overcut. Les interférences générées sont donc une succession de crêtes "dépassant" sur la surface théorique, garantissant ainsi les épaisseurs minimales.

2 Stratégies envisageables pour l'usinage de finition d'une pale

L'usinage de surfaces complexes peut donc être réalisé avec deux approches ; l'usinage en bout d'outil et l'usinage par le flanc (*c.f.* §II.1). Dans ce paragraphe, sont développées les

différentes stratégies d'usinage envisageables pour réaliser l'opération de fraisage de finition des intrados et des extrados d'impellers ainsi que les pieds de pales associés.

La **figure II.8** présente l'utilisation d'un algorithme d'usinage en bout d'outil pour la finition des pales. De par la faible distance entre deux pales, l'utilisation d'une stratégie d'usinage en bout impose de détalonner l'outil d'un angle θ_f , proche de 90° (ou d'un angle θ_r proche de 90° et θ_n égal à 90° , *c.f.* §II.1.1.1 et **figure II.3**), pour éviter la collision entre le corps de l'outil et la deuxième pale. Cette configuration d'usinage, bien que calculée avec un algorithme de posage en bout, est très proche d'une configuration d'usinage par le flanc, car la partie de l'outil qui génère la surface est à la limite entre le bout et le flanc de l'outil. Ceci impose l'utilisation de fraises à bout sphérique (aussi appelées outils boule par la suite) pour ne pas générer de collisions entre la queue de l'outil et la surface déjà usinée.

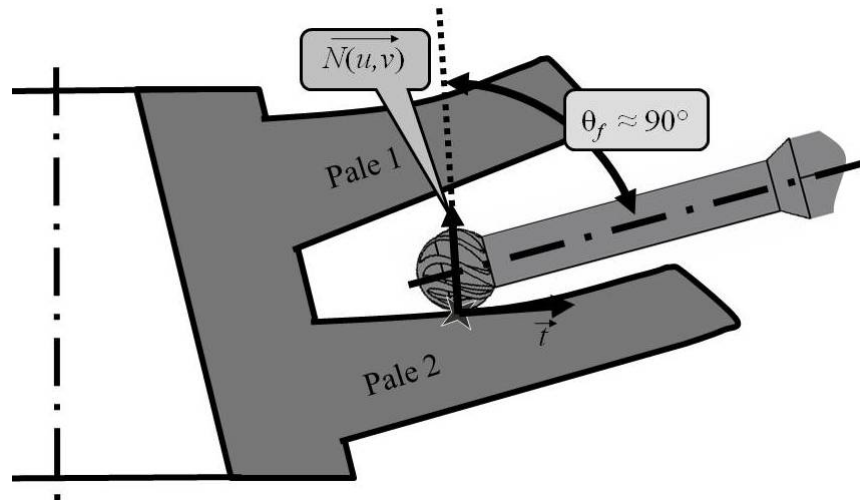


Figure II.8 : Usinage de pales avec un algorithme de posage en bout et un outil boule.

L'emploi d'un algorithme d'usinage par le flanc requiert l'utilisation d'outils cylindriques ou coniques. La **figure II.9** présente les deux configurations possibles d'usinage par le flanc : en une seule passe ou en multi-passes. Industriellement, lors de l'utilisation d'une stratégie en une seule passe, l'outil couramment utilisé est faiblement conique pour offrir plus de rigidité, une meilleure accessibilité et permettre d'usiner simultanément la surface et le pied de pale. Il possède néanmoins l'inconvénient d'être plus cher à fabriquer que des outils cylindriques.

Dans le cas de l'utilisation d'une stratégie multi-passes, l'outil cylindrique détalonné, présenté à la **figure II.9b**, est couramment employé, car la réduction de la hauteur de coupe entraîne une diminution des efforts de coupe et donc des risques de flexion.

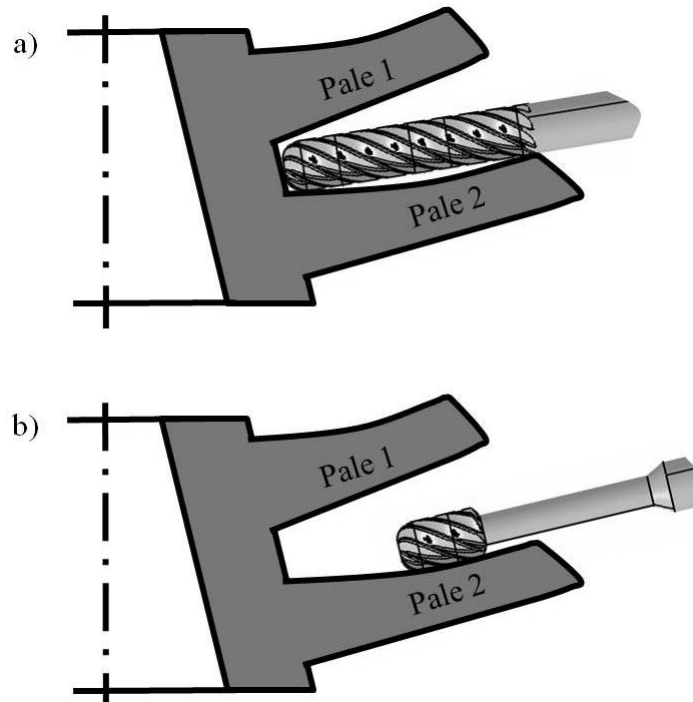


Figure II.9 : Usinage de pales avec une stratégie par le flanc et des outils cylindriques :
a) en mono-passe, b) en multi-passes.

Pour spécifier complètement une stratégie en usinage par le flanc et estimer les erreurs générées, il est nécessaire de connaître l'algorithme de posage de l'outil sur la surface. Le §III.1.1 présente plusieurs méthodes et illustre le fait que leurs erreurs peuvent varier dans un rapport de 1 à 20. Pour effectuer un choix de stratégies d'usinage optimal, il est donc nécessaire de connaître la méthode de posage employée, afin de pouvoir estimer ses erreurs. Le choix est fait d'utiliser la méthode de posage SPO (*c.f.* §III.1.1.2) pour positionner l'outil cylindrique que ce soit en mono-passe ou en multi-passes. Cette méthode est choisie car elle est simple et facile à programmer avec un logiciel de FAO. De plus, l'utilisation de stratégies multi-passes réduit naturellement l'interférence générée. Dans ce dernier cas, la méthode de posage a une faible influence sur les performances de la stratégie.

Pour les stratégies multi-passes, une stratégie passes parallèles est choisie, afin de ne pas générer de recouvrement entre les passes. Ainsi, les largeurs coupées par chacune des passes sont identiques et ne varient pas au cours de l'usinage.

La **figure II.10** présente une surface usinée en 4 passes, ainsi que la trajectoire associée. Il faut remarquer que l'utilisation d'une stratégie avec des profondeurs de passes axiales constantes complique le calcul de la longueur de la trajectoire d'usinage. En effet, sur l'exemple présenté, la longueur de la passe N°1 est plus courte que celle de la passe N°4. Cette méthode introduit donc une non linéarité au niveau de la longueur de la trajectoire en

fonction du nombre de passes ; *i.e.* qu'il n'existe pas de relation mathématique entre la longueur de la trajectoire d'usinage avec n passes et celle avec $n+1$ passes. Ainsi, cette détermination de longueur doit être effectuée de façon numérique.

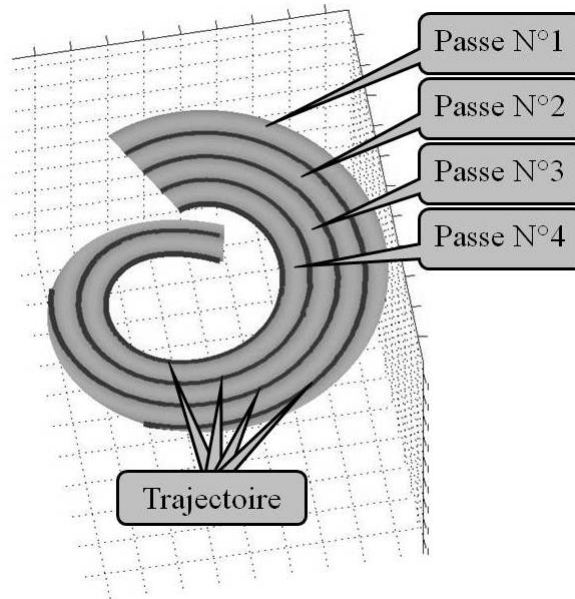


Figure II.10 : Trajectoire en multi-passes par le flanc.

3 Critères de choix des stratégies d'usinage pour la finition de pales d'impellers

Le §II.2 montre, qu'au niveau de la macro-gamme, il y a un choix possible entre un panel de stratégies. Pour effectuer ce choix de façon rationnelle et identifier la stratégie optimale, il est nécessaire de définir un critère numérique. Il est proposé de construire ce critère de choix en se basant sur les trois indicateurs, *IMF*, *IMS* et *IRSG*, définis au §I.4. Ainsi, le choix d'une stratégie d'usinage est effectué en tenant compte des besoins fonctionnels associés à la mécanique des fluides, la mécanique des structures et à la fabrication.

De plus, bien que le coût de fabrication d'une pièce ne soit pas un besoin fonctionnel, il n'en est pas moins un paramètre important qu'il faut prendre en compte dans le choix d'une stratégie d'obtention d'une pièce.

3.1 Besoins issus des exigences économiques

Le coût de revient d'une pièce est la somme de plusieurs coûts et peut être estimé par l'équation II.1.

$$\text{Coût}_{\text{pièce}} = \text{Coût}_{\text{matière première}} + \text{Coût}_{\text{fabrication}} + \text{Coût}_{\text{contrôle}} + \text{Coût}_{\text{conception}} \quad (\text{II.1})$$

Les coûts de la matière première et du contrôle sont indépendants de la stratégie d'usinage choisie. Seul celui de la fabrication est développé à l'équation II.2.

$$\text{Coût}_{\text{fabrication}} = \text{Coût}_{\text{développement}} + \text{Coût}_{\text{production}} \quad (\text{II.2})$$

La stratégie de fabrication peut influencer le coût de développement, notamment sur le temps de développement, le temps de mise au point des programmes de fabrication (FAO), mais son influence majeure se situe au niveau du coût de production, son expression est donnée par l'équation II.3, dans le cas d'une fabrication par usinage. Le coût de production d'une pièce est donc la sommation du coût généré par l'occupation d'une machine et d'un employé pendant la durée de l'usinage et du coût de revient en outils coupants.

$$\text{Coût}_{\text{production}} = (\text{Coût}_{\text{horaire machine}} + \text{Coût}_{\text{horaire employé}}) \cdot T_u + \text{Coût}_{\text{d'outil coupant}} \quad (\text{II.3})$$

Avec T_u le temps de l'opération d'usinage.

La stratégie d'usinage influe donc principalement sur le coût de revient d'une pièce par l'intermédiaire du temps d'usinage. L'influence de la stratégie d'usinage sur le coût de revient des outils n'est pas considérée ici.

Par la suite, le temps d'usinage pour fabriquer une pièce est retenu comme indicateur pour exprimer l'efficacité économique d'une stratégie d'usinage et il est noté T_u .

3.2 Proposition de deux classes d'indicateurs

Le §II.6 présente une nouvelle méthode d'aide au choix de stratégies d'usinage, appliquée au cas de l'usinage de finition des intrados et des extradados d'impellers. Ce choix est réalisé en cherchant à optimiser un critère basé sur deux types d'indicateurs :

- Des indicateurs de respect des besoins fonctionnels de la pièce ;
- Des indicateurs économiques, qui expriment le coût de revient d'une stratégie d'usinage pour fabriquer une pièce.

Dans le cas de l'aide au choix d'une stratégie pour l'usinage de finition d'impellers, il est retenu comme indicateurs de respect des besoins fonctionnels l'*IMF* et l'*IMS* présentés au §I.4. Pour les indicateurs économiques, il est naturellement choisi le temps d'usinage (*c.f.* §II.3.1) et l'*IRSG*. En effet, une stratégie présentant une faible valeur de l'*IRSG* consomme une petite partie de l'intervalle de tolérance spécifié sur la surface à usiner, ce qui permet de laisser une plus grande tolérance pour la réalisation de la pièce, et permet ainsi de réduire les coûts de fabrication.

Par la suite, il est utile de modéliser les défauts qui apparaissent lors de l'usinage pour le calcul de ces quatre indicateurs en fonction de la géométrie à réaliser et de la stratégie d'usinage envisagée.

4 Modélisation de l'usinage de pièces de type impeller

L'usinage d'impellers est une opération délicate car les pièces à fabriquer sont complexes et avec de fortes contraintes fonctionnelles (*c.f.* §I.4). De plus, de nombreux problèmes de différentes natures apparaissent lors de l'usinage :

- Géométrique, avec l'apparition d'interférences (*c.f.* §I.2.5.2) ;
- Flexion des pales et de l'outil sous les efforts de coupe ;
- Cinématique notamment des défauts introduits par la machine.

Les paragraphes suivants s'attachent à présenter ces problèmes, puis une modélisation des défauts induits est proposée. Le but est donc de prédire les défauts engendrés par une stratégie d'usinage afin de calculer les indicateurs associés (*IMF*, *IMS*, *IRSG*, T_u), pour au final classer les stratégies et faire le choix optimal.

Ainsi, les modèles proposés sont uniquement utilisés pour estimer les défauts générés par un usinage. Des modèles simples doivent être proposés, car les choix de stratégie sont effectués durant l'élaboration de la macro-gamme. De ce fait, les informations disponibles à cette étape sont restreintes.

4.1 Aspects géométriques

Le §I.2.5.2 présente le problème de l'interférence locale entre l'outil et la surface. Ces interférences peuvent être positives ou négatives. Elles se produisent entre l'outil et la surface nominale. Pour prédire le comportement de la machine, il est utilisé le modèle de "Cellule Élémentaire d'Usinage" (CEU), proposé par Cordebois [**COR 08**], et présenté à la **figure II.11**. Le modèle choisi ne prend pas en compte la rotation propre de l'outil sur lui-même pour générer la vitesse de coupe nécessaire au procédé d'usinage. Les éléments composant la CEU sont considérés comme étant des solides indéformables, dont les liaisons sont parfaites (sans jeu). Les liaisons cinématiques sont considérées en position théorique exacte les unes par rapport aux autres.

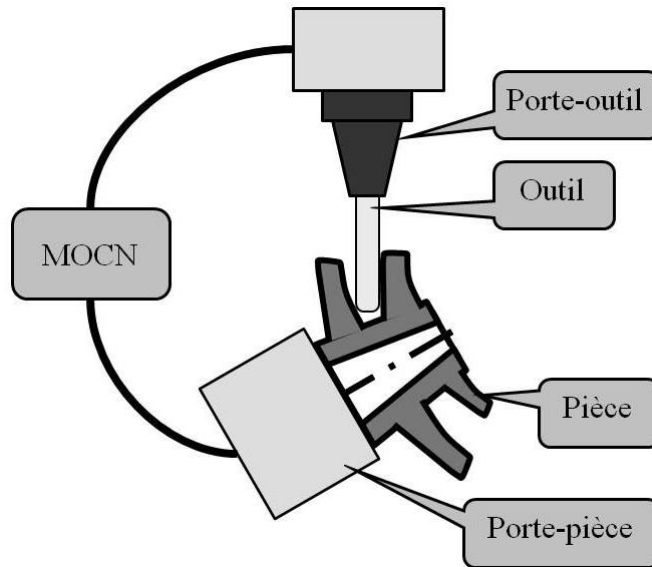


Figure II.11 : Modèle de Cellule Élémentaire d'Usinage.

Le problème réel d'interférence entre l'outil et la surface se situe entre un outil de géométrie complexe (dents, défauts d'affûtage...) animé d'un mouvement perturbé par les défauts de la CEU (défauts géométriques, cinématiques...) et une surface théorique. Le modèle utilisé par la suite pour effectuer des calculs d'interférences est un modèle de CEU supposant que :

- L'outil est parfait. Quinsat [QUI 08] s'intéresse à l'aspect état de surface obtenu par l'usinage, ainsi l'auteur doit considérer la géométrie précise de l'outil avec ses dents. Contrairement à ses travaux, seuls les problèmes de l'ordre du défaut de forme sont considérés ici, donc l'outil peut être assimilé à son enveloppe en rotation sans tenir compte de chacune des dents.
- Le phénomène de coupe de la matière s'effectue comme un effacement de la matière par l'enveloppe de l'outil parcourant la trajectoire, sans générer d'efforts de coupe ni de flexion. Cette modélisation peut être assimilée à une simulation numérique de la coupe avec les logiciels de FAO.
- La CEU est considérée sans défauts géométriques.

4.2 Flexions sous les efforts de coupe

Lors de la coupe des métaux, des efforts de la matière sur l'outil sont générés. Ces efforts s'appliquent de façon locale sur chacune des dents de l'outil en prise dans la matière. Ils sont principalement liés à la section locale de copeaux. Le §II.5.2 expose la méthode et les concepts utilisés pour déterminer des modèles d'efforts de coupe. Dans cette partie, l'étude se

concentre sur les déformations engendrées par les efforts de coupe, de nombreux travaux ont été menés sur le sujet.

López de Lacalle [LÒP 05] [LÒP 07] s'intéresse à l'effort généré par la coupe des métaux dans le cas de l'usinage en bout avec une fraise hémisphérique. Pour limiter les flexions générées, l'auteur propose d'optimiser les deux angles d'inclinaison de l'outil offerts par l'usinage 5-axes afin de limiter les efforts de coupe. Landon [LAN 04] et Larue [LAR 03b] s'intéressent à la prédiction des défauts générés par la flexion de l'outil. Landon traite le cas de l'usinage en bout et par le flanc alors que Larue se concentre sur l'usinage par le flanc. Les deux auteurs utilisent une approche expérimentale pour la prédiction de ces défauts. Ferry [FER 08a] [FER 08b] s'intéresse aussi à l'usinage par le flanc. Il propose, en plus de la prédiction des défauts, une correction grâce à l'adaptation de la vitesse d'avance le long de la trajectoire pour limiter la déformation de l'outil. Il utilise une modélisation par éléments finis poutres pour la prédiction des défauts. Suh [SUH 96] et Dépincé [DÉP 05a] [DÉP 05b] modifient la trajectoire de l'outil (en usinage par le flanc) pour tenir compte des flexions de l'outil. Ces flexions sont aussi prédites par des modèles poutres. Les travaux présents dans la bibliographie développent principalement le cas de l'usinage de pièces rigides avec un outil flexible.

Naturellement, les modèles d'efforts présentés dans la bibliographie dépendent de la section coupée. Ainsi, Ferry [FER 08a] [FER 08b] propose de considérer la variation de la vitesse d'avance de l'outil/pièce le long de l'axe outil, induite par le mouvement de rotation obtenu grâce à l'usinage 5-axes.

La **figure II.12** présente un exemple de champ des vitesses d'avance de l'outil/pièce, l'utilisation des 5-axes lors de l'usinage induit une vitesse non uniforme le long de l'axe outil. En effet, l'outil étant considéré comme indéformable, à chaque instant il existe un vecteur vitesse de rotation $\vec{\Omega}_{i \text{ outil/pièce}}$ du mouvement de l'outil par rapport à la pièce. L'**équation II.4** définit les coordonnées du point M_i , situé au bout de l'outil. Il est choisi d'utiliser ce point comme point piloté de la trajectoire.

$$M_i = \begin{cases} X_{M_i} \\ Y_{M_i} \\ Z_{M_i} \end{cases} \quad (\text{II.4})$$

Un point de la trajectoire est défini par le point M_i et par la direction de l'axe de l'outil donnée par ses trois projections I , J et K dans un repère orthonormé. Un point Mo_i est défini sur l'axe de l'outil à une distance L de M_i . Ses coordonnées sont données par l'**équation II.5**.

$$Mo_i = \begin{cases} X_{M_i} + t_1 \cdot I \\ Y_{M_i} + t_1 \cdot J \\ Z_{M_i} + t_1 \cdot K \end{cases} \quad (\text{II.5})$$

L'équation II.6 donne la vitesse d'avance du point M_i . Du fait que ce point est le point piloté, il est animé d'une vitesse égale à la vitesse programmée, \vec{V}_f (c.f. §II.4.3).

$$\vec{V}_{M_i \text{ outil/pièce}} = \vec{V}_f \approx \frac{\overrightarrow{M_i M_{i+1}}}{\Delta T_i} \quad (\text{II.6})$$

En supposant que le point M_i a un déplacement rectiligne uniforme entre deux points de la trajectoire, l'équation II.6 peut se simplifier et devient l'équation II.7.

$$\vec{V}_{M_i \text{ outil/pièce}} \approx \frac{\overrightarrow{M_i M_{i+1}}}{\Delta T_i} \quad (\text{II.7})$$

Avec ΔT_i le temps nécessaire à l'outil pour passer du point M_i au point M_{i+1} , il est calculé avec l'équation II.8.

$$\Delta T_i = \frac{\|\overrightarrow{M_i M_{i+1}}\|}{\|\vec{V}_f\|} \quad (\text{II.8})$$

La vitesse du point Mo_i est obtenue à l'équation II.9 à l'aide de la formule de composition des vitesses pour un corps solide.

$$\vec{V}_{Mo_i \text{ outil/pièce}} = \vec{V}_{M_i \text{ outil/pièce}} + \overrightarrow{Mo_i M_i} \wedge \vec{\Omega}_{i \text{ outil/pièce}} \quad (\text{II.9})$$

La valeur de la vitesse au point Mo_i peut être estimée en approximant la longueur de la trajectoire entre Mo_i et Mo_{i+1} par sa corde, d'où l'équation II.10.

$$\|\vec{V}_{Mo_i \text{ outil/pièce}}\| = \frac{\|\overrightarrow{Mo_i Mo_{i+1}}\|}{\Delta T_i} \quad (\text{II.10})$$

Ce mouvement de rotation induit donc une modification de l'avance à la dent, les équations II.10 et II.11 définissent respectivement l'avance à la dent des points M_i et Mo_i .

D'où une avance à la dent égale à :

$$f_{z M_i} = \frac{\|\vec{V}_f\|}{Z \cdot N} \quad (\text{II.11})$$

$$f_{z Mo_i} = \frac{\|\vec{V}_{Mo_i \text{ outil/pièce}}\|}{Z \cdot N} \quad (\text{II.12})$$

Avec Z le nombre de dents de la fraise et N la vitesse de rotation de l'outil.

D'où en écrivant le rapport entre l'équation II.11 et II.12 :

$$\frac{f_{z_{Moi}}}{f_{z_{Mi}}} = \frac{\|\vec{V}_{Moi \text{ outil/pièce}}\|}{\|\vec{V}_f\|} = \frac{\|\overrightarrow{Mo_i Mo_{i+1}}\|}{\|\overrightarrow{M_i M_{i+1}}\|} \quad (\text{II.13})$$

Donc :

$$f_{z_{Moi}} = \frac{\|\overrightarrow{Mo_i Mo_{i+1}}\|}{\|\overrightarrow{M_i M_{i+1}}\|} \cdot f_{z_{Mi}} \quad (\text{II.14})$$

Sur l'exemple de la **figure II.12**, l'application de l'**équation II.14** montre que l'avance à la dent au point Mo_i est bien plus importante que celle au point M_i .

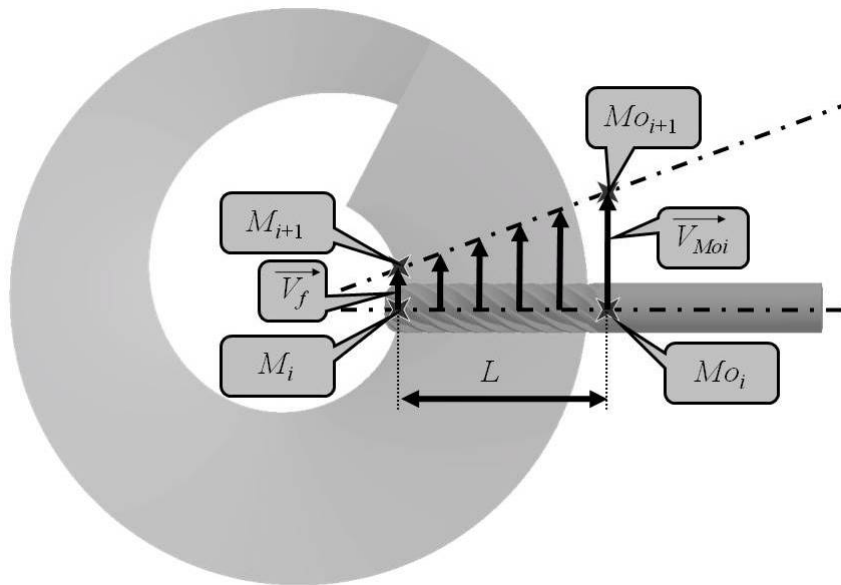


Figure II.12 : Champs de vitesse de l'outil/pièce.

De plus, la section coupée en fraisage par le flanc est fonction de la profondeur de passe a_p et de l'avance à la dent f_z . Or, a_p étant fixé lors de l'usinage avec les stratégies choisies (*c.f.* §II.2), cela implique que la section coupée par chaque tranche de l'outil est variable le long de l'axe outil. Ceci induit une loi d'effort de coupe non uniforme le long de l'axe outil.

Ces efforts génèrent des déformations dans toute la CEU (*c.f.* **figure II.12**), mais les pales et l'outil en sont les éléments les plus flexibles, du fait de leurs géométries. Ainsi, seules leurs déformations sont prises en compte et les autres pièces de la chaîne seront considérées comme infiniment rigides.

Sorby [SOR 00] propose dans son optimisation des conditions de coupe en 5-axes de définir une limite maximale de l'effort pour ne pas générer trop de déformations et pour ne pas casser l'outil. De même, les modèles présentés par la suite ont pour objectif d'estimer la flexion de la pale et de l'outil lors de l'usinage, dans le but de déterminer les conditions de

coupe maximales pour respecter une qualité de pièce attendue afin d'effectuer un choix de stratégie optimale, de ce fait, les modèles employés sont simples.

La **figure II.13** présente la modélisation retenue pour la flexion de l'outil ; Dépincé [DÉP 05a] propose l'utilisation d'un modèle composé de deux poutres. La première est située au niveau de la queue de l'outil et possède un moment quadratique donné par l'**équation II.15** qui correspond au moment quadratique d'une section circulaire pleine.

$$I_{gz1} = \frac{\pi \cdot r^4}{4} \quad (\text{II.15})$$

La seconde poutre est modélisée par une poutre de section circulaire mais dont le diamètre permet d'obtenir un moment quadratique identique à la section réelle de l'outil comportant les dents. Le moment quadratique de la section comportant les dents est déterminé numériquement. Le chargement d'effort est déterminé au §II.5.2.

e.g. il faut remarquer qu'avec une fraise de finition de diamètre 16 mm et 8 dents, le moment quadratique de la poutre comportant des dents est divisé par 2 par rapport à la section de même diamètre sans dents. Ce rapport de 2 est utilisé par la suite afin d'obtenir rapidement un ordre de grandeur de la flexion de l'outil par rapport à celle de la pale pour savoir si celle-ci est négligeable.

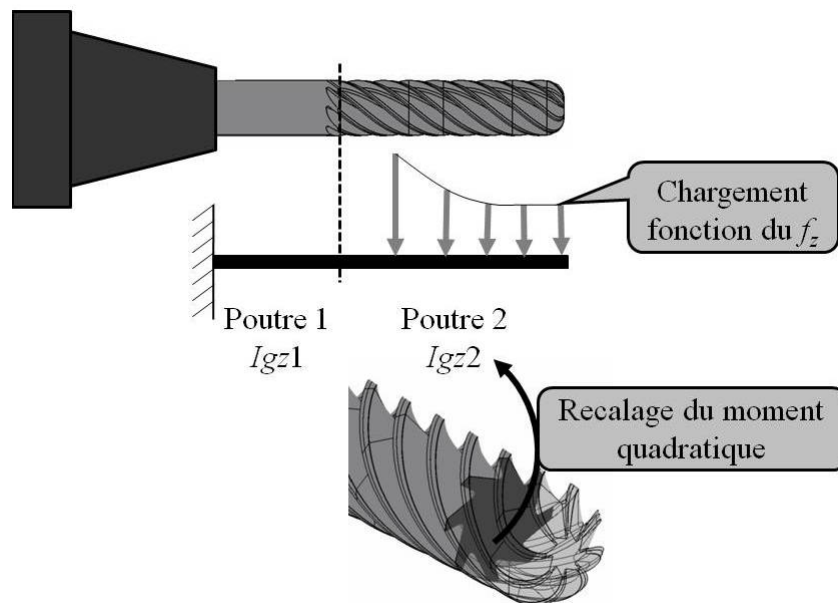


Figure II.13 : Modèle de flexion de l'outil.

La modélisation des pales est plus délicate que celle de l'outil car :

- L'épaisseur et donc la rigidité des pales évoluent pendant l'usinage ;
- La partie de la pale sollicitée change le long de la trajectoire, ce qui induit une évolution des longueurs des règles et de l'épaisseur de la zone de la pale chargée.

Seguy [SEG 08] s'est intéressé à la modélisation des vibrations de voiles minces en considérant, dans ses modèles, l'évolution de l'épaisseur de la pale et de la position du point d'excitation. Il propose donc le tracé de lobes de stabilité en trois dimensions, la troisième dimension est utilisée pour prendre en compte les évolutions des paramètres au cours de l'usinage. Les calculs de déformations effectués dans nos travaux ne cherchent pas à être précis, ils sont uniquement utilisés pour l'aide au choix de stratégies d'usinage. Ainsi, des approximations sont faites pour simplifier le modèle de flexion de la pale. La première est de considérer l'épaisseur de la pale comme constante au cours de l'usinage. Dans le but de se placer dans un cas conservatif, la géométrie utilisée pour les calculs est la géométrie de la pièce finie et les calculs sont effectués pour la règle la moins rigide de la surface. La **figure II.14** présente les conditions aux limites imposées lors de la simulation éléments finis utilisée pour déterminer la règle la moins rigide :

- Encastrement de la partie inférieure de l'impeller ;
- Application d'une force linéique constante sur la courbe flasque de la pale.

En conséquence, lors de cette simulation, la règle qui a la plus grande déformation est la règle la plus souple.

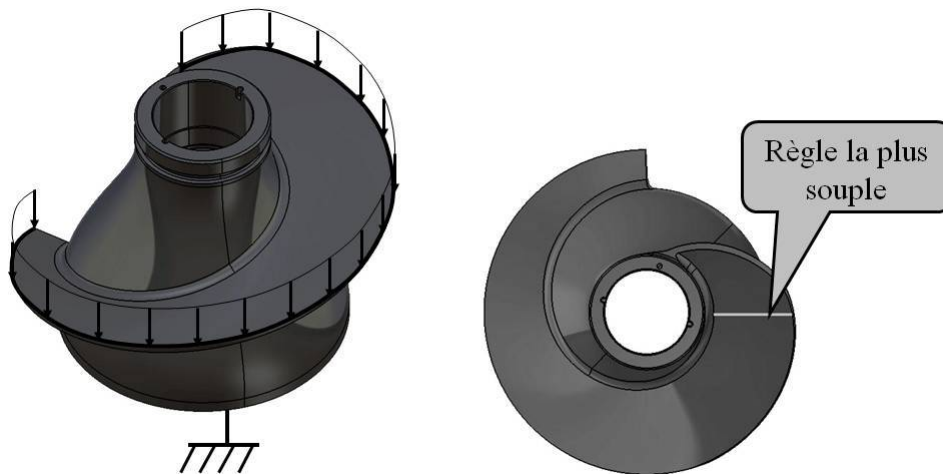


Figure II.14 : Recherche de la règle la plus souple.

Par la suite, les calculs sont effectués pour la règle la plus souple. La **figure II.15** présente la modélisation utilisée pour estimer la flexion de la pale. La pale est modélisée par une poutre droite encastree, de même longueur que la règle étudiée, L , et de section rectangulaire constante. Le moment quadratique équivalent est calculé par une simulation éléments finis, I_{gz} . Pour effectuer cette simulation de recalage, la partie basse de l'impeller est considérée comme fixe et une force ponctuelle F , est appliquée en bout de la règle étudiée. Ainsi, la

flèche maximale obtenue par cette simulation est notée $Flèche_{pale}$. Le moment quadratique équivalent est donc obtenu grâce à l'équation II.16.

$$I_{gz} = \frac{F \cdot L^3}{3 \cdot E \cdot Flèche_{pale}} \quad (II.16)$$

Avec E le module de Young du matériau étudié.

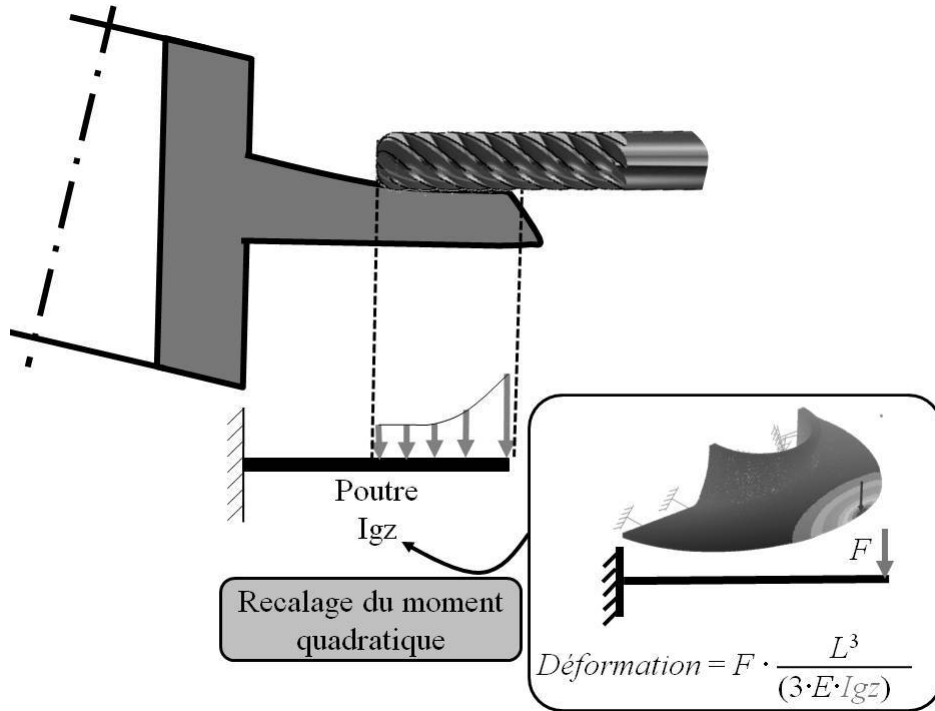


Figure II.15 : Modèle de flexion de la pale.

Ainsi, cette partie a permis de mettre en place deux modèles pour prédire les défauts liés aux flexions de l'outil et de la pale lors de l'usinage. La particularité de ces modèles est la prise en compte d'un profil de chargement non uniforme, afin de considérer l'évolution de l'avance à la dent le long de l'axe de l'outil en usinage 5-axes.

4.3 Défauts cinématiques d'une MOCN

Le temps de fabrication d'une pièce est l'un des premiers indicateurs évalué par les industriels pour quantifier la performance d'un procédé d'usinage. De plus, l'usinage 5-axes est un procédé coûteux et le temps de fabrication d'un impeller est grand, ce qui renforce l'importance du temps d'usinage. Besson [BES 06] présente dans ses travaux l'étude de l'ébauche d'un inducteur d'environ 200 mm de diamètre en alliage de titane et le temps d'ébauche des veines fluides est de l'ordre de 9 h, d'où un temps total d'usinage supérieur à une dizaine d'heures.

Pour évaluer le temps d'usinage, il est nécessaire de modéliser cinématiquement la machine d'usinage. Dans ce but, Dugas [DUG 02] propose un simulateur complet de l'opération d'usinage qui modélise les défauts cinématiques et géométriques. Il considère les défauts de suivi de trajectoire, les diminutions de la vitesse d'avance et les flexions de l'outil. Dans l'approche présentée, la CEU est considérée comme parfaite, c'est-à-dire que :

- La machine suit parfaitement la trajectoire indiquée ;
- La vitesse programmée est atteinte en chaque point de la trajectoire. Lavernhe [LAV 08] explique dans ses travaux que les accélérations de la machine sont limitées, ce qui implique des ralentissements aux passages des discontinuités. Ces écarts entre la vitesse programmée et la vitesse réelle ne sont pas pris en compte dans le modèle utilisé ici, car la vitesse d'avance est considérée comme suffisamment faible par rapport aux capacités cinématiques de la machine utilisée.

Ainsi, suivant ces hypothèses, le modèle cinématique de la machine est simplement donné par l'équation II.17. Ce modèle exprime la durée d'usinage en fonction de la longueur de la trajectoire et de la vitesse d'avance.

$$T_u = \frac{L_{trajectoire}}{V_f} \quad (II.17)$$

L'équation II.18 est le développement de l'équation II.17 en faisant apparaître les différentes parties de la trajectoire :

- La trajectoire, $L_{trajectoire\ G1}$, où l'outil coupe la matière et avance donc en vitesse travail, $V_{f\ G1}$;
- La trajectoire, $L_{trajectoire\ approche}$, où l'outil entre et sort de la matière à une vitesse $V_{f\ approche}$;
- La trajectoire, $L_{trajectoire\ G0}$, où l'outil est en déplacement rapide, $V_{f\ G0}$;

$$T_u = \frac{L_{trajectoire\ G1}}{V_{f\ G1}} + \frac{L_{trajectoire\ approche}}{V_{f\ approche}} + \frac{L_{trajectoire\ G0}}{V_{f\ G0}} \quad (II.18)$$

Au niveau de la macro-gamme, seule la valeur de $L_{trajectoire\ G1}$ peut être évaluée (c.f. §II.2). Par la suite, le temps d'usinage est uniquement donné par le temps où l'outil coupe de la matière et donc par l'équation II.19.

$$T_u = \frac{L_{trajectoire\ G1}}{V_{f\ G1}} \quad (II.19)$$

Ainsi, trois modèles simples sont proposés permettant de quantifier les phénomènes engendrés par un usinage réel. Les modèles sont volontairement simplifiés car peu d'informations sont disponibles au niveau de la macro-gamme.

5 Influence de la stratégie d'usinage sur les conditions de coupe

Le §II.4.3 montre que l'indicateur T_u dépend des paramètres de coupe et notamment de l'avance V_f . Ce paragraphe étudie donc en détail l'influence des stratégies d'usinage sur les conditions de coupe et en particulier V_f . L'indicateur T_u peut être finement estimé dans le but de déterminer la stratégie d'usinage optimale.

5.1 Facteurs influents sur l'avance à la dent de l'outil

5.1.1 Facteurs indépendants de la stratégie

L'avance V_f est directement reliée à l'avance à la dent f_z par l'équation II.20.

$$V_f = f_z \cdot Z \cdot N \quad (\text{II.20})$$

Avec Z le nombre de dents de la fraise et N la vitesse de rotation de l'outil.

Le premier facteur influent est l'état de surface. Il dépend de l'avance par l'intermédiaire de l'avance à la dent. L'équation II.21 présente le modèle de hauteur maximale de rugosité dans le sens de l'avance, R_t , proposé par Barlier [BAR 99] en fonction de l'avance à la dent, f_z , et du rayon de l'outil, r . Ce modèle est utilisable dans le cas du fraisage de profil en avalant.

$$R_t = \frac{f_z^2}{8 \cdot \left(r - \frac{Z \cdot f_z}{\pi} \right)} \quad (\text{II.21})$$

L'état de surface dans le sens de l'avance influe donc sur V_f , mais ce paramètre est indépendant de la stratégie choisie.

La géométrie de la fraise peut aussi être un facteur limitant de l'avance, à cause du volume de goujure entre deux dents. En effet, si le volume de copeau usiné par une dent est supérieur au volume d'une goujure, le copeau ne peut pas être évacué, ce qui entraîne un bourrage et une casse assurée de l'outil.

5.1.2 Facteurs dépendants de la stratégie

Comme l'explique Sorby [SOR 00], le principal paramètre qui limite les conditions de coupe est l'effort généré. En effet, ces efforts entraînent des flexions de la pale et de l'outil qui engendrent des défauts géométriques et favorisent l'apparition de vibrations. Dans les plages usuelles d'utilisation d'un outil (définies par la démarche COM [AFN 94]), les efforts de

coupe sont principalement reliés à la section coupée. En fraisage de finition, cette section coupée est évolutive au cours du temps mais elle est fonction de :

- La profondeur de passe axiale a_p ;
- La profondeur de passe radiale a_e ;
- Le rayon de l'outil r ;
- L'avance à la dent f_z .

Parmi ces paramètres, seule la profondeur de passe axiale est directement reliée à la stratégie d'usinage. En effet, ce paramètre est lié au nombre de passes à réaliser sur la surface. Ainsi, plus le nombre de passes augmente, plus la section coupée diminue et donc les efforts de coupe aussi. Il est donc possible d'augmenter l'avance pour une même valeur globale de l'effort de coupe. Cette remarque permet de justifier le fait que lors de l'usinage en bout, l'avance peut être grandement augmentée par rapport à un usinage par le flanc en une passe, car la profondeur de passe axiale est réduite.

Ainsi, l'avance à la dent est fonction de la profondeur de passe axiale par l'intermédiaire des efforts de coupe. Donc f_z a une influence prépondérante sur la valeur de tous les indicateurs de performance :

- Le temps de fabrication car il influe sur la vitesse d'avance ;
- La qualité géométrique des pièces fabriquées car f_z influe sur les efforts de coupe et donc sur les déformations de la pièce et de l'outil durant la fabrication ;
- L'état de surface.

5.2 Prédiction des efforts engendrés par la coupe

Le paragraphe précédent montre que ce sont les efforts de coupe qui imposent une limitation de l'avance à la dent pour respecter une qualité de pièce voulue. Il est donc nécessaire de prédire les efforts de coupe en fonction de l'avance à la dent et de la stratégie d'usinage, de manière à effectuer le choix de la stratégie optimale.

En fait, seule la composante normale à la pale des efforts de coupe est prise en compte dans cette étude, car elle sollicite la pale dans sa direction la moins rigide et induit une flexion de l'outil qui génère des défauts.

Le but de l'étude suivante est de définir le profil de cette composante généré par une opération de fraisage 5-axes de finition d'une pale, en fonction de :

- La stratégie d'usinage ;
- La géométrie de l'outil ;
- Du couple outil-matière ;

- L'avance à la dent.

Kline [**KLI 82**] propose une méthode de discrétisation de l'arête appliquée au cas du fraisage pour effectuer cette prédiction. La **figure II.16** présente un outil discrétisé selon son axe avec un pas ΔZ . Kline fait l'hypothèse que l'effort de coupe généré par chaque portion d'arête est indépendant de l'effet des portions voisines. Par la suite, l'effort de coupe sur chacune des portions ΔZ est estimé en considérant que, sur cette portion, l'arête est rectiligne, que la géométrie de l'outil et l'avance sont constantes. L'effort local appliqué sur la portion ΔZ est noté F_i . Ainsi, le profil de l'effort global généré par la coupe est la somme des efforts F_i sur chaque portion ΔZ . D'où la nécessité de déterminer F_i en fonction de la géométrie de l'outil, du couple arête-matière et de l'avance à la dent.

Cette détermination peut être faite selon deux approches :

- Une approche purement expérimentale, présentée en détail par la suite. Dans ce cas, l'effort F_i est obtenu de façon globale sans connaître la répartition sur chacune des dents en prise dans la matière. Les essais effectués pour mettre au point ce modèle doivent être réalisés avec les mêmes paramètres opératoires que l'opération d'usinage à modéliser ; seule l'avance à la dent est fixée le long de l'axe outil (usinage en 3-axes) et est variable entre les essais. L'inconvénient de cette méthode est qu'elle permet de prédire les efforts uniquement pour une configuration d'usinage donnée (une géométrie d'outil, une préparation d'arête, une matière, une profondeur de passe radiale).
- L'approche Couple Arête-Matière (CAM) présentée par Bissey [**BIS 05a**] [**BIS 05b**]. Cette méthode consiste à déterminer la loi d'effort de coupe donnée par un type d'arête dans une matière. Par la suite, les efforts sont intégrés pour toutes les dents en prise dans la matière. Ainsi, ce modèle permet de prédire l'effort de coupe généré par tous types de géométrie d'outils grâce à une intégration de l'effort qui s'applique sur une arête élémentaire. Cette approche est plus généraliste et permet une prédiction des efforts de coupe dans tous les cas, mais cela nécessite de connaître les lois de coupe pour une arête élémentaire.

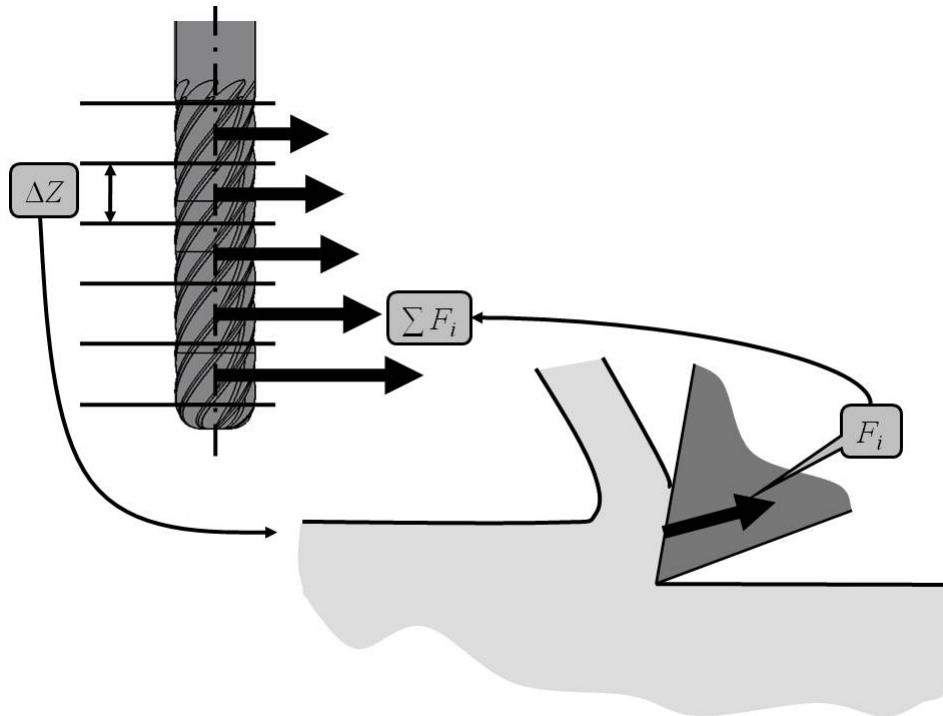


Figure II.16 : Modèle de prédiction d'efforts de coupe selon le principe de la discrétisation d'arête.

La loi de coupe définie ici est aussi mise en place avec une approche purement expérimentale. Le modèle présenté n'est utilisable que pour la configuration d'usinage utilisée. La définition de la loi de coupe est donc une des principales difficultés dans le choix de stratégies d'usinage. L'idéal serait d'utiliser la méthode de discrétisation d'arête couplée avec la méthode CAM afin de prédire les efforts de coupe dans toutes les configurations d'usinage, mais cela implique de recourir à une banque de données complète de loi de coupe.

Les essais réalisés ont été menés dans la configuration présentée dans l'exemple §II.6.2, *i.e.* :

- Usinage d'un alliage de titane, Ti6Al4V ;
- Outil cylindrique de diamètre 12 mm avec 7 dents en carbure monobloc, un angle d'hélice de 40°, un angle de coupe de 15°, sans revêtement, sans préparation d'arêtes ;
- Une profondeur de passe radiale de 0,3 mm ;
- Une avance à la dent variant de 0,03 mm/dent à 0,25 mm/dent ;
- Une vitesse de coupe de 100 m/min ;
- Une profondeur de passe axiale fixe de 16 mm. Cette valeur est choisie de manière à obtenir une bonne continuité de coupe. La **figure II.17** présente le nombre de dents en contact avec la configuration d'usinage choisie, ainsi il y a toujours au moins deux

dents en prise dans la matière. Cela permet d'obtenir un profil d'effort relativement constant tout au long d'un essai.

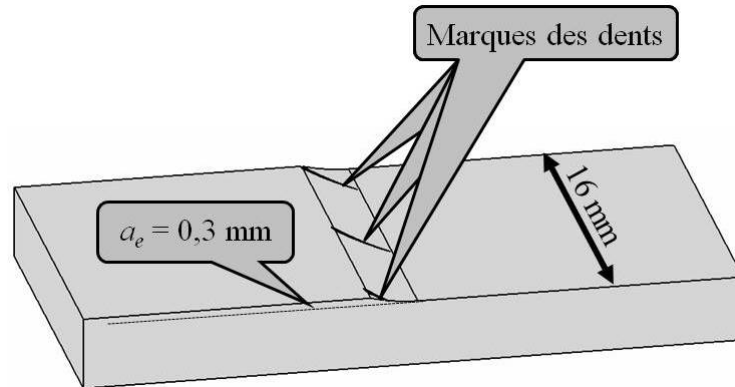


Figure II.17 : Continuité de coupe sur les essais expérimentaux.

La **figure II.18** présente le montage expérimental utilisé. L'éprouvette est un parallélépipède de 16 mm d'épaisseur fixé sur une platine dynamométrique dans le but de mesurer les efforts normaux aux plans usinés. Différents essais sont réalisés en faisant varier l'avance à la dent.

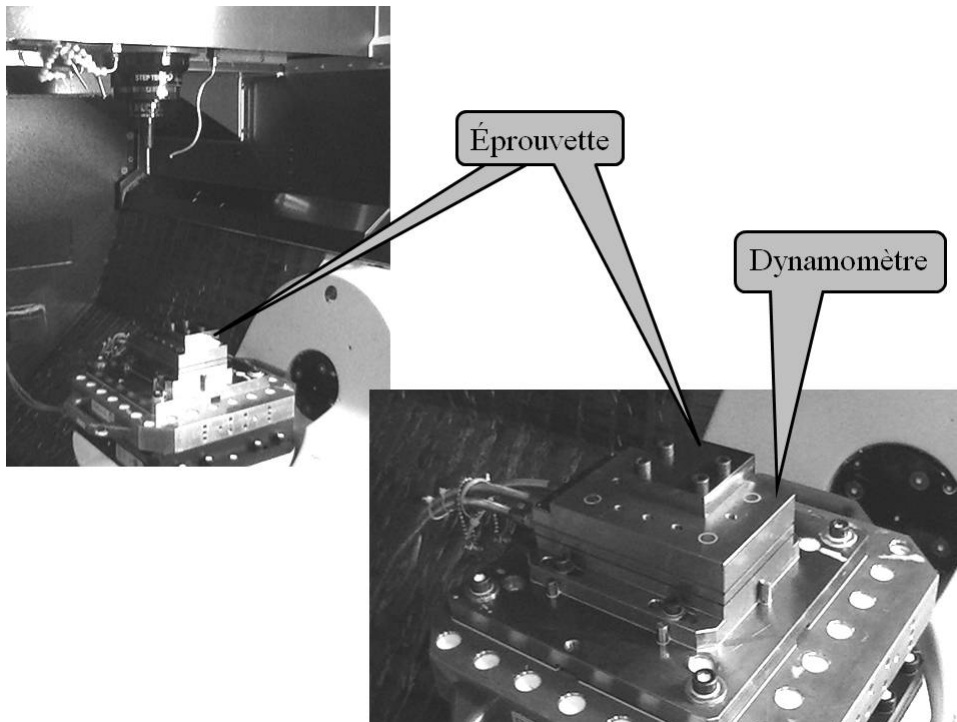


Figure II.18 : Montage expérimental de mesures d'efforts.

La **figure II.19** présente les résultats de ces essais, le graphique montre l'effort radial moyen généré par un millimètre de profondeur de passe de la fraise pour différentes avances à la dent et différentes configurations (avalant, opposition). Pour des raisons de confidentialité industrielle, la position de l'origine de l'axe des ordonnées n'est pas représentée. Ce graphique

permet de constater que dans la plage d'avance à la dent testée, l'effort radial peut être considéré comme linéaire en fonction de f_z . Une autre information très intéressante est le fait que cet effort moyen est plus important en configuration opposition qu'avalant, cet écart est probablement dû aux problèmes de vibrations apparaissant lors de l'usinage en opposition.

L'équation II.22 présente la forme de modèle utilisé pour prédire l'effort radial généré par une portion ΔZ de fraise.

$$Fr_{\Delta Z} = [a \cdot f_z + b] \cdot \Delta Z \quad (II.22)$$

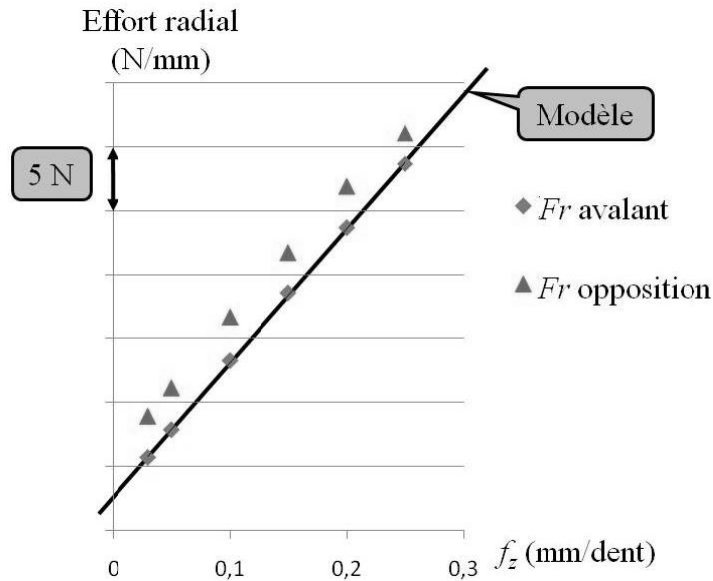


Figure II.19 : Effort de coupe radial en fonction de l'avance à la dent.

Cette partie a permis de définir le modèle de loi d'effort de coupe qui est utilisé par la suite dans les prédictions des flexions de l'outil et de la pale. Ce modèle est déterminé de façon empirique avec l'utilisation du principe de discrétisation d'arêtes.

5.3 Stratégie voile mince pour l'usinage en multi-passes

Wu [WU 95] constate que les surfaces complexes modélisant les pales d'impellers sont usinées avec moins de défauts en utilisant des stratégies multi-passes. Ces stratégies possèdent aussi l'avantage de pouvoir ébaucher la veine fluide successivement en plusieurs hauteurs, ce qui permet de conserver une plus grande raideur de la pale au cours de l'usinage de finition. La figure II.20 présente un exemple d'ordonnement des passes lors de l'ébauche des veines fluides d'impellers.

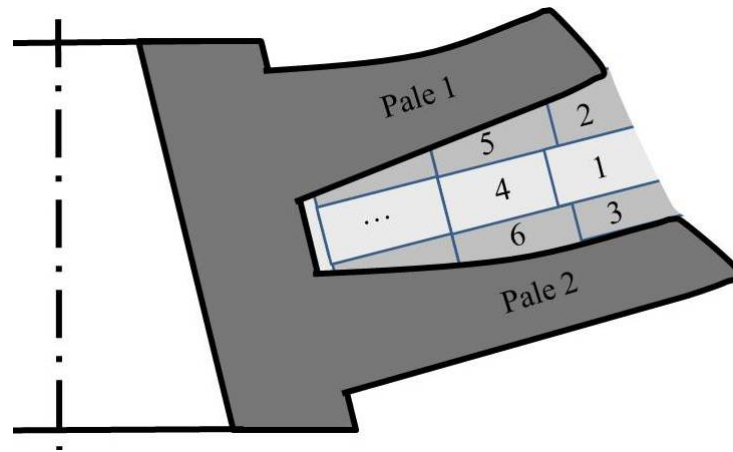


Figure II.20 : Stratégie d'usinage de type voile mince.

Le but de cette courte partie sur les stratégies est de mettre en évidence un avantage très intéressant des stratégies voile mince, qui est de permettre de conserver le plus possible de raideur sur les pales au cours de l'usinage. Cet avantage apporte un gain supplémentaire à l'utilisation de stratégies multi-passes, mais il ne sera pas utilisé par la suite dans les différentes modélisations de flexion des pales.

6 Proposition d'une démarche d'optimisation de la stratégie d'usinage

Cette démarche est mise en place pour aider dans le choix de la stratégie à utiliser pour la finition de pièces comportant des pales. Cette démarche classe les stratégies d'usinage vis-à-vis d'un critère construit à partir des indicateurs fonctionnels proposés au §I.4. Cette méthode est en quatre étapes.

Les données d'entrée de cette méthode sont :

- La géométrie de la surface à usiner avec la position de l'axe de rotation de la pièce ;
- Le moment quadratique équivalent ainsi que la longueur de la section la moins rigide de la pale ;
- La loi de coupe donnant l'effort radial en fonction de l'avance à la dent et du diamètre de l'outil, ceci pour un millimètre de a_p par le flanc et pour l'outil boule ;
- La profondeur de passe radiale pour la finition, cette valeur est donc considérée comme fixe pour toute la comparaison des stratégies.
- L'intervalle de tolérance acceptable pour la surface considérée ainsi que sa répartition entre l'erreur d'usinage, la tolérance du calcul de la trajectoire (crêtes et interférences, *c.f.* §I.2.5.2) et la flexion maximale autorisée. La **figure II.21** présente un exemple de répartition de l'intervalle de tolérance.

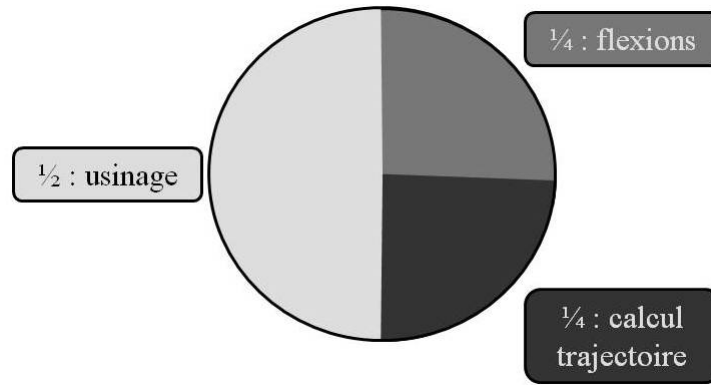


Figure II.21 : Exemple de répartition de l'intervalle de tolérance.

6.1 Étapes dans le choix de la stratégie d'usinage optimale

6.1.1 Définition des outils capables d'usiner une pièce

Cette première étape détermine quel est le diamètre maximal de l'outil utilisable, D_{\max} . Il est déterminé par la distance minimale entre deux pales (*c.f.* §I.3 et **figure I.19**). Le diamètre de l'outil doit être le plus grand possible pour augmenter sa productivité et réduire son élanement.

6.1.2 Calculs en usinage en bout

L'outil utilisé est un outil boule de diamètre égal à D_{\max} . Dans un premier temps, le nombre de passes nécessaire, $N_{\text{passes boule}}$, pour générer une crête inférieure à la tolérance fixée pour le calcul de trajectoire, est déterminé. Le calcul du nombre de passes est effectué en tenant compte du fait que la surface usinée est une surface vrillée (*c.f.* §III.4.4). La valeur du nombre de passes permet de calculer la longueur de la trajectoire, $L_{\text{trajectoire}}$. Par la suite, l'avance à la dent maximale, $f_{z \max}$, est définie pour ne pas engendrer des flexions supérieures à l'intervalle de tolérance alloué à la flexion. À cette étape, un contrôle est fait pour vérifier que les conditions de coupe sont valides, au sens de la norme COM [AFN 94]. Pour cela, l'épaisseur coupée maximale est calculée grâce à l'équation II.23.

$$h_{\max} = 2 \cdot f_{z \max} \cdot \sqrt{\frac{a_e}{D_{\max}} \cdot \left(1 - \frac{a_e}{D_{\max}}\right)} \quad (\text{II.23})$$

Ainsi, il faut vérifier que $h_{\max} > h_{\min \text{ COM}}$ pour que la coupe se passe dans les meilleures conditions. La valeur maximale de l'épaisseur coupée admissible est fixée pour garantir l'état de surface spécifié en utilisant l'équation II.21. Une stratégie ne vérifiant pas cette condition est considérée comme non utilisable.

Par la suite, afin de quantifier l'efficacité de cette stratégie, les valeurs des quatre indicateurs, T_u , IMF , IMS et $IRSG$, sont calculées.

6.1.3 Calculs en usinage par le flanc

Les calculs sont réalisés successivement pour un nombre croissant de passes de la valeur 1 jusqu'à $\frac{N_{passes\ boule}}{8}$.

Le calcul débute par la détermination de la profondeur de passe axiale a_p en divisant la règle la plus longue de la surface par le nombre de passes, comme le montre l'équation II.24.

$$a_p = \frac{H}{N_{passes}} \quad \text{avec } H = \max[h(u)] \quad \forall u \in [0,1] \quad (II.24)$$

$f_{z\ max}$ est déterminée en utilisant l'algorithme présenté à la figure II.22. Dans un premier temps, une avance à la dent faible est imposée, f_z . Cette avance et la profondeur de passe axiale permettent d'évaluer le chargement entre l'outil et la pale, en utilisant la loi de coupe et d'en déduire les flexions de la pale et de l'outil, grâce aux modèles présentés au §II.4.2. Si par la suite la somme des flèches est inférieure au seuil fixé, l'avance à la dent est augmentée jusqu'à obtenir l'avance à la dent limite : $f_{z\ max}$. De même que pour l'usinage en bout, il est vérifié que cette valeur est dans le domaine acceptable des conditions de coupe définies par la norme COM [AFN 94].

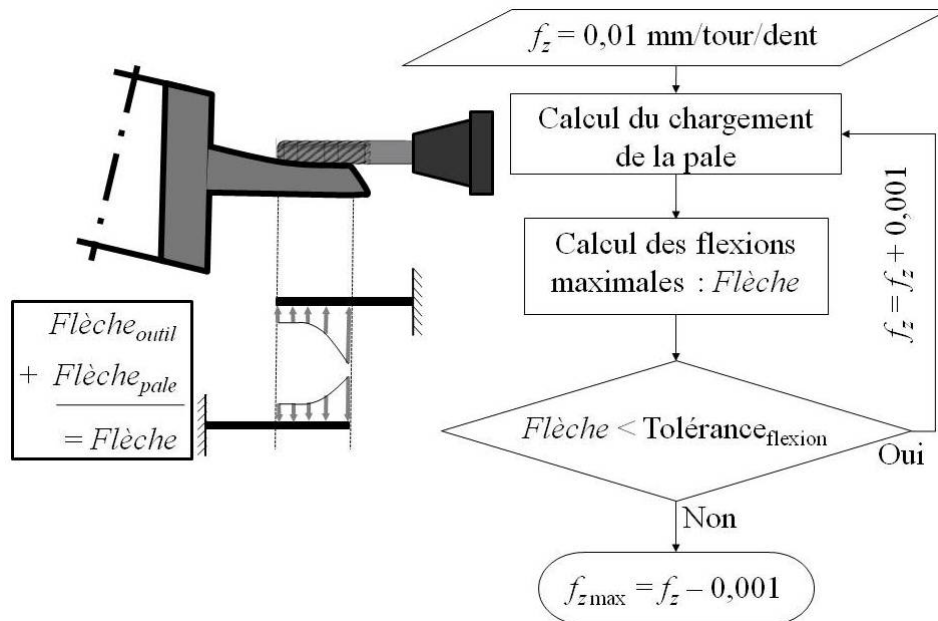


Figure II.22 : Algorithme d'optimisation de l'avance à la dent pour respecter une tolérance de flexion autorisée.

Par la suite, la performance de chaque stratégie est évaluée en calculant le temps d'usinage ainsi que les valeurs de l'IMF, de l'IMS et de l'IRSG.

6.1.4 Détermination de la solution optimale

La solution optimale est déterminée en définissant un critère de choix basé sur les quatre indicateurs de performance d'une stratégie d'usinage. Afin de pouvoir pondérer et additionner ces quatre indicateurs, ils sont centrés réduits sur l'ensemble des solutions considérées. Ainsi, l'équation II.25 définit le critère, nommé *Critère*, obtenu grâce à une pondération des quatre indicateurs centrés réduits.

$$\text{Critère} = a_{Tu} \cdot T_{u_{cr}} + a_{MF} \cdot IMF_{cr} + a_{MF} \cdot IMS_{cr} + a_{RSG} \cdot IRSG_{cr} \quad (\text{II.25})$$

La solution optimale est la solution qui minimise la valeur du critère. La difficulté se situe dans le choix de la pondération à attribuer à chacun des indicateurs. Pour cela, une aide graphique est proposée dans l'exemple industriel suivant.

6.2 Traitement d'un cas industriel

6.2.1 Application de la méthode d'aide au choix de stratégie

La surface étudiée est l'extrados d'une turbomachine utilisée dans l'aérospatial (c.f. §III.6.4). Les données d'entrée pour effectuer le choix de la stratégie optimale sont les suivantes :

- La règle la plus souple a une longueur de 43 mm, un moment quadratique équivalent $I_{gz} = 564 \text{ mm}^4$;
- La profondeur de passe radiale pour la finition, $a_e = 0,3 \text{ mm}$;
- La loi de coupe utilisée est celle présentée au §II.5.2 ;
- L'intervalle de tolérance acceptable pour la surface considérée est de 0,2 mm avec 0,1 mm pour l'opération d'usinage, 0,05 mm pour le calcul de la trajectoire et 0,05 mm pour la flexion.

La première étape de la démarche détermine un diamètre maximal d'outil utilisable, $D_{\max} = 12 \text{ mm}$. L'exemple est présenté pour l'utilisation d'outils cylindriques dans le cas de l'usinage par le flanc.

Dans la deuxième étape, le calcul de la trajectoire avec un outil boule de diamètre 12 mm impose l'utilisation de 39 passes pour respecter la tolérance de 0,05 mm. Ceci induit une longueur de trajectoire de 14,6 m. Dans l'exemple présenté, les moments quadratiques équivalents de la pale et de l'outil sont du même ordre de grandeur, mais le rapport des modules de Young est de 6, ce qui permet de négliger la flexion de l'outil. La flexion maximale autorisée de 0,05 mm impose une valeur de f_z inférieure à 0,479 mm/dent, d'où un

temps d'usinage de 99,4 s. Les valeurs des indicateurs de performance sont présentées dans le **tableau II.1**.

Les résultats des calculs de la troisième étape sont donnés dans le **tableau II.1**. Les valeurs sont calculées pour chacun des nombres de passes par le flanc, de 1 jusqu'à 8.

		Outil boule	Outil cylindrique							
N passes		39	1	2	3	4	5	6	7	8
$L_{trajectoire}$ (mm)		14616	344	749	1194	1542	1907	2324	2676	3068
f_z (mm/dent)		0,479	0,014	0,035	0,051	0,066	0,082	0,099	0,113	0,131
4 indicateurs	T_u (s)	99,4	79,4	69,1	75,6	75,5	75,1	75,9	76,5	75,7
	$IRSG$ (mm)	0,0494	0,0366	0,0092	0,0041	0,0023	0,0015	0,0010	0,0007	0,0006
	IMF (mm ³)	370,9	122,39	33,48	15,49	8,71	5,59	3,92	2,88	2,21
	IMS (mm ³)	0	122,39	33,48	15,49	8,71	5,59	3,92	2,88	2,21

Tableau II.1 : Synthèse des 4 indicateurs de performance en fonction de la stratégie et du nombre de passes pour une flèche maximale autorisée sur la pale de 0,05 mm.

Remarque :

Dans le **tableau II.1**, les valeurs des indicateurs IMF et IMS sont identiques pour les stratégies par le flanc, cela est dû au choix du positionnement SPO pour le calcul des trajectoires. Ce positionnement a la particularité de ne générer que de l'overcut (*c.f.* §III.1.1.2).

La quatrième étape consiste donc à trouver la solution optimale. Pour cela, il faut définir un critère et donc le poids de chacun des indicateurs de l'**équation II.25**. Selon la valeur de ces poids, la solution optimale varie. Exemples :

- $a_{Tu} = 1$, $a_{MF} = 0$, $a_{MS} = 0$ et $a_{RSG} = 0$. Cette configuration cherche uniquement à réduire le temps d'usinage. Ainsi, la solution optimale pour ce critère est l'usinage par le flanc en deux passes.
- $a_{Tu} = 0,5$, $a_{MF} = 0$, $a_{MS} = 0$ et $a_{RSG} = 0,5$. Cette configuration cherche uniquement à réduire le coût de l'usinage. Ainsi, la solution optimale pour ce critère est l'usinage par le flanc en deux passes.
- $a_{Tu} = 0,25$, $a_{MF} = 0,25$, $a_{MS} = 0,25$ et $a_{RSG} = 0,25$. Cette configuration optimise simultanément tous les indicateurs. Pour l'usinage par le flanc, la fonction critère est décroissante et se stabilise autour de 4 passes.

Dans le but de faciliter le choix de la stratégie optimale et de définir plus facilement les poids des indicateurs, il est proposé, à la **figure II.23**, de représenter chaque solution sous forme graphique radar en inversant le signe des valeurs centrées réduites des indicateurs.

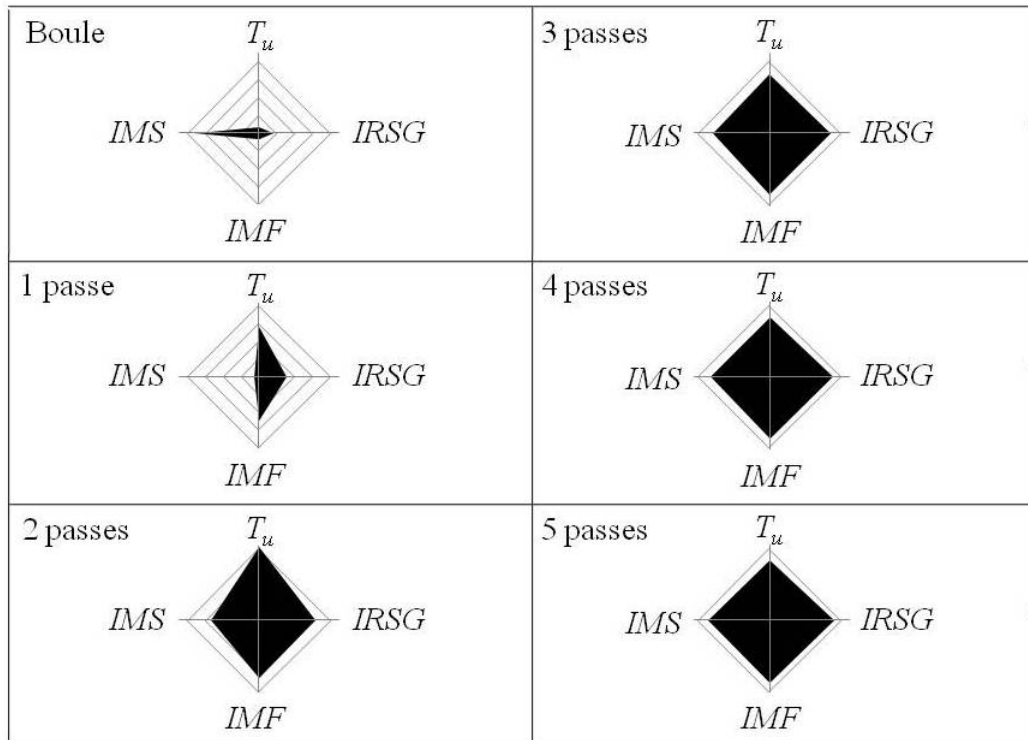


Figure II.23 : Diagrammes de performance en fonction du nombre de passes en usinage par le flanc et en bout.

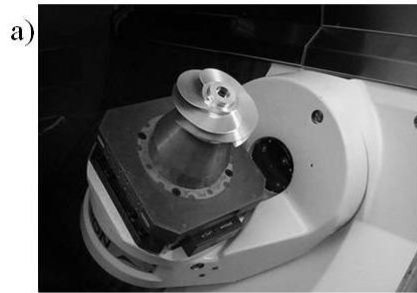
Ce diagramme permet donc une lecture rapide des résultats en proposant une "normalisation" des quatre indicateurs grâce aux valeurs centrées réduite. Dans cet exemple, il est donc retenu une stratégie d'usinage en trois passes de la pale.

6.2.2 Essais expérimentaux

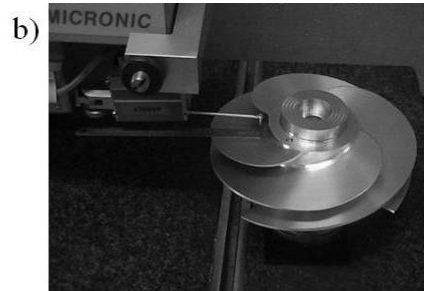
Cette partie présente l'usinage correspondant à la stratégie optimale définie au §II.6.2.1, *i.e.* l'usinage en trois passes avec une fraise cylindrique de diamètre 12 mm de la pièce étudiée. Une stratégie voile mince a été utilisée (*c.f.* §II.5.3). La pièce test est réalisée en alliage d'aluminium avec des conditions de coupe adaptées pour l'aluminium, soit une vitesse de coupe de 200 m/min et une avance à la dent de 0,1 mm/dent. Donc les résultats présentés en termes de flexion ne peuvent pas être directement comparés avec les valeurs calculées au §II.6.2.1. La **figure II.24** présente :

- a) la pièce réalisée sur son montage d'usinage ;
- b) la mesure au profil-mètre ;
- c) la mesure sur machine à mesurer tridimensionnelle.

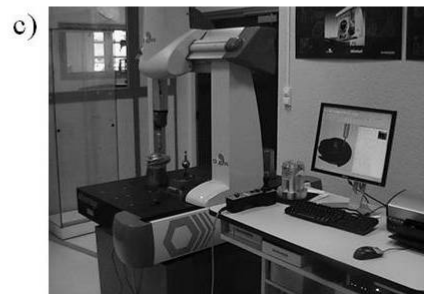
Les résultats de la mesure sur machine à mesurer tridimensionnelle donnent pour l'extrados une valeur de l'IRSG de 0,07 mm. Cette valeur est dans la tolérance fixée, mais du fait que la pièce réalisée ne soit pas en titane, cela ne permet pas de valider les calculs effectués.



Usinage de l'inducteur sur
Machine MIKRON
HSM 600U



Mesure avec profil-mètre 3D



Mesure sur machine à
mesurer tridimensionnelle

Figure II.24 : Essais sur pièce industrielle.

Les figures II.25 et II.26 sont quant à elles plus intéressantes à étudier. La mesure de la figure II.25 se situe sur une règle où les trois passes ont des valeurs équivalentes de profondeur de passe axiale, ce qui induit des flexions similaires pour les trois passes. Cette constatation permet donc de comparer les résultats des crêtes mesurées et calculées, car les crêtes calculées ne prennent pas en compte les flexions. Sur ce graphique, l'amplitude des interférences mesurées est de l'ordre de 0,01 mm, pour une amplitude calculée de 0,0041 mm.

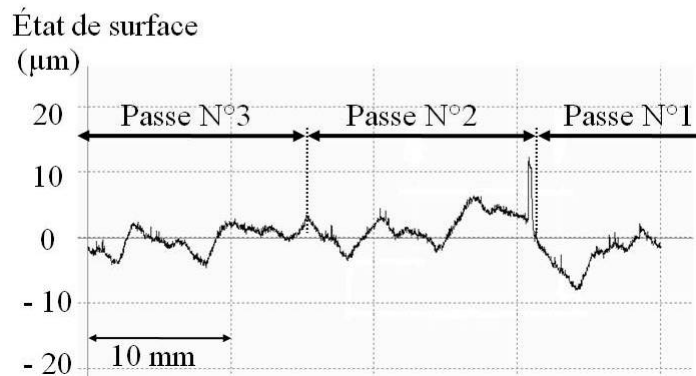
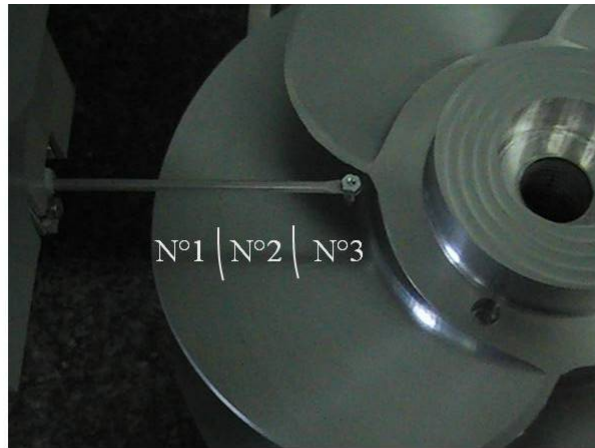


Figure II.25 : Mesure N°1 au profil-mètre.

La deuxième mesure, présentée à la **figure II.26**, est réalisée quant à elle sur une règle où la profondeur de passe axiale de la passe N°1 est petite (3 mm au lieu de 16 mm pour les passes N°2 et N°3). Le résultat est intéressant car il permet de constater une "marche" entre la passe N°1 et la passe N°2. Ce décalage est dû à la variation de section coupée et donc à la diminution de l'effort de coupe et des flexions de la pale et de l'outil. La valeur de cette "marche" est d'environ 0,03 mm, de même que précédemment cette valeur ne peut être comparée aux calculs car le matériau usiné n'est pas le même que celui utilisé pour les calculs. Lors de l'usinage de la pièce en alliage de titane, la valeur de cette "marche" sera très intéressante à étudier car elle permettra de valider les calculs effectués.

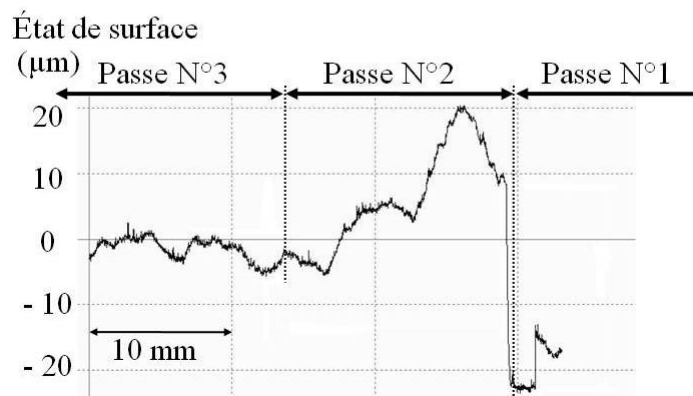
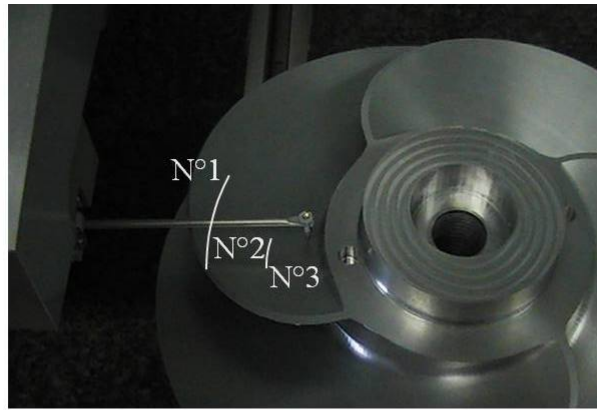


Figure II.26 : Mesure N°2 au profil-mètre.

7 Conclusions intermédiaires

Ce chapitre présente une méthode d'aide au choix de stratégies d'usinage et l'applique pour l'opération de fraisage de finition des pales d'impellers. En effet, cette opération peut être réalisée de deux façons : l'usinage en bout et l'usinage par le flanc, qui se distinguent soit par leur algorithme de calcul, soit par la partie de l'outil qui génère la surface de la pièce. Ces deux méthodes doivent être comparées afin de choisir la solution optimale. Pour cela, quatre indicateurs d'efficacité d'une stratégie d'usinage sont proposés, deux pour garantir les besoins fonctionnels de la pièce en service et deux exprimant le coût de fabrication de la pièce.

Le choix de la stratégie d'usinage s'effectue au niveau de la réalisation de la macro-gamme d'usinage. De manière à calculer les valeurs des quatre indicateurs, une modélisation de l'opération d'usinage de pales est proposée, tenant compte de :

- L'aspect géométrique, des interférences locales entre l'outil et la surface théorique ;
- L'aspect économique, de la limitation de la vitesse d'avance de l'outil/pièce en fonction du nombre de passes de la stratégie.

Cette limitation permet de garantir la qualité géométrique de la pale finie, en fonction de flexions maximales autorisées de la pale et de l'outil. La vitesse d'avance est ainsi constante

pour tout l'usinage de la pale. Une évolution intéressante consisterait, comme le propose Ferry **[FER 08a] [FER 08b]**, à moduler la vitesse d'avance le long de la trajectoire en fonction du point de la pale usiné. Ce calcul est intéressant mais il serait plus adapté de le mettre en place seulement au niveau de la gamme, une fois la stratégie d'usinage choisie.

Enfin, une nouvelle méthode d'aide au choix de stratégies d'usinage est proposée. Elle est basée sur ces quatre indicateurs d'efficacité d'une stratégie. Cette méthode est appliquée à l'usinage d'un extradós d'un inducteur et montre que la solution optimale est l'usinage par le flanc avec trois passes. Ce résultat peut surprendre, car classiquement l'usinage par le flanc est associé à l'usinage en une seule passe. Mais l'emploi de stratégies en multi-passes possède l'avantage de réduire les interférences générées et de pouvoir ébaucher la veine fluide successivement, et pouvoir ainsi conserver le plus de rigidité possible lors de la finition des pales.

La méthodologie mise en place dans ce chapitre permet de choisir la stratégie d'usinage à utiliser mais ne permet pas de supprimer les défauts générés durant l'opération. Dans le but de diminuer les défauts liés aux interférences, il est proposé dans les deux prochains chapitres une nouvelle méthode d'optimisation de la forme du profil de l'outil.

**Chapitre III : Nouvelle méthode d'optimisation de la forme de l'outil :
Computation of Adapted Tool Shape (CATS)**

Les chapitres précédents ont mis en relief les problèmes liés à l'usinage des pales d'impellers, les deux principaux étant :

- Les flexions de l'outil et de la pale lors de l'usinage ;
- Les interférences locales entre l'outil et la pale théorique.

Ce chapitre développe plus précisément le problème d'interférences dans le cas de l'usinage par le flanc de finition d'intrados et d'extrados de pales. Tout d'abord, un état de l'art des travaux réalisés dans le domaine est effectué et celui-ci montre qu'aucune méthode de calcul de trajectoires ne semble résoudre le problème avec satisfaction. Ainsi, une nouvelle approche pour réduire les problèmes de l'usinage par le flanc de surfaces réglées non développables est proposée. La méthode présentée utilise un concept novateur et complémentaire aux solutions existantes. Elle permet ainsi d'augmenter leurs performances sans les concurrencer.

1 Réduction du problème d'interférences en usinage par le flanc

Le problème d'apparition d'interférences lors de l'usinage de surfaces non développables par le flanc de l'outil est connu depuis de nombreuses années. Ces interférences entraînent un écart entre la surface nominale souhaitée et la surface usinée (*c.f.* §I.2.5.2) qui modifie les performances fonctionnelles de la surface et donc du produit (*c.f.* §I.4). Ce problème a été étudié pour la première fois dans les années 90 par Rehsteiner [REH 93]. Depuis, de nombreux chercheurs s'y sont intéressés, aboutissant à la mise au point d'une quinzaine de méthodes de calcul de trajectoire outil pour tenter de réduire l'amplitude de ces interférences. Ces méthodes sont basées sur la modification de la trajectoire de l'outil par rapport à la pièce dans le cas de l'utilisation des outils de forme cylindrique ou conique.

1.1 Posages d'outils sur des surfaces non développables en usinage par le flanc

La méthode la plus simple proposée dans la littérature est le positionnement dit "logiciel". Il porte ce nom car il est couramment implémenté dans les logiciels de FAO pour calculer la trajectoire de l'outil. Cette méthode, utilisée avec un outil cylindrique, positionne l'axe de l'outil parallèle à la règle considérée et l'outil est tangent à l'une des directrices choisie par l'utilisateur. Son calcul est donc simple et stable mais l'interférence générée est grande (*c.f.* §III.1.1.1). Une façon simple d'améliorer ce positionnement est de modifier le point de tangence entre l'outil et la surface ; ainsi, Liu [LIU 95] propose de placer ce point au milieu de la règle, il nomme le positionnement ainsi obtenu : Single Point Offset (SPO). Cette méthode conserve les avantages du positionnement "logiciel" (simplicité et stabilité de calcul) tout en réduisant significativement l'interférence. Une amélioration du SPO est le

positionnement standard, mis au point par Rubio [RUB 93] [RUB 98], qui optimise le point de contact pour rendre égales les interférences sur chacune des deux directrices. Cette méthode réduit encore l'interférence mais nécessite la résolution numérique d'un système non linéaire de deux équations à deux inconnues. Pour poursuivre la réduction de ce problème d'interférences, des auteurs ont proposé d'ajouter un autre degré de liberté dans le calcul de la trajectoire : l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la règle. Ainsi, le positionnement Double Point Offset, proposé par Liu [LIU 95], positionne l'outil en tangence en deux points situés à 1/4 et 3/4 de la règle, ce qui fait basculer l'axe de l'outil par rapport à la règle et permet de diminuer l'interférence. Bedi [BED 03] choisit un autre point de vue et part du constat que les courbes servant à construire la surface sont les deux courbes guides et ce sont principalement celles-ci qui traduisent la spécification fonctionnelle de la mécanique des fluides. Ainsi, Bedi propose un positionnement qui utilise uniquement les deux courbes sans utiliser les règles de la surface. La **figure III.1** illustre la construction d'un point de la trajectoire. Les deux courbes utilisées pour positionner l'outil ($C_0(u)$ et $C_1(u)$) sont des courbes paramétriques et Bedi propose de positionner l'outil cylindrique tangent à ces deux courbes pour la même valeur de paramètres. Ainsi, chaque point de la trajectoire est défini par la valeur du paramètre u sur les deux courbes guides. Un point de la trajectoire est construit de la façon suivante :

- Définition de la valeur du paramètre u ;
- Calcul des deux points de tangence entre l'outil cylindrique et les courbes guides, $C_0(u)$ et $C_1(u)$;
- Définition de l'axe outil pour que l'outil soit tangent aux deux courbes guides en $C_0(u)$ et $C_1(u)$ (tri entre les quatre solutions possibles).

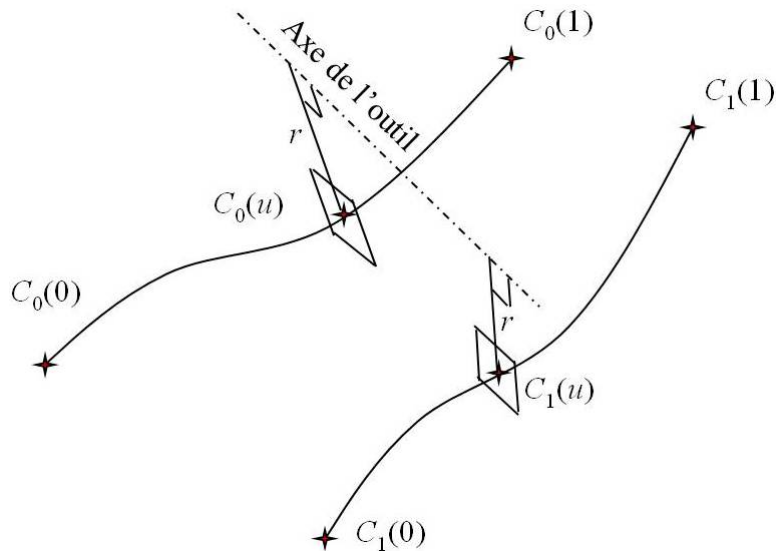


Figure III.1 : Positionnement sur deux courbes.

L'avantage de cette méthode se situe au niveau du respect des deux courbes guides, mais la surface n'étant pas considérée, un écart significatif peut être engendré sur la surface. En effet, les deux courbes guides ne sont pas les uniques données d'entrée de la définition de la surface pour la mécanique des fluides. L'autre donnée importante est la synchronisation des règles entre ces deux courbes guides pour définir la surface. Par ce positionnement, Bedi suppose que les règles de la surface sont construites en reliant les deux courbes guides pour des valeurs identiques de paramètres, *i.e.* relier les points $C_0(u)$ et $C_1(u)$. Mais, la définition de la synchronisation entre ces deux courbes guides génère le vrillage d'une surface. En fait, cette synchronisation est la deuxième information d'entrée de la mécanique des fluides qui définit le rendement d'une surface et donc d'une pale. Afin de prendre en compte la surface et pallier ce problème, Menzel [MEN 04] présente une optimisation de ce positionnement en trois étapes :

- La position initiale est obtenue avec le positionnement défini par Bedi ;
- La première optimisation déplace les deux points de tangence le long de la règle, suivant le paramètre ν (optimisation du positionnement DPO) ;
- La deuxième optimisation se fait cette fois-ci suivant une iso-paramétrique u de manière à rendre l'outil tangent à la règle.

Ainsi, grâce à ce positionnement, l'interférence est réduite de 88 % – valeur issue de l'article [MEN 04] – par rapport au positionnement proposé par Bedi.

Une optimisation globale du posage de l'outil en chaque point de la trajectoire est proposée par Redonnet [RED 98] [RED 99] : le positionnement amélioré. Cette méthode optimise le point de tangence de l'outil ainsi que l'orientation de l'axe de l'outil et positionne l'outil

tangent aux deux directrices et à la règle, ce positionnement annule presque l'interférence mais nécessite la résolution d'un système de sept équations à sept inconnues. De par son posage, cette méthode respecte aussi les deux courbes guides. Un autre principe de positionnement consiste à positionner l'axe de l'outil et non pas l'outil. Ce principe proposé par Gong [GON 05] est utilisé dans le positionnement Three Points Offset (TPO). Avec cette méthode, l'axe outil est positionné en trois points de tangence sur la surface offset de la surface nominale. Une approche plus globale que les méthodes précédentes est présentée par Lartigue et Péchard [LAR 03a] [PEC 09a]. Elle ne consiste pas à positionner l'outil en différents points de la surface, mais à positionner directement la surface usinée par rapport à la surface nominale, ainsi la trajectoire obtenue est plus lisse, ce qui permet de limiter les ralentissements de la machine et donc les marques d'usinage.

Par la suite, quatre positionnements sont détaillés car ils seront utilisés plus tard dans ces travaux, pour mesurer les performances de CATS.

1.1.1 Méthode dite du positionnement "logiciel"

Ce positionnement est utilisé avec des outils cylindriques, en chaque point de la trajectoire l'outil est placé tangent à l'une des deux directrices et l'axe de l'outil est parallèle à la règle considérée. Pour l'exemple, la courbe guide $S(u,0)$ $u \in [0,1]$ est choisie comme courbe de tangence. Donc, cette trajectoire se calcule en suivant les étapes :

- Définition du paramètre u du point de la trajectoire ;
- Calcul de $S(u,0)$;
- Calcul d'un point de l'axe outil avec l'équation III.1 ;

$$Ptl(u) = S(u,0) + r \cdot \overrightarrow{N(u,0)} \quad (\text{III.1})$$

Avec $\overrightarrow{N(u,0)}$ la normale à la surface au point $S(u,0)$ et r le rayon de l'outil cylindrique.

- Calcul de l'axe outil orienté par le vecteur $\overrightarrow{V(u)}$ de la règle à l'aide l'équation III.2.

$$\overrightarrow{V(u)} = S(u,1) - S(u,0) \quad (\text{III.2})$$

Le choix de positionner l'outil tangent à l'une des directrices n'est pas sans conséquence, car cela reporte la totalité de l'interférence sur la deuxième directrice. La **figure III.2** présente un outil cylindrique en positionnement "logiciel" sur une surface réglée non développable. La courbe guide choisie pour l'exemple est celle du pied de pale, de cette façon toute l'interférence est reportée en tête de pale. Un des avantages de cette méthode est qu'elle permet d'usiner sans interférences l'une des deux courbes guides, mais cela entraîne une interférence de type overcut très importante sur la deuxième.

Une estimation simple de l'interférence générée par cette méthode peut être obtenue en approximant la projection des deux directrices, dans un plan perpendiculaire à la règle, par des droites. La **figure III.2** présente l'interférence ainsi obtenue dans le plan perpendiculaire à la règle. Avec cette hypothèse, l'interférence maximale générée par l'outil est donnée par l'**équation III.3**. Celle-ci permet de constater que la valeur de l'interférence générée est directement proportionnelle au diamètre de l'outil utilisé.

$$\varepsilon_{\text{logiciel}} = r \cdot [1 - \cos(\alpha)] \quad (\text{III.3})$$

e.g. un outil de diamètre 16 mm engendre une interférence de 0,24 mm pour une vrille α de 14° . La valeur de l'interférence trouvée est très importante et est du même ordre de grandeur que les tolérances admissibles sur les surfaces composant les pales.

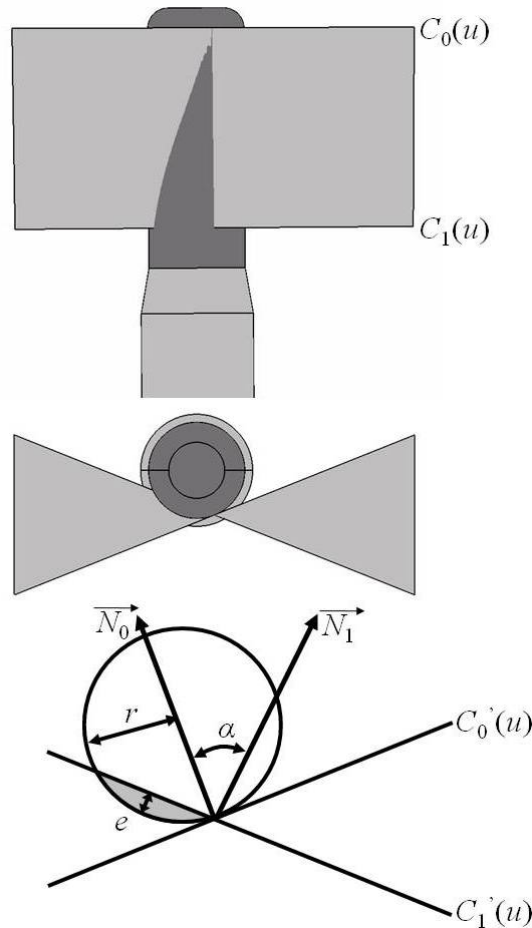


Figure III.2 : Interférences avec un positionnement "logiciel" et un outil cylindrique.

1.1.2 Méthode dite du positionnement SPO

De la même manière que le positionnement "logiciel", il ne peut être utilisé qu'avec des outils cylindriques. Le positionnement S.P.O. (Single Point Offset), mis au point par Liu

[LIU 95], positionne l'axe de l'outil parallèle à la règle considérée et l'outil tangent à la surface au point situé au milieu de la règle. Un point de sa trajectoire est calculé comme suit :

- Définition du paramètre u du point de la trajectoire ;
- Calcul de $S(u, \frac{1}{2})$;
- Calcul d'un point de l'axe outil avec l'équation III.4,

$$Ptl(u) = S(u, \frac{1}{2}) + r \cdot \overrightarrow{N(u, \frac{1}{2})} \quad (III.4)$$

Avec $\overrightarrow{N(u, \frac{1}{2})}$ la normale à la surface au point $S(u, \frac{1}{2})$ et r le rayon de l'outil cylindrique ;

- Calcul de l'axe outil orienté par le vecteur $\overrightarrow{V(u)}$ de la règle, équation III.2.

Alors, l'interférence est répartie sur les deux courbes guides, ce qui permet de réduire sa valeur maximale. Cette répartition ne se fait pas de façon équitable entre les deux courbes guides, car la vrille ne varie pas nécessairement de façon linéaire le long de la règle.

L'interférence générée par ce positionnement est uniquement de l'overcut. Afin de la répartir entre overcut et undercut, l'auteur propose de réaliser une translation de l'outil suivant la normale au point de tangence de manière à équilibrer les deux interférences. Grâce à cette translation, la valeur maximale de l'interférence est divisée par deux, mais cette correction nécessite une adaptation de la valeur de la translation tout au long de la trajectoire, ce qui n'est pas facile à programmer avec un logiciel de FAO classique.

1.1.3 Méthode dite du positionnement standard

1.1.3.1 Principe de calcul

Ce positionnement, développé par Rubio [RUB 93] [RUB 98], peut utiliser indifféremment des outils cylindriques ou coniques. Ici, l'axe de l'outil est toujours donné par la direction de la règle (dans le cas de l'outil cylindrique), mais le point de tangence entre l'outil et la surface est optimisé pour équilibrer la valeur maximale de l'interférence générée sur chacune des directrices. Ce positionnement permet donc un bon respect de l'IRSG (c.f. §I.4). Le calcul d'interférences est réalisé en tenant compte des rayons de courbure des directrices [RUB 93] [MON 01].

Pour illustrer les performances du positionnement standard, une estimation de l'interférence maximale générée par un outil cylindrique est calculée en utilisant les mêmes hypothèses que pour le calcul avec le positionnement "logiciel", le résultat est présenté à l'équation III.5.

$$\varepsilon_{\text{standard}} = r \cdot [1 - \cos(\frac{\alpha}{2})] \quad (\text{III.5})$$

Une comparaison entre l'interférence obtenue avec les positionnements "logiciel" et standard est montrée à l'équation **III.6**.

$$\frac{\varepsilon_{\text{logiciel}}}{\varepsilon_{\text{standard}}} = \frac{1 - \cos(\alpha)}{1 - \cos(\frac{\alpha}{2})} \quad (\text{III.6})$$

α est considéré comme petit et un développement limité à l'ordre 2 de l'équation **III.6** permet d'obtenir l'équation **III.7**. Ainsi, l'interférence générée par le positionnement "logiciel" est environ 4 fois plus grande que celle générée par le positionnement standard.

$$\frac{\varepsilon_{\text{logiciel}}}{\varepsilon_{\text{standard}}} = 4 \quad (\text{III.7})$$

1.1.3.2 Utilisation simplifiée du positionnement standard : courbe iso-interférences

Dans le but de faciliter l'application de ce positionnement avec des logiciels de FAO, il est proposé d'utiliser les modules de suivi de courbes de ces logiciels (module couramment implémenté) en spécifiant de suivre la courbe iso-interférences. Cette courbe est définie géométriquement comme étant l'ensemble des points ayant la propriété de couper les règles de la surface de telle manière que l'interférence générée sur chacune des directrices soit la même.

e.g. la courbe iso-interférences d'une surface usinée avec un outil cylindrique est la courbe qui coupe chaque règle pour que la vrille de part et d'autre du point soit la même. Cette affirmation n'est vraie que si les hypothèses de calcul du §III.1.1.1 sont faites. La **figure III.3** illustre cette courbe iso-interférences sur une surface industrielle usinée avec un outil cylindrique. Cette méthode permet une utilisation du positionnement standard avec un plus grand nombre de logiciels de FAO.

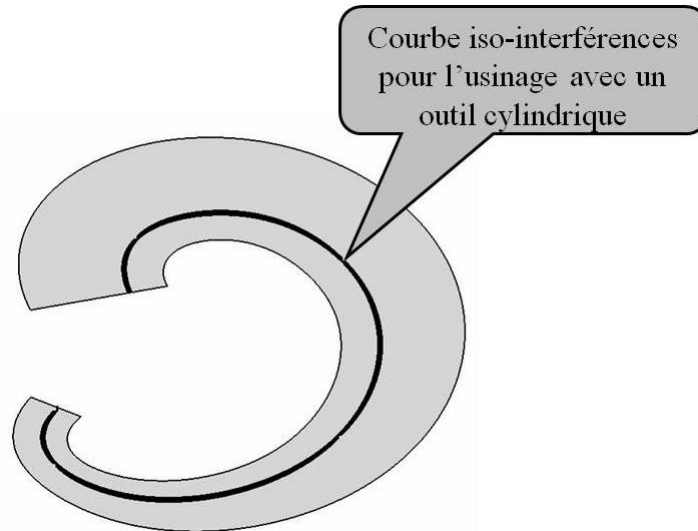


Figure III.3 : Courbe iso-interférences.

1.1.4 Méthode dite du positionnement DPO

Le positionnement D.P.O. (Double Point Offset) est le deuxième positionnement mis au point par Liu [LIU 95]. Il est développé pour calculer des trajectoires pour des outils cylindriques. Le principe de ce positionnement est de placer l'outil en deux points de tangence sur la surface, à 1/4 et 3/4 de la règle, pour engendrer une rotation de l'axe outil qui réduit l'interférence de type overcut sur les deux courbes guides par rapport à un positionnement SPO, comme le montre la **figure III.4**. Cette trajectoire se calcule selon les étapes suivantes :

- Définition du paramètre u du point de la trajectoire ;
- Calcul de $S(u, \frac{1}{4})$ et $S(u, \frac{3}{4})$;
- Calcul de deux points de l'axe outil avec les **équations III.8 et III.9**.

$$Pt1(u) = S(u, \frac{1}{4}) + r \cdot \overrightarrow{N(u, \frac{1}{4})} \quad (\text{III.8})$$

Avec $\overrightarrow{N(u, \frac{1}{4})}$ la normale à la surface au point $S(u, \frac{1}{4})$ et r le rayon de l'outil cylindrique.

$$Pt2(u) = S(u, \frac{3}{4}) + r \cdot \overrightarrow{N(u, \frac{3}{4})} \quad (\text{III.9})$$

La **figure III.4** illustre une surface réglée non développable, en gris clair, vue de dessous, avec un cylindre positionné dessus :

- a) en utilisant un positionnement SPO ;
- b) en utilisant un positionnement DPO.

Ainsi, de par la vrille de la surface et les deux points de tangence écartés sur la règle, l'axe de l'outil pivote, générant de l'overcut entre les deux points de tangence et de l'undercut à l'extérieur de ces points.

L'avantage de cette méthode est la possibilité d'obtenir une solution analytique du calcul des points de la trajectoire.

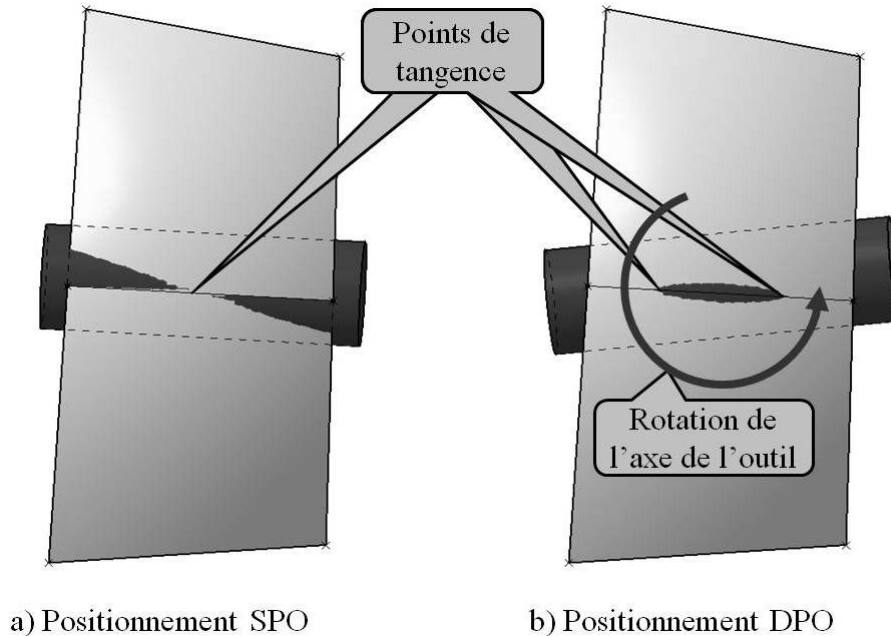


Figure III.4 : Principe de rotation de l'axe outil en positionnement dit DPO.

1.1.5 Méthode dite du positionnement Géo5XF

Mis au point par Lartigue [LAR 03a] et développé par Péchard [PEC 09a], le positionnement Géo5XF est un positionnement global de la trajectoire sur la surface. En effet, contrairement aux positionnements présentés ci-dessus, le positionnement Géo5XF ne cherche pas à optimiser le positionnement de l'outil en chaque point de la trajectoire, mais à optimiser la position de la surface usinée par rapport à la surface souhaitée. Il s'effectue principalement en 4 étapes :

- Calcul d'une trajectoire initiale simple, *e.g.* le positionnement SPO ;
- Calcul de la surface d'usinage, ici dans le cas de l'usinage par le flanc, c'est la surface qui contient l'ensemble des axes outils pour usiner la surface ;
- Estimation de l'interférence générée par cette trajectoire en utilisant le principe de la surface enveloppe ;
- Déformation de la surface d'usinage pour optimiser un compromis entre la fluidité de la trajectoire et l'interférence générée.

1.2 Comparaison des méthodes

La **figure III.5** illustre un outil cylindrique de rayon 8 mm, positionné avec quatre méthodes différentes en un point d'une surface. En ce point, la surface présente une vrille de 12,74° et une longueur de règle de 56,3 mm.

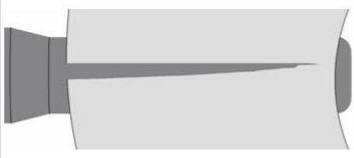


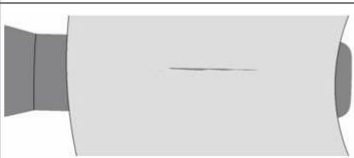
Positionnement logiciel		Interférences maximales + 0,20 mm - 0,00 mm
Positionnement SPO		Interférences maximales + 0,10 mm - 0,00 mm
Positionnement standard		Interférences maximales + 0,05 mm - 0,00 mm
Positionnement DPO		Interférences maximales + 0,01 mm - 0,026 mm

Figure III.5 : Comparaison entre différents positionnements.

La comparaison entre chacune des méthodes met en évidence les zones où les outils génèrent de l'interférence, et leurs valeurs maximales. Ces résultats permettent de valider le calcul effectué au §III.1.1.3 et de retrouver la réduction d'un facteur 4 de l'interférence maximale générée par le positionnement standard par rapport au positionnement "logiciel".

L'utilisation d'un positionnement plus performant, avec rotation de l'axe de l'outil par rapport à la règle, permet dans ce cas une grande réduction de l'interférence, ce qui la rend négligeable devant la tolérance de calcul de la trajectoire.

Les différentes méthodes mises au point pour réduire l'interférence peuvent être classées en deux familles :

- Positionnement direct sur la surface. En chaque point de la trajectoire, l'outil est mis en position par rapport à la surface et plus particulièrement à la règle considérée. Cette famille peut être divisée en deux catégories : les méthodes analytiques et les méthodes numériques. Les méthodes analytiques permettent une expression analytique de l'interférence générée en fonction des propriétés de la surface et du rayon de l'outil. Ainsi, le diamètre maximal de l'outil utilisable pour respecter une tolérance donnée

peut être déterminé par une équation. Dans le cas du calcul numérique, la valeur de l'interférence ne peut être exprimée de façon littérale, ce qui impose une détermination du diamètre de l'outil optimal par itérations.

- Positionnement non direct sur la surface. Les positionnements Géo5XF (*c.f.* §III.1.1.5) et TPO sont des exemples de ce type de méthode. Ici, l'outil n'est pas positionné directement sur la surface mais par l'intermédiaire d'un autre élément, *e.g.* la surface enveloppe pour le positionnement Géo5XF. Ces méthodes présentent aussi l'inconvénient de déterminer par itérations le diamètre maximal de l'outil utilisable pour respecter une tolérance donnée.

Sénatore [SEN 08] propose une méthode pour déterminer le diamètre maximal de l'outil utilisable pour usiner une surface avec une tolérance donnée ; cet article l'applique au positionnement amélioré. Ainsi, cette méthode permet de limiter les itérations de calcul de trajectoire. Le principe de cette méthode est de déterminer une expression littérale de l'interférence générée en chaque point de la surface en fonction du rayon de l'outil. Ceci est obtenu en définissant, pour chaque axe outil de la trajectoire, une succession de plans perpendiculaires à la règle. Dans ces plans, la surface et l'outil sont respectivement approximés par un arc de cercle dont le rayon est égal au rayon de courbure de la surface dans ce plan et par un cercle. A l'aide de ces hypothèses, un calcul analytique peut être mené.

1.3 Bilan

Les travaux dans le domaine de l'usinage par le flanc de surfaces réglées non développables et de l'étude de l'interférence générée sont nombreux. Plusieurs solutions sont proposées par la bibliographie (*c.f.* §III.1.1). Celles-ci cherchent toujours à mieux positionner l'outil par rapport à la surface en utilisant des degrés de liberté offerts par la trajectoire de l'outil. Ces méthodes ont pour inconvénient de ne chercher à optimiser que l'IRSG (*c.f.* §I.4), car elles ont été conçues pour répondre à des problèmes de fabrication sans tenir réellement compte des besoins fonctionnels de la surface en service. Quelques études commencent à les considérer, *e.g.* en cherchant à préserver les courbes guides, qui sont les données d'entrée hydrauliques de la définition géométrique de la surface.

Certaines méthodes apportent des résultats satisfaisants et permettent une quasi-annulation de l'interférence. Elles utilisent des outils standards de type cylindrique ou conique et optimisent la trajectoire de l'outil par rapport à la pièce. Ces approches présentent deux inconvénients :

- Le calcul de la trajectoire, qui nécessite l'implémentation de l'algorithme de calcul du posage de l'outil voulu dans le logiciel de FAO utilisé. Or, dans les FAO, le choix du positionnement est souvent imposé par le concepteur du logiciel et les posages implémentés ne sont pas toujours performants.
- La stabilité de certains algorithmes pour le calcul de la trajectoire sur des surfaces industrielles. En effet, il est fréquent, dans l'industrie, de rencontrer des surfaces constituées d'un assemblage de plusieurs carreaux mathématiques, ce qui empêche l'utilisation de certains algorithmes.

C'est pour ces raisons et dans un souci d'apporter une approche novatrice et complémentaire que la méthode CATS (Computation of Adapted Tool Shape) est proposée. Cette méthode considère le posage de l'outil comme une donnée d'entrée et non comme un degré de liberté. Elle est ainsi compatible et complémentaire avec toutes les méthodes précédentes, lui permettant d'être employée avec tous les systèmes de FAO existants. Le principe de cette méthode est d'optimiser la forme de l'outil pour réduire le problème d'interférences. Elle considère la forme de l'outil comme un degré de liberté et non comme une contrainte. En effet, actuellement, la forme de l'outil est choisie de façon arbitraire par l'expérience du programmeur avant le calcul de la trajectoire, puis elle est considérée par la suite comme non modifiable. À l'heure actuelle, les seuls degrés de liberté utilisés sur la forme de l'outil sont :

- Le type d'outils : outils cylindriques ou coniques ;
- Le diamètre nominal de l'outil. En effet, en réduisant le diamètre de l'outil, la valeur de l'interférence est diminuée (*c.f.* §III.1.1.1), mais cela se fait au détriment de la productivité, car la diminution du diamètre de l'outil réduit grandement sa rigidité, entraînant ainsi plus de défauts géométriques (*c.f.* §II.4.2).

2 Place de la méthode CATS par rapport à la bibliographie

La méthode CATS est une méthode novatrice qui optimise la forme de l'outil en usinage par le flanc. L'acronyme C.A.T.S. signifie en anglais : Computation of Adapted Tool Shape, ce qui se traduit par le calcul de la forme adaptée de l'outil.

2.1 Données d'entrée de CATS

Pour optimiser la forme de l'outil, la méthode CATS nécessite deux données :

- La géométrie de la surface à usiner. Celle-ci peut être définie par un ou plusieurs carreaux mathématiques.

- La trajectoire de l'outil par rapport à la surface dans l'espace pièce. Elle peut être calculée par tous les systèmes de FAO en utilisant une forme d'outil classique (cylindrique ou conique).

2.2 Situation de CATS dans la chaîne numérique

De par les données d'entrée nécessaires, la méthode CATS doit se situer en aval du système de FAO, afin d'utiliser la trajectoire. La **figure III.6** présente la chaîne numérique classique (en traits pleins) et la situation de CATS dans celle-ci, avec la position des prises d'informations nécessaires à cette méthode (en traits pointillés).

La méthode CATS est donc placée à la suite de l'algorithme du calcul de la trajectoire, ils ne sont donc pas dans une situation de concurrence. CATS peut être utilisée avec toutes les méthodes présentées au §III.1.1 pour améliorer leurs performances (quantifiées par les indicateurs définis au §I.4) et obtenir une meilleure maîtrise des interférences. La méthode CATS améliore les performances de toutes les trajectoires au regard d'un critère défini, critère basé sur les indicateurs de performance présentés §I.4. Naturellement, le gain apporté par CATS est fonction des performances de l'algorithme de calcul de la trajectoire. Si l'algorithme est peu performant, la méthode CATS peut apporter un gain significatif, alors que si celui-ci est très performant, le gain apporté par CATS peut en être réduit, faisant ainsi perdre un peu d'intérêt à l'emploi de CATS.

Au vu de la position de CATS dans la chaîne numérique et des données nécessaires au calcul, elle peut être intégrée dans les logiciels de FAO. Ainsi, elle dispose de la géométrie de la surface à usiner, de la trajectoire dans l'espace pièce et de la puissance de calcul du logiciel de FAO. Cette situation au cœur du logiciel de FAO permet d'envisager par la suite une boucle d'optimisation conjointe du couple trajectoire et forme de l'outil.

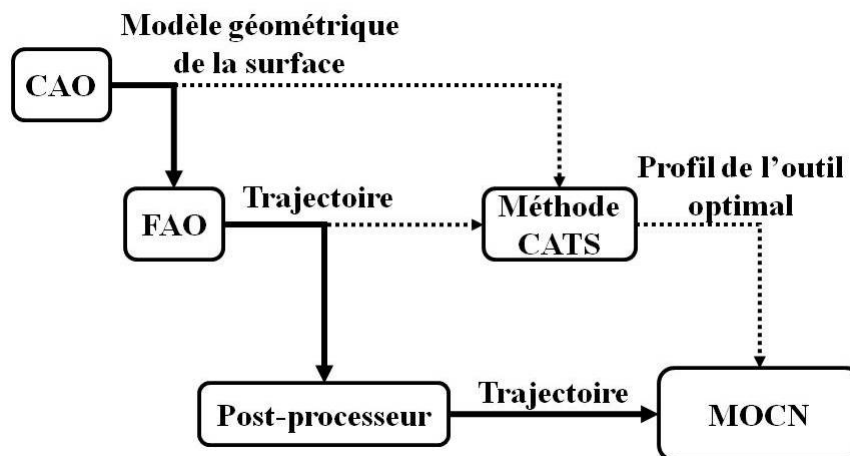


Figure III.6 : Situation de CATS dans la chaîne numérique.

3 Avantages de la méthode CATS

3.1 Compatibilité aux trajectoires

Comme vu précédemment, la méthode CATS est compatible avec toutes les trajectoires calculées en usinage par le flanc. Le calcul de cette trajectoire peut donc être réalisé par tous les logiciels de FAO en utilisant des algorithmes de calcul propres à l'usinage par le flanc ou en bout d'outils (*c.f.* §IV.3.3). Le calcul de la trajectoire est ainsi effectué en déclarant au logiciel de FAO que la forme de l'outil est classique (cylindrique ou conique), l'outil optimisé est uniquement substitué à l'outil classique au moment de l'usinage.

La méthode CATS peut donc être mise en place lorsque les interférences générées par une trajectoire ne permettent pas de respecter la tolérance qui lui est définie ; mais aussi pour diminuer la tolérance de l'erreur commise par la trajectoire (interférences) et donc obtenir une tolérance plus grande pour la réalisation de la pièce (flexions lors de l'usinage, erreurs machines, coupe...).

3.2 Robustesse

Un des principaux avantages de la méthode CATS est la robustesse qu'elle apporte. En effet, cette méthode optimise le profil de l'outil une fois la trajectoire déjà calculée. Donc, même si l'algorithme de CATS n'aboutit pas à une solution satisfaisante, l'usinage peut toujours être effectué en utilisant un outil classique. Ainsi, la méthode CATS apporte toujours un gain, plus ou moins important en fonction de l'usinage considéré. Le chapitre IV fera l'étude complète des performances de cette nouvelle méthode.

3.3 Maîtrise de la répartition des interférences le long de la règle

Le fait d'utiliser les degrés de liberté offerts par la forme de l'outil permet de modifier la forme des interférences et ainsi de mieux respecter les contraintes fonctionnelles. Cela permet de dissocier les interférences en fonction de leurs distances par rapport au pied de pale et ainsi de mieux respecter les besoins fonctionnels de la surface. *e.g.* dans le cas de pales, le besoin fonctionnel de ne pas générer d'overcut au niveau du pied de pale peut être respecté grâce à CATS. Si un usinage génère de l'interférence de type overcut au niveau du pied de pale, c'est que le rayon en bout de l'outil est trop important ; ainsi, la réduction de ce rayon permet de ne plus générer d'overcut dans cette zone et donc de mieux respecter la contrainte fonctionnelle.

L'une des limites de CATS provient des contraintes liées à l'affûtage des fraises. L'utilisation d'affûteuses à commande numérique permet d'envisager des trajectoires de meules complexes et donc des formes d'outils multiples.

3.4 Usinage de surfaces non réglées

La méthode CATS rend possible, avec des tolérances acceptables, l'usinage par le flanc de surfaces non réglées. L'étude complète de l'usinage d'une surface gauche est présentée au §IV.3.3. L'usinage de surfaces non réglées peut être envisagé par deux approches différentes.

L'usinage en une seule passe d'une surface complexe. Il est envisageable uniquement s'il est possible de définir une trajectoire de l'outil par rapport à la pièce, telle que l'interférence générée par l'outil le long de son axe soit uniforme tout au long de la trajectoire. La **figure III.7** présente l'exemple simple du fraisage 3-axes d'une moulure de menuiserie avec un outil de forme. Ainsi, si la moulure est régulière, comme dans l'exemple, il existe un profil d'outil capable d'usiner cette surface avec peu d'interférences. Dans le cas de l'usinage 3-axes, le profil optimisé de l'outil est le négatif de la forme à réaliser, et l'outil obtenu est un outil de forme ; *i.e.* un outil qui laisse sa forme sur la surface usinée. Dans le cas de l'usinage 5-axes, le problème se complique et la forme de l'enveloppe de l'outil n'apparaît pas directement sur la surface, car dans cette configuration les vecteurs vitesses d'avance outil/pièce de deux points distincts de l'axe outil ne sont pas identiques (en direction et en norme).

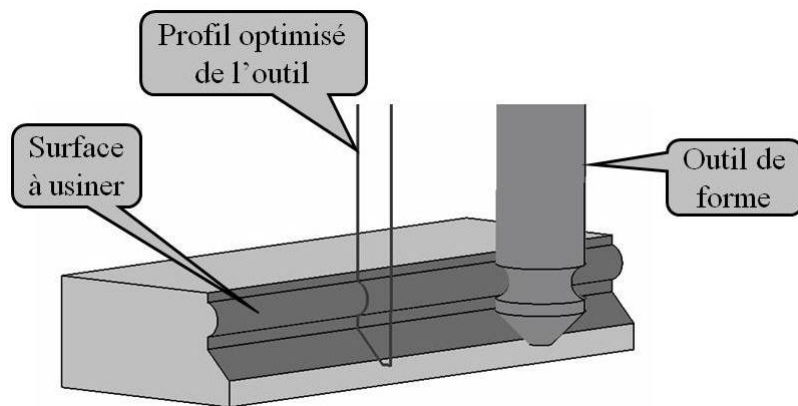


Figure III.7 : Usinage 3-axes d'une surface non réglée avec un outil de forme.

L'usinage par le flanc en plusieurs passes de la surface. Chiou [**CHI 04**] a constaté, lors de l'usinage de surfaces réglées, que le fait de découper l'usinage en plusieurs passes permet de réduire les interférences générées. Ainsi, comme dans le cas de l'usinage en bout, la surface est usinée par balayage en plusieurs passes successives. Différents auteurs se sont intéressés à ce sujet et ont mis au point des méthodes pour découper une surface quelconque en surfaces réglées. Elber [**ELB 97**] propose une méthode de découpage de la surface en un ensemble de

surfaces réglées tout en garantissant que les surfaces approximantes sont bien dans une tolérance donnée. Han [HAN 01] propose une méthode basée sur le découpage en isophotes de la surface (une isophote étant une zone de la surface où l'angle entre la normale et une direction choisie varie dans une plage donnée). Le découpage de la surface en isophotes permet, pour chaque zone, de considérer la surface comme étant réglée car il existe une direction dans laquelle la normale varie peu. Par la suite, ce découpage est utilisé pour poser l'outil successivement en chaque passe. Ces méthodes permettent donc de calculer la trajectoire de l'outil mais ne résolvent pas complètement le problème d'interférences. L'utilisation de la méthode CATS, couplée à une trajectoire obtenue avec les méthodes précédemment citées ou avec une trajectoire calculée en utilisant un algorithme de calcul en bout, permet de réduire les interférences générées. Un exemple de ce type d'usinage est développé au §IV.3.3. Ainsi, l'usinage obtenu se situe à mi-chemin entre l'usinage en bout et l'usinage par le flanc ; il sera une succession de passes dont le nombre est significativement réduit par rapport à l'usinage en bout car la largeur coupée par chaque passe est bien plus grande.

4 Démarche de la méthode CATS

4.1 Calcul de la trajectoire

Cette étape, bien que présentée ici, ne fait pas à proprement parlé partie de la méthode CATS car elle est effectuée en amont. La trajectoire est une donnée d'entrée de cette méthode.

Cette étape a tout de même sa place dans la méthode CATS dans deux cas :

- L'utilisation d'une stratégie multi-passes sur une surface non réglée. En effet, cette stratégie étant à mi-chemin entre l'usinage en bout et l'usinage par le flanc, il peut être nécessaire d'itérer et de recalculer la trajectoire avec un nombre de passes supérieur ou de modifier dans certaines zones l'orientation de l'axe outil afin d'avoir une plus grande régularité de l'interférence générée.
- L'optimisation des trajectoires. Il est envisageable, par la suite, de prévoir une itération sur le calcul de la trajectoire en mettant dans la boucle la méthode CATS, permettant une réduction de l'interférence et un lissage de la trajectoire.

Pour le lissage de trajectoire, Castagnetti [CAS 08] propose une approche compatible avec la méthode CATS. La **figure III.8** présente les principales étapes de cette méthode. En effet, cette méthode considère comme données d'entrée la trajectoire et en chacun de ses points un "Domain of Admissible Orientation" (DAO). Le DAO, ou Domaine Admissible d'Orientation,

est une zone d'orientation autorisée en rotation de l'axe outil pour respecter une tolérance d'usinage donnée. En effet, dans l'exemple de son article, l'auteur choisit de définir le DAO en fixant des limitations à chacune des deux valeurs des rotations apportées par l'usinage 5-axes, ce qui donne un DAO en forme de pyramide à base rectangulaire, comme le montre la **figure III.8a**. Par la suite, ce DAO est exprimé dans l'espace machine via la transformation cinématique inverse et est approximé par un polygone illustré à la **figure III.8b**. La **figure III.8c** présente quant à elle la succession de DAO le long de la trajectoire ainsi que le chemin dans l'espace des coordonnées articulaires lissées. Ainsi, la méthode CATS peut définir le DAO, en chaque point de la trajectoire, pour respecter les contraintes fonctionnelles sur la surface et obtenir une interférence plus régulière pour qu'elle puisse être mieux corrigée grâce à l'optimisation de la forme de l'outil.

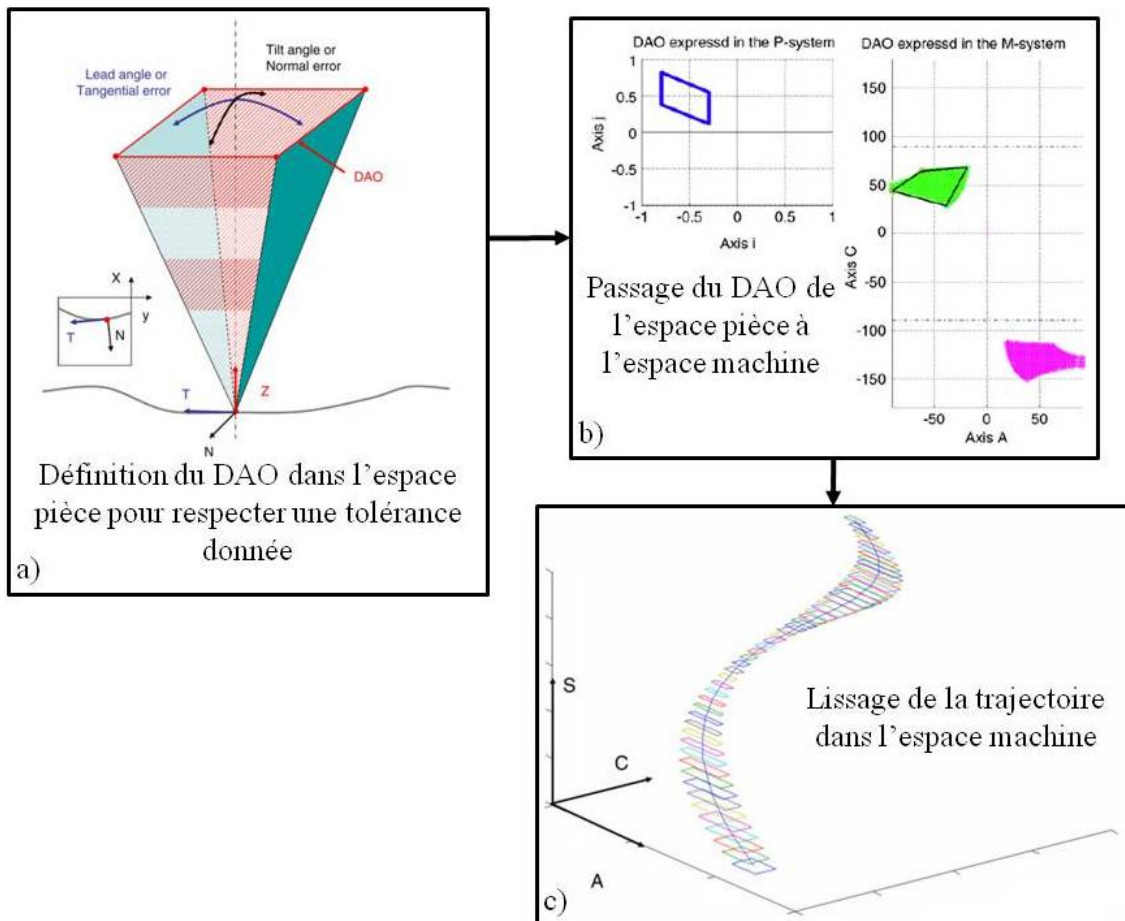


Figure III.8 : Méthode de lissage de trajectoire d'après Castagnetti [CAS 08].

4.2 Calcul des profils de distances entre les axes outils et la surface

Cette étape est le cœur de la méthode CATS. Elle est basée sur le calcul, en chaque point de la trajectoire, du profil idéal de l'outil pour ne pas générer d'interférences. Les points

considérés de la trajectoire sont uniquement les points qui génèrent la surface ; e.g. les trajets d'entrée et de sortie de la matière ne sont pas pris en compte dans ce calcul.

Dans un premier temps, la notion de calcul de la surface usinée est détaillée avec les différentes approches existantes pour la calculer, puis par la suite, les profils de distances sont calculés pour le déroulement de la méthode CATS.

4.2.1 Définitions pour le calcul des interférences

La **figure III.9** présente l'usinage d'une surface par le flanc d'outil avec la représentation des éléments suivants :

- Surface d'usinage [**DUC 98**]. Duc définit dans ses travaux de thèse la surface d'usinage en fonction du type d'usinage réalisé : "*surface d'usinage dans le cas de l'usinage à cinq axes par le flanc. En usinage à cinq axes par le flanc, la surface d'usinage est la surface réglée qui contient à chaque instant l'extrémité et l'axe de l'outil.*". Ainsi, la surface d'usinage est le lieu de tous les axes de l'outil lorsqu'il parcourt la trajectoire.
- Grazing curve [**LAR 03a**] [**CHI 04**] [**MEN 04**]. C'est la courbe laissée par l'enveloppe de l'outil à chaque instant sur la surface usinée. En effet, l'outil est assimilé à son enveloppe, et sa rotation propre pour générer la vitesse de coupe n'est pas considérée ici. Un point de l'enveloppe de l'outil appartient à la Grazing curve si la normale en ce point à l'enveloppe de l'outil est perpendiculaire au vecteur vitesse de déplacement, comme le montre l'**équation III.10**.

$$\text{Grazingcurve} = \left\{ M \mid \overrightarrow{N}_M \cdot \overrightarrow{V}_M = 0 \right\} \quad (\text{III.10})$$

Avec M un point de l'enveloppe de l'outil, \overrightarrow{N}_M la normale à l'enveloppe de l'outil au point M et \overrightarrow{V}_M la vitesse d'avance du point M . Cette définition de la Grazing curve donne deux courbes diamétralement opposées, le choix doit se porter sur celle qui est la plus proche de la surface voulue.

- Surface enveloppe [**LAR 03a**]. Cette surface est l'enveloppe de l'outil lorsqu'il parcourt la trajectoire, ainsi elle est l'ensemble de toutes les Grazing curves.

$$S_{env} = \{\text{Grazing curve}\} \quad (\text{III.11})$$

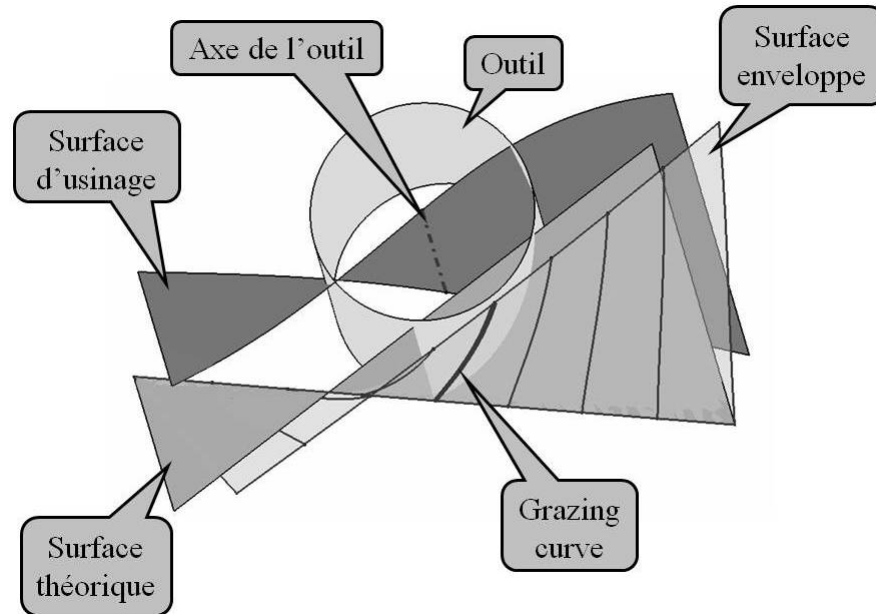


Figure III.9 : Définitions associées au calcul d'interférences.

Il existe actuellement dans la bibliographie deux approches pour calculer les interférences générées par un outil lors de l'usinage d'une surface :

- Une approche "statique". L'interférence entre l'outil et la surface est calculée en chacun des points de la trajectoire. C'est une approche plus simple du problème car elle ne tient pas compte du mouvement de l'outil entre deux points de la trajectoire et ne nécessite donc pas le calcul de la surface enveloppe. Dans le cas de l'usinage par le flanc, cette approche donne de bons résultats si les rayons de courbure de la trajectoire dans le plan normal à l'axe de l'outil sont importants.
- Une approche "cinématique". Dans ce cas, l'interférence est calculée entre la surface enveloppe et la surface théorique. Cette approche est plus précise, mais est plus consommatrice en temps de calcul.

4.2.2 Calcul des profils de distances

Par la suite, le point situé au bout de l'outil sur son axe est noté, M_i , "i" étant l'indice du point considéré de la trajectoire. Ses coordonnées sont notées :

$$M_i = \begin{cases} X_{M_i} \\ Y_{M_i} \\ Z_{M_i} \end{cases}$$

La **figure III.10** présente la surface à usiner ainsi qu'un point de la trajectoire défini par le point M_i et par la direction de l'axe outil donnée par ses trois projections I , J et K dans un repère orthonormé. Un point courant $M_i1(t_1)$ est défini sur l'axe de l'outil, il est repéré par le

paramètre t_1 , qui exprime la distance $[M_i, M_i1(t_1)]$. Ses coordonnées sont données par l'équation III.12.

$$M_i1(t_1) = \begin{cases} X_{M_i} + t_1 \cdot I \\ Y_{M_i} + t_1 \cdot J \\ Z_{M_i} + t_1 \cdot K \end{cases} \quad (\text{III.12})$$

Le plan $\Pi_i(t_1)$ est défini perpendiculaire à l'axe de l'outil au point $M_i1(t_1)$. Ainsi, l'intersection du plan $\Pi_i(t_1)$ et de l'enveloppe de l'outil est un cercle dont il faut déterminer le rayon pour que l'outil ne génère pas d'interférences au point $M_i1(t_1)$; ce rayon est noté $d_i(t_1)$. Comme présenté au paragraphe précédent, ce calcul peut être effectué avec une approche statique ou cinématique.

La figure III.11 présente, dans le plan $\Pi_i(t_1)$, le calcul de $d_i(t_1)$ avec les deux approches. Ainsi, l'équation III.13 calcule au point $M_i1(t_1)$ la courbe $C_{Sth\ M_i1}(t_1)$, qui est l'intersection entre le plan $\Pi_i(t_1)$ et la surface théorique.

$$C_{Sth\ M_i1}(t_1) = \Pi_i(t_1) \cap S(u, v) \quad (\text{III.13})$$

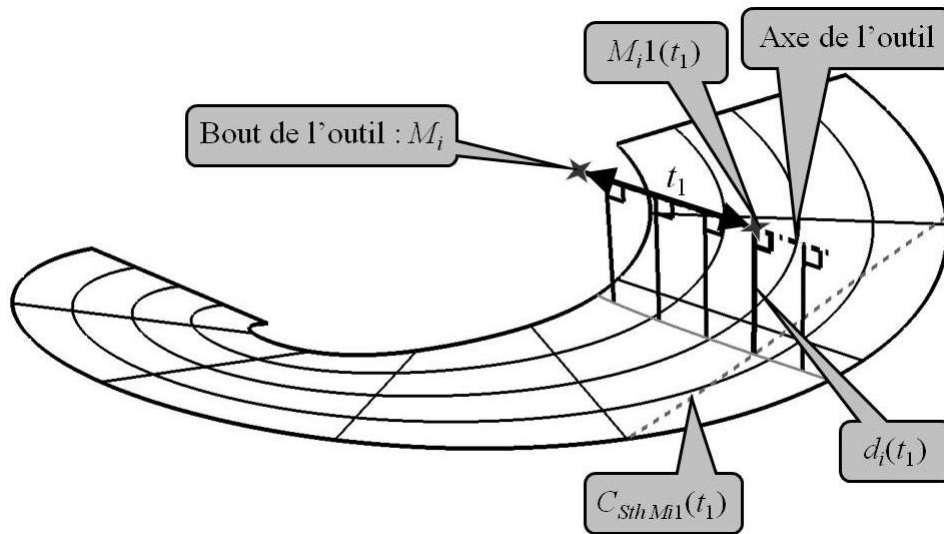


Figure III.10 : Calcul du profil de distances en un point de la trajectoire.

La figure III.11 présente l'outil initial avant optimisation ainsi que l'intersection de sa surface enveloppe avec le plan $\Pi_i(t_1)$, notée $C_{Sth\ M_i1}(t_1)$. Ces informations sont ajoutées au dessin pour faciliter la compréhension du lecteur mais ne sont pas utilisées pour le calcul.

Le calcul de $d_i(t_1)$ peut donc être mené de deux façons.

En statique. Dans ce cas, le mouvement de l'outil n'est pas pris en compte ; ainsi le rayon, $d_i(t_1)$, que doit avoir l'outil au point $M_i1(t_1)$ pour ne pas générer d'interférences est la plus petite distance entre $M_i1(t_1)$ et $C_{Sth\ M_i1}(t_1)$, obtenue grâce à l'équation III.14.

$$d_i(t_1) = \text{Dist}\{M_i(t_1), C_{Sth\ Mi1}(t_1)\} \quad (\text{III.14})$$

De plus, il est noté $P_{S_{Mi1}}(t_1)$ le point de $C_{Sth\ Mi1}(t_1)$ où cette distance est minimale (c.f. **figure III.11**).

En cinématique, le mouvement de l'outil est pris en compte. Le point $M_{i1}(t_1)$ a une vitesse $\overline{V_{fi}(t_1)}$ par rapport à la surface. Dans un premier temps, la droite $D_{Gr\ Mi1}(t_1)$ est calculée. Cette droite est le lieu des points du plan $\Pi_i(t_1)$, perpendiculaire à $\overline{V_{fi}(t_1)}$, elle est exprimée grâce à l'équation **III.15**.

$$D_{Gr\ Mi1}(t_1) = \left\{ M \ / \ \overline{MM_{i1}(t_1)} \cdot \overline{V_{fi}(t_1)} = 0 \right\} \quad (\text{III.15})$$

L'équation **III.16** présente le calcul du point $Gr_{Mi1}(t_1)$, construit en prenant l'intersection de $D_{Gr\ Mi1}(t_1)$ avec $C_{Sth\ Mi1}(t_1)$.

$$Gr_{Mi1}(t_1) = D_{Gr\ Mi1}(t_1) \cap C_{Sth\ Mi1}(t_1) \quad (\text{III.16})$$

D'où $d_i(t_1)$, avec l'approche cinématique, est la distance entre $M_{i1}(t_1)$ et $Gr_{Mi1}(t_1)$, cette distance est fournie par l'équation **III.17**.

Le point $Gr_{Mi1}(t_1)$ serait le point de la Grazing curve en $M_{i1}(t_1)$ si l'outil avait un rayon égal à $d_i(t_1)$, ainsi la surface enveloppe est confondue avec la surface usinée.

$$d_i(t_1) = \text{Dist}\{M_i(t_1), Gr_{Mi1}(t_1)\} \quad (\text{III.17})$$

Sur la **figure III.11**, l'écart entre les points $P_{S_{Mi1}}(t_1)$ et $Gr_{Mi1}(t_1)$ est volontairement amplifié, en réalité cet écart est très faible et donc les valeurs de $d_i(t_1)$ calculées avec des approches statiques et cinématiques sont quasiment les mêmes. Pour cette raison, par la suite, une approche statique est utilisée dans le but d'accélérer les calculs.

Ainsi, si au point "i" de la trajectoire, l'outil a une forme enveloppe dont le profil est égal à $d_i(t_1)$, pour tous les t_1 qui varient de 0 à la longueur de coupe de l'outil, alors en ce point de la trajectoire, cet outil ne génère pas d'interférences.

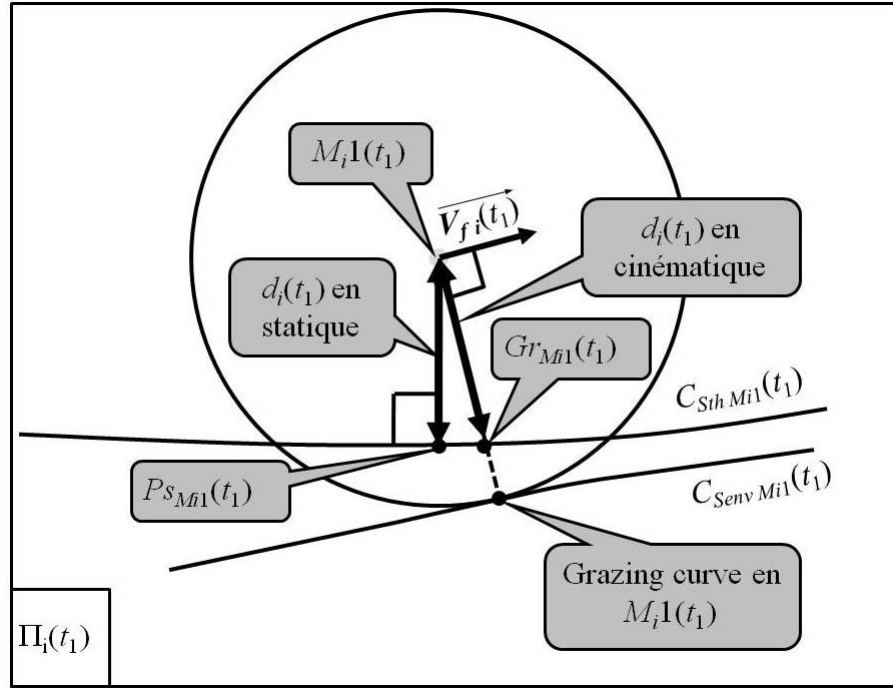


Figure III.11 : Calcul du profil de distances en $M_i1(t_1)$.

4.3 Association d'un profil de l'outil

L'étape précédente permet de déterminer le profil idéal de l'outil en chaque point de la trajectoire, il faut donc maintenant choisir un seul outil pour usiner toute la surface. Dans le cas de l'usinage de pales, il est envisageable, si cela reste performant, d'optimiser la forme de l'outil simultanément pour usiner l'intrados et l'extrados.

La **figure III.12** présente l'ensemble des profils de distances $d_i(t_1)$ pour une surface industrielle (surface présentée au §III.6.4) usinée avec un positionnement "logiciel". Cette surface présente des règles courtes et longues. La **figure III.12** met en évidence deux profils $d_i(t_1)$: l'un pour un point de la trajectoire usinant une règle courte et l'autre pour une règle longue.

Par la suite, le profil optimal pour usiner la surface doit être choisi à partir d'un critère fonctionnel. Cette partie est détaillée au §III.5, pour la suite de l'explication de la démarche CATS, le profil utilisé est un profil qui moyenne les profils $d_i(t_1)$ sur les n points de la trajectoire considérée. Il est obtenu en faisant la moyenne de tous les $d_i(t_1)$ existants au point t_1 , un point de ce profil noté $\overline{P_{outil}(t_1)}$ est défini par l'**équation III.18**.

$$\overline{P_{outil}(t_1)} = \frac{\sum_{i=1}^n d_i(t_1)}{n} \quad (\text{III.18})$$

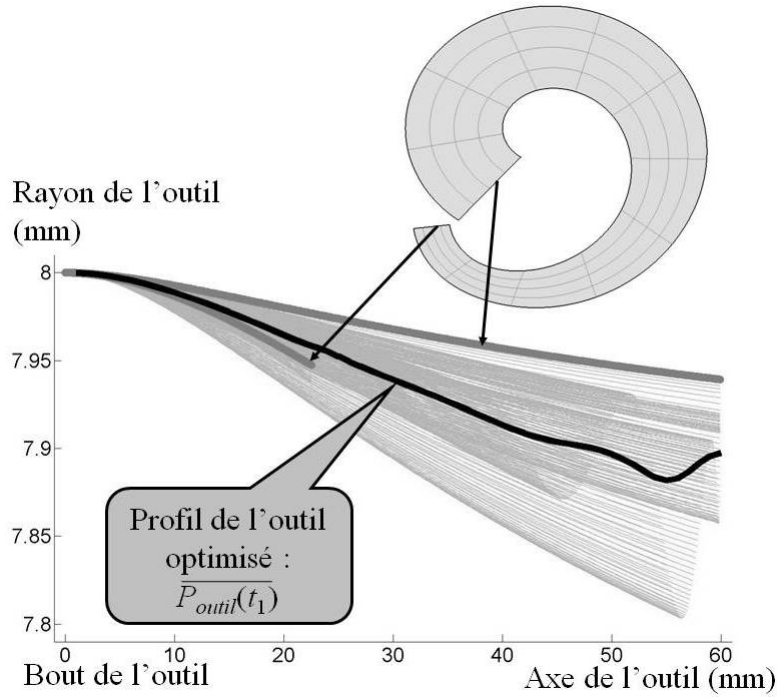


Figure III.12 : Calcul de l'outil global optimisé.

À la fin de cette étape, un lissage du profil de l'outil peut être mis en place pour tenir compte des contraintes d'affûtage de l'outil.

4.4 Comparaison des interférences générées avec l'outil standard et l'outil de forme

Cette étape sert à valider l'intérêt de la méthode CATS pour le couple posage outil/surface considéré, car il est montré au §IV.2 que la méthode CATS est sensible à la régularité de la surface ainsi qu'au posage utilisé.

La **figure III.13** présente le calcul de l'interférence par la méthode CATS qui est effectué en chaque point de la trajectoire, en comparant le profil de distances que devrait avoir idéalement l'outil en ce point $d_i(t_1)$, à celui qu'il a réellement $\overline{P_{outil}(t_1)}$. Ce calcul peut être statique ou cinématique en fonction de la méthode de calcul des $d_i(t_1)$.

Ainsi, en un point de la trajectoire repéré par l'indice "i" et à la distance t_1 du bout de l'outil, l'interférence obtenue est $E_i(t_1)$, donnée par l'**équation III.19**.

$$E_i(t_1) = \overline{P_{outil}(t_1)} - d_i(t_1) \quad (\text{III.19})$$

Quand $E_i(t_1)$ est positif, cela signifie que l'outil est trop grand en ce point et donc qu'il génère de l'overcut.

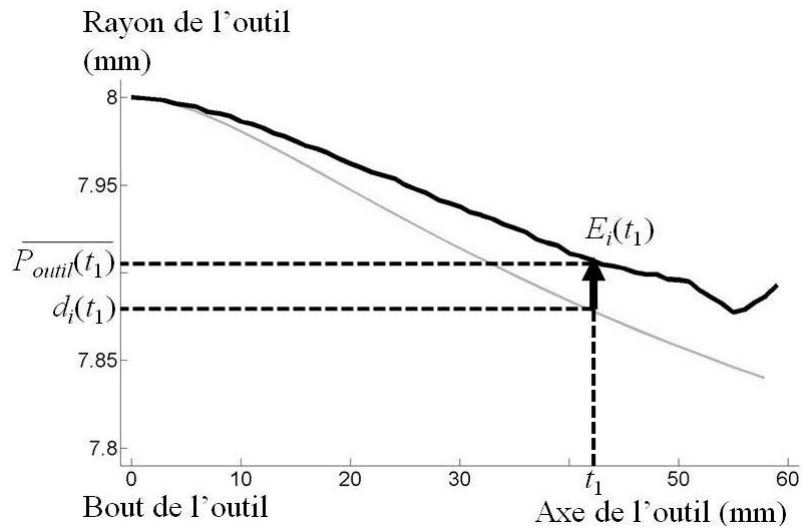


Figure III.13 : Calcul de l'interférence.

La valeur de $E_i(t_1)$ n'est pas la valeur de l'interférence au point considéré de la surface, car l'interférence est définie comme étant l'écart entre les surfaces usinée et théorique, projeté suivant la normale à la surface théorique. Il faut donc projeter $E_i(t_1)$ sur la normale à la surface théorique au point $Ps_{Mi1}(t_1)$ ou $Gr_{Mi1}(t_1)$. Les deux points étant proches, leurs normales à la surface sont considérées comme confondues et notées $\overrightarrow{N_i(t_1)}$. La **figure III.14** illustre ce problème de calcul d'interférences en projetant l'écart sur la normale à la surface. L'**équation III.20** donne la valeur de l'interférence ainsi obtenue, notée $Int_i(t_1)$. Le signe négatif de cette équation est utilisé pour conserver une interférence positive lorsque l'outil génère de l'overcut.

$$Int_i(t_1) = -\overrightarrow{E_i(t_1)} \cdot \overrightarrow{N_i(t_1)} \quad (\text{III.20})$$

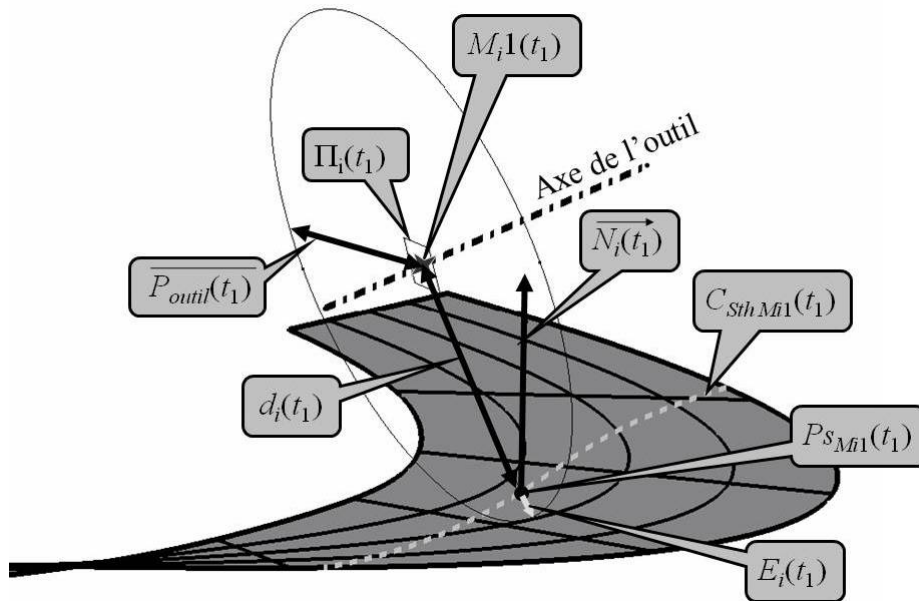


Figure III.14 : Projection de l'interférence sur la normale à la surface.

Remarque :

Considérons l'usinage d'une surface réglée non développable dont toutes les règles ont la même longueur et la même répartition de vrille. Ainsi, lors de son usinage, quelque soit le posage choisi, tous les profils $d_i(t_1)$ sont identiques et donc par la suite, $\overline{P_{outil}(t_1)}$ est égal à ce profil, de cette manière cet outil ne génère aucune interférence lors de l'usinage de cette surface. Alors un outil de profil courbe est capable d'usiner parfaitement par le flanc une surface réglée, ce qui prouve que ce type d'usinage n'est pas un usinage de forme car la forme de l'outil n'apparaît pas au final sur la surface.

5 Optimisation du profil de l'outil : compromis entre plusieurs besoins

L'adaptation de la forme du profil de l'outil apportée par la méthode CATS permet un meilleur respect des contraintes fonctionnelles sur la surface à usiner. L'étape 2 (*c.f.* §III.4.2) de cette méthode permet de trouver la forme optimale que doit avoir l'outil en chacun des points de la trajectoire. Puis, en se basant sur chacun de ces profils locaux, un seul profil d'outil est déterminé pour réaliser toute la surface. Le §III.4.3 présente un critère simple, la moyenne, pour déterminer l'outil global optimal pour réaliser la surface. Une optimisation plus fine et fonctionnelle du calcul du profil de l'outil global est donc présentée, afin d'exploiter au mieux les possibilités offertes par le degré de liberté – la forme de l'outil – introduit par la méthode CATS.

Dans un premier temps, trois méthodes de calculs sont présentées, chacune d'entre elles respectant au mieux chacun des trois indicateurs de respect des besoins fonctionnels définis au §I.4.

5.1 Respect de l'indicateur de la mécanique des structures (*IMS*)

Cette méthode est étudiée pour annuler la valeur de l'*IMS* présenté au §I.4. Ainsi, le profil de l'outil global est calculé à partir des profils de distances $d_i(t_1)$ (c.f. §III.4.2), pour ne pas générer d'overcut sur la pièce lors de l'usinage. Le profil de l'outil doit donc être toujours plus petit que tous les profils de distances $d_i(t_1)$. Donc ce profil, noté $P_{outil\ Mécanique}(t_1)$, est obtenu grâce à l'équation III.21.

$$P_{outil\ Mécanique}(t_1) = \min\{d_i(t_1) \quad \forall i \in [1, n]\} \quad (III.21)$$

5.2 Respect de l'indicateur de la mécanique des fluides (*IMF*)

L'utilisation de cette méthode assure que le volume d'overcut généré par chaque point du profil de l'outil est égal au volume d'undercut. Ainsi, la valeur de l'*IMF* (c.f. §I.4) générée par ce profil d'outil est minimisée et les volumes d'overcut et d'undercut séparant les surfaces usinée et théorique sont les mêmes. Ce profil est noté $P_{outil\ Fluide}(t_1)$ et est calculé à l'aide de l'équation III.22, obtenue en réalisant en chaque point du profil de l'outil un barycentre des $d_i(t_1)$ pondérées par l'aire élémentaire de la surface entourant le point considéré.

$$P_{outil\ Fluide}(t_1) = \frac{\sum_{i=1}^n [d_i(t_1) \cdot S_i(t_1)]}{\sum_{i=1}^n S_i(t_1)} \quad (III.22)$$

Avec $S_i(t_1)$ l'aire élémentaire de la surface entourant le point à la position t_1 sur le point "i" de la trajectoire. Elle est fonction du pas de discrétisation numérique suivant l'axe de l'outil t_1 et de la distance entre deux points de la trajectoire.

5.3 Respect de l'indicateur des spécifications géométriques (*IRSG*)

Cette méthode assure des valeurs égales des interférences maximale et minimale en chacun des points de l'outil, i.e. que chacun des points du profil de l'outil génère des valeurs maximales d'overcut et d'undercut égales, ce qui se traduit par l'équation III.23.

$$P_{outil\ Spécifications\ Géométriques}(t_1) = \frac{\max\{d_i(t_1) \quad \forall i \in [1, n]\} + \min\{d_i(t_1) \quad \forall i \in [1, n]\}}{2} \quad (III.23)$$

L'outil ainsi obtenu minimise la valeur de l'*IRSG* présenté au §I.4.

5.4 Compromis répondant au besoin fonctionnel global

La surface réalisée n'a pas un unique objectif fonctionnel. Elle doit répondre à un compromis entre plusieurs besoins. Les §III.5.1, §III.5.2 et §III.5.3 permettent de répondre séparément à chacune des trois exigences représentées par les trois indicateurs définis au §I.4. La **figure III.15** illustre les trois différents profils d'outils obtenus pour l'usinage d'une surface industrielle (surface présentée au §III.6.4) usinée avec un positionnement "logiciel".

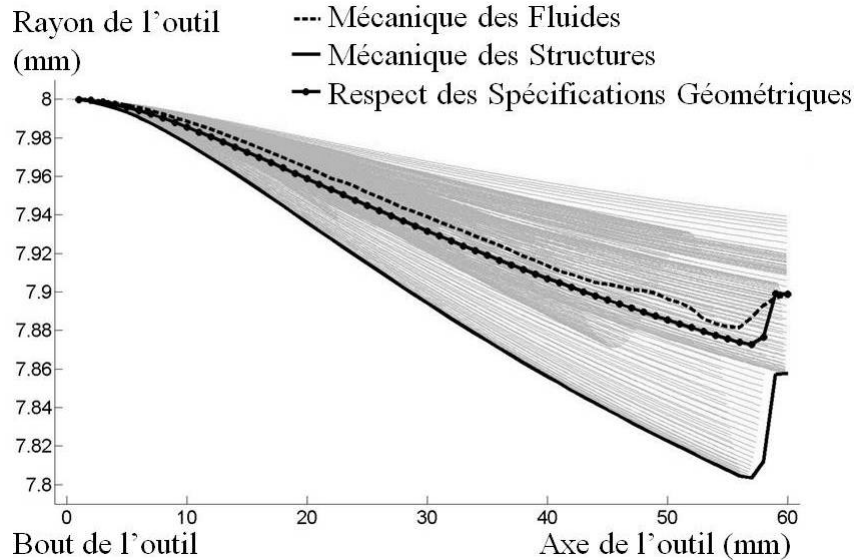


Figure III.15 : Profils d'outils respectant les trois besoins fonctionnels.

Le **tableau III.1** présente l'écart entre chacun des trois profils calculés aux §III.5.1, §III.5.2 et §III.5.3 (représentés à la **figure III.15**). Cet écart est défini de deux manières :

- La première valeur du tableau donne l'écart maximal entre deux profils ;
- La deuxième ligne donne l'aire, en valeur absolue, entre chaque paire de courbes. Cette donnée complète la précédente car elle donne une idée de l'écart en volume d'interférences générées par chaque profil. En effet, en intégrant cette aire d'écart sur toute la trajectoire, une estimation de l'écart entre les valeurs des différents *IMF* de chacun des profils est obtenue.

Écart entre	<i>IMF</i>	<i>IRSG</i>
<i>IMS</i>	0,08 mm 2,51 mm ²	0,07 mm 2,14 mm ²
<i>IMF</i>		0,02 mm 0,37 mm ²

Tableau III.1 : Écart en valeur absolue entre les 3 différents profils, en amplitude et en aire.

Le **tableau III.1** permet de constater que les profils calculés pour respecter l'*IRSG* et l'*IMF* sont proches dans le cas de cet exemple. Afin de faciliter la lecture, le **tableau III.1** est

représenté sous forme de graphique à la **figure III.16**. Sur cette figure, la distance entre deux sommets du triangle est égale à la valeur calculée de l'écart d'aire entre deux profils.



Figure III.16 : Écart entre les profils calculés pour respecter les différents indicateurs de performances géométriques.

Au final, un seul et unique profil d'outil doit être calculé. Pour notre exemple, celui-ci est un compromis chiffré entre les trois profils de la **figure III.15**. La **figure III.16** est une aide à la décision des différentes spécialités intervenant sur la définition des surfaces de la pale pour définir un compromis chiffré. Ainsi, ils doivent définir un point compromis à l'intérieur du triangle. Plus la distance entre ce point compromis et un sommet du triangle est petite, au mieux l'indicateur qu'il représente est respecté.

Sur l'application développée, il est donc simple de respecter simultanément l'*IMF* et l'*IRSG*, alors que le respect de l'*IMS* nécessite de faire des concessions sur les deux autres indicateurs.

La **figure III.17** présente ce triangle d'aide au choix d'un compromis ainsi que les notations mathématiques utilisées. La longueur du segment entre le sommet *IMF* et *IMS* est notée $L_{IMF/IMS}$. Le point compromis central est donc le barycentre des trois sommets pondérés respectivement des poids a_{MS} , a_{MF} et a_{RSG} . Lors de la recherche du compromis, il suffit de pointer le point visé dans le triangle.

Une fois le point choisi, il reste à déterminer les poids. Un repère (\vec{X}, \vec{Y}) est associé au triangle avec pour origine le point *IMS*, défini sur la **figure III.17**. Le système d'équation **III.24** est obtenu pour la première équation en imposant que la somme des trois pondérations soit égale à 1 et pour les deux suivantes en projetant la relation de base du barycentre respectivement sur \vec{X} et sur \vec{Y} .

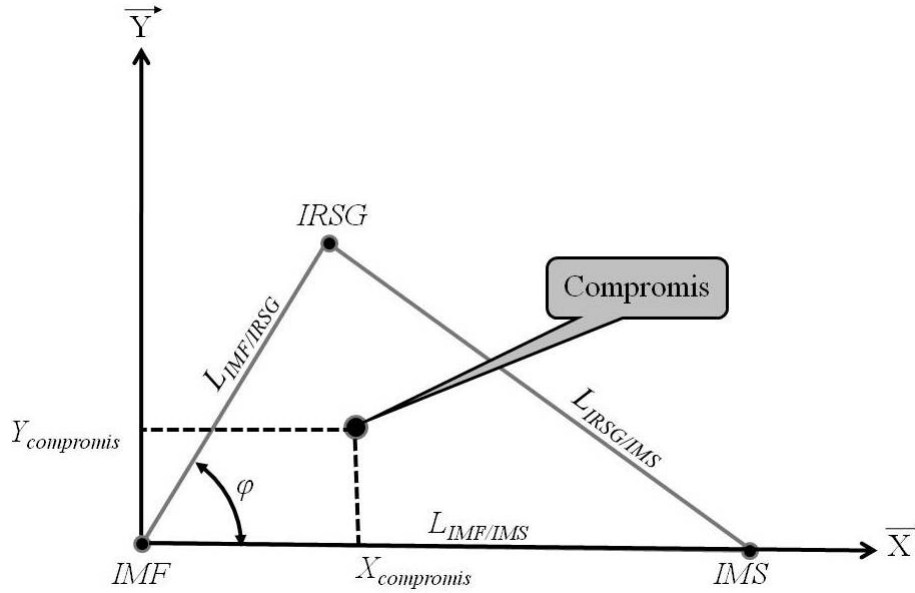


Figure III.17 : Pondérations du compromis.

$$\begin{cases} a_{MF} + a_{MS} + a_{RSG} = 1 \\ 0 + a_{MS} \cdot L_{IMF/IMS} + a_{RSG} \cdot L_{IMF/IRSG} \cdot \cos(\varphi) = X_{compromis} \\ 0 + 0 + a_{RSG} \cdot L_{IMF/IRSG} \cdot \sin(\varphi) = Y_{compromis} \end{cases} \quad (III.24)$$

L'utilisation du théorème de Pythagore généralisé permet de calculer la valeur de φ grâce à l'équation III.25.

$$\cos(\varphi) = \frac{L_{IMF/IRSG}^2 + L_{IMF/IMS}^2 - L_{IRSG/IMS}^2}{2 \cdot L_{IMF/IRSG} \cdot L_{IMF/IMS}} \quad (III.25)$$

Ainsi, la résolution du système donne :

$$\begin{cases} a_{RSG} = \frac{Y_{compromis}}{L_{IMF/IRSG} \cdot \sin(\varphi)} \\ a_{MS} = \left(X_{compromis} - \frac{Y_{compromis}}{\tan(\varphi)} \right) \cdot \frac{1}{L_{IMF/IMS}} \\ a_{MF} = 1 - \frac{Y_{compromis}}{L_{IMF/IRSG} \cdot \sin(\varphi)} - \left(X_{compromis} - \frac{Y_{compromis}}{\tan(\varphi)} \right) \cdot \frac{1}{L_{IMF/IMS}} \end{cases} \quad (III.26)$$

Ainsi, le profil final est obtenu par pondération des trois profils, avec les valeurs des poids définies à l'équation III.26. Cette méthode permet donc de définir un outil qui aide au dialogue entre les trois spécialités intervenant sur la définition d'une pale, permettant de fixer le compromis sur le profil d'outil le mieux adapté.

6 Simplification des calculs de la méthode CATS

6.1 Approximation de la trajectoire

La première approximation concerne la trajectoire et a pour but d'éviter de procéder à son calcul. Cette approximation est utile pour obtenir une première géométrie d'outil et évaluer rapidement les gains potentiels de CATS. Ainsi, les calculs de la méthode CATS ne sont pas effectués avec la trajectoire utilisée pour l'usinage, mais à partir de relations analytiques associées au positionnement (*c.f.* §III.1). Cette approximation utilise l'expression analytique des profils de distances axe outil/surface, cela est donc possible uniquement pour un positionnement direct sur la surface (*c.f.* §III.1.2). Par exemple, elle peut être appliquée aux positionnements avec l'axe de l'outil parallèle à la règle (positionnement "logiciel", SPO, standard...). Dans ce cas, elle donne un gain significatif du temps de calcul. La **figure III.23** illustre ce gain sur l'exemple présenté au §III.6.4, le temps de calcul passe de deux heures à moins d'une seconde. Cette performance est atteinte grâce à l'utilisation des équations analytiques des profils de distances, évitant de procéder à un calcul itératif de recherche de point (*c.f.* §III.4.2).

6.2 Approximation de la surface : surface tangente [CHA 08c]

La deuxième approximation concerne la surface, qui peut être approchée localement par une surface plus simple pour accélérer les calculs de la méthode CATS : la surface tangente. Cette approximation est pertinente uniquement si elle est utilisée avec l'approximation de la trajectoire et que le positionnement utilisé place les axes de l'outil colinéaires à la règle. Un exemple de surface tangente est présenté sur la **figure III.18**. Le calcul est effectué en 5 étapes :

- 1) Soit P_0 et P_1 , les deux extrémités de la règle considérée ;
- 2) Construction de PL_0 et PL_1 , les deux plans orthogonaux à la règle en P_0 et P_1 ;
- 3) Construction de \vec{T}_0 et \vec{T}_1 , les deux vecteurs tangents à C_0 et C_1 en P_0 et P_1 ;
- 4) Projection de \vec{T}_0 et \vec{T}_1 respectivement sur PL_0 et PL_1 pour obtenir \vec{T}_0' et \vec{T}_1' ;
- 5) Construction de la surface tangente en utilisant \vec{T}_0' et \vec{T}_1' comme courbes directrices d'une surface réglée non développable. Cette surface est construite en imposant que la règle $[P_0P_1]$ appartienne à la surface tangente et que la vrille de cette surface varie de façon linéaire le long de cette règle. La propriété de variation linéaire de la vrille simplifie les calculs, car elle permet de ne calculer que les normales aux extrémités des règles et la vrille globale sur

une règle, plutôt que de calculer la normale en chaque point de discrétisation de la surface et en conséquence la vrille entre chacun de ces points.

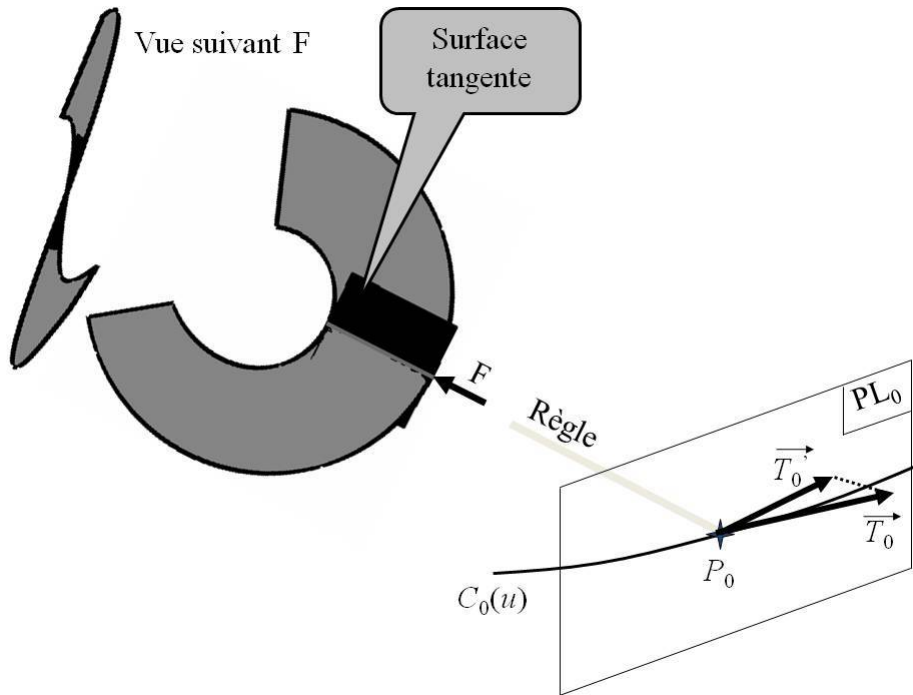


Figure III.18 : Approximation de la surface tangente.

Ainsi, les profils de distances définis au §III.4.2 ne sont plus calculés entre l'axe de l'outil et la surface mais entre l'axe de l'outil et la surface tangente, ce qui simplifie les calculs. L'évolution linéaire de la vrille de la surface tangente entraîne une erreur dans la détermination des profils de distances. La **figure III.19** illustre cette erreur pour la surface industrielle présentée au §III.6.4 avec un usinage utilisant un positionnement "logiciel" et un outil cylindrique de diamètre 8 mm. L'erreur est donc commise uniquement au milieu des règles, les valeurs des profils de distances sont justes aux extrémités des règles. Ceci vient du fait que localement, sur la règle étudiée, la surface et la surface tangente ont la même vrille globale mais pas la même évolution de vrille. La **figure III.23** permet de constater que cette approximation réduit d'environ 40 % le temps de calcul.

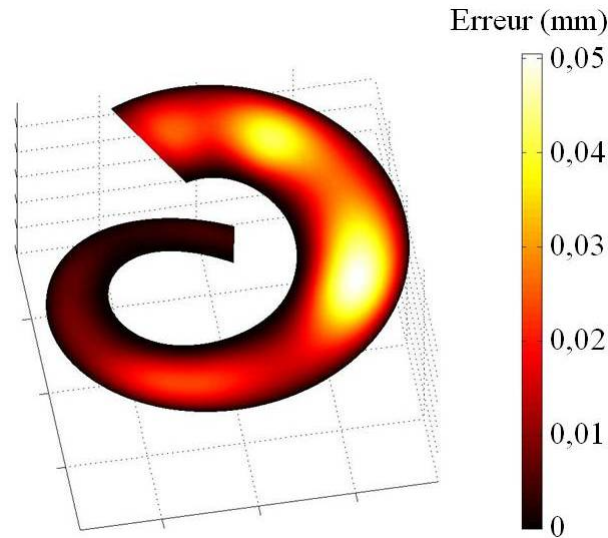


Figure III.19 : Erreur générée par l'approximation de la surface tangente.

6.3 Approximation des profils outils : outils tonneaux [CHA 08a] [CHA 08b]

Cette approximation est la suite logique de la précédente. En effet, en utilisant l'hypothèse de la surface tangente, un profil de distance entre l'axe de l'outil et la surface tangente devient une expression analytique simple fonction de la vrille totale de la règle considérée. Par la suite, il se trouve que cette expression de $d_i(t_1)$ est bien approchée par un arc de cercle. Pour illustrer ces propos, les calculs basés sur cette hypothèse sont développés ci-dessous avec un positionnement "logiciel".

Ainsi, l'expression de $d_i(t_1)$ avec l'hypothèse de la surface tangente est donnée par l'équation III.27.

$$d_i(t_1) = r \cdot \cos\left(\alpha_i \cdot \frac{t_1}{h_1}\right) \quad (\text{III.27})$$

La **figure III.20** représente un profil de $d_i(t_1)$ et le cercle associé. Ce cercle a été calculé en prenant comme contraintes :

- Le passage par les points extrémités de $d_i(t_1)$, A et B ;
- Le centre du cercle est situé sur l'axe des ordonnées, ce qui impose un rayon de tonneau R_i donné par l'équation III.28.

$$R_i = -\frac{h_i^2 + [r \cdot \cos(\alpha_i) - r]^2}{2 \cdot [r \cdot \cos(\alpha_i) - r]} \quad (\text{III.28})$$

Cette approximation circulaire induit une erreur notée $e_i(t_1)$, dont l'expression est donnée par l'équation III.29.

$$e_i(t_1) = r_{\text{tonneau}_i}(t_1) - d_i(t_1) \quad (\text{III.29})$$

Avec $r_{\text{tonneau}_i}(t_1)$ l'équation d'un cercle de rayon R_i , donnée par l'équation III.30.

$$r_{\text{tonneau}_i}(t_1) = r - R_i + \sqrt{R_i^2 - t_1^2} \quad (\text{III.30})$$

Donc l'équation III.31 est obtenue en substituant les équations III.27 et III.30 dans l'équation III.29.

$$e_i(t_1) = \left[r - R_i + \sqrt{R_i^2 - t_1^2} \right] - \left[r \cdot \cos\left(\alpha_i \cdot \frac{t_1}{h_i}\right) \right] \quad (\text{III.31})$$

Pour montrer que la valeur de $e_i(t_1)$ est négligeable, des équivalents de $r_{\text{tonneau}_i}(t_1)$ et de $d_i(t_1)$ sont calculés en effectuant des développements limités en considérant que α est petit et que $t_1 \ll R_i$.

Ainsi :

$$d_i(t_1) \approx r \cdot \left(1 - \frac{\alpha_i^2}{2} \cdot \left(\frac{t_1}{h_i} \right)^2 \right) \quad (\text{III.32})$$

$$r_{\text{tonneau}_i}(t_1) \approx r - \frac{(2 \cdot t_1)^2}{8 \cdot R_i} \quad (\text{III.33})$$

$$R_i \approx \frac{h_i^2 + \left(r \cdot \frac{\alpha_i^2}{2} \right)^2}{r \cdot \alpha_i^2} \approx \frac{h_i^2}{r \cdot \alpha_i^2} \quad (\text{III.34})$$

D'où

$$d_i(t_1) \approx r \cdot \left(1 - \frac{\alpha_i^2}{2} \cdot \left(\frac{t_1}{h_i} \right)^2 \right) \quad (\text{III.35})$$

$$r_{\text{tonneau}_i}(t_1) \approx r \cdot \left(1 - \frac{\alpha_i^2}{2} \cdot \left(\frac{t_1}{h_i} \right)^2 \right) \quad (\text{III.36})$$

Donc $e_i(t_1)$ est bien négligeable si α est petit et que $t_1 \ll R_i$. La valeur maximale de $e_i(t_1)$ calculée dans une configuration d'usinage industrielle est inférieure à 0,2 μm .

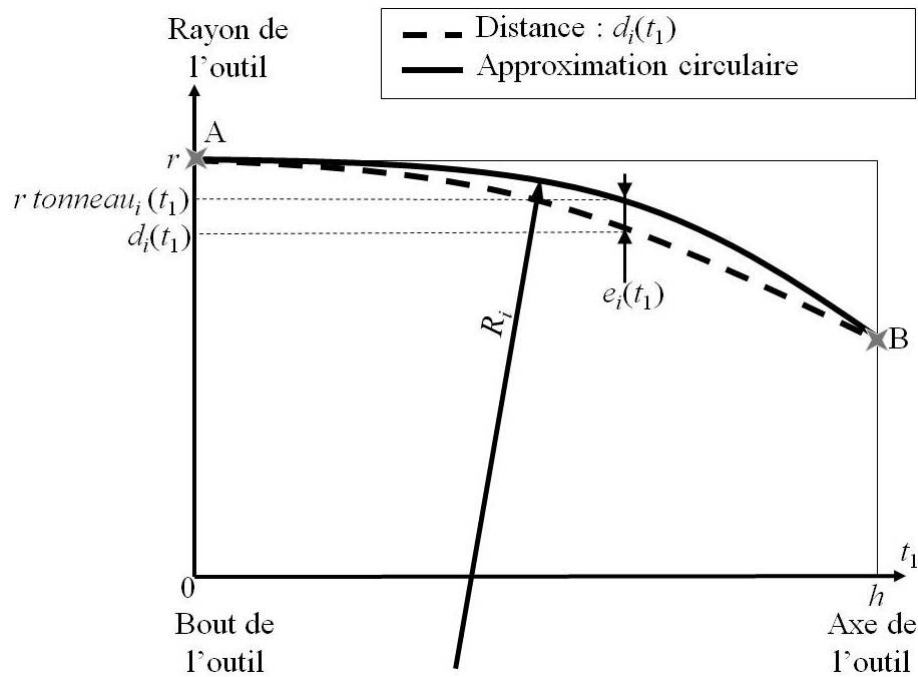


Figure III.20 : Approximation circulaire de $d_i(t_1)$ avec l'hypothèse de la surface tangente.

Donc en chacun des points de la trajectoire de l'outil, le profil de $d_i(t_1)$ est approché par un arc de cercle de rayon R_i . Ensuite, un unique outil de forme optimisée est calculé. Deux types d'outils sont alors proposés sur la **figure III.21** :

- Les outils demi-tonneaux : optimisés pour l'utilisation d'un positionnement "logiciel" ;
- Les outils tonneaux : optimisés pour l'utilisation des positionnements SPO ou standard.

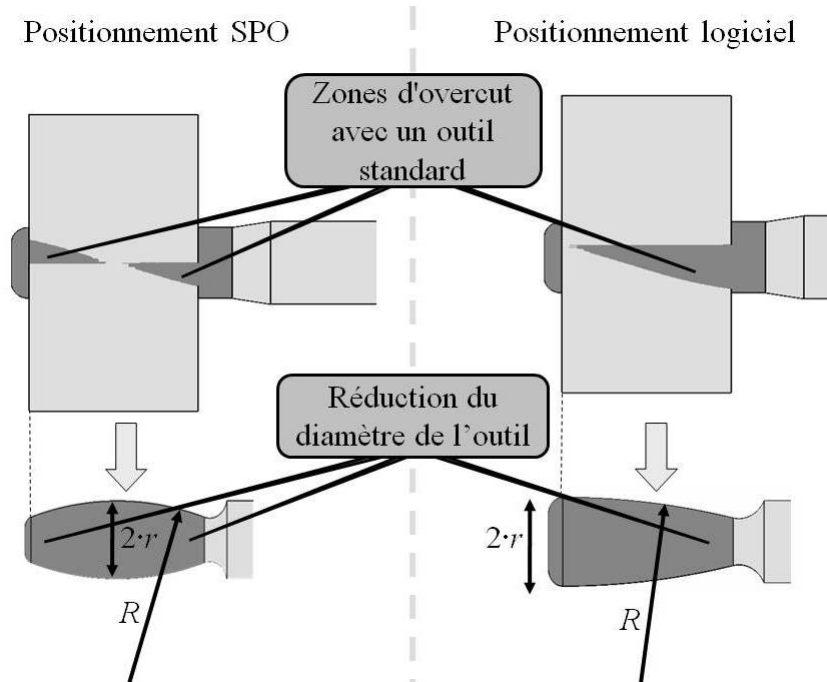


Figure III.21 : Approximation avec des outils tonneaux.

Cette approximation présente l'avantage d'obtenir des profils d'outils tendus et affûtés. Un autre avantage de cette méthode est qu'elle permet de simplifier les calculs de l'outil global. En effet, ce dernier est défini uniquement par la valeur de R , qui est calculée simplement à partir des valeurs de R_i et de besoins fonctionnels (*c.f.* §I.4).

6.4 Erreurs et performances des approximations

Ce paragraphe évalue la justesse de chaque approximation dans le cas de l'usinage de la surface industrielle présentée sur la **figure III.22**. Cette surface est l'extrados de l'inducteur de la turbopompe à hydrogène liquide du moteur vulcain du lanceur européen de satellites. Cette surface réglée non développable a une vrille comprise entre 5° et $12,8^\circ$ et la longueur de ses règles varie de 22,4 à 59,9 mm. Les calculs réalisés pour la méthode CATS sont menés avec une discrétisation en 20 points suivant la règle et 100 points suivant les courbes guides.

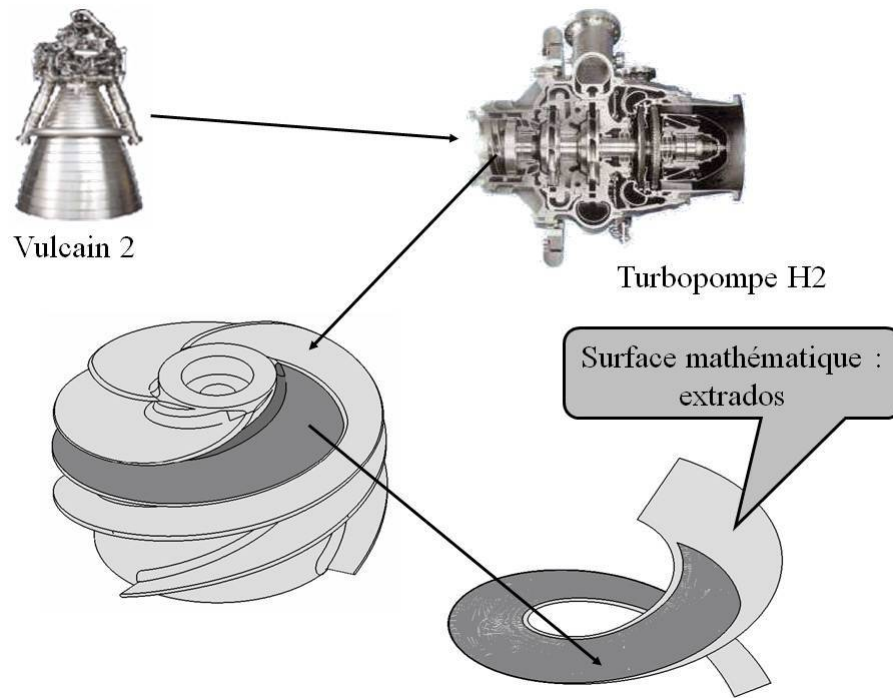


Figure III.22 : Surface industrielle utilisée pour la comparaison des approximations utilisables avec CATS.

L'organigramme présenté à la **figure III.23** donne les résultats de cette comparaison. L'utilisation de la méthode CATS sans aucune approximation sert de référence pour comparer l'erreur commise par chacune des simplifications. L'algorithme de référence est mis en place avec une discrétisation de la surface de 1170x106 points, conduisant à une erreur maximale sur la détermination des profils $d_i(t_1)$ inférieure à 0,01 mm.

Comme au §III.5.4, l'erreur commise par une approximation est estimée par l'aire de l'écart en valeur absolue entre le profil optimal (avec le critère de la moyenne, *c.f.* §III.4.3) calculé par la méthode CATS de référence et le profil calculé en utilisant les simplifications successives. Le §III.6 explique que les approximations de la méthode CATS sont cumulatives, *i.e.* que l'approximation outil tonneau implique de mettre en œuvre les approximations de la surface tangente ainsi que celle de la trajectoire.

La **figure III.24** donne les différents profils optimisés de l'outil avec la méthode CATS avec différentes simplifications.

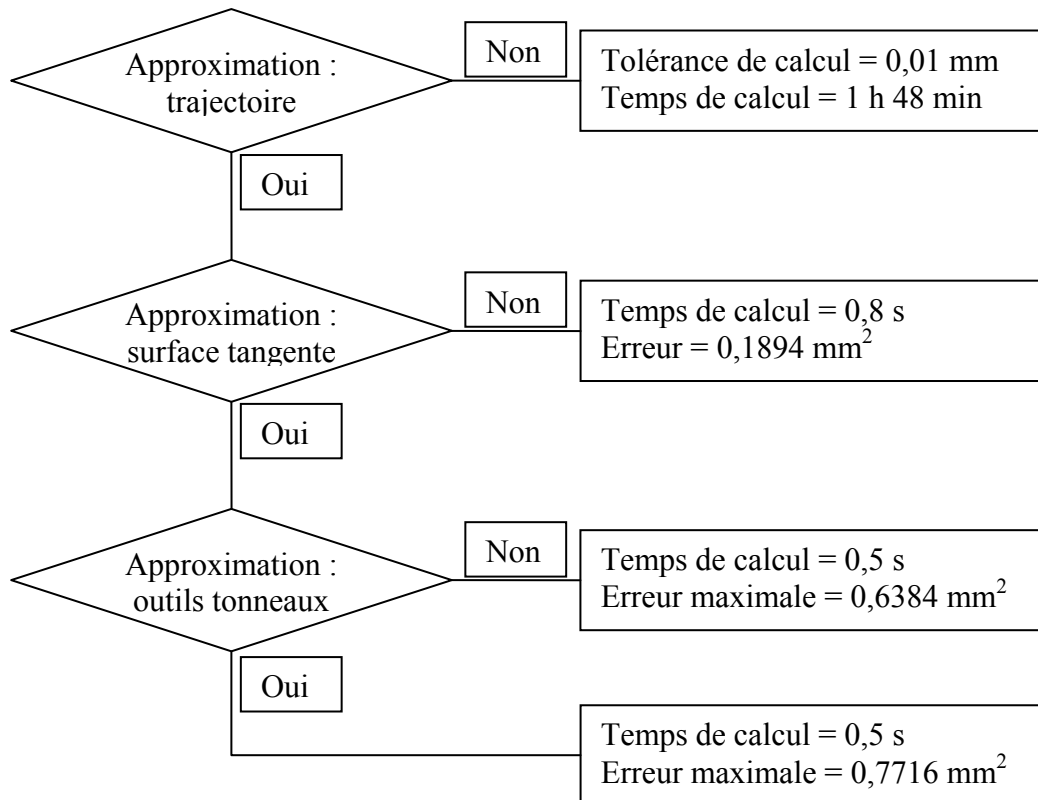


Figure III.23 : Organigramme de performance des approximations simplificatrices de la méthode CATS.

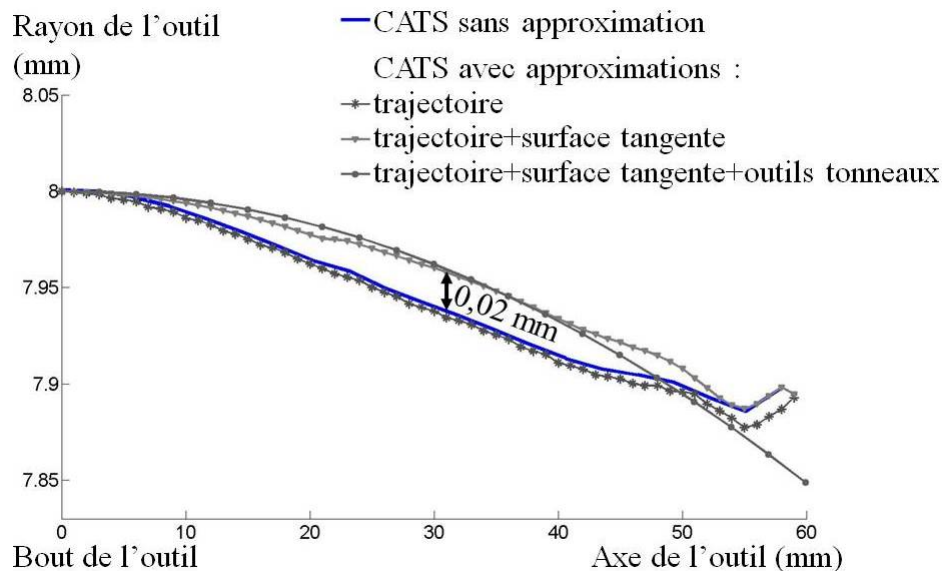


Figure III.24 : Profil calculé de l'outil en fonction des différentes approximations réalisées.

Les figures III.23 et III.24 permettent de constater que l'approximation de la trajectoire est très performante au niveau gain de temps tout en introduisant une erreur faible, car dans le cas du positionnement "logiciel" le modèle de calcul de la trajectoire est très proche de l'algorithme utilisé réellement en FAO. Cette approximation est donc à mettre en place dès que possible,

i.e. pour les positionnements avec l'axe de l'outil colinéaire à la règle (*c.f.* §III.6.1) ou ceux dont l'équation analytique des profils de distances existe.

L'approximation locale de la surface par la surface tangente entraîne une erreur assez importante, due à la linéarité de la variation de la vrille et à l'approximation locale des courbes guides par leurs tangentes. Cette approximation est donc intéressante pour simplifier les calculs mis en œuvre dans la méthode CATS, mais elle induit des erreurs importantes notamment au milieu des règles. Pour ce qui est de l'approximation de la forme de l'outil par des outils tonneaux, elle est intéressante notamment pour les positionnements "logiciel" et SPO et pour obtenir rapidement un premier résultat afin de savoir si la méthode CATS est performante ou non (*c.f.* §IV.5).

7 Conclusions intermédiaires

Dans ce chapitre est développé le problème d'interférences lors de l'usinage par le flanc de pales d'impellers et plus précisément de surfaces réglées non développables.

Dans un premier temps, un état de l'art est réalisé sur les méthodes proposées dans la littérature. Il en ressort que de nombreuses approches différentes de résolution ont été publiées. La plupart des solutions modifient la position de l'outil par rapport à la surface et toutes considèrent la forme de l'outil comme une donnée d'entrée du problème, avec éventuellement une optimisation du diamètre de l'outil pour respecter un intervalle de tolérance. De plus, l'objectif de ces méthodes est uniquement le respect de l'IRSG avec comme seul but la diminution de l'amplitude des interférences. En effet, le respect de la tolérance spécifiée est usuellement l'unique contrat à respecter, les autres critères que nous proposons ne sont pas pris en compte. Il faut de plus noter que ces méthodes sont couramment développées pour des cas académiques avec l'étude d'une seule surface isolée et très rarement la considération du pied de pale.

Ainsi, dans le but d'apporter une solution complémentaire aux méthodes existantes et de combler leurs lacunes, il est proposé une nouvelle approche nommée CATS. Cette méthode considère la forme de l'outil comme un degré de liberté et l'optimise en fonction d'un compromis entre les besoins fonctionnels exprimés au chapitre I. Cette méthode est compatible avec toutes les trajectoires et donc avec toutes les solutions déjà existantes. Elle est utile pour augmenter les performances d'une stratégie d'usinage et lui permet de mieux respecter les besoins fonctionnels sur la pièce.

La dernière partie de ce chapitre développe différentes approximations utilisables pour accélérer les temps de calcul de cette nouvelle méthode, CATS. Il y est montré que l'approximation de la trajectoire, qui consiste à obtenir les profils de distances grâce à une équation mathématique, doit être utilisée le plus souvent possible, car elle permet un fort gain en temps de calcul pour une erreur faible. Les autres approximations sont quant à elles plus grossières, elles sont intéressantes uniquement pour avoir un résultat rapide et approché afin d'évaluer si l'ajout de CATS présente un intérêt pour l'usinage étudié.

Chapitre IV : Évaluation de la performance de la méthode CATS sur des études de cas

Le but de ce chapitre est d'évaluer les intérêts de la méthode CATS présentée au chapitre III. L'étude commence par l'analyse de quatre exemples introductifs dans le but de mieux appréhender les facteurs influents sur les gains apportés par cette méthode. Par la suite, une étude plus approfondie est menée sur l'un des deux facteurs influents : la régularité de la surface. Des exemples complémentaires sont traités afin d'explorer toutes les possibilités offertes par cette nouvelle méthode, ceci dans le but d'identifier le domaine d'utilisation de CATS et de définir précisément les cas où son utilisation permet une réduction significative du problème d'interférences. Tout au long des exemples présentés, apparaissent des validations expérimentales pour vérifier les calculs effectués. En fin de chapitre, l'influence de cette nouvelle méthode sur la stratégie d'usinage optimale (*c.f.* §II) est abordée.

1 Mise en évidence des intérêts de la méthode CATS

Cette partie présente l'étude du gain apporté par la méthode CATS pour quelques exemples représentatifs des problématiques d'usinage par le flanc de surfaces réglées non développables. De plus, afin de valider les calculs obtenus au chapitre III, une partie expérimentale est présentée. Dans ces exemples, seule la surface usinée varie, le positionnement utilisé reste identique. Le positionnement "logiciel" (*c.f.* §III.1.1.1) est choisi, sauf pour le posage de l'outil conique qui utilise une adaptation de ce positionnement. Il est utilisé pour cette première étude, car il est simple, très répandu dans les logiciels de FAO et qu'il génère une interférence importante. Ainsi, il semble donc un cas d'étude intéressant pour la méthode CATS.

Dans un premier temps, le principe de la validation expérimentale est présenté. Par la suite, sont étudiés des exemples d'utilisation dans le but d'en déduire des règles générales pour prédire le domaine d'emploi de cette nouvelle méthode.

1.1 Principe de la validation expérimentale

L'objectif de cette partie est de présenter le principe de la validation expérimentale utilisé et de définir les incertitudes associées. La **figure IV.1** illustre le principe de comparaison des interférences calculées et mesurées. Dans un premier temps, des interférences théoriques sont calculées (*c.f.* II.4) avec un algorithme à valider. Par la suite, un usinage est réalisé, entraînant un écart entre les interférences qui devraient être obtenues sans erreurs d'usinage et celles générées sur la pièce (*c.f.* §I.2.5.2). Ces interférences sont mesurées, introduisant de nouveau une erreur due à la mesure. Au final, ce sont les interférences théoriques calculées et celles mesurées qui sont comparées afin de valider l'algorithme de calcul. Le but est donc, dans un

premier temps, d'évaluer les erreurs commises et de présenter les précautions prises lors des essais pour les limiter, ceci pour valider la démarche expérimentale.

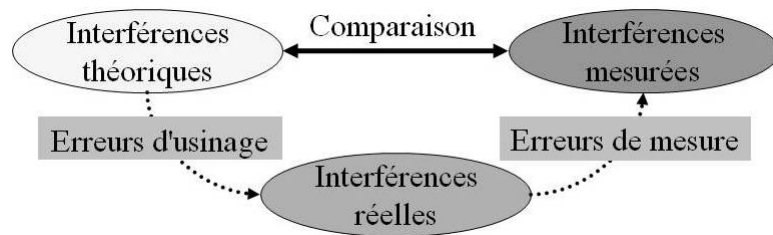


Figure IV.1 : Mise en évidence des erreurs commises lors des essais expérimentaux.

Pour estimer les erreurs commises lors de l'usinage, un diagramme causes-effets est présenté à la **figure IV.2**.

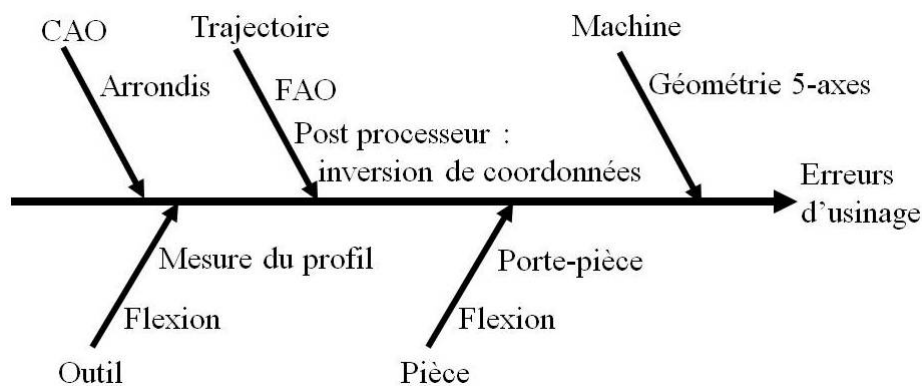


Figure IV.2 : Diagramme causes-effets des erreurs d'usinage.

Les principales causes d'erreurs sont liées à :

- La machine, avec les erreurs associées à sa géométrie et à l'utilisation des cinq axes simultanément. D'après le constructeur, cette erreur est estimée à 0,01 mm dans le volume pour la machine utilisée de marque MIKRON HSM600U 5-axes.
- L'outil, qui pose deux difficultés majeures : la mesure du profil de la forme de son enveloppe et sa flexion durant l'usinage causée par les efforts de coupe. La mesure du profil de l'outil est effectuée in situ grâce à un laser de contrôle de marque Blum. Le principe de la mesure est de couper un faisceau laser – dont la position est connue par rapport au repère de la machine – avec l'outil monté dans la broche en rotation ; la lecture des règles de la machine permet donc de retrouver le rayon de l'outil. L'erreur commise lors du contrôle du profil est donc du même ordre de grandeur que celle de la géométrie de la machine, *i.e.* 0,01 mm. D'autre part, dans le but de limiter la flexion de l'outil lors de l'usinage, les efforts de coupe sont minimisés en usinant des matériaux générant de faibles efforts spécifiques de coupe tels que de la résine usinable et un alliage d'aluminium. Les sections coupées restent faibles.

- La pièce, qui pose deux difficultés : la flexion limitée en utilisant des pièces d'essais massives et la mise en position par le montage d'usinage. Ce dernier est minimisé en effectuant dans un cas la mesure et l'usinage sur la même machine, sans démontage de la pièce, et dans l'autre cas en usinant un système de référence pour la mesure en même temps que la surface.

Grâce à ces précautions prises, l'erreur introduite par l'usinage est de l'ordre de 0,02 à 0,03 mm. D'après les constructeurs, les erreurs commises lors de la mesure sont respectivement estimées à 0,01 mm pour la machine à mesurer tridimensionnelle de marque Hexagon et à 0,02 mm pour les mesures effectuées in situ avec un palpeur M&h.

Par la suite, des exemples introductifs sont présentés dans le but de déterminer l'efficacité et le domaine d'application de la méthode CATS.

1.2 Étude de cas N°1 : surface académique 1

Le premier cas étudié est l'usinage d'un paraboloïde hyperbolique. Cette surface, couramment appelée "selle de cheval", présente la particularité d'être réglée dans deux directions. Ainsi, la surface choisie est définie par l'équation I.3 et les deux courbes guides définies par les équations IV.1 et IV.2.

$$C_0(u) = \begin{cases} 40 \\ 80 \cdot u - 40 \\ 0 \end{cases} \quad (\text{IV.1})$$

$$C_1(u) = \begin{cases} -14,984 \cdot u + 40 \\ 77,087 \cdot u - 40 \\ 60 \end{cases} \quad (\text{IV.2})$$

Cette surface réglée (notée surface#1) présentée à la figure IV.3, a une vrille quasiment constante d'une valeur proche de 11° pour toutes ses règles. De plus, la variation de longueur de ses règles est faible (de 60 mm à 61,91 mm).

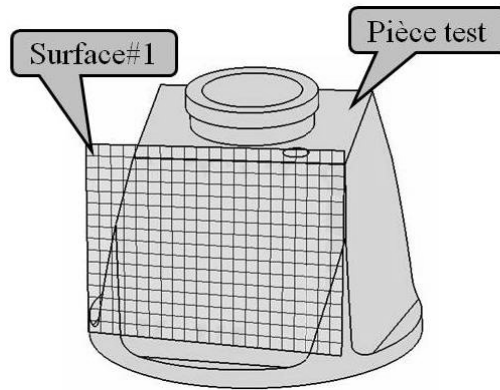


Figure IV.3 : Surface#1.

1.2.1 Usinage de la surface académique 1 avec un outil cylindrique

Ici, l'usinage considéré utilise un positionnement "logiciel" avec un outil cylindrique de rayon 8 mm. La forme de l'outil est optimisée grâce à la méthode CATS avec approximation de la trajectoire (*c.f.* §III.6.1). La **figure IV.4** représente en pointillés gris les profils de distances de cinq points de la trajectoire – la trajectoire est composée de cent points – et le profil de l'outil de forme optimisée avec le respect de l'*IMF* (*c.f.* §III.5.2). Cette figure permet de remarquer que tous les profils de distances entre les axes outils en chaque point de la trajectoire et la surface sont très proches (écart maximal égal à 0,01 mm). Lors de l'étape 3 de la démarche CATS (*c.f.* §III.4.3), l'outil global répondra bien à tous les besoins fonctionnels associés à cette surface.

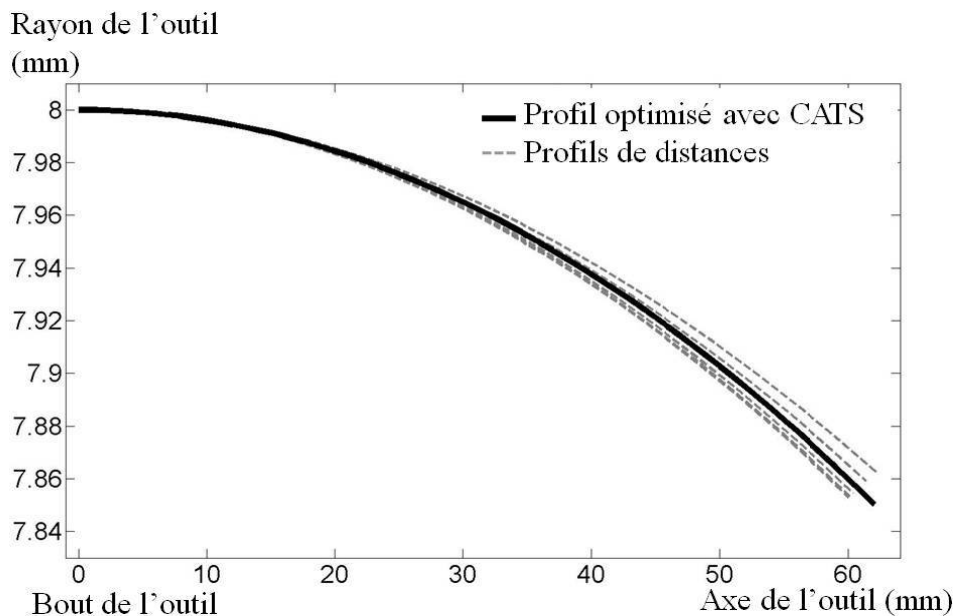


Figure IV.4 : Profils de distances associés à l'usinage de la surface#1 avec un positionnement "logiciel".

La **figure IV.5** présente le profil de l'outil de forme optimisée théorique et le profil de l'enveloppe de l'outil mesuré sur machine à commande numérique (*c.f.* §IV.1.1). L'usinage est effectué avec un outil carbure (K10) monobloc à huit dents, un angle d'hélice de 40° et un angle de coupe de 15°.

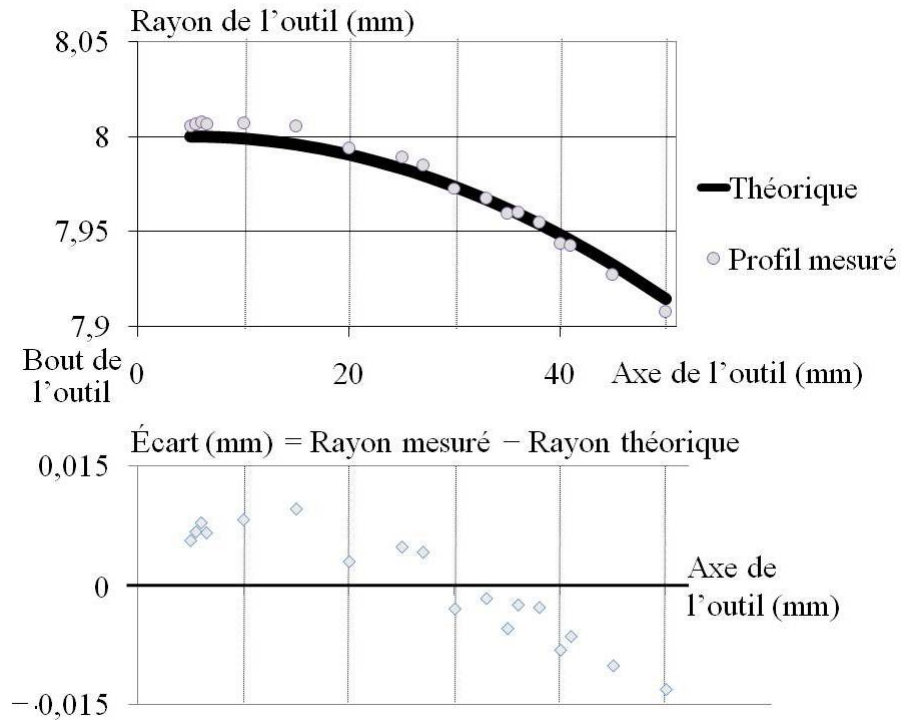


Figure IV.5 : Vérification du profil de l'outil de forme optimisée par mesure in situ.

La pièce test usinée, présentée aux **figures IV.3** et **IV.6**, comporte quatre surfaces#1 et un système de référence sur sa partie supérieure. Ce système de référence, composé d'un plan, d'un cylindre et d'un locating, est usiné sans démontage de la pièce, et sera utilisé pour la mesure sur machine à mesurer tridimensionnelle. La pièce test est en alliage d'aluminium.



Figure IV.6 : Pièce test en alliage d'aluminium, avec son outil de forme optimisée.

La **figure IV.7** présente les interférences générées sur la surface#1 respectivement :

- a) calculées pour l'outil cylindrique ;
- b) calculées pour l'outil de forme optimisée ;
- c) mesurées pour l'outil de forme optimisée.

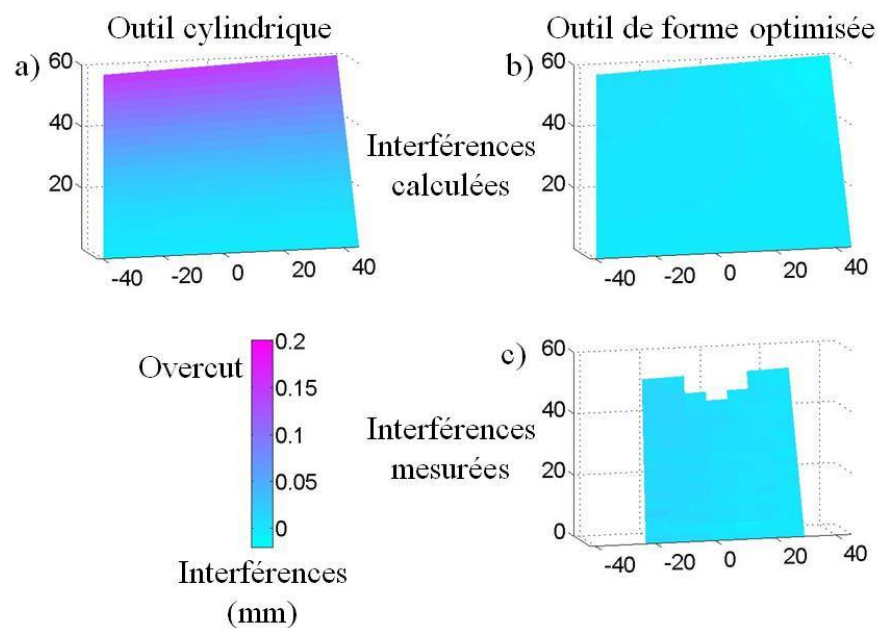


Figure IV.7 : Interférences calculées et mesurées sur la surface#1.

La partie usinée de la surface est légèrement plus petite que la surface mathématique (*c.f.* **figures IV.3** et **IV.7**). La mesure est réalisée sur machine à mesurer tridimensionnelle. Sur la portion mesurée, les valeurs d'interférences maximales sont :

- Pour l'outil cylindrique, l'overcut et l'undercut calculés valent respectivement 0,120 mm et 0 mm ;
- Pour l'outil de forme optimisée, l'overcut et l'undercut calculés valent respectivement 0,006 mm et $-0,010$ mm ; d'autre part, l'overcut et l'undercut mesurés valent respectivement 0,018 mm et $-0,006$ mm.

La mesure effectuée sur cet essai permet une validation des résultats de calcul à l'incertitude de mesure près.

Dans ce premier cas d'étude, l'utilisation de la méthode CATS permet une résolution du problème d'interférences, avec une réduction de 87 % de l'amplitude des interférences.

1.2.2 Usinage de la surface académique 1 avec un outil conique

Le but de cet exemple est de comparer l'utilisation de la méthode CATS avec des outils cylindriques et coniques. Pour ce deuxième exemple, l'usinage de la surface#1 est effectué avec un outil conique d'un demi-angle au sommet de 6° et de diamètre en bout d'outil de 10 mm. Le positionnement utilisé est une adaptation du positionnement "logiciel". Ainsi, l'outil est tangent à la surface sur la courbe guide en pied de la surface et l'axe outil est incliné de 6° dans le plan comprenant la règle et la normale au point de tangence.

L'optimisation de la forme de l'outil s'effectue sans approximation car dans le cas d'outils coniques, l'axe de l'outil n'est pas colinéaire à la règle, ce qui empêche l'utilisation d'approximations (*c.f.* §III.6). La **figure IV.8** présente les profils de l'outil conique et de l'outil de forme optimisée par la méthode CATS avec comme critère d'optimisation le respect de l'*IMF* (*c.f.* §I.4). Les profils de distances axe outil/surface ne sont pas représentés car ils sont très proches du profil de l'outil de forme optimisée.

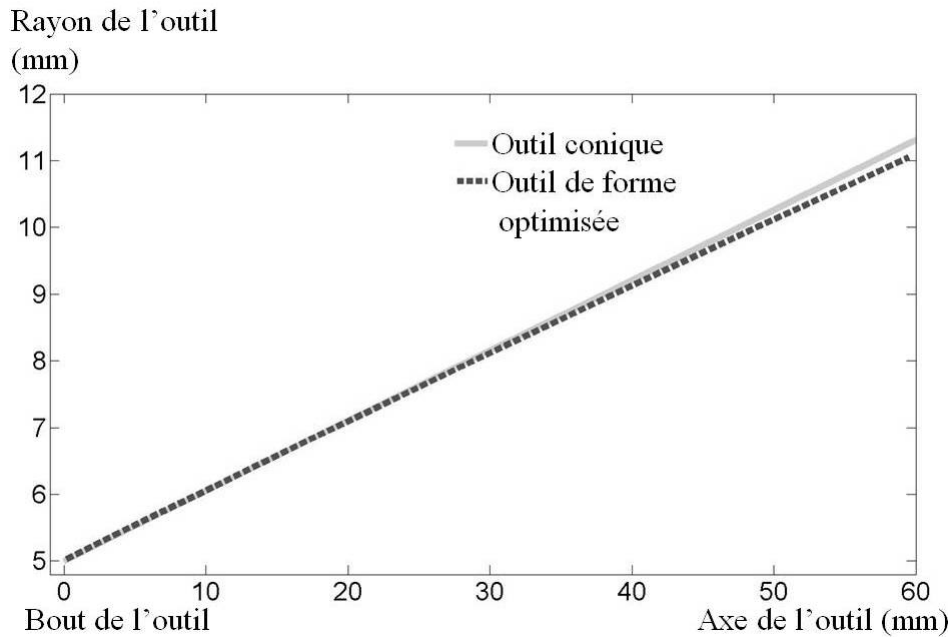


Figure IV.8 : Profils des outils conique et de forme optimisée.

La **figure IV.9** représente en chaque point de la trajectoire les interférences générées respectivement par :

- a) l'outil conique de départ ;
- b) l'outil de forme optimisée.

Cette figure permet de constater que le positionnement de l'outil conique choisi génère une interférence régulière de type overcut en haut de la surface (tout comme le positionnement "logiciel" avec un outil cylindrique). Les valeurs maximales d'interférences sont pour l'outil conique un overcut égal à 0,269 mm et un undercut égal à $-0,029$ mm, alors que l'outil de forme optimisée génère quant à lui un overcut maximal de 0,046 mm et un undercut égal à $-0,083$ mm. Ces résultats permettent de constater une réduction de 57 % de l'amplitude des interférences. La **figure IV.9** illustre bien cette réduction et montre un lissage de l'interférence avec une répartition en overcut et undercut.

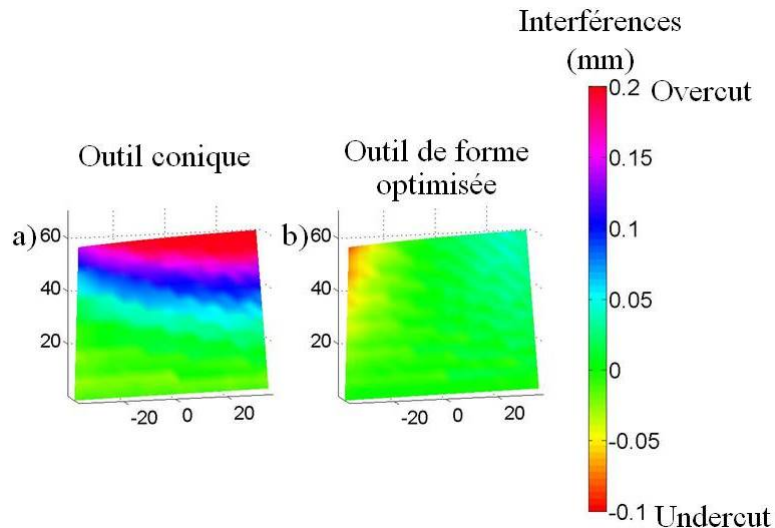


Figure IV.9 : Interférences générées sur la surface#1 par :
a) l'outil conique, b) l'outil de forme optimisée.

Ces résultats permettent de constater que l'utilisation d'outils cylindriques ou coniques est indifférente pour la méthode CATS. Donc, par la suite, les études seront menées avec des outils cylindriques mais les résultats peuvent être généralisés à l'utilisation d'outils coniques.

1.3 Étude de cas N°2 : surface académique 2

La seconde surface académique étudiée, surface#2, est une surface couramment utilisée dans la bibliographie pour tester les performances des stratégies de pose de l'outil sur des surfaces réglées non développables [LIU 95] [MEN 04] [SEN 08]. Elle est définie par l'équation I.3 et les deux courbes guides sont données aux équations IV.3 et IV.4.

$$C_0(u) = \begin{cases} 23,014 \cdot u \\ 20,429 \\ 0 \end{cases} \quad (\text{IV.3})$$

$$C_1(u) = \begin{cases} 23,014 \cdot u \\ 20,2324 \cdot u^2 \\ 33,995 \end{cases} \quad (\text{IV.4})$$

Contrairement à la surface#1, cette surface est très variable car elle possède une vrille initiale nulle (développable) et finit avec une vrille de 60°. Cette valeur extrême de vrille n'est quasiment jamais atteinte pour des surfaces utilisées dans l'industrie, elle reste couramment inférieure à 20°. Les règles de cette surface sont quant à elles assez régulières avec une évolution de 40 mm à 34 mm, comme l'indique la figure IV.10.

L'usinage de cette surface est étudié en utilisant un positionnement "logiciel" et un outil cylindrique de rayon 10 mm.

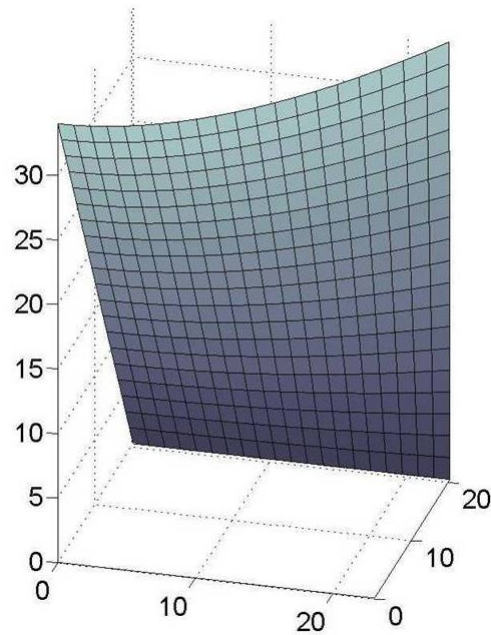


Figure IV.10 : Surface#2.

La **figure IV.11** présente cinq profils de distances associés à cet usinage – la trajectoire utilisée comprend cent points – ainsi que le profil de l'outil de forme optimisée. Donc le profil idéal en chaque point de la trajectoire varie beaucoup, entraînant une perte de performance de la méthode CATS. Ainsi, dans cette configuration, l'outil cylindrique génère un overcut maximum de 5,047 mm et un undercut de 0 mm. Cette valeur peut sembler très grande mais cela est dû à la forte vrille de la surface. L'outil de forme optimisée par CATS, avec le respect de l'*IRSG*, génère un overcut maximal égal à 2,523 mm et un undercut de $-2,523$ mm. Dans ce cas d'étude, la méthode CATS n'apporte pas de gain au niveau de l'amplitude, car l'interférence générée le long de l'axe outil est trop variable d'un point à l'autre de la trajectoire.

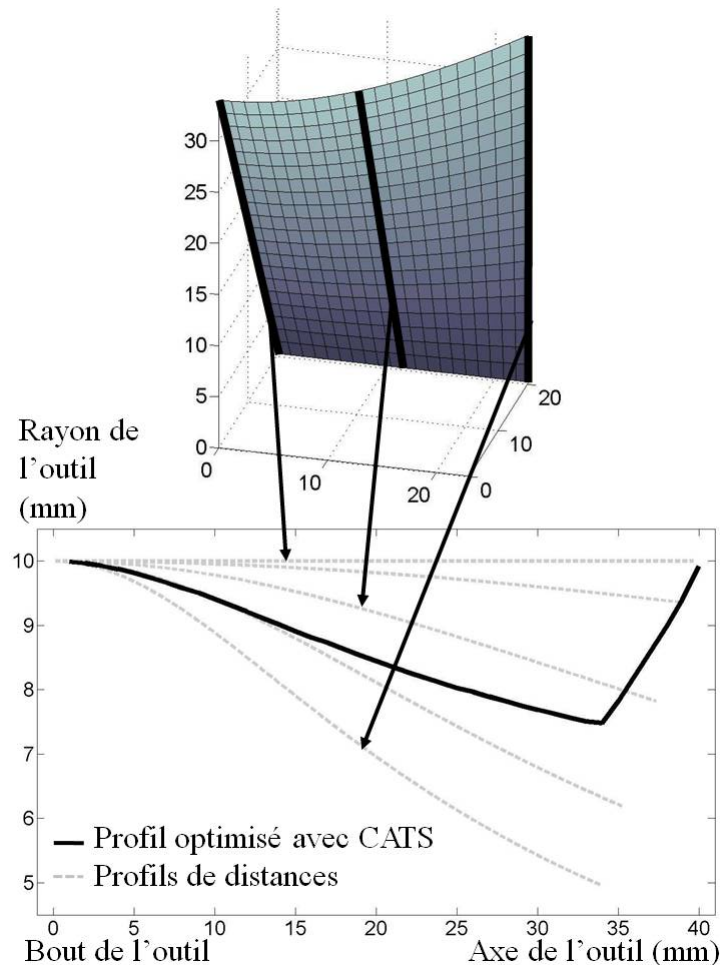


Figure IV.11 : Profils de distances associés à l'usinage de la surface#2 avec un positionnement "logiciel".

La **figure IV.12** présente l'interférence générée par :

- a) l'outil cylindrique ;
- b) l'outil de forme optimisée.

Les résultats des valeurs maximales d'interférences permettent de constater, dans ce cas, que l'utilisation de la méthode CATS répartit l'interférence en undercut et overcut tout en respectant le pied de la surface#2. Ceci n'est pas possible en utilisant des offset de la trajectoire avec l'outil cylindrique. Cette constatation est un exemple de la capacité de la méthode CATS à moduler les interférences générées tout en respectant des contraintes fonctionnelles.

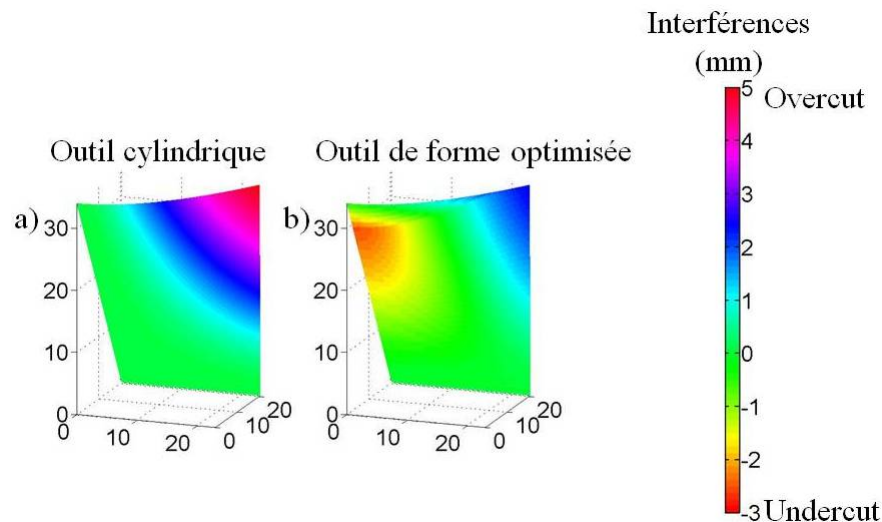


Figure IV.12 : Interférences calculées sur la surface#2 en positionnement "logiciel" par :
a) l'outil cylindrique, b) l'outil de forme optimisée.

1.4 Étude de cas N°3 : surface industrielle A

Dans les deux exemples précédents, les performances de la méthode CATS sont testées sur deux surfaces académiques, la première très régulière et la deuxième très variable. Les premières conclusions sont que la régularité de la surface influe beaucoup sur les performances de cette nouvelle méthode. Ici, la surface étudiée est une surface industrielle avec des variations moins maîtrisées et moins régulières que sur les surfaces académiques. Cette surface est l'extrados présenté au §III.6.4, elle sera notée surface#A. Les variations des règles et des vrilles sont respectivement de 22,5 mm à 59,9 mm et de 5,1° à 12,7°. L'usinage considéré utilise un outil cylindrique de rayon 8 mm avec une trajectoire calculée avec un positionnement "logiciel". La **figure IV.13** présente quelques profils de distances associés à cet usinage, ainsi que le profil optimisé par la méthode CATS avec un critère de minimisation de l'amplitude des interférences.

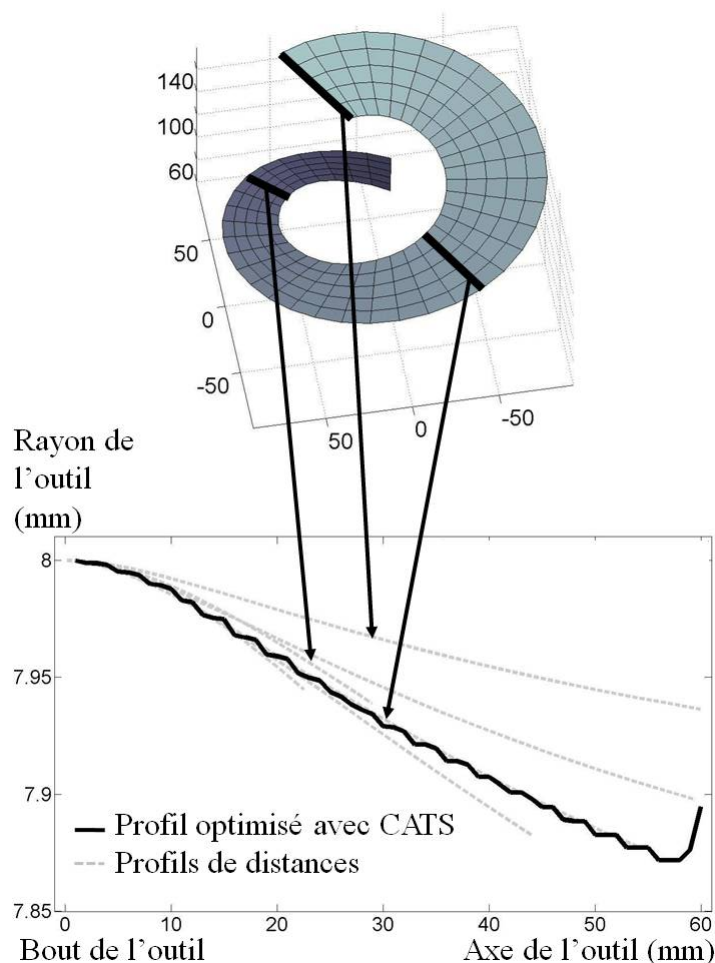


Figure IV.13 : Profils de distances associés à l'usinage de la surface#A avec un positionnement "logiciel".

Les résultats des calculs d'interférences sont présentés dans le **tableau IV.1** et aux **figures IV.14a** et **IV.14b**. Comme dans les exemples précédents, l'outil de forme optimisée (avec le critère de minimisation de l'*IRSG*) répartit l'interférence entre overcut et undercut avec un gain de l'*IRSG* de 31 % par rapport à l'outil cylindrique. D'autre part, ce profil de l'outil réduit les valeurs des deux autres indicateurs avec un gain de 72 % sur l'*IMF* et 92 % sur l'*IMS*. Il faut noter que les gains de ces indicateurs peuvent être augmentés selon le critère choisi pour optimiser la forme de l'outil.

Outils		Cylindrique	Optimisé	
Overcut maximum		0,195 mm	0,067 mm	
Undercut maximum		0 mm	- 0,067 mm	Gain en %
Indicateurs	<i>IRSG</i>	0,195 mm	0,134 mm	31
	<i>IMF</i>	1162 mm ³	322,7 mm ³	72
	<i>IMS</i>	1162 mm ³	87,2 mm ³	92

Tableau IV.1 : Interférences calculées sur la surface#A.

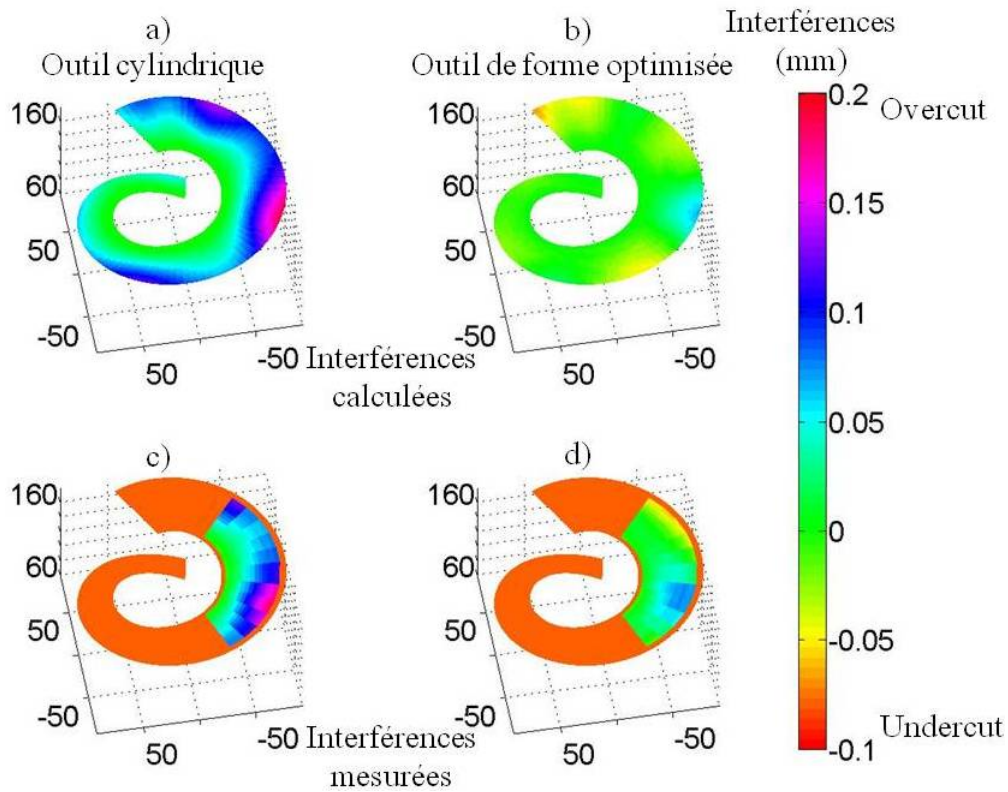


Figure IV.14 : Interférences calculées et mesurées sur la surface#A.

Afin de valider expérimentalement l'efficacité de la méthode CATS, un essai est réalisé dans un bloc de résine en usinant une surface#A avec un outil cylindrique et un outil de forme optimisée. Les deux outils utilisent la même trajectoire. Cette pièce test ainsi que les outils employés sont présentés à la **figure IV.15**. Le profil de l'outil utilisé est défini à la **figure IV.5**, il n'est pas l'optimum calculé pour réduire l'amplitude des interférences, mais un profil favorisant l'*IMF* avec l'hypothèse des outils tonneaux (*c.f.* §III.6.3).

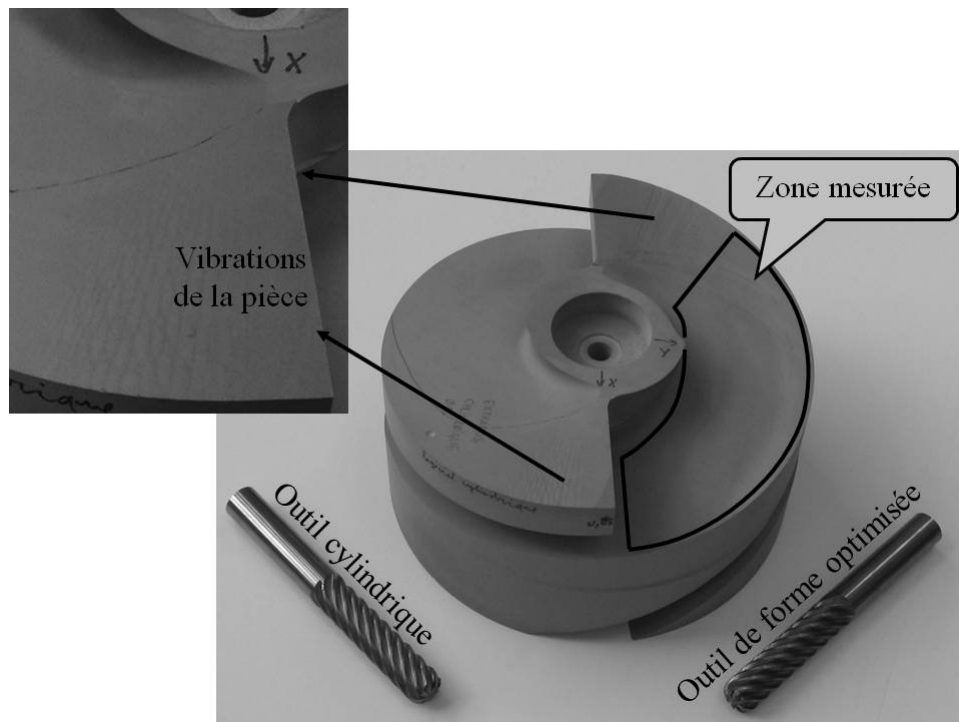


Figure IV.15 : Pièce d'essai réalisée dans de la résine avec un outil cylindrique et un outil de forme optimisée.

Pour cet usinage, les mesures de surfaces sont réalisées in situ avec l'utilisation d'un palpeur 3D directement sur la machine à commande numérique. Les points de la mesure sont pris sur une portion restreinte de la surface usinée, située sur la partie où l'interférence calculée est la plus importante. La **figure IV.15** illustre la zone de la surface mesurée. La mesure est réduite à cette zone, car dans sa partie basse la surface est recouverte par la deuxième pale et à son extrémité la pièce a vibré, entraînant un mauvais état de surface gênant pour la mesure.

Les résultats obtenus sont présentés sur les **figures IV.14c** et **IV.14d**. La valeur maximale mesurée de l'overcut généré par l'outil cylindrique est de 0,193 mm et de $-0,003$ mm pour l'undercut, d'où un *IRSG* égal à 0,196 mm, ce qui est très proche de l'indicateur calculé. Les valeurs des deux autres indicateurs ne peuvent pas être comparées directement avec celles calculées, car les mesures sont effectuées sur seulement une portion de la surface. Pour l'outil cylindrique, les valeurs mesurées de l'*IMF* et de l'*IMS* sont respectivement égales à $426,2 \text{ mm}^3$ et à $425,8 \text{ mm}^3$. L'outil de profil défini à la **figure IV.5** génère un overcut mesuré de 0,076 mm et un undercut de $-0,067$ mm, d'où une valeur de l'*IRSG* de 0,143 mm, soit un gain mesuré de 27 %. Pour cet outil, l'*IMF* est égal à $172,1 \text{ mm}^3$ et l'*IMS* est de $142,8 \text{ mm}^3$, soit un gain respectif de 60 % et 66 % par rapport à l'outil cylindrique.

1.5 Règles de prédiction des performances de CATS

Les exemples précédents permettent de constater que selon le couple surface/positionnement utilisé, les performances de la méthode CATS évoluent. *e.g.* le gain en amplitude d'interférences apporté par CATS peut varier de 0 à 87 % selon la régularité des profils de distances axe outil/surface le long de la trajectoire. En effet, lorsque l'ensemble des profils de distances sont très rapprochés, l'outil global pour usiner toute la surface peut facilement être proche de ces profils de distances et ainsi réduire significativement l'interférence.

La régularité des profils de distances est donnée par deux paramètres :

- L'évolution du positionnement de l'outil par rapport à la surface en chaque point de la trajectoire ;
- La régularité de la surface (*c.f.* §IV.2.1).

Considérons l'usinage d'une surface régulière telle que la surface#1, avec un positionnement qui fait évoluer tout au long de la trajectoire l'angle d'inclinaison de l'axe outil par rapport aux règles. Ainsi, en utilisant ce positionnement, les profils de distances entre l'axe de l'outil et la surface varient tout au long de la trajectoire, bien que la surface soit régulière. Donc, le gain apporté par CATS sur cet usinage est réduit par rapport à l'usinage de la même surface avec un positionnement régulier tel que le positionnement "logiciel".

L'hypothèse d'avoir un positionnement évolutif peut paraître peu probable, car un positionnement performant cherche à réduire l'interférence générée et donc à obtenir un profil de distances le plus proche possible de la forme de l'outil standard (cylindrique ou conique). Mais dans le cas de passage entre deux carreaux, ce type de positionnement évolutif peut être mis en place pour ne pas laisser de marques d'usinage, comme l'illustre la **figure IV.16**.

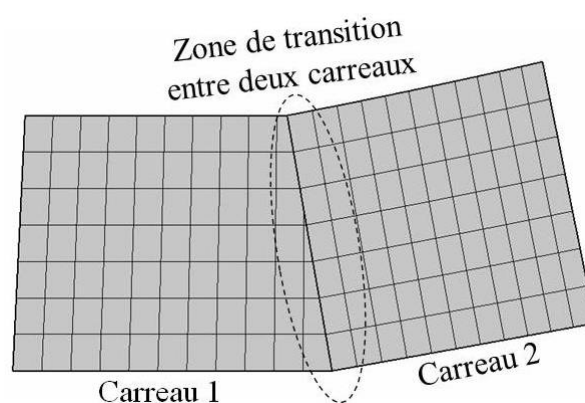


Figure IV.16 : Surface composée de deux carreaux.

Donc, l'efficacité de la méthode CATS est conditionnée par la régularité de la surface et par le positionnement utilisé. Par la suite, l'influence de la régularité de la surface sur les gains apportés par CATS est étudiée et quantifiée.

2 Influence de la régularité de la surface

Les exemples précédents permettent de mettre en évidence l'influence de la régularité de la surface sur le gain de la méthode CATS. Ainsi, une étude détaillée est menée en se basant sur un plan d'expériences comportant neuf surfaces académiques représentatives de la diversité des surfaces présentes dans l'industrie.

2.1 Quantification de la régularité de la surface

Tout d'abord, pour quantifier la régularité d'une surface, il est nécessaire de définir des paramètres numériques. La régularité d'une surface réglée non développable dépend d'une part de la variation de la vrille de ses règles et d'autre part de la variation de leurs longueurs. Ainsi, deux paramètres sont proposés pour quantifier ces variations :

- Le premier, nommé Δh , quantifie la variation de la longueur des règles. Il est donné par l'équation IV.5.

$$\Delta h = \frac{\max[h(u)] - \min[h(u)]}{\bar{h}} \quad \forall u \in [0,1] \quad \text{avec } \bar{h} = \int_0^1 h(u) \cdot du \quad (\text{IV.5})$$

- Le second, nommé $\Delta \alpha$, quantifie la variation de la vrille de la surface, il est donné par l'équation IV.6.

$$\Delta \alpha = \frac{\max[\alpha(u)] - \min[\alpha(u)]}{\bar{\alpha}} \quad \forall u \in [0,1] \quad \text{avec } \bar{\alpha} = \int_0^1 \alpha(u) \cdot du \quad (\text{IV.6})$$

Ces deux paramètres permettent de définir la régularité d'une surface. Le **tableau IV.2** présente les valeurs des paramètres Δh et $\Delta \alpha$ pour trois surfaces.

	Δh	$\Delta \alpha$
Plan	0	0
Surface#1	0,04	0,03
Surface#2	0,15	1,68

Tableau IV.2 : Exemples de valeurs des indicateurs de la régularité de surface.

2.2 Description du plan d'expériences

2.2.1 Surfaces représentatives étudiées

Un plan d'expériences sur neuf surfaces est bâti dans le but de définir l'influence des paramètres de régularité d'une surface, Δh et $\Delta\alpha$, sur les performances de CATS. La **figure IV.17** représente l'ensemble de ces neuf surfaces ainsi que leurs positions dans le plan ($\Delta\alpha$, Δh). Sur cette figure est ajoutée la position de deux pièces industrielles représentant la famille des rouets et des inducteurs (*c.f.* §I.1.2), les ventilateurs ne peuvent pas être classés à l'aide de ces paramètres car leurs surfaces ne sont pas réglées. La **figure IV.17** illustre les propos du §I.1.2, et permet de vérifier que les pièces de type rouet ont une variation de vrille très importante ($\Delta\alpha$ voisin de 2) et des règles assez régulières. Les inducteurs quant à eux ont une vrille plus constante ($\Delta\alpha$ voisin de 1) et une forte variation de longueur de vrilles.

Les neuf surfaces du plan d'expériences sont sélectionnées car elles bornent le domaine de la plupart des surfaces industrielles et elles sont choisies pour réaliser, le mieux possible, un quadrillage dans le plan (Δh , $\Delta\alpha$), *c.f.* **figure IV.17**.

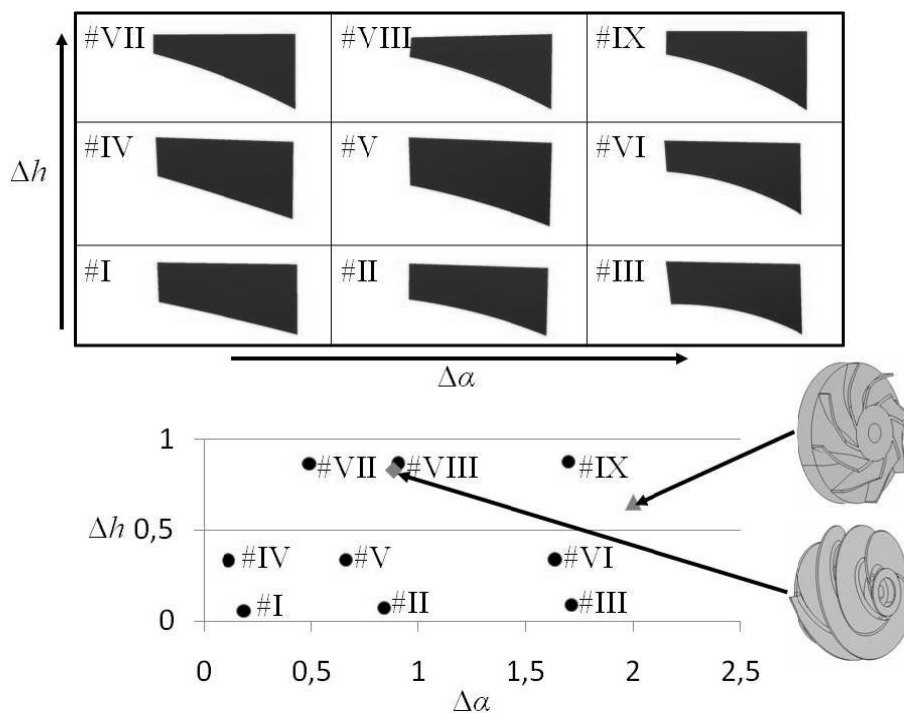


Figure IV.17 : Classification des neuf surfaces en fonction de leur régularité.

L'usinage de ces neuf surfaces avec un outil cylindrique de rayon 8 mm et un positionnement "logiciel" est étudié. Le **tableau IV.3** donne les valeurs de Δh et $\Delta\alpha$ pour l'ensemble des surfaces et les performances de l'outil de forme optimisée par la méthode CATS par rapport à l'outil cylindrique.

Surfaces	Δh	Δh_{cr}	$\Delta\alpha$	$\Delta\alpha_{cr}$	Outil cylindrique		Outil de forme optimisée	
					$Ampl$ (mm)	Vol (mm ³)	<i>IRSG</i>	<i>IMF</i>
							G_{ampl} (%)	G_{vol} (%)
#I	0,057	- 1,11	0,185	- 1,23	0,41	663	62,1	88,6
#II	0,072	- 1,07	0,842	- 0,13	0,67	677	14,0	55,8
#III	0,089	- 1,02	1,715	1,34	1,09	764	0,2	24,2
#IV	0,334	- 0,28	0,114	- 1,35	0,28	395	42,9	80,2
#V	0,337	- 0,27	0,660	- 0,43	0,43	432	66,5	85,8
#VI	0,340	- 0,26	1,639	1,21	0,81	539	42,3	57,2
#VII	0,865	1,32	0,489	- 0,72	0,25	225	76,9	88,2
#VIII	0,869	1,33	0,908	- 0,02	0,35	260	89,7	95,3
#IX	0,877	1,36	1,703	1,32	0,60	352	77,7	84,0

Tableau IV.3 : Résultats du plan d'expériences visant à quantifier l'efficacité de CATS.

Dans ce tableau, il est noté :

- Δh_{cr} : la valeur centrée réduite de Δh est donnée par l'équation IV.7.

$$\Delta h_{cr} = \frac{\Delta h - \mu}{\sigma} \quad (IV.7)$$

Avec :

μ : la moyenne des Δh pour les neuf surfaces.

σ : l'écart type des Δh pour les neuf surfaces.

- $\Delta\alpha_{cr}$: la valeur centrée réduite de $\Delta\alpha$.
- $Ampl$: la valeur de l'*IRSG* (c.f. §I.4) en millimètres. La valeur de l'amplitude des interférences est donnée ici pour l'usinage avec l'outil cylindrique en positionnement "logiciel".
- Vol : la valeur de l'*IMF* en mm³. Ce volume d'interférences est donné pour l'usinage utilisant l'outil cylindrique.
- G_{ampl} : le gain, en %, de l'amplitude des interférences générées par l'outil de forme optimisée par rapport à l'outil cylindrique, calculé avec l'équation IV.8. Le critère utilisé pour optimiser la forme de l'outil avec la méthode CATS est la minimisation de l'*IRSG*.

$$G_{ampl} = 100 \cdot \frac{Ampl - Ampl_{outil_optimisé}}{Ampl} \quad (IV.8)$$

Avec $Ampl_{outil_optimisé}$ la valeur de l'*IRSG* de la surface usinée par l'outil de forme optimisée.

- G_{vol} : le gain, en %, de l'*IMF* généré par l'outil de forme optimisée par rapport à l'outil cylindrique, évalué à l'aide de l'équation **IV.9**. Le critère utilisé pour optimiser la forme de l'outil est la minimisation de l'*IMF*.

$$G_{vol} = 100 \cdot \frac{Vol - Vol_{outil_optimisé}}{Vol} \quad (IV.9)$$

Avec $Vol_{outil_optimisé}$ la valeur de l'*IMF* de la surface usinée par l'outil de forme optimisée.

Le **tableau IV.3** donne des informations sur trois profils d'outils :

- L'outil cylindrique de diamètre 8 mm ;
- L'outil de forme optimisée avec le critère de minimisation de l'*IRSG* ;
- L'outil de forme optimisée avec le critère de minimisation de l'*IMF*.

Les résultats affichés au **tableau IV.3** permettent de vérifier que la régularité de la surface influe grandement sur l'efficacité de la méthode CATS. À la simple lecture de ces résultats, il est difficile de conclure quant à l'influence précise des paramètres Δh et $\Delta \alpha$ sur le bénéfice de la méthode CATS. Afin d'évaluer cette influence, il est nécessaire de procéder à une modélisation mathématique du problème.

2.2.2 Modélisation mathématique du problème

Le but de cette étude est de quantifier l'influence des paramètres Δh et $\Delta \alpha$ sur le gain apporté par la méthode CATS et d'en déduire un modèle prédictif des performances de cette méthode en fonction de la régularité d'une surface.

Le modèle mathématique présenté à l'équation **IV.10** est de forme linéaire en fonction des deux paramètres avec un terme croisé (interactions). Les valeurs de Δh et $\Delta \alpha$ utilisées sont centrées réduites pour comparer l'influence de chacun de ces deux paramètres.

$$Gain = a + b \cdot \Delta h_{cr} + c \cdot \Delta \alpha_{cr} + d \cdot \Delta h_{cr} \cdot \Delta \alpha_{cr} \quad (IV.10)$$

Ainsi, ce modèle est associé, grâce à un critère des moindres carrés, aux gains en amplitude d'interférences et en volume d'interférences générés par l'utilisation de profils d'outils de forme optimisée avec la méthode CATS. Le **tableau IV.4** donne les valeurs des constantes mathématiques du modèle de l'équation **IV.10**, pour les deux outils optimisés.

	Outils de forme optimisée	
	<i>IRSG</i>	<i>IMF</i>
	G_{ampl} (%)	G_{vol} (%)
<i>a</i>	51,37	72,14
<i>b</i>	22,70	13,50
<i>c</i>	- 8,90	- 12,87
<i>d</i>	8,88	8,82

Tableau IV.4 : Valeurs des constantes de la modélisation du plan d'expériences.

2.2.3 Analyse des résultats

Dans cette partie, les valeurs du **tableau IV.4** sont étudiées dans le but de définir précisément l'influence de Δh et $\Delta \alpha$ sur l'efficacité de la méthode CATS.

De par la modélisation utilisée à l'**équation IV.10**, la valeur du paramètre *a* donne le gain en moyenne sur les neuf surfaces. L'utilisation de l'optimisation avec le critère de minimisation de l'*IRSG* amène donc un gain en moyenne de 51 % sur les surfaces du plan d'expériences. La réduction moyenne de volume d'interférences apportée est encore plus importante avec 72 %. Ces deux valeurs montrent que cette méthode est intéressante pour réduire l'amplitude des interférences mais surtout pour diminuer le volume d'interférences et ainsi mieux respecter l'*IMF*.

Sur ce modèle, le signe des paramètres *b* et *c* est une information intéressante. En effet, si le signe est négatif, comme cela est le cas des constantes *c* associées à $\Delta \alpha_{cr}$, cela signifie que quand $\Delta \alpha_{cr}$ augmente (et donc que la surface devient moins régulière), le gain apporté diminue. En conséquent, plus la vrille d'une surface évolue, moins cette méthode est performante, ce qui correspond au constat fait sur les exemples introductifs du §IV.1. A contrario, le signe de la constante *b* étant positif, alors plus une surface aura une valeur de Δh importante, meilleur sera le gain. Ceci peut paraître paradoxal, il indique que plus une surface a des longueurs de règles qui varient, plus la méthode CATS est efficace. Cette constatation peut s'expliquer simplement dans le cas du gain en amplitude d'interférences. En effet, pour une surface, le fait d'avoir une valeur de Δh importante signifie qu'elle a des règles très courtes et très longues. De plus, pour un posage d'outil, en chaque point de la surface, l'interférence maximale générée est située au même endroit sur les règles (*e.g.* l'extrémité avec un positionnement "logiciel"). Cette affirmation n'est plus forcément vraie pour les posages globaux sur la surface, car ils répondent à d'autres contraintes que la minimisation d'interférences (fluidité de trajet, raccordement entre carreaux...).

Donc, pour l'usinage d'une surface avec un Δh important, et en se basant sur ces deux constats, le point où l'interférence est maximale varie le long de l'axe outil, ce qui permet à la

méthode CATS de mieux optimiser la forme de l'outil pour minimiser l'interférence. Alors que dans les cas où Δh est petit, cela induit que les points d'interférences maximales de chaque règle se retrouvent dans une zone restreinte sur l'axe outil limitant l'optimisation.

La valeur du paramètre d définit quant à lui l'influence de l'interaction, *i.e.* l'influence de la variation simultanée de Δh et $\Delta\alpha$. Ici, son influence est du même ordre de grandeur que les constantes fonction de Δh et $\Delta\alpha$.

Cette étude permet donc de définir les deux modèles de prédiction des gains de la méthode CATS en fonction de la régularité de la surface pour un positionnement "logiciel". L'équation IV.11 donne le gain, en %, sur l'amplitude des interférences générées par la méthode CATS – avec comme critère de minimiser l'IRSG (*c.f.* §I.4) – en fonction des paramètres Δh et $\Delta\alpha$ (non centrés réduits).

$$G_{ampl} = 53,39 + 27,28 \cdot \Delta h + 34,01 \cdot \Delta\alpha + 44,80 \cdot \Delta h \cdot \Delta\alpha \quad (\text{IV.11})$$

De la même façon, l'équation IV.12 donne le gain, en %, apporté par la méthode CATS – avec comme critère de minimiser l'IMF – sur la valeur de l'IMF (*c.f.* §I.4), en fonction de Δh et $\Delta\alpha$.

$$G_{vol} = 91,95 - 0,13 \cdot \Delta h - 40,51 \cdot \Delta\alpha + 44,47 \cdot \Delta h \cdot \Delta\alpha \quad (\text{IV.12})$$

2.2.4 Validité des modèles : surfaces industrielles

La partie précédente met en place deux modèles pour prédire le gain apporté par la méthode CATS en fonction des paramètres Δh et $\Delta\alpha$, définissant la régularité d'une surface. Par la suite, ces deux modèles sont utilisés pour prédire le gain pour deux usinages et ainsi comparer les bénéfices donnés par ces modèles avec le gain réel.

Le premier usinage considéré est celui de la surface#A (surface industrielle présentée au §III.6.4) avec un positionnement "logiciel". Cette surface présente des règles variant de 22,5 mm à 59,9 mm et une vrille qui varie de 5,1° à 12,7°. Ainsi, cette surface a des valeurs de paramètres Δh égal à 0,83 et $\Delta\alpha$ égal à 0,89. Les gains calculés en utilisant la méthode CATS sont de G_{ampl} égal à 31 % et G_{vol} égal à 76 % et les gains prédits par les modèles (équations IV.11 et IV.18) sont respectivement de G_{ampl} égal à 79 % et G_{vol} égal à 89 %, ces valeurs sont synthétisées sur la figure IV.18. Le second usinage étudié est celui d'une surface industrielle de type rouet, notée surface#B dont les règles varient de 12 mm à 23,6 mm et la vrille de 0° à 16,5°. Cette surface a pour paramètres Δh égal à 0,65 et $\Delta\alpha$ égal à 2,00. Les gains apportés par la méthode CATS et prédits par les modèles sont présentés à la figure IV.18.

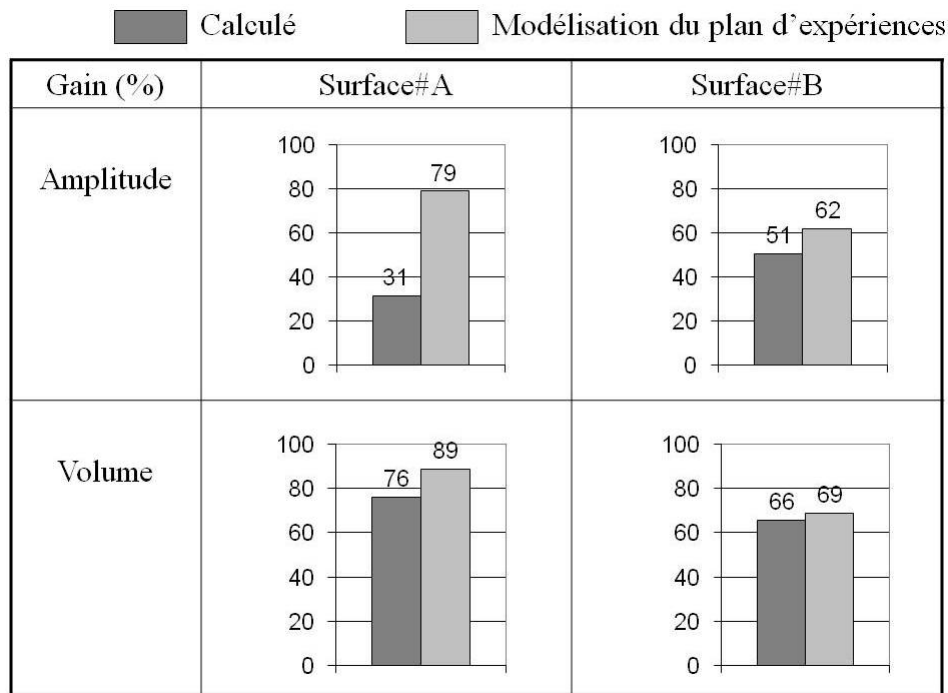


Figure IV.18 : Gains apportés par la méthode CATS, calculés et prédits par les modèles du §IV.2.2.3.

Ces exemples permettent de constater que le modèle donne une bonne estimation des gains sur l'*IMF*. La prédiction de l'*IRSG* est moins performante notamment sur l'exemple de la surface#A. De plus, la surface#A a des valeurs de Δh et $\Delta \alpha$ proches de la surface#VIII du plan d'expériences (*c.f.* **figure IV.17**), alors que les gains apportés en amplitude d'interférences ne sont pas identiques : surface#VIII G_{ampl} égal à 89,7 % et surface#A G_{ampl} égal à 31 %. Cette constatation montre les limites des paramètres Δh et $\Delta \alpha$ pour prédire les gains de la méthode CATS sur l'*IRSG*. Cela peut s'expliquer car contrairement au volume d'interférences, l'amplitude des interférences est un phénomène très localisé, qui dépend fortement des positions des interférences maximales sur l'axe de l'outil, ce qui n'est pas pris en compte par les paramètres de régularité de la surface mis en place.

3 Influence du positionnement de l'outil par rapport à la surface

Le § IV.2 étudie l'influence de la régularité de la surface sur le gain apporté par la méthode CATS pour le positionnement "logiciel". Dans ce paragraphe, différents positionnements sont testés afin de déduire des règles générales sur la prédiction de l'influence du positionnement sur les performances de la méthode CATS.

Les exemples précédents utilisent le positionnement "logiciel". Ce positionnement est simple et possède la propriété de générer une interférence régulière le long de l'axe outil. Les

paragraphe précédents ont montré que la méthode CATS est plus performante pour certaines applications où l'interférence générée le long de l'axe outil est régulière, d'où le choix du positionnement "logiciel" pour étudier la régularité de la surface. Dans ce paragraphe, deux autres positionnements sont testés. Le premier, le positionnement DPO, possède la propriété, tout comme le positionnement "logiciel", de générer un profil d'interférences régulier le long d'une règle (*c.f.* §III.1.1.4). Le second utilisé, le positionnement Géo5XF, est une méthode qui place globalement la trajectoire de l'outil sur la surface à usiner (*c.f.* §III.1.1.5) avec des contraintes de lissage de trajectoires en plus des contraintes de réduction d'interférences. Ainsi, le profil d'interférences généré le long de l'axe outil peut être moins régulier tout au long de la trajectoire. Pour finir, la méthode CATS est utilisée pour optimiser la forme d'un outil dont la trajectoire est calculée avec un algorithme de posage en bout en multi-passes sur une surface non réglée. Ce dernier exemple permet ainsi d'obtenir un profil irrégulier d'interférences le long de l'axe outil.

3.1 Positionnement DPO

L'usinage considéré est celui de la surface#2 du §IV.1.3 avec un outil cylindrique de rayon 10 mm en positionnement DPO (avec une trajectoire de trente points). La **figure IV.19** présente trois profils de distances ainsi que le profil de l'outil de forme optimisée avec la méthode CATS et le critère de minimisation de l'*IRSG*. Les profils illustrent la régularité de l'interférence générée par le positionnement DPO (overcut au centre des règles et undercut aux extrémités des règles). La variation des profils de distances est liée aux évolutions de la géométrie de la surface#2, notamment au niveau de la variation de sa vrille avec une valeur de l'indicateur $\Delta\alpha$ égal à 1,68 et de Δh égal à 0,15. Donc, cet usinage présente des profils de distances réguliers en forme, mais variables en amplitude, ce qui est la même constatation que sur la **figure IV.11**.

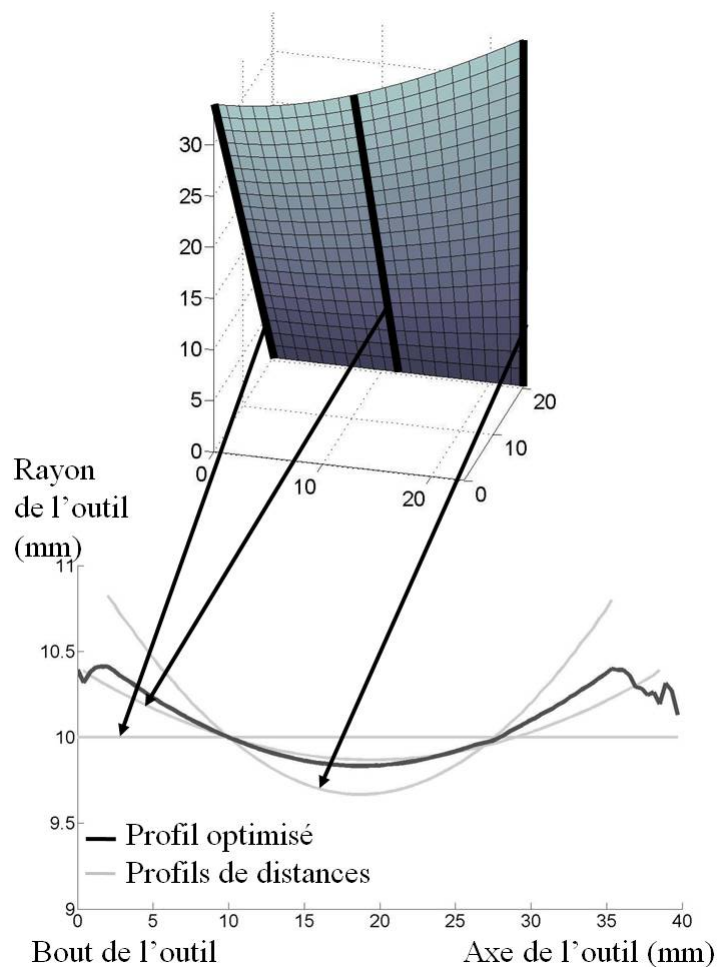


Figure IV.19 : Profils de distances associés à l'usinage de la surface#2 avec un positionnement DPO.

Liu, dans son article [LIU 95], étudie l'usinage de cette surface et calcule une valeur maximale d'overcut égale à 0,321 mm et d'undercut égale à -0,819 mm. L'utilisation de la méthode de calcul présentée §III.4.4 donne comme valeurs maximales d'interférences pour cet usinage, un overcut égal à 0,333 mm et un undercut égal à -0,807 mm. Ce faible écart est dû aux hypothèses de calculs utilisées par Liu et aux pas de discrétisation numérique de la surface utilisés pour le calcul des profils de distances. L'utilisation du profil outil présenté à la **figure IV.19** permet de réduire les valeurs maximales de l'interférence à 0,412 mm pour l'overcut et -0,404 mm pour l'undercut. Dans ce cas d'étude, l'amplitude des interférences est réduite d'environ 30 % et répartie entre overcut et undercut. La **figure IV.20** illustre le lissage de l'interférence tout le long de la trajectoire avec la répartition en interférences positives et négatives.

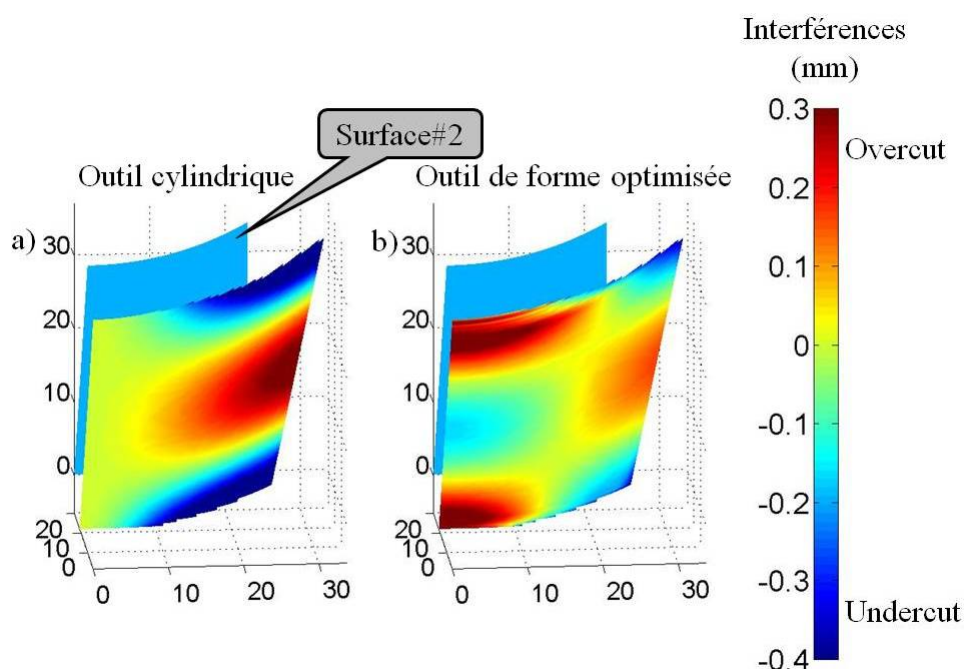


Figure IV.20 : Interférences calculées sur la surface#2 en positionnement DPO par :
 a) l'outil cylindrique de rayon 10 mm, b) l'outil de forme optimisée.

Dans ce cas, la méthode CATS apporte un gain intéressant, contrairement au §IV.1.3 qui étudie l'usinage de la même surface mais avec un autre positionnement. Cela permet de constater l'influence du positionnement utilisé sur le gain apporté par la méthode CATS. En effet, elle est efficace dans le cas du positionnement DPO car les valeurs maximales d'overcut et d'undercut générées par la trajectoire ne se trouvent pas à la même position sur l'axe outil, contrairement au positionnement "logiciel", cela permet donc une meilleure correction des interférences grâce à CATS.

3.2 Positionnement Géo5XF

L'exemple précédent montre que la méthode CATS reste intéressante pour des positionnements évolués dont les profils d'interférences restent réguliers le long de l'axe outil. Par la suite, l'utilisation de CATS avec le positionnement Géo5XF est présentée pour étudier son intérêt avec un posage générant une interférence moins régulière. La surface considérée est une surface académique notée surface#3 et représentée à la **figure IV.21**. Cette surface est définie par Menzel [MEN 04], surface notée "two flipped". Cette surface est régulière avec un indicateur $\Delta\alpha$ égal à 0,14 et Δh égal à 0,1 (longueur des règles autour de 47 mm), mais avec des valeurs de vrilles importantes de l'ordre de 26°.

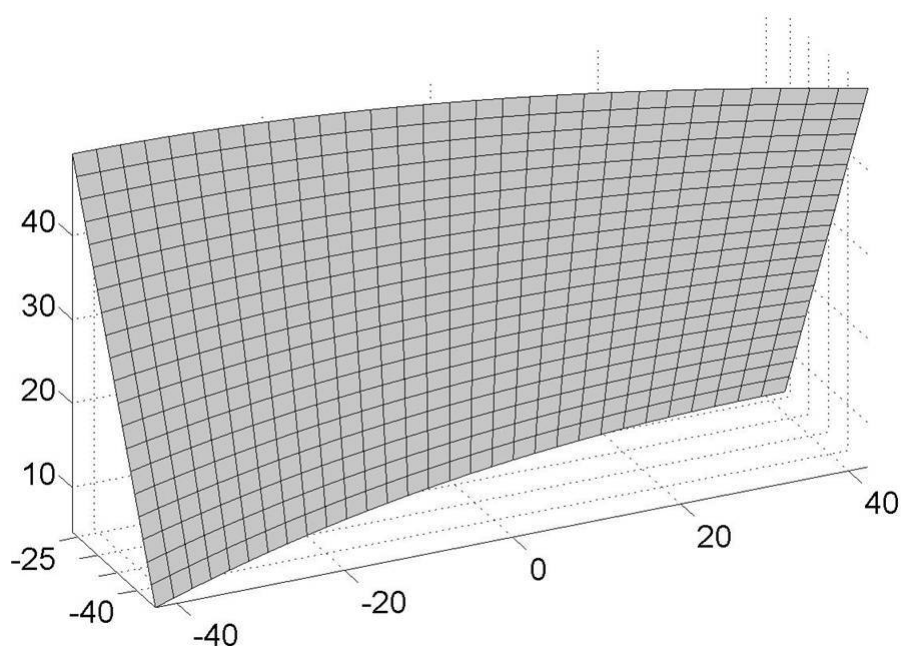


Figure IV.21 : Surface#3, "two flipped".

L'usinage de la surface#3 avec un outil cylindrique de rayon 10 mm et un positionnement Géo5XF est étudié. Pour cet usinage, Péchard [PEC 09a] calcule des valeurs maximales d'interférences égales à 0,016 mm pour l'overcut et $-0,0086$ mm pour l'undercut. L'utilisation de la méthode de calcul présentée au §III.4.4 donne comme valeurs maximales d'interférences égales à 0,015 mm pour l'overcut et à $-0,009$ mm pour l'undercut. L'utilisation de la méthode CATS, avec le critère de minimisation de l'amplitude des interférences, donne des valeurs maximales d'interférences de 0,01 mm pour l'overcut et de $-0,01$ mm pour l'undercut. Il est intéressant de noter que ce profil d'outil permet une réduction, par rapport à l'outil cylindrique, de 32 % de l'IMF et de 37 % de l'IMS. Le gain en amplitude est donc égal à 15 % mais cela correspond à une variation de seulement 4 μm sur l'amplitude des interférences et donc un écart entre le profil cylindrique et optimisé de 4 μm . Cette valeur est trop faible pour envisager la fabrication de cet outil. Dans ce cas d'étude, l'amplitude des interférences est suffisamment faible pour que la méthode CATS soit en absolu peu intéressante bien qu'elle apporte de bons résultats en relatif, car le posage utilisé ici est déjà très performant. La **figure IV.22** présente les interférences calculées pour :

- a) l'outil cylindrique ;
- b) l'outil de forme optimisée.

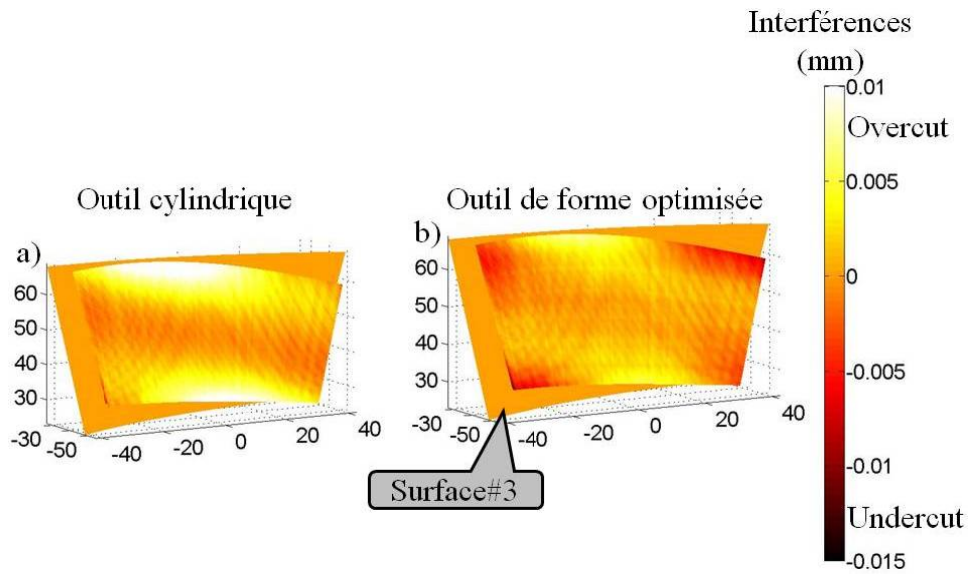


Figure IV.22 : Interférences calculées sur la surface#3 en positionnement Géo5XF par : a) l'outil cylindrique, b) l'outil de forme optimisée

3.3 Stratégie multi-passes : surface non réglée

La **figure IV.23** présente l'extrados d'un Disque Aubagé Monobloc (c.f. §I.1.2.3), nommé surface#C. Contrairement aux surfaces étudiées précédemment, elle n'est pas réglée. De par sa forme et la faible distance entre pales de cette pièce, il n'est pas envisageable de réaliser l'usinage en une seule passe. En conséquent, un usinage en six passes est étudié.

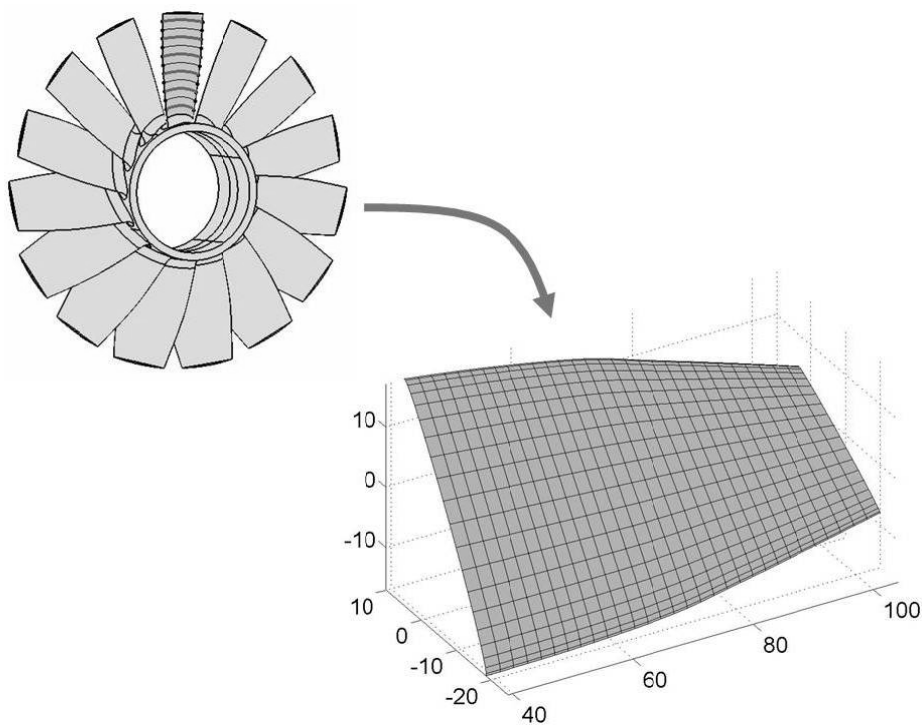


Figure IV.23 : Surface#C, Disque Aubagé Monobloc.

La **figure IV.24** présente la surface considérée ainsi que le découpage en six passes d'égale largeur de 10 mm excepté pour la passe P1, avec un l'outil cylindrique de rayon 5 mm utilisé pour le calcul de la trajectoire. La trajectoire pour chacune des passes est calculée en utilisant un module de suivi de courbe d'un logiciel de FAO, en spécifiant de suivre la courbe centrale de la passe – courbes en traits pleins noirs – et l'axe de l'outil est orienté selon la tangente à l'iso-paramétrique – courbe en pointillés noirs – au point de contact outil/courbe suivie.

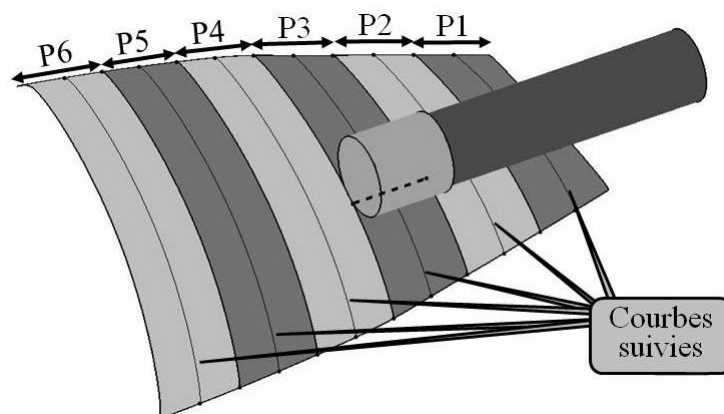


Figure IV.24 : Usinage en six passes de la surface#C.

Par la suite, cette trajectoire composée de six passes est utilisée avec la méthode CATS pour optimiser le profil de l'outil. La **figure IV.25** présente les trois profils ainsi obtenus en fonction du critère d'optimisation choisi (*c.f.* §III.5). Cette figure représente aussi en arrière plan les différents profils de distances, permettant de constater que tous ces profils atteignent la valeur de 5 mm au milieu de l'outil qui correspond au point de tangence entre l'outil utilisé pour le calcul et les courbes suivies. La diversité des formes des profils entraîne des profils d'outils optimaux cylindriques (à quelques microns près) pour le respect de l'*IMF* et de l'*IRSG*. L'outil de forme optimisée avec le respect de l'*IMS* est un outil en forme de tonneau avec un rayon de tonneau d'environ 160 mm. Ce dernier profil montre l'un des avantages de la méthode CATS (*c.f.* §III.3.4), *i.e.* l'optimisation du rayon de l'outil tonneau pour un nombre de passes donné, l'usinage effectué est donc à mi-chemin entre l'usinage en bout et l'usinage par le flanc.

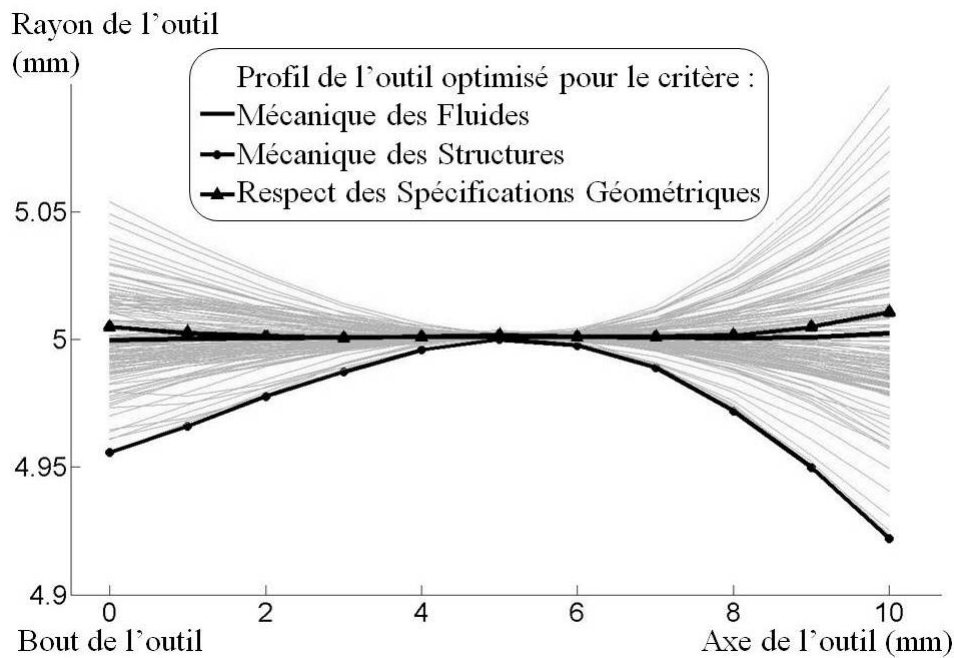


Figure IV.25 : Profils de distances et de l'outil de forme optimisée pour l'usinage de la surface#C en six passes.

Les profils des outils, définis sur la **figure IV.25**, engendrent deux morphologies d'interférences, représentées à la **figure IV.26** :

- Une morphologie générée par les outils cylindriques ou proches de l'être (*c.f.* **figures IV.26a**, **IV.26b** et **IV.26c**) avec des zones d'overcut et d'undercut. Donc, dans certaines zones de la surface, il apparaît des "crêtes" tout comme un usinage en bout de l'outil ; et dans d'autres, il apparaît des creux ou des marches dus aux overcut.
- Une autre morphologie générée par l'usinage avec un outil tonneau, laissant des crêtes sur la surface tout comme un usinage en bout. L'avantage est que pour obtenir une hauteur de crête équivalente, un outil boule aurait besoin d'environ 30 passes.

Donc, dans ce cas, l'utilisation d'un outil tonneau optimisé avec CATS permet une réduction par 5 du nombre de passes à effectuer comparé à un usinage en bout classique, ce qui montre l'avantage apporté par la méthode CATS pour l'usinage par le flanc de surfaces non développables.

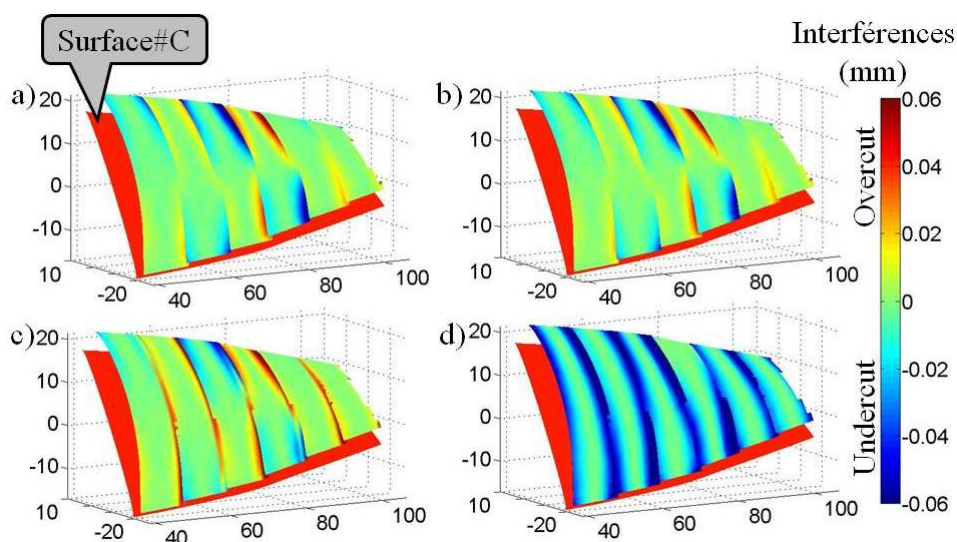


Figure IV.26 : Interférences calculées sur la surface#C par :
 a) l'outil cylindrique,
 b) l'outil de forme optimisée avec le respect de l'*IMF*,
 c) l'outil de forme optimisée avec le respect de l'*IRSG*,
 d) l'outil de forme optimisée avec le respect de l'*IMS*.

4 Mise en œuvre de la méthode CATS : bilan

Le chapitre III présente CATS, une nouvelle méthode pour réduire le problème d'interférences en modifiant la forme de l'outil. Quelques exemples introductifs montrent que cette méthode apporte toujours une réduction de l'interférence, plus ou moins importante. Ces exemples montrent que les gains sont conditionnés par la régularité des profils de distances entre la surface et l'axe de l'outil tout au long de la trajectoire, celle-ci étant liée à la régularité de la surface et de la trajectoire.

Afin de quantifier la régularité d'une surface, deux paramètres, Δh et $\Delta\alpha$, sont proposés. Un plan d'expériences – composé de neuf surfaces représentatives de la diversité des surfaces présentes dans le monde industriel – est présenté pour évaluer les effets de la surface sur les gains apportés par CATS. Il permet de constater qu'une forte variation de la vrille – ou forte valeur de $\Delta\alpha$ – contrarie la performance de CATS alors qu'une variation des longueurs des règles est quant à elle bénéfique. L'étude du plan d'expériences aboutit à la proposition d'une modélisation des gains de CATS en fonction des paramètres Δh et $\Delta\alpha$ pour un positionnement "logiciel". L'utilisation de ce modèle sur deux exemples illustre son utilité pour prédire l'*IMF* mais reste limité pour la prédiction de l'efficacité de CATS sur l'*IRSG*. Ce qui implique que les paramètres Δh et $\Delta\alpha$ peuvent être utilisés pour estimer les performances de CATS en volume d'interférences, mais un test de la méthode est nécessaire avec chaque configuration pour évaluer précisément son intérêt ou non sur l'amplitude des interférences.

L'effet de la trajectoire quant à lui, dépend principalement du fait de l'utilisation d'un posage direct sur la surface ou non. Ainsi, un positionnement qui calcule chacun de ses points par rapport à une règle de la surface génère un profil d'interférences de forme régulière – dont l'amplitude dépend de la valeur de la vrille – qu'il sera possible de corriger avec CATS, sous réserve que la surface soit régulière. D'un autre côté, l'utilisation d'un posage global sur la surface génère des profils d'interférences le long de l'axe outil qui ne sont pas toujours réguliers et donc difficiles à corriger. De plus, la performance en termes d'interférences de la trajectoire influe sur le gain en absolu apporté par la méthode mais pas sur le gain relatif. Ainsi, si une trajectoire performante génère une amplitude d'interférences de 6 μm lors d'un usinage avec un outil classique, l'utilisation de CATS pourrait réduire de 50 % l'amplitude des interférences en relatif, ce qui correspondrait en absolu qu'à un gain de 3 μm . En pratique, ce résultat ne peut être mis en place pour des raisons économiques et d'affûtage des outils.

5 Influence de l'utilisation de CATS sur la stratégie d'usinage optimale

Cette partie étudie l'influence de la méthode CATS sur la stratégie d'usinage optimale définie grâce à la méthode mise en place au chapitre II. Il peut être défini dans quelles stratégies (nombre de passes) il est intéressant d'utiliser la méthode CATS. Le but de ce travail est de définir la stratégie d'usinage optimale pour la finition de pièces comportant des pales. La méthode CATS augmente le nombre de stratégies envisageables pour la réalisation de ces usinages avec l'utilisation d'outils de forme optimisée avec les méthodes d'usinage par le flanc. L'optimum entre usinage en bout et usinage par le flanc – en utilisant une ou plusieurs passes – avec un outil standard (cylindrique ou conique) ou un outil dont le profil est optimisé doit être déterminé. Cette étape de choix de stratégie est située au niveau de la gamme de fabrication de la pièce et non de l'optimisation du processus d'usinage. Ainsi, les calculs utilisés pour la méthode CATS sont simplifiés afin d'obtenir rapidement et simplement la stratégie optimale vis-à-vis du critère d'optimisation choisi, sans avoir à définir précisément le compromis entre les indicateurs de respect des besoins, pour l'optimisation du profil. Par la suite, si une solution utilisant un outil de forme optimisée est retenue, une optimisation plus fine de ce profil est envisagée en tenant compte du critère réel d'optimisation de la forme de l'outil.

Dans ce cadre, la méthode CATS est utilisée ici avec les approximations de la surface tangente et des outils tonneaux (*c.f.* §III.6). La stratégie utilisée pour l'usinage par le flanc est la même que celle présentée au chapitre II, *i.e.* qu'elle utilise un outil cylindrique avec un

posage SPO (*c.f.* III.1.1.2) pour chaque passe et des passes parallèles. Avec cette stratégie et les hypothèses faites, l'outil de forme utilisé est donc un outil tonneau dont il reste à optimiser le rayon de tonneau. Le critère choisi pour cette optimisation est le critère simple de la moyenne utilisé au §III.4.3.

Dans un premier temps, le taux de variation de la vrille est calculé pour chacune des règles, grâce à l'équation **IV.13**.

$$Taux_vrille(u) = \frac{\alpha(u)}{h(u)} \quad \forall u \in [0,1] \quad (IV.13)$$

Ensuite, la moyenne de ces taux de vrille est calculée grâce à l'équation **IV.14**.

$$\overline{Taux_vrille} = \int_0^1 Taux_vrille(u) \cdot du \quad (IV.14)$$

Au §III.6.3, il est montré qu'un arc de cercle approche bien le profil de distances entre l'axe de l'outil et la surface tangente en positionnement "logiciel". Donc, cet arc de cercle approxime bien la fonction : $f(x) = r \cdot [1 - \cos(\overline{Taux_vrille} \cdot x)]$.

En se basant sur cette approximation, un seul rayon d'outil tonneau est utilisé avec les stratégies par le flanc (mono-passe et multi-passes), sa valeur est donnée par l'équation **IV.15**.

$$R_{moyen} = \frac{H^2 + [r \cdot \cos(\overline{Taux_vrille} \cdot H) - r]^2}{2 \cdot [r \cdot \cos(\overline{Taux_vrille} \cdot H) - r]} \quad (IV.15)$$

L'utilisation de la méthode CATS réduit l'interférence générée par les outils en usinage par le flanc et donc modifie les indicateurs de performance d'une stratégie d'usinage, excepté le temps d'usinage qui est indifférent des interférences générées. Ceci entraîne un changement de la stratégie optimale, illustré à la **figure IV.27**. Cette dernière représente les mêmes graphiques qu'au §II6.2.1, mais en superposant les graphiques obtenus avec l'outil cylindrique (en noir) avec ceux obtenus avec l'outil tonneau (en gris). Cette figure permet de constater que l'apport de la méthode CATS décroît quand le nombre de passes augmente. Ceci vient du fait que l'augmentation du nombre de passes induit naturellement une diminution des valeurs des indicateurs de performance, par conséquent le gain apporté par la méthode CATS devient négligeable.

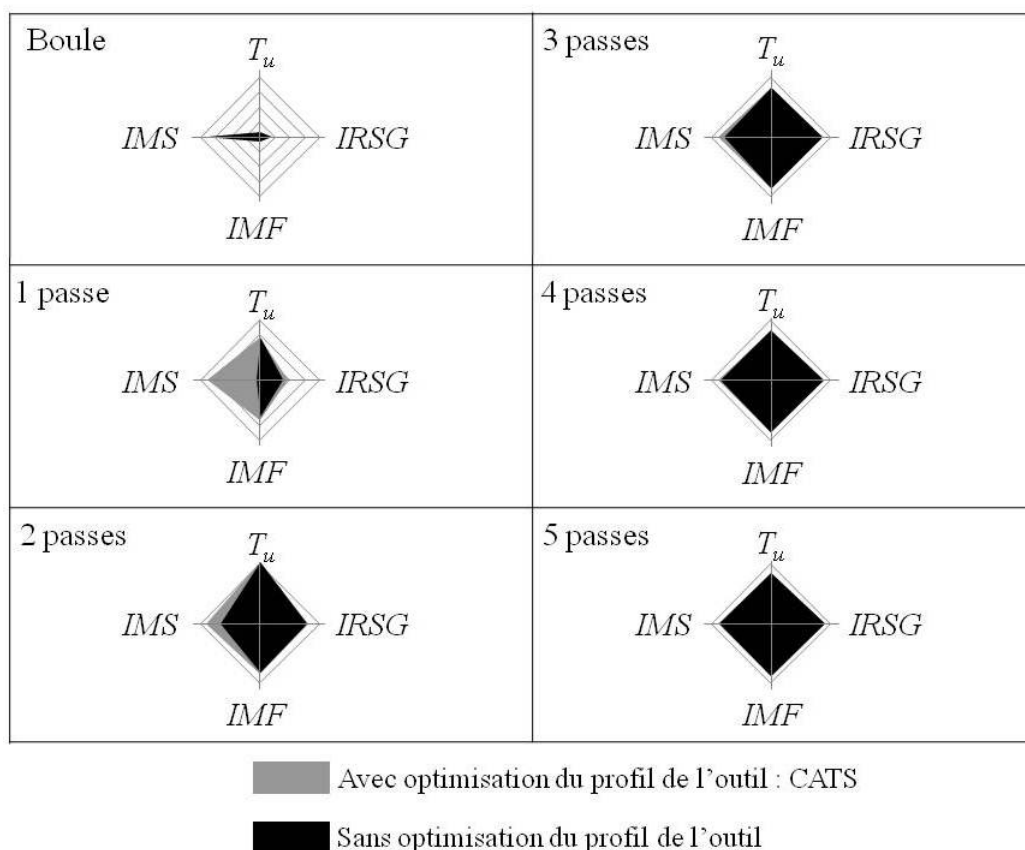


Figure IV.27 : Diagrammes d'efficacité des stratégies d'usinage en bout et par le flanc avec des outils cylindriques et tonneaux.

6 Conclusions intermédiaires

Ce chapitre étudie l'efficacité de la nouvelle méthode pour réduire le problème d'interférences par le flanc présenté au chapitre III : CATS. Dans un premier temps, les performances de CATS sont testées pour quatre cas d'usinage.

Le premier cas montre que cette méthode est particulièrement performante pour l'usinage d'une surface académique simple et très régulière, avec une trajectoire calculée grâce à un positionnement simple, le positionnement "logiciel", et un outil cylindrique.

Le second cas permet de montrer que cette méthode est autant performante dans le cas d'utilisation d'outils coniques que cylindriques. Donc par la suite, les usinages étudiés utilisent un outil cylindrique.

Le troisième cas étudié est l'usinage d'une surface académique ayant une géométrie très variable (surface#2) avec un positionnement "logiciel". L'utilisation de la méthode CATS dans ce cas permet une modification du profil des interférences, entraînant un gain sur l'*IMF* et l'*IMS* mais pas sur l'amplitude des interférences. Donc la régularité de la surface usinée a une influence importante sur la méthode CATS. Puis, une surface industrielle est étudiée avec

le positionnement "logiciel", ceci dans le but de tester la méthode CATS sur une surface dont la régularité est moins "maîtrisée" que sur des surfaces académiques. Dans ce cas, les résultats obtenus sont très intéressants, ce qui amène à étudier plus finement l'influence de la régularité de la surface. Pour ce faire, un plan d'expériences est mis en place à partir de deux paramètres quantifiant la régularité d'une surface, l'un quantifie la régularité de la longueur des règles et l'autre celle des vrilles. Ce plan d'expériences est composé de neuf surfaces dont les valeurs de régularité bornent le domaine classique d'utilisation de surfaces réglées non développables dans l'industrie. Ces essais permettent de mettre en évidence l'intérêt de la méthode CATS pour obtenir des gains sur l'*IMF* et l'*IMS*. Un modèle mathématique associé à ce plan d'expériences est défini, il donne une bonne estimation des gains de la méthode CATS pour l'*IMF*, mais une prédiction moins précise de l'*IRSG*. En effet, il est plus difficile de prévoir l'amplitude des interférences que leur volume, car c'est un phénomène très localisé et qui dépend fortement des positions des interférences maximales sur l'axe de l'outil.

Par la suite, la performance de la méthode CATS est étudiée vis-à-vis de la trajectoire. L'étude montre que CATS est particulièrement performante lorsque le posage, ou la trajectoire, induit une évolution régulière des profils d'interférences.

Dans tous les cas, la méthode CATS engendre une réduction des interférences par rapport à l'outil classique, ce bénéfice pouvant favoriser plus au moins l'un des indicateurs (*c.f.* §III.5). De plus, cet apport est souvent très intéressant en relatif par rapport à l'outil cylindrique ou conique, mais il peut être moins intéressant, d'un point de vue économique, de fabriquer un outil de forme, lorsque l'amplitude des interférences à corriger est faible et induit une variation de diamètre de l'outil inférieure à la tolérance d'affûtage.

L'efficacité de CATS est donc conditionnée par rapport à la régularité de la surface et le positionnement utilisé. Ainsi, c'est la régularité des profils de distances sur l'axe de l'outil qui influe sur les performances de CATS.

Enfin, l'usinage d'une surface non réglée est étudié avec un posage de l'outil peu performant en multi-passes. Cette trajectoire induit le calcul d'un outil cylindrique comme forme d'outil optimale, pour le respect de l'*IMF* et de l'*IRSG*, du fait d'une trop grande variation des profils d'interférences. D'autre part, si comme dans le cas de l'usinage en bout, le critère est le respect de l'*IMS*, cela induit un profil de l'outil optimal en forme de tonneau avec un rayon de tonneau de 160 mm, ce qui est nettement plus important que le rayon d'un outil boule utilisé traditionnellement. Donc, cette stratégie se situe conceptuellement à mi-chemin entre l'usinage en bout et l'usinage par le flanc, quelle que soit la définition retenue. Ainsi, le mur conceptuel entre ces deux méthodes usuelles est abattu.

Donc, la méthode CATS permet de réduire les interférences générées par une trajectoire sur une surface donnée, ainsi l'utilisation d'outils de forme optimisée modifie trois des quatre indicateurs d'efficacité d'une stratégie d'usinage, définis au §II.3. Cette modification influe sur le choix de la stratégie optimale. L'exemple présenté au §IV.5 montre que la méthode CATS apporte un gain significatif pour un nombre de passes limité (jusqu'à trois passes).

En conclusion, ces essais permettent de définir précisément le domaine d'utilisation de la méthode CATS. Elle peut donc être utilisée pour améliorer les performances d'une trajectoire qui ne permet pas de respecter les besoins fonctionnels de la pièce. Dans le cas de l'usinage de surfaces réglées par le flanc de l'outil, son utilisation est intéressante si l'algorithme de posage de l'outil est peu performant et pour une stratégie à faible nombre de passes. Dans le cas de l'usinage de surfaces non réglées, CATS devient une alternative très intéressante par rapport à l'usinage en bout, car la méthode permet d'utiliser des outils ayant un très grand rayon de courbure, ce qui réduit fortement le nombre de passes pour une hauteur de crête donnée. Cette configuration d'usinage peut s'apparenter à l'usinage en bout avec une fraise torique et un faible angle de détalonnage.

Conclusions et perspectives

Ces travaux de thèse contribuent à l'amélioration de la fabrication et de la conception de pièces complexes de turbomachines : les **impellers**. Ces pièces jouent un rôle fondamental au niveau de la performance des turbomachines. La fonction principale d'un impeller est de transférer l'énergie entre un fluide et une partie mécanique. Celle-ci est réalisée en déviant l'écoulement du fluide, grâce à des veines fluides. Donc, il apparaît que le contrôle de la géométrie des pales est essentiel pour garantir le niveau de rendement attendu. Mais la fabrication de ces composants pose de nombreuses difficultés telles que :

- Dialogue entre les différents spécialistes lors de la conception ;
- Flexion et/ou vibration des pales et de l'outil lors de l'usinage ;
- Matériaux à faible usinabilité ;
- Calcul des trajectoires ;
- Interférences locales de l'outil avec la pièce théorique ;
- ...

L'ensemble de ces complications engendre des écarts géométriques sur la pièce réalisée, qui induisent des pertes de rendement et des manques du respect des exigences fonctionnelles. Pour améliorer l'efficacité du processus de fabrication, l'ensemble du processus d'obtention des pales est considéré, de manière à obtenir un optimum de conception et de fabrication global et non local.

Le **premier chapitre** développe la chaîne de conception de la géométrie de ces pièces, qui fait intervenir des spécialistes de :

- La mécanique des fluides, pour optimiser le rendement du système en améliorant les géométries de chacune des pièces ;
- La mécanique des structures, pour assurer la résistance mécanique de ces pièces ;
- La fabrication, pour concevoir des pièces facilement fabricables.

La considération de la fabrication dès la conception fait appel aux concepts d'ingénierie simultanée et de Design For Manufacturing, *i.e.* concevoir des pièces facilement fabricables, réduisant les coûts de production et respectant les besoins fonctionnels.

L'étude montre que la géométrie de la pièce, et le modèle CAO associé jouent un rôle central, car elle résulte de l'expression des besoins de chaque spécialiste. Ainsi, pour mettre

en place ces concepts efficacement, il est nécessaire de définir des règles métier et des indicateurs pertinents pour quantifier le respect des besoins fonctionnels.

Ces travaux se sont intéressés à définir ces indicateurs pour la fabrication des impellers. Ceux-ci sont basés sur la géométrie de la pièce et permettent de quantifier la fabricabilité. Ils sont définis pour l'opération qui génère les parties actives de l'impeller, *i.e.* le fraisage 5-axes des veines fluides. Les trois **indicateurs de fabricabilité** présentés expriment :

- La rigidité de l'outil influent sur sa flexion et en conséquent entraîne des erreurs sur la géométrie réalisée et des risques de vibration ;
- L'amplitude des phénomènes d'interférences sur la pale, réduisant le respect des spécifications géométriques de type zone de tolérance ;
- L'étendue des interférences générant des écarts entre la géométrie conçue et la géométrie réalisée, induisant une diminution du respect des exigences fonctionnelles.

Ces **indicateurs de fabricabilité** sont alors intégrés dans une boucle d'optimisation mettant en jeu des besoins de la mécanique de fluides et des structures. Le résultat de cette optimisation est la proposition de quelques modèles CAO de géométries d'impellers respectant un bon compromis entre les exigences des trois spécialistes. Une étude plus fine déterminera la solution retenue.

Les travaux se sont poursuivis par une étude des différents besoins que doit vérifier un impeller pour permettre au produit final de respecter les exigences voulues. En conséquence, trois **indicateurs de respect des besoins fonctionnels** sont proposés :

- *LIMF*, qui traduit les exigences fonctionnelles de la mécanique des fluides ;
- *LIMS*, qui exprime les exigences fonctionnelles de la mécanique des structures ;
- *LIRSG*, qui exprime l'aptitude d'une surface usinée à respecter une spécification géométrique de type zone de tolérance.

Ces indicateurs sont une nouvelle expression des besoins fonctionnels, pour pallier les limites imposées par les méthodes usuelles de cotation par zone de tolérance avec références. Ils expriment sous différentes formes l'écart entre la surface réalisée – ou la modélisation de cette surface – et la surface théorique.

Dans le **deuxième chapitre**, ces indicateurs sont utilisés pour l'aide au choix de stratégies d'usinage pour la finition des pales. L'étude s'intéresse à cette opération car c'est elle qui génère la géométrie des surfaces fonctionnelles chargée de répondre aux exigences en service. Ainsi, ces travaux proposent une modélisation de l'opération d'usinage 5-axes pour évaluer les

valeurs des indicateurs pour chacune des stratégies candidates. La modélisation présentée tient compte des aspects :

- Géométriques avec les interférences locales entre l'outil et la surface théorique ;
- Économiques avec la limitation de la vitesse d'avance de l'outil/pièce en fonction du nombre de passes de la stratégie. Cette limitation permet d'assurer la qualité géométrique de la pale finie, car elle se fait en fonction de flexions maximales autorisées de la pale et/ou de l'outil.

Cette modélisation permet donc de prédire la valeur des indicateurs pour chacune des stratégies envisageables pour la finition des pales. Les indicateurs utilisés sont de deux natures différentes :

- Deux garantissant les exigences fonctionnelles de la pièce en service, l'*IMF* et l'*IMS* ;
- Deux exprimant le coût de fabrication de la pièce, l'*IRSG* et T_u .

Une méthode d'optimisation est alors proposée, en tenant compte de ces quatre indicateurs d'efficacité d'une stratégie. Puis cette approche est appliquée à un cas industriel et montre que la solution optimale est l'usinage par le flanc en trois passes.

Le **troisième chapitre** s'intéresse plus particulièrement au problème géométrique de la finition des pales, en abordant la problématique des interférences locales qui apparaissent entre l'outil et la surface théorique lors de l'usinage par le flanc de l'outil. Dans un premier temps, un état de l'art est réalisé pour montrer 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. Leur objectif se situe uniquement au niveau de la diminution de l'amplitude des interférences, sans prendre réellement en compte les besoins de la pièce en service. De plus, couramment ces méthodes s'intéressent à l'usinage d'une surface académique isolée, sans la prise en compte des surfaces de liaisons.

Dans le but d'apporter une solution complémentaire aux méthodes existantes et de combler leurs lacunes, il est proposé une nouvelle approche nommée **Computation of Adapted Tool Shape (CATS)**. **CATS** considère la forme de l'outil comme un degré de liberté et l'optimise en fonction d'un compromis entre les besoins fonctionnels exprimés au premier chapitre. **CATS** utilise tous type de trajectoires et permet donc d'en augmenter la performance, avec un meilleur respect des besoins fonctionnels sur la pièce. 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, à partir des profils locaux calculés et en effectuant un compromis pondéré entre les trois indicateurs : *IMF*, *IMS*, *IRSG*. Pour faciliter

le choix des pondérations, il est défini une méthodologie et des outils d'aide à la communication inter-spécialité.

CATS est donc une méthodologie d'optimisation de la forme de l'outil pour réduire les interférences locales d'un usinage et un meilleur respect des besoins fonctionnels de la pièce fabriquée.

Le **quatrième chapitre** est dédié à l'analyse de cette nouvelle méthodologie. L'étude débute par le test de la méthode sur un panel de quatre configurations d'usinage couvrant le spectre des solutions existantes. Les résultats sont :

- Dans toutes les configurations, la méthode **CATS** apporte un gain et l'outil de forme optimisée permet de réduire les valeurs des indicateurs surtout de l'*IMF* et de l'*IMS* ;
- Les gains apportés sont les mêmes avec des outils cylindriques ou coniques ;
- Deux essais utilisant le même positionnement mais usinant une surface régulière et une autre non régulière amènent respectivement une annulation des problèmes d'interférences et un gain nul au niveau de l'*IRSG*, bien que l'*IMF* et l'*IMS* soient nettement réduits ;
- La même surface usinée avec des positionnements différents n'entraîne pas les mêmes gains.

Ces premiers essais ont ainsi montré que la méthode **CATS** est indifférente au type d'outils utilisés – cylindriques ou coniques – et qu'elle est sensible à la régularité de la surface et au positionnement de l'outil employé. Par la suite, une étude détaillée de l'influence de la régularité de la surface sur les gains apportés par **CATS** est présentée. Pour cela, deux paramètres sont définis afin de quantifier la régularité d'une surface réglée non développable ; l'un quantifie la régularité de la longueur des règles et l'autre celle des vrilles. Ces deux paramètres ont permis de sélectionner neuf surfaces pour réaliser un plan d'expériences en utilisant un positionnement "logiciel". Ce plan d'expériences met en évidence l'intérêt de l'utilisation de **CATS** notamment pour obtenir un gain sur l'*IMF* et l'*IMS*. Naturellement, le gain apporté sur un indicateur dépend du critère choisi dans la méthode pour optimiser la forme de l'outil. Ainsi, si le critère choisi est l'*IMS*, alors l'optimisation de la forme de l'outil permet d'annuler totalement la valeur de cet indicateur, mais cela se fait au détriment des deux autres. L'étude est donc développée uniquement avec les critères de la mécanique des fluides et le respect des spécifications géométriques.

Une modélisation mathématique de ce plan d'expériences est proposée pour prédire les gains de la méthode **CATS** en fonction de la régularité de la surface. Ce modèle est

performant dans la prédiction de l'*IMF*, par contre il l'est moins pour l'*IRSG*, car les phénomènes mis en jeu sont plus localisés et donc plus difficilement prévisibles.

Ensuite, l'influence du positionnement de l'outil utilisé est montrée sur un exemple. La performance du posage employé est aussi très importante. En effet, l'utilisation de **CATS** avec une trajectoire performante peut donner un gain significatif en relatif mais qui en absolu l'est beaucoup moins.

Afin de tester toutes les possibilités offertes avec cette nouvelle méthode, **CATS** est utilisée pour optimiser la forme d'un outil cylindrique, dans le cas de l'usinage multi passes d'une surface non réglée. Cette configuration d'usinage donne des profils de distances axe de l'outil/surface très variés le long de la trajectoire. Dans cette configuration, l'utilisation de **CATS** – avec l'*IRSG* comme critère d'optimisation de la forme de l'outil – donne un profil d'outil en forme de tonneau avec un rayon de tonneau nettement supérieur au rayon d'un outil boule usuel, ce qui permet de réduire significativement le nombre de passes pour une même hauteur de crête. Cet usinage est donc un usinage hybride à mi-chemin entre l'usinage en bout et l'usinage par le flanc.

Ainsi, la méthode **CATS** modifie trois des quatre indicateurs d'efficacité d'une stratégie d'usinage, en optimisant la forme de l'outil. Cette modification influe donc sur la stratégie optimale pour usiner une pale.

Les travaux de ce chapitre permettent donc de définir le domaine d'utilisation précis de cette nouvelle méthode :

- L'amélioration des indicateurs d'une trajectoire peu performante ;
- L'augmentation du respect du compromis entre les indicateurs d'une trajectoire ;
- L'usinage de surfaces réglées en multi-passes avec un faible nombre de passes ;
- L'usinage de surfaces non réglées avec une stratégie de balayage.

Perspectives :

L'approche **CATS** peut être enrichie en proposant une optimisation globale à la fois de la forme de l'outil et de la trajectoire, vis-à-vis des indicateurs proposés. Une fois un premier profil d'outil calculé, il est alors possible de déformer la trajectoire pour corriger les reliquats d'interférences, à partir d'un modèle de déformation de la trajectoire. Ce modèle de déformation doit être judicieusement choisi pour ne corriger que les interférences que l'optimisation du profil de l'outil ne peut pas corriger, c'est-à-dire pour améliorer la régularité des profils d'interférences. De plus, la nouvelle trajectoire peut être utilisée pour engendrer un

nouveau profil d'outil, et ainsi de suite. Comme ces méthodes sont conservatives, il est possible de revenir au calcul précédent en cas de divergence lors des itérations.

La méthode CATS est à la fois un outil géométrique d'optimisation du profil d'un outil, mais aussi un outil de formalisation et de prise en compte des besoins fonctionnels des surfaces. Néanmoins, la performance de cette méthode est directement tributaire de la modélisation des interférences réelles apparaissant lors de l'usinage. Pour cela, les modèles définis doivent être affinés et enrichis, via un recalage expérimental plus conséquent. Par exemple, il serait intéressant de mettre en œuvre des essais d'usinage de pales à avance brusquement interrompue. De cette manière, lorsque l'avance devient nulle, les efforts de coupe s'annulent, permettant à la pale et à la fraise de revenir à un état de repos sans flexion, induisant une marque sur la pale. L'analyse de la profondeur de cette marque permettra donc de retrouver les flèches des flexions et leur répartition entre la pale et l'outil.

De plus, il reste aussi à développer le problème critique des vibrations lors de l'usinage d'un impeller, qui a été peu détaillé lors de ces travaux. Les vibrations sont un domaine à part entière dont l'étude est difficile et très dépendante des solutions technologiques utilisées, plusieurs travaux se sont intéressés à ce sujet et notamment Seguy [SEG 08] a développé ces aspects dans ses travaux de thèse. La question posée est alors d'intégrer ces phénomènes dynamiques et variables au niveau de la gamme de fabrication, sans avoir à réaliser une modélisation de tous les éléments technologiques utilisés.

En conclusion, cette thèse contribue donc à l'amélioration de la réalisation de pièces de turbines en considérant le problème dans son intégralité, de la conception d'une pièce fabricable via la proposition d'un outil de communication entre spécialités à l'optimisation de l'opération de finition des pales pour respecter un compromis entre les diverses exigences fonctionnelles, en passant par l'aide au choix de stratégies d'usinage.

Il reste à généraliser cette approche à d'autres familles de pièces en exprimant de nouveaux indicateurs de fabricabilité pour une plus grande variété de phénomènes perturbant l'usinage. La question de déterminer un ensemble exhaustif d'indicateurs se pose alors. En supposant que cela soit possible, il serait alors envisageable de proposer une méthode d'aide au choix de stratégies d'usinage quelle que soit la configuration.

Bibliographie

- [AFN 94] Norme AFNOR NF E 66-520. *Couple Outil-Matière : Domaine de Fonctionnement des Outils Coupants*, Vol. 1 à 6, 1994.
- [ALZ 95] S. N. AL-ZUBAIDY. *A proposed design package for centrifugal impellers*. Computers and Structures. 1995, Vol. 55/2, p:347-356.
- [BAR 98] C. BARLIER, R. BOUGEOIS. *Mémotech productique conception et dessin*. Collection A. Capliez, quatrième édition, ISBN2.7135-1955-1, 1998.
- [BAR99] C. BARLIER and B. POULET. *Mémotech Génie mécanique production mécanique*. collection A. Capliez, deuxième édition, ISBN2.7135-2063-0, 1999.
- [BED 97] S. BEDI, F. ISMAIL, M. J. MAHJOOB and Y. CHEN. *Toroidal versus ball nose and flat bottom end mills*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 1997, Vol. 13/5, p:326-332.
- [BED 03] S. BEDI, S. MANN and C. MENZEL. *Flank milling with flat end milling cutters*. CAD Computer Aided Design. 2003, Vol. 35/3, p:293-300.
- [BES 06] L. BESSON. *Étude comparative des performances d'outils pour l'opération d'ébauche par rainurage de l'inducteur grille 1 en Titane*. Projet de fin d'études, ENSAM de Cluny, 2006.
- [BIS 05a] S. BISSEY, G. POULACHON and F. LAPUJOLADE. *Integration of tool geometry in prediction of cutting forces during milling of hard materials*. Mécanique et Industries. 2005, Vol. 6/4, p:391-398.
- [BIS 05b] S. BISSEY. *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement*. Thèse de doctorat, ENSAM de Cluny, 2005.
- [BOO 94] G. BOOTHROYD. *Product design for manufacture and assembly*. Computer-Aided Design. 1994, Vol. 26/7, p:505-520.
- [BRI 03] A. BRIENT, J. P. MARTINEAU and J. Y. HASCOËT. *Influence of machining paths on hydro propeller performance*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture. 2003, Vol. 217/12, p:1757-1762.
- [CAS 08] C. CASTAGNETTI, E. DUC and P. RAY. *The Domain of Admissible Orientation concept: A new method for five-axis tool path optimisation*. CAD Computer Aided Design. 2008, Vol. 40/9, p:938-950.

- [CHA 08a] J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON and E. DUC. *Nouvelle approche pour l'usinage 5-axes de surfaces réglées non développables par le flanc : mise au point d'outil tonneau*. 5ème Assises Machines et Usinage à Grande Vitesse, Nantes, Juin 2008.
- [CHA 08b] J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON and 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, ISBN978-1-905254-32-3, Jun 2008, pp. 871-880.
- [CHA 08c] J. CHAVES-JACOB, G. POULACHON and E. DUC. *New method for the flank milling of ruled-surfaces*. 2nd International Conference on Computing and Solutions in Manufacturing Engineering, Brasov, Romania, septembre 2008. Publié dans Academic Journal of Manufacturing engineering, ISSN1583-7904, 2008, Vol. 6/4, pp:17-22.
- [CHI 04] J. C. J. CHIOU. *Accurate tool position for five-axis ruled surface machining by swept envelope approach*. CAD Computer Aided Design. 2004, Vol. 36/10, p:967-974.
- [COR 08] J. P. CORDEBOIS. *Fabrication par usinage*. Dunod, deuxième édition, ISBN 978-2-10-051626-1, 2008.
- [DÉP 05a] P. DÉPINCÉ and J. Y. HASCOËT. *Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 1. Prediction of milled surfaces*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2006, Vol. 46/9, p:937-944.
- [DÉP 05b] P. DÉPINCÉ and J. Y. HASCOËT. *Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 2. Compensation of tool deflection*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2006, Vol. 46/9, p:945-956.
- [DUC 98] E. DUC. *Usinage des formes gauches, contribution à l'amélioration de la qualité des trajectoires d'usinage*. Thèse de Doctorat, ENS de Cachan, 1998.
- [DUC 99] E. DUC, C. LARTIGUE, C. TOURNIER and P. BOURDET. *New concept for the design and the manufacturing of free-form surfaces: the machining surface*. CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1999, Vol. 48/1, p:103-106.
- [DUG 02] A. DUGAS, J. J. LEE and J. Y. HASCOËT. *An enhanced machining simulator with tool deflection error analysis*. Journal of Manufacturing Systems. 2002, Vol. 21/6, p:451-463.
- [ELB 97] G. ELBER and R. FISH. *5-Axis freeform surface milling using piecewise ruled surface approximation*. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME. 1997, Vol. 119/3, p:383-387.

- [EZU 02]** E. O. EZUGWU, J. BONNEY and Y. YAMANE. *An overview of the machinability of aeroengine alloys*. Journal of Materials Processing Technology. 2003, Vol. 134/2, p:233-253.
- [FER 08a]** W. FERRY and Y. ALTINTAS. *Virtual five-axis flank milling of jet engine impellers - Part I: Mechanics of five-axis flank milling*. 2008.
- [FER 08b]** W. FERRY and Y. ALTINTAS. *Virtual five-axis flank milling of jet engine impellers - Part II: Feed rate optimization of five-axis flank milling*. 2008.
- [GON 05]** H. GONG, L. X. CAO and J. LIU. *Improved positioning of cylindrical cutter for flank milling ruled surfaces*. CAD Computer Aided Design. 2005, Vol. 37/12, p:1205-1213.
- [HAN 01]** Z. HAN, D. C. H. YANG and J. J. CHUANG. *Isophote-based ruled surface approximation of free-form surfaces and its application in NC machining*. International Journal of Production Research. 2001, Vol. 39/9, p:1911-1930.
- [ISO 06]** Norme ISO NF 1101 E04-552. *Spécifications géométriques des produits (GPS) - Tolérancement géométrique - Tolérancement de forme, orientation, position et battement*. 2006.
- [JUN 03]** C. S. JUN, K. CHA and Y. S. LEE. *Optimizing tool orientations for 5-axis machining by configuration-space search method*. CAD Computer Aided Design. 2003, Vol. 35/6, p:549-566.
- [KLI 82]** W. A. KLINE, R. E. DEVOR and J. R. LINDBERG. *The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts*. International Journal of Machine Tool Design and Research. 1982, Vol. 22/1, p:7-22.
- [KOP 07]** J. KOPAC and P. KRAJNIK. *Robust design of flank milling parameters based on grey-Taguchi method*. Journal of Materials Processing Technology. 2007, Vol. 191/1-3, p:400-403.
- [LAN 04]** Y. LANDON, S. SEGONDS, P. LASCOUMES and P. LAGARRIGUE. *Tool positioning error (TPE) characterisation in milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2004, Vol. 44/5, p:457-464.
- [LAR 03a]** C. LARTIGUE, E. DUC and A. AFFOUARD. *Tool path deformation in 5-axis flank milling using envelope surface*. CAD Computer Aided Design. 2003, Vol. 35/4, p:375-382.
- [LAR 03b]** A. LARUE and B. ANSELMETTI. *Deviation of a machined surface in flank milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2003, Vol. 43/2, p:129-138.

- [LAV 08] S. LAVERNHE, C. TOURNIER and C. LARTIGUE. *Kinematical performance prediction in multi-axis machining for process planning optimization*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2008, Vol. 37/5-6, p:534-544.
- [LIU 95] X. W. LIU. *Five-axis NC cylindrical milling of sculptured surfaces*. Computer-Aided Design. 1995, Vol. 27/12, p:887-894.
- [LÒP 05] L. N. LÓPEZ DE LACALLE, A. LAMIKIZ, J. MUÑO A and J. A. SÁNCHEZ. *The CAM as the centre of gravity of the five-axis high speed milling of complex parts*. International Journal of Production Research. 2005, Vol. 43/10, p:1983-1999.
- [LÒP 07] L. N. LÓPEZ DE LACALLE, A. LAMIKIZ, J. A. SÁNCHEZ and M. A. SALGADO. *Toolpath selection based on the minimum deflection cutting forces in the programming of complex surfaces milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2007, Vol. 47/2, p:388-400.
- [MEN 04] C. MENZEL, S. BEDI and S. MANN. *Triple tangent flank milling of ruled surfaces*. CAD Computer Aided Design. 2004, Vol. 36/3, p:289-296.
- [MON 01] F. MONIES. *Positionnements hors interférence pour l'usinage en bout et en roulant de formes gauches*. Thèse de doctorat, Université Paul Sabatier, 2001.
- [PEC 09a] P. Y. PECHARD, C. TOURNIER, C. LARTIGUE and J. P. LUGARINI. *Geometrical deviations versus smoothness in 5-axis high-speed flank milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2009, Vol. 49/6, p:454-461.
- [PEC 09b] P. Y. PECHARD. *Génération de trajectoires d'usinage grande vitesse 5 axes par flanc d'outil : intégration d'un critère de fluidité*. Thèse de doctorat, ENS de Cachan, 2009.
- [PET 99] M. PETERNELL, H. POTTMANN and B. RAVANI. *On the computational geometry of ruled surfaces*. CAD Computer Aided Design. 1999, Vol. 31/1, p:17-32.
- [QI 09] R. QI, W. LIU, H. BIAN and L. LI. *Five-axis rough machining for impellers*. Frontiers of Mechanical Engineering in China. 2009, Vol. 4/1, p:71-76.
- [QUI 08] Y. QUINSAT, L. SABOURIN and C. LARTIGUE. *Surface topography in ball end milling process: Description of a 3D surface roughness parameter*. Journal of Materials Processing Technology. 2008, Vol. 195/1-3, p:135-143.
- [RED 98] J. M. REDONNET, W. RUBIO and G. DESSEIN. *Side milling of ruled surfaces: Optimum positioning of the milling cutter and calculation of interference*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 1998, Vol. 14/7, p:459-465.

- [RED 99] J. M. REDONNET. *Étude globale du positionnement d'un outil pour l'usinage de surfaces gauches sur machines cinq axes et génération de trajectoires*. Thèse de doctorat, Université Paul Sabatier, 1999.
- [REH 93] F. REHSTEINER and H. J. RENKER. *Collision-Free Five-Axis Milling of Twisted Ruled Surfaces*. CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1993, Vol. 42/1, p:457-461.
- [ROL 08] J. ROLLAND. *Modélisation des écoulements cavitants dans les inducteurs de turbopompes : prise en compte des effets thermodynamiques*. Thèse de doctorat, INP Grenoble, 2008.
- [RUB 93] W. RUBIO. *Génération de trajectoires du centre de l'outil pour l'usinage de surfaces complexes sur machines à trois et cinq axes*. Thèse de doctorat, Université Paul Sabatier, 1993.
- [RUB 98] W. RUBIO, P. LAGARRIGUE, G. DESSEIN and F. PASTOR. *Calculation of tool paths for a torus mill on free-form surfaces on five-axis machines with detection and elimination of interference*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 1998, Vol. 14/1, p:13-20.
- [SEG 08] S. SEGUY. *De l'adaptation à la variation continue de la vitesse de broche afin de contrôler le broutement en fraisage de parois minces : modélisations et études expérimentales*. Thèse de doctorat, Université de Toulouse, 2008.
- [SEN 07] J. SENATORE. *Analyse qualitative des paramètres influents pour la planification des trajectoires sur surfaces gauches*. Thèse de Doctorat, Université Paul Sabatier, 2007.
- [SEN 08] J. SENATORE, Y. LANDON and W. RUBIO. *Analytical estimation of error in flank milling of ruled surfaces*. CAD Computer Aided Design. 2008, Vol. 40/5, p:595-603.
- [SOR 00] K. SORBY, K. TONNESSEN and J. E. TORJUSEN. *Improving high speed flank milling operations in multi-axis machines*. CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2000, Vol. 49/1, p:371-374.
- [SUH 96] S. SUH, J. CHO and J. Y. HASCOET. *Incorporation of tool deflection in tool path computation: Simulation and analysis*. Journal of Manufacturing Systems. 1996, Vol. 15/3, p:190-199.
- [TAI 75] J. TAILLE. *Courbes et surfaces*. Collection que sais-je ?, quatrième édition, 1975.
- [TOL 98] M. TOLLENAERE. *Conception de produits mécaniques-méthodes, modèles et outils*, Hermes, ISBN 2-86601-694-7, 1998.

- [TÖN 01] H. K. TÖNSHOFF, C. GEY and N. RACKOW. *Flank milling optimization - the flamingo project*. Air & Space Europe. 2001, Vol. 3/3-4, p:60-63.
- [TOU 01] C. TOURNIER. *Contribution à la conception des formes complexes : La surface d'usinage en fraisage 5 axes isocrête*. Thèse de Doctorat, ENS de Cachan, 2001.
- [TOU 02] C. TOURNIER and E. DUC. *A surface based approach for constant scallop height tool-path generation*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2002, Vol. 19/5, p:318-324.
- [TOU 05] C. TOURNIER and E. DUC. *Iso-scallop tool path generation in 5-axis milling*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2005, Vol. 25/9-10, p:867-875.
- [WAN 07] N. WANG and K. TANG. *Automatic generation of gouge-free and angular-velocity-compliant five-axis toolpath*. Computer-Aided Design. 2007, Vol. 39/10, p:841-852.
- [WU 95] C. Y. WU. *Arbitrary surface flank milling of fan, compressor, and impeller blades*. ASME paper, 1994.
- [YOU 03] H. T. YOUNG and L. C. CHUANG. *An integrated machining approach for a centrifugal impeller*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2003, Vol. 21/8, p:556-563.
- [YOU 04] H. T. YOUNG, L. C. CHUANG, K. GERSCHWILER and S. KAMPS. *A five-axis rough machining approach for a centrifugal impeller*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2004, Vol. 23/3-4, p:233-239.

Développement d'une méthodologie de réduction des défauts géométriques : application à l'usinage 5-axes de composants de turbomachine

Résumé :

Ces travaux contribuent à l'amélioration de la fabrication de pièces complexes de turbomachine. Elles sont principalement composées de veines fluides souvent délimitées par des pales, dont la fonction première est de transférer de l'énergie entre un fluide et une partie mécanique. Dans ce cas précis, la géométrie de ces pièces est essentielle pour obtenir un bon rendement du mécanisme. Cependant, lors de l'usinage, les flexions des pales et/ou de l'outil ainsi que les interférences locales occasionnent des défauts géométriques pouvant nuire à l'efficacité du système.

Dans le but de résoudre cette problématique, une approche globale est utilisée dans ce mémoire. Elle débute par l'étude de la conception de ces pièces, en introduisant des concepts de Design For Manufacturing, utilisables grâce à la proposition d'indicateurs de fabricabilité par usinage 5-axes de pièces de turbomachine. Cette démarche permet donc de garantir que les pièces conçues sont économiquement réalisables.

Les travaux ont continué avec la mise en place d'une méthodologie d'aide au choix de la meilleure stratégie d'usinage basée sur des critères de respect des besoins fonctionnels de la pièce et des critères économiques.

La seconde partie de ce mémoire est consacrée à l'étude d'une approche novatrice permettant la réduction des interférences locales lors de l'usinage par le flanc de surfaces non développables. Cette méthode, baptisée Computation of Adapted Tool Shape, optimise la forme de l'outil – pour une trajectoire et une surface données – afin d'obtenir un meilleur respect des besoins fonctionnels de la pièce. La dernière partie de ces travaux définit le domaine d'application de cette nouvelle méthode par sa mise en œuvre sur des études de cas académiques et industriels.

Mots clés : usinage 5-axes – fraisage par le flanc – interférences – rouet – surfaces complexes – Design For Manufacturing – surfaces réglées non développables.

Development of a methodology for reduction in geometrical errors: application on a 5-axis machining of turbomachine components

Abstract:

This study contributes to the improvement of complex-workpiece of turbomachine production. These parts are mainly composed of flow passages frequently delimited by blades, where the main function is to transfer power between a flow and a mechanical system. So, the geometry of these workpieces is fundamental to obtain a good efficiency of the system. However, blades and/or tool deflections and interferences generate geometrical errors which can reduce the efficiency.

To efficiently reduce these problems, a global approach is used. It starts with the study of the workpieces design, Design For Manufacturing approach is used with the definition on fabricability indicators for the 5-axes machining of turbomachine components. This approach ensures that the designed workpieces can be economically produced.

Thereafter, a method of selecting machining strategy is proposed; it is based on criteria which express functional request of the workpiece and economical needs.

Second part of this thesis deals with the definition of a new approach to reduce interferences problem during the flank milling of non developable surfaces. This method – Computation of Adapted Tool Shape – optimizes the tool shape for a tool path and a surface, to increase the satisfaction of functional requirements of the workpiece. The last part of this study determines the application domain of CATS method, using academic and industrial surfaces.

Key words : 5-axis machining– flank milling – interferences – impeller – free-form surfaces – Design For Manufacturing – non developable ruled surfaces.