



**HAL**  
open science

## Contribution à l'amélioration de la qualité des surfaces fabriquées sur centre d'usinage à 5 axes

Christophe Tournier

► **To cite this version:**

Christophe Tournier. Contribution à l'amélioration de la qualité des surfaces fabriquées sur centre d'usinage à 5 axes. Autre. École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2009. tel-00572727

**HAL Id: tel-00572727**

**<https://theses.hal.science/tel-00572727>**

Submitted on 2 Mar 2011

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

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



HABILITATION À DIRIGER LES RECHERCHES DE  
L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN

**Contribution à l'amélioration de la qualité des surfaces  
fabriquées sur centre d'usinage à 5 axes**

Christophe Tournier

*Soutenue à Cachan le 01 octobre 2009 devant le jury composé de :*

Patrick Martin	Professeur des Universités - Arts et Métiers ParisTech Metz	Président
Clement Fortin	Professeur - Ecole Polytechnique de Montréal	Rapporteur
Jean-Yves Hascoët	Professeur des Universités - Ecole Centrale de Nantes	Rapporteur
Pascal Ray	Professeur des Universités - IFMA Clermont Ferrand	Rapporteur
Didier Dumur	Professeur HDR - Supelec Gif sur Yvette	Examineur
Claire Lartigue	Professeur des Universités - Université Paris Sud XI	Examineur
Jean-Claude Leon	Professeur des Universités - INP Grenoble	Examineur

---

**Laboratoire Universitaire de Recherche en Production Automatisée**

ENS Cachan / Université Paris Sud 11 / Pres UniverSud Paris

61, avenue du Président Wilson, F-94235 CACHAN CEDEX



# Remerciements

Je tiens à remercier tous les membres du jury de leur participation. Patrick Martin pour avoir accepté de présider le jury, Clement Fortin, Jean-Yves Hascoet et Pascal Ray pour leur travail de rapporteur et Didier Dumur et Jean-Claude Leon comme examinateur. Tous les membres de ce jury ont marqué chacun à leur manière ma jeune carrière d'enseignant chercheur et ce fut un honneur pour moi qu'ils acceptent mon invitation.

Je tiens tout particulièrement à exprimer ma gratitude envers Claire Lartigue, pour m'avoir fait confiance et pris sous son aile depuis ma nomination comme Maitre de Conférences, me permettant ainsi de co-encadrer des thèses sous sa direction.

Je pense enfin à l'ensemble des membres du LURPA et du département de Génie Mécanique de L'ENS de Cachan avec lesquels je travaille tous les jours et à tous les étudiants de thèse et de master qui m'ont permis d'accomplir ces travaux de recherche.



# Table des matières

<b>Remerciements</b>	<b>3</b>
<b>Table des matières</b>	<b>i</b>
<b>Table des figures</b>	<b>v</b>
<b>Introduction</b>	<b>1</b>
<b>PARTIE 1 : Notice individuelle</b>	<b>3</b>
1 Curriculum vitae . . . . .	4
1.1 Cursus . . . . .	4
1.2 Activités professionnelles . . . . .	5
1.3 Synthèse des activités (2002-2009) . . . . .	5
2 Description des activités d'enseignement . . . . .	6
2.1 Responsabilités pédagogiques . . . . .	9
3 Description des travaux de recherche . . . . .	11
3.1 Introduction . . . . .	11
3.2 Prise en compte des performances du couple MO-CN en FAO . . . . .	11
3.3 L'influence du modèle géométrique de la machine . . . . .	14
3.4 Les formats d'échange de données . . . . .	15
3.5 Le polissage automatique sur MOCN . . . . .	15
3.6 Perspectives . . . . .	16
4 Collaborations . . . . .	17
4.1 Collaborations universitaires nationales et internationales . . . . .	17

4.2	Collaborations industrielles . . . . .	17
5	Encadrements scientifiques . . . . .	18
5.1	Master Robotique Productique . . . . .	18
5.2	Doctorats de l'ENS de Cachan . . . . .	18
6	Publications et communications scientifiques . . . . .	19
6.1	Publications internationales en revues à comité de lecture . . . . .	19
6.2	Ouvrages et chapitres d'ouvrages collectifs . . . . .	20
6.3	Publication nationales en revues à comité de lecture . . . . .	20
6.4	Communications internationales . . . . .	20
6.5	Communications nationales . . . . .	21
6.6	Participation à la vie scientifique et responsabilités collectives . . . . .	23
<b>PARTIE 2 : Travaux de Recherches</b>		<b>25</b>
<b>Introduction</b>		<b>27</b>
<b>1</b>	<b>Prise en compte des performances du couple MO-CN en FAO</b>	<b>31</b>
1	Introduction . . . . .	31
2	Optimisation de la vitesse d'avance en 5 axes en bout . . . . .	33
2.1	Présentation de la méthode d'optimisation <b>Geo5XMax</b> . . . . .	33
2.2	Modélisation du comportement de la commande numérique . . . . .	35
2.3	Implémentation du modèle de comportement en FAO . . . . .	40
2.4	Conclusion et perspectives . . . . .	45
3	Optimisation de la fluidité en 5 axes en flanc . . . . .	47
3.1	Introduction . . . . .	47
3.2	Intégration d'un critère de fluidité pour le contexte UGV . . . . .	49
3.3	La méthode <b>Geo5XFlanc</b> . . . . .	51
3.4	Application de la méthode <b>Geo5XFlanc</b> . . . . .	54
3.5	Conclusion et perspectives . . . . .	58
<b>2</b>	<b>Prise en compte du modèle géométrique de la machine</b>	<b>61</b>
1	Introduction . . . . .	61

2	Prise en compte du modèle géométrique près de la singularité . . . . .	62
2.1	Cas d'une structure RRTT . . . . .	62
2.2	Passage près de la singularité . . . . .	63
2.3	Méthode de résolution . . . . .	66
2.4	Conclusion . . . . .	67
3	Prise en compte des défauts du modèle géométrique . . . . .	68
3.1	Introduction . . . . .	68
3.2	La chaîne de copiage rapide <b>Geo5XPoint</b> . . . . .	70
3.3	Partitionnement d'un nuage de points pour l'usinage . . . . .	73
3.4	Conclusion . . . . .	76
4	Conclusion . . . . .	79
<b>3</b>	<b>Les formats d'échange et de description</b>	<b>81</b>
1	L'interpolation polynomiale . . . . .	81
1.1	Les formats de description des trajectoires . . . . .	82
1.2	L'interpolation polynomiale dans la chaîne numérique . . . . .	83
2	Avantage de l'interpolation polynomiale d'un point de vue cinématique . . . . .	84
2.1	Comparaison des méthodes d'association . . . . .	84
2.2	Comparaison des formalismes B-splines et canonique . . . . .	87
2.3	Conclusion . . . . .	88
3	Amélioration de la qualité des surfaces usinées . . . . .	88
3.1	De l'interpolation linéaire à l'interpolation surfacique . . . . .	89
3.2	Intégration dans Step-NC . . . . .	93
4	Conclusion et perspectives . . . . .	95
<b>4</b>	<b>Le polissage automatique sur MOCN</b>	<b>97</b>
1	Introduction . . . . .	97
2	Etat de l'art . . . . .	98
3	Premiers résultats . . . . .	100
4	Projet d'industrialisation du polissage sur MOCN 5 axes . . . . .	101
4.1	Axe 1 : détermination des outils et des conditions d'utilisation . . . . .	102



---

4.2	Axe 2 : Définition et génération des trajectoires de polissage . . . . .	103
4.3	Axe 3 : Mesure des écarts géométriques . . . . .	107
4.4	Axe 4 : Définition d'un processus optimal . . . . .	109
4.5	Conclusion . . . . .	111
<b>5</b>	<b>Conclusion et perspectives</b>	<b>113</b>
1	Conclusion . . . . .	113
2	Perspectives . . . . .	116
2.1	L'approche surfacique de génération de trajectoires . . . . .	116
2.2	L'industrialisation du polissage sur fraiseuse à 5 axes . . . . .	116
2.3	Le projet « Usinage à 5 axes hautes performances » . . . . .	117
	<b>Bibliographie</b>	<b>119</b>
	<b>PARTIE 3 : Principaux articles</b>	<b>127</b>

# Table des figures

1	Conception, simulation et prototypage d'un support d'alti-variomètre . . . . .	6
2	Exemple de reconstruction 3D . . . . .	7
3	Prise en compte de la structure mécanique articulée en FAO . . . . .	7
4	Modélisation des solides . . . . .	8
5	Processus de réalisation des pièces en fraisage multi axes . . . . .	29
1.1	Modèle de la surface d'usinage en 5 axes en bout . . . . .	34
1.2	Modèle d'optimisation des trajectoires 5 axes ( <b>Geo5XMax</b> ) . . . . .	34
1.3	Illustration du formalisme en inverse du temps . . . . .	36
1.4	Trajectoire de validation . . . . .	39
1.5	Vitesses relevées (à gauche) et vitesses calculées (à droite) . . . . .	39
1.6	Exemple d'application sur un profil NACA . . . . .	41
1.7	Vitesse maximale possible sur chaque axe . . . . .	42
1.8	Optimisation de la vitesse max et vitesse d'avance résultante . . . . .	43
1.9	Evolution des angles calculés ( <i>a</i> ) et évolution de l'axe <i>C</i> résultant ( <i>b</i> ) . . . . .	43
1.10	Rayon de courbure du profil apparent après optimisation . . . . .	44
1.11	Oscillations de l'axe de l'outil . . . . .	48
1.12	La surface d'usinage en 5 axes sur le flanc . . . . .	51
1.13	Trajectoires d'usinage et qualité des surfaces produites . . . . .	54
1.14	Oscillations de l'axe de l'outil . . . . .	55
1.15	Répartition des écarts géométriques pour $\alpha = 0.5 ; 0.9 ; 1$ . . . . .	56
1.16	Evolution de l'orientation de l'axe de l'outil . . . . .	58
1.17	Evolution des axes de rotation de la machine . . . . .	58

1.18	Energie de déformation cumulée . . . . .	59
2.1	Structure de la Mikron UCP 710 . . . . .	62
2.2	Nombre de solutions articulaires . . . . .	63
2.3	Ensemble des solutions articulaires . . . . .	63
2.4	Pièce de test . . . . .	64
2.5	Valeurs de $A$ et de $C$ calculées par le post-processeur . . . . .	65
2.6	Valeurs de l'angle $C$ dans le plan $ij$ . . . . .	65
2.7	Valeurs de $C$ au changement de solution articulaire . . . . .	66
2.8	Modification de la trajectoire d'usinage dans le plan $ij$ . . . . .	67
2.9	Zones de recouvrement en fraisage à 5 axes positionné . . . . .	69
2.10	Chaîne de copiage rapide de nuage de points . . . . .	70
2.11	Comparaison du RE (à gauche) et du copiage rapide (à droite) . . . . .	71
2.12	Pieces réelles issues du RE (à gauche) et du copiage rapide (à droite) . . . . .	72
2.13	Point de contact sphère surface . . . . .	74
2.14	Calcul de la visibilité . . . . .	74
2.15	Les principales étapes de la méthode <b>Geo5XPoint</b> . . . . .	77
2.16	Partionnement pour la tête de fémur avec <b>Geo5XPoint</b> . . . . .	78
3.1	Interpolation linéaire et polynomiale . . . . .	83
3.2	Interpolation polynomiale dans la chaîne numérique . . . . .	84
3.3	Surface de test . . . . .	85
3.4	Relevé des vitesses d'avance . . . . .	86
3.5	Tests sur le nombre de pôles et d'arcs . . . . .	86
3.6	Influence du formalisme . . . . .	87
3.7	Couplage entre tolérance d'usinage et hauteur de crête . . . . .	89
3.8	Effet peau d'orange . . . . .	90
3.9	Chaîne numérique en interpolation surfacique . . . . .	91
3.10	Trajectoire en interpolation surfacique . . . . .	91
3.11	Simulations d'écart géométriques : inter. linéaire (à gauche); POLY (à droite) . . . . .	92
3.12	Description d'une trajectoire en langage APT . . . . .	93

---

3.13	Processus de réalisation avec Step-NC . . . . .	94
3.14	Description d'une trajectoire dans Step-NC . . . . .	95
3.15	Projet de commande numérique ouverte . . . . .	96
4.1	Polissage poli miroir d'un plan et écarts géométriques mesurés . . . . .	100
4.2	Outillage et étalonnage de l'effort de polissage . . . . .	104
4.3	Interface de programmation des trajectoires . . . . .	106
4.4	Acquisition de la géométrie in situ . . . . .	108
4.5	Comparaison des mesures en fond de rainure . . . . .	108
4.6	Mesure in situ en fraisage et pré polissage P120 et P240 . . . . .	109
4.7	Evolution des paramètres de rugosité selon l'abrasif . . . . .	110



# Introduction

Ce document est composé de trois parties distinctes. Dans la première partie est développée ma notice individuelle dans laquelle figurent mon curriculum vitae, un résumé de mes activités d'enseignement et de recherches, mes activités d'encadrement, mes publications, mes relations industrielles et universitaires ainsi que mes activités administratives et d'animation de la recherche. La deuxième partie, qui constitue le coeur du document, est la synthèse de mes activités de recherche depuis l'obtention de mon doctorat en décembre 2001. Le thème abordé est celui de la fabrication de pièces de formes complexes sur centre d'usinage à 5 axes et plus particulièrement le point de vue de la génération de trajectoires et de leurs exécutions sur les machines. Quatre thèmes distincts seront abordés dans les quatre chapitres proposés : la prise en compte des performances cinématiques du couple MO-CN en FAO, la prise en compte du modèle géométrique de la machine en FAO, Les formats d'échange et de description des données dans la chaîne numérique de fabrication et enfin l'industrialisation du polissage automatique sur MOCN 5 axes. Enfin dans la troisième partie sont regroupés les articles publiés dans des revues internationales et qui sont proposés comme documents de références pour les développements de la deuxième partie.



# **PARTIE 1 : Notice individuelle**



# 1 Curriculum vitae

## Christophe TOURNIER

Né le 12/05/1971 à Issy les Moulineaux (92)

Nationalité Française

Vie maritale, un enfant

Maître de Conférences à l'Ecole Normale Supérieure de Cachan

## 1.1 Cursus

**1998 - 2001** : Thèse de doctorat de l'ENS de Cachan : « Contribution à la conception des formes complexes : la surface d'usinage en fraisage 5 axes isocrêtes », soutenue le 12 décembre 2001 devant le jury composé de :

- A. CLEMENT, Président
- P. BOURDET, Directeur de Thèse
- S. TICHKIEWITCH, Rapporteur
- J-Y. HASCOET, Rapporteur
- W. RUBIO, Examineur
- J.M. LANGERON, Examineur
- E. DUC, Examineur

**1996 - 1998** : Service militaire au titre de la coopération, Dassault Systèmes / Chrysler Corporation, Detroit USA. Amélioration des méthodes de tolérancement et de métrologie assistées par ordinateur.

**1995 - 1996** : DEA de Production Automatisée (LURPA – ENS Cachan) Evaluation des modes de génération des trajets outil pour l'usinage de formes gauches, juillet 1996

**1994 - 1995** : Agrégation de Génie Mécanique

**1992 - 1994** : Licence et Maîtrise de technologie mécanique (ENS Cachan – Paris 6)

**1989 - 1992** : Classes préparatoires aux grandes écoles, physique et technologie.

**1989** : Baccalauréat Série E

## 1.2 Activités professionnelles

**Depuis 2003 :** Maître de Conférences au Département de Génie Mécanique de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan et chercheur permanent au Laboratoire Universitaire de Recherche en Production Automatisée.

**2002 - 2003 :** PRAG au Département de Génie Mécanique de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan et chercheur associé au Laboratoire Universitaire de Recherche en Production Automatisée.

**2001 - 2002 :** PRAG au Département de Génie Mécanique et Productique de l'IUT de Ville d'Avray (92)

## 1.3 Synthèse des activités (2002-2009)

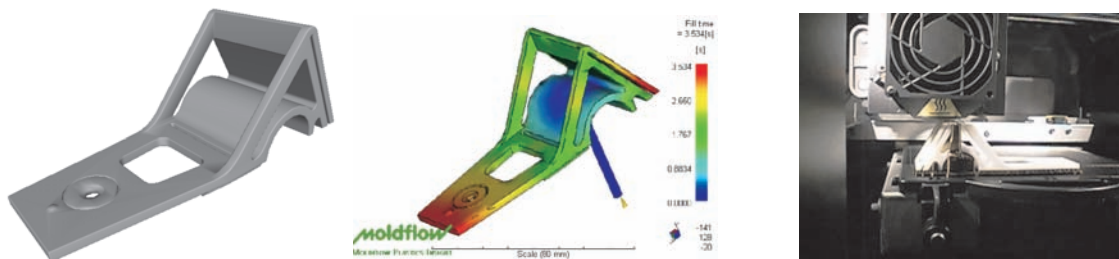
- Activités de recherche dans le domaine de Fabrication Assistée par Ordinateur et plus particulièrement l'usinage des surfaces complexes en fraisage à 5 axes à grande vitesse.
- Mots clés : UGV, fraisage à 5 axes, polissage, interpolation polynomiale, structures articulées.
- Production scientifique : 10 articles dans revues internationales, 2 articles dans ouvrages collectif, 3 articles dans revues nationales, 11 conférences internationales, 11 conférences nationales.
- Encadrement : 3 thèses soutenues, 8 Masters ou DEA encadrés.
- Responsable pédagogique de la préparation à l'agrégation de génie mécanique de l'ENS Cachan (2003-2007) et de quatre unités d'enseignement ENS Cachan / Paris 6, en L3, M1 et M2.

## 2 Description des activités d'enseignement

Mon service d'enseignement s'effectue exclusivement au Département de Génie Mécanique de l'ENS Cachan. Il est composé de 10% de cours en licence L3, 20% en Master M1, 10% en master M2 et 60% en préparation à l'Agrégation Externe de Génie Mécanique. Je suis responsable de plusieurs unités d'enseignement cohabilitées avec Paris 6 :

### – Elaboration de Prototypes de Produits Industriels (UE LA31B de L3)

Il s'agit d'aborder le thème du PPM, pour Produit Procédé Matériau. A partir d'un cahier des charges, comment élaborer un produit industriel en tenant compte des contraintes des différents métiers et en particulier ceux du design, du dimensionnement et de la fabrication. Les matériaux étant étudiés en parallèle, la partie cours porte essentiellement sur le produit et les procédés. Chaque métier fait évoluer la géométrie du produit de manière différente. Le projet proposé aux étudiants permet de mettre en œuvre des outils de conception (Catia V5) et de simulation de procédés (Moldflow, Thercast) dans un environnement PLM (Windchill). (16h cours ; 24h projet)



**FIG. 1:** Conception, simulation et prototypage d'un support d'alti-variomètre

### – Usinage des Courbes et Surfaces (Unité d'Enseignement MS331 de M1)

Ce module a pour objectif d'étudier les modèles de représentation 3D des courbes et surfaces complexes ainsi que les stratégies d'usinage associées. Nous étudions les différents modèles de représentation paramétrique des courbes et surfaces (Bezier et B-spline) ainsi que les modèles de description des trajectoires d'usinage, le choix de stratégies, et l'optimisation de trajectoires d'usinage. Le mini projet proposé aux étudiants consiste en la retro-conception d'un objet à partir d'un nuage de points et la réalisation d'une empreinte en Usinage Grande Vitesse. (10h cours ; 12h travaux dirigés ; 18h projet)

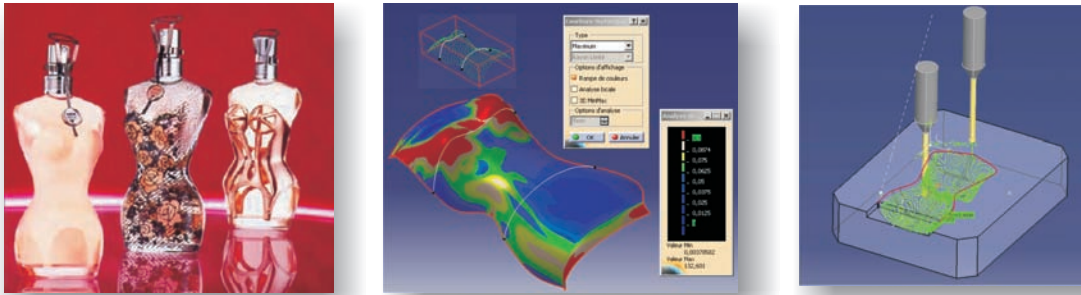


FIG. 2: Exemple de reconstruction 3D

– **Trajectographie (Unité d'Enseignement NS847 de M2)**

Il s'agit d'aborder les techniques de génération et de suivi de trajectoire dans l'espace des tâches d'une structure articulée de type robot ou machine outil à commande numérique. Nous étudions les différents types de déplacement ainsi que les possibilités de chaque commande en fonction de la complexité de la tâche. L'étude de la génération des trajectoires est faite dans le cas particulier de l'usinage des pièces de formes complexes du type moules et matrices, prothèses médicales ou pièces de structures aéronautiques. (12h cours ; 10h travaux dirigés ; 8h travaux pratiques)

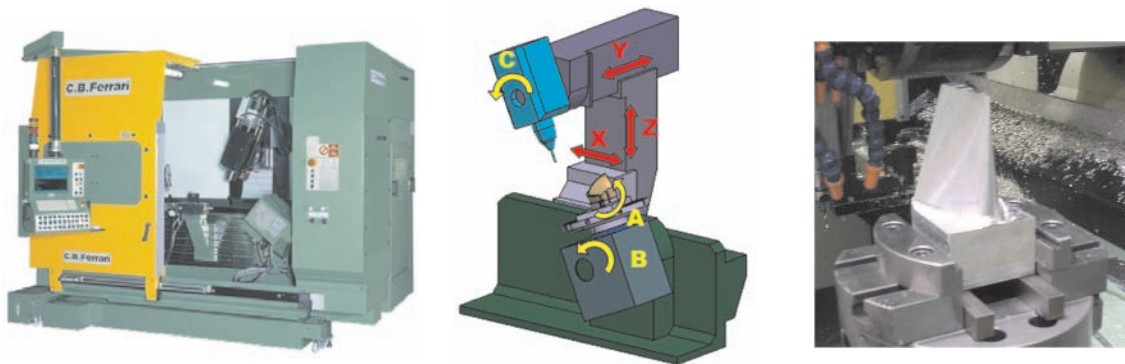


FIG. 3: Prise en compte de la structure mécanique articulée en FAO

### – CAO et Infographie (Unité d'Enseignement NS850 de M2)

Ce module a pour objectif de proposer des outils et méthodes pour la modélisation géométrique des pièces mécaniques, pièces prototypes, prothèses, ou œuvres d'art, à travers la définition de la maquette numérique. Une première partie est consacrée à la modélisation des solides par les approches B-Rep, ensembliste et CSG. Une seconde partie porte sur les courbes et surfaces NURBS en prolongement du module de M1 MS331. Enfin nous abordons également les représentations implicites et discrètes pour la représentation de scènes 3D. (14h cours ; 12h travaux dirigés ; 4h travaux pratiques)



FIG. 4: Modélisation des solides

### – Préparation à l'Agrégation de Génie Mécanique

Mes enseignements dans la préparation à l'Agrégation Externe de Génie Mécanique portent essentiellement sur la fabrication par usinage. On aborde en particulier la cotation de fabrication, la MSP, les conditions de coupe, la modélisation des structures mécaniques articulées et le réglage. Ces enseignements se composent suivant l'effectif de la promotion de 20h de cours, 36h de TP sur Machine Outil à Commande Numérique, 8h de bureau des méthodes et 20h de préparation à l'épreuve de leçon.

### – Travaux d'Etudes et de Recherches

Il s'agit d'un module proposé en L3 et en M1 de 50h élève qui consiste à mener à bien un projet à caractère scientifique, technologique ou pédagogique dont le thème est proposé par l'enseignant. Au cours des ces dernières années, j'ai donc encadré les projets suivants :

- Polissage de moules d'injection plastique (2008)

- Mesure par palpage sur MOCN (2007 et 2008)
- Simulation d'usinage 5 axes dans Catia V5 (2007)
- Tournage 3 axes (2007)
- Gamme de contrôle automatique sur MMT (2006)
- Réalisation d'une coquille de fonderie (2006)
- Maîtrise de l'opération de tréflage (2004)
- Simulation de fonderie avec Thercast (2004)
- Elaboration d'un atelier rapide de fabrication UGV dans Catia V5 (2004)
- Réalisation d'une guitare en composite carbone epoxy (2003)
- Simulation et réalisation de l'obtention par fonderie de la jante du robot E=M6 (2003)
- Réalisation d'une clef à filtre en usinage (2003)
- Etude du procédé d'usinage pour le Design (2002)
- Réalisation d'un pommeau de levier de vitesse par usinage (2002)

## 2.1 Responsabilités pédagogiques

- **Responsable pédagogique de la préparation à l'Agrégation Externe de Génie Mécanique**

J'ai été responsable de la préparation à l'Agrégation Externe de Génie Mécanique pendant quatre années scolaires, de 2003-2004 à 2006-2007. Le travail requis consiste en la gestion de l'emploi du temps, du budget pédagogique en collaboration avec la direction du département, de l'interface entre les professeurs impliqués dans la préparation et le président du jury du concours, en la prise en compte du programme officiel et de ses modifications, etc. Durant ces années, il a fallu également s'adapter au cursus LMD en transformant l'année de préparation à l'agrégation en un premier semestre de M2 comptant pour 30 points ECTS. Ainsi les étudiants souhaitant poursuivre par un stage long plutôt que par un M2 recherche pouvaient prétendre obtenir le M2 intitulé « Communication Scientifique et Technique, spécialité Expérimentations et Analyses de Problèmes Scientifiques et Techniques ». Cette responsabilité a été très prenante mais m'a permis d'entretenir des relations très étroites et privilégiées avec les étudiants et les collègues enseignants.

– **Responsable pédagogique du laboratoire de CFAO**

Depuis l'année 2009, je suis responsable pédagogique du laboratoire de CFAO. Le laboratoire compte 5 salles de CFAO de 8 postes, soit 40 stations de travail. Les postes sont équipés de logiciels de CFAO, de simulation et de calculs tels que Catia V5, SolidWorks, TopSolid, Forge 2008, Thercast 2009, Moldflow, CES 4, CASTEM, Matlab, etc. Mon travail consiste à veiller au bon fonctionnement des postes, aux renouvellement des licences, des contrats de maintenance et des machines. Deux salles seront complètement rénovées cette année et une salle de revue de projet avec immersion 3D sera installée. La gestion de l'informatique est assurée par l'administrateur informatique du département.

– **Membre de jurys de concours de recrutements**

Depuis 2004, je fais partie de l'équipe des poseurs de sujet de l'épreuve de « Sciences Industrielles C » du concours commun de la banque PT. J'ai donc élaboré avec mon binôme le sujet de 2006 en collaboration avec la société « Kawasaki France » et celui de 2009 en collaboration avec la société « Messier Dowty ». Je participe également aux jurys des épreuves orales de sciences industrielles du concours de la banque PT et du concours ENS Cachan Polytechnique filière PSI.

## 3 Description des travaux de recherche

### 3.1 Introduction

Le processus de réalisation des pièces de forme complexe par usinage est un processus essentiel dans les domaines de l'aéronautique, de l'automobile, des moules et des matrices. Ce processus a largement été modifié ces dernières années par l'utilisation de la maquette numérique, par l'introduction de commandes numériques plus performantes, par l'Usinage à Grande Vitesse (UGV) et par le développement du fraisage à 5 axes. Ces innovations scientifiques et technologiques permettent d'accroître la qualité des pièces produites et la productivité mais elles introduisent de nouvelles problématiques. Mes travaux de recherche portent donc sur l'amélioration de la qualité tout au long du processus d'obtention des pièces de formes complexes et en particulier sur :

- l'amélioration des algorithmes de génération de trajectoire en FAO,
- l'influence du modèle géométrique de la machine,
- la prise en compte du comportement du couple MO-CN lors de la fabrication,
- l'enrichissement des formats d'échange de données entre activités.

Ces différents domaines étant très imbriqués les uns dans les autres, les travaux de recherche présentés ci-après sont souvent à l'intersection de plusieurs d'entre eux.

### 3.2 Prise en compte des performances du couple MO-CN en FAO

Dans l'objectif de garantir la qualité des surfaces usinées tout en minimisant les temps de fabrications, il est devenu important de considérer le comportement réel du moyen utilisé lors de l'usinage. Nous essayons en particulier de prendre en compte les aspects cinématiques lors de l'exécution de la trajectoire par le couple MO-CN.

#### 3.2.1 Optimisation de la vitesse d'avance en 5 axes en bout : la méthode Geo5XMax

L'objectif des travaux menés durant la thèse de S. Lavernhe, « Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV », co-encadrée avec C. Lartigue a été de définir un modèle cinématique de comportement du couple MO-CN afin de



choisir la meilleure stratégie en fraisage à 5 axes en bout. En particulier, cela nous permet d'optimiser l'orientation de l'axe de l'outil le long de la trajectoire pour respecter au mieux la vitesse d'avance programmée. Le temps d'usinage est diminué et l'état de surface est plus homogène.

Le travail a donc consisté dans un premier temps à modéliser le comportement de la commande numérique qui équipe notre centre d'usinage à 5 axes UGV et à implanter ce modèle au cœur de la génération des trajectoires d'usinage. Nous nous sommes attachés à modéliser la partie interprétation et interpolation de la trajectoire. Nous ne modélisons pas les asservissements, le comportement de la structure de la machine ni les phénomènes de coupe. La phase d'interpolation de la trajectoire consiste à générer les consignes de position pour chacun des axes de manière échantillonnée selon la période de la boucle d'asservissement de position. Finalement, le modèle proposé permet de calculer les positions, vitesses, accélérations et jerk atteints par chacun des axes de la machine et reconstruit la vitesse relative entre l'outil et la pièce. Le modèle a été validé par des essais sur la machine et a fait l'objet d'une publication en revue internationale [PI 4] et de communications nationales et internationales [PN 2][CI 5][CI 6][OS 1][CI 8]. Ce modèle est introduit au cœur de la génération des trajectoires en fraisage à 5 axes. Plus particulièrement, il permet d'optimiser le calcul des orientations de l'axe de l'outil le long de la passe. La fonction optimisée est par exemple le temps d'usinage, à minimiser, ou la vitesse d'avance le long de la trajectoire, à maximiser. Les contraintes à respecter sont la hauteur de crête maximale programmée et la non collision entre l'outil et la surface à usiner. La résolution n'a pas fait l'objet de développements spécifiques, elle est effectuée dans le logiciel Matlab. Les applications effectuées montrent des gains très convaincants sur la vitesse d'avance ou le temps d'usinage, qui selon les applications, peut être divisé par deux. Ces résultats ont fait l'objet d'une publication en revue internationale [PI 3] et une communication nationale [CN 5]. Les résultats sont donc encourageants malgré les difficultés posées par la modélisation de la « boîte noire » qu'est la commande numérique Siemens Sinumerik 840D et en particulier de l'interpolateur. L'optimisation serait plus simple à mener si nous disposions d'une commande numérique ouverte afin de s'affranchir des commandes numériques industrielles. Nous souhaitons maintenant orienter nos travaux vers l'exploitation du modèle surfacique des trajectoires d'usinage. En effet, dans cette thèse, l'orientation de l'outil n'a pas été optimisée en terme de surface comme nous le souhaitons au départ mais en terme de courbe.

### 3.2.2 Optimisation de la fluidité en 5 axes en flanc : la méthode Geo5XFlanc

Nous avons étendu la prise en compte de l'exécution de la trajectoire par le couple MO-CN à l'usinage à 5 axes sur le flanc. En effet, ce mode d'usinage intéresse de plus en plus les industriels pour des raisons de productivité. L'objet de la thèse de P-Y. Péchard, co-encadrée avec C. Lartigue et financée par un contrat CIFRE avec la société Missler Software, a été d'intégrer un critère de fluidité dans le calcul des trajectoires en fraisage à 5 axes sur le flanc. Plus particulièrement, l'éditeur de logiciels de FAO Missler Software souhaitait disposer d'une solution qui minimise les écarts géométriques d'usinage sans dégrader la fluidité de la trajectoire. La recherche d'un posage de l'outil optimal peut donc provoquer des oscillations de l'orientation de l'axe de l'outil le long de la trajectoire. Il en résulte une vitesse d'avance variable et un mouvement saccadé de l'outil, propice à l'apparition de marques sur la pièce usinée.

L'approche que nous proposons consiste à générer une trajectoire initiale la plus fluide possible puis de l'optimiser afin que les écarts géométriques entre la surface usinée et la surface nominale soient compatibles avec les tolérances géométriques, tout en préservant le caractère fluide de la trajectoire. Ainsi, on assure une trajectoire propice à son suivi par le couple MO-CN dans un contexte d'Usinage à Grande Vitesse. Dans ces travaux, le comportement de la MO-CN n'est pas modélisé comme dans l'approche Geo5XMax mais la fluidité de la trajectoire est assurée par un paramètre d'énergie de déformation de la trajectoire de l'outil dans l'espace pièce.

La méthode proposée consiste donc à générer des trajectoires d'usinage qui minimisent les écarts géométriques et qui garantissent un certain niveau de fluidité de la trajectoire en minimisant son énergie de déformation. Les résultats montrent une totale corrélation entre le niveau d'énergie de déformation, la qualité de la surface usinée et le temps d'usinage. Ceux-ci ont fait l'objet d'une publication en revue et conférences nationales et internationales [PI 1],[CI 1],[CN 0].

L'approche proposée est donc pertinente et la résolution du système rapide. La méthode est en cours d'industrialisation chez Missler Software. Dans cette première approche, nous n'avons pas établi de liens formels entre les comportements dans l'espace pièce et dans l'espace machine. Mais dans le cas où la transformation géométrique ne génère pas de discontinuité, il y a corrélation entre les deux comportements. Nous souhaitons maintenant tenir compte de

l'exécution de la trajectoire sur la machine en intégrant les caractéristiques cinématiques des axes. Nous pourrions alors établir un lien formel entre le taux d'énergie de déformation et le comportement des axes de la machine, pour minimiser l'apparition de marques sur la pièce ainsi que le temps d'usinage.

### **3.3 L'influence du modèle géométrique de la machine**

#### **3.3.1 Modification des trajectoires pour prendre en compte la transformation géométrique**

Les problèmes liés à la transformation géométrique et plus particulièrement la présence de solutions multiples et de singularités ont été étudiés sur des cas concrets suite au stage de recherche de C. Castagnetti intitulé « Usinage des aubes de roues de machines hydrauliques » effectué en partenariat avec le Laboratoire des Machines Hydrauliques de l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne. Nous avons caractérisé un comportement de la machine lors du passage près de la singularité et avons proposé une méthode pour modifier la trajectoire d'usinage en conséquence [CI 4] tout en conservant les caractéristiques de hauteur de crête et de tolérance d'usinage.

#### **3.3.2 Intégration des défauts de modélisation de la machine en copiage 5 axes**

Le processus de réalisation des pièces de formes complexes issues de numérisations dans le cadre du copiage rapide de formes pose également des problèmes de qualité géométrique. Il y a tout d'abord des problèmes liés à la génération de trajectoires d'usinage sans collisions sur un nuage de points mais également la simulation de l'usinage pour vérifier la qualité du copiage. Nous avons montré que le copiage rapide par usinage est une alternative intéressante à la méthode classique de reverse Engineering [PI 5] [CN 3]. Par ailleurs, le copiage en fraisage à 5 axes positionné qui permet d'assurer la complétude de l'usinage sans démontage, pose des problèmes de qualité de recouvrement des zones usinées. En effet, le modèle géométrique de la structure mécanique articulée utilisé pour la transformation géométrique inverse est source d'écarts géométriques aux recouvrements [CI 7]. C'est dans ce contexte que s'inscrivent les travaux de thèse de M. Makki intitulés « Copiage rapide de formes sur machine outil à commande numérique en fraisage 5 axes », co-encadrés avec F. Thiébaud et C. Lartigue. Les travaux

ont consisté à partitionner le nuage de points à usiner tel que les zones de recouvrement des trajectoires générées pour différentes orientations de l'outil soient minimum. Cette approche est basée sur l'évaluation de la normale sur un nuage de points ainsi que sur le calcul de la visibilité d'un point du nuage. L'évaluation de la normale sur un nuage de points a fait l'objet du développement d'un algorithme spécifique basé sur le lancer de sphères sur le nuage [CN 2]. Le calcul de la visibilité s'appuie sur des critères d'accessibilités de l'outil à la surface sans collision, sur les caractéristiques de la machine et sur la position du point de contact entre l'outil et le nuage.

### **3.4 Les formats d'échange de données**

Actuellement, seuls les formats de description linéaires ou polynomiaux sont intégrés dans la commande numérique. Dans l'objectif de minimiser la dégradation de l'information entre chaque étape du processus, et d'améliorer la qualité des surfaces usinées, nous proposons de communiquer à la commande numérique des trajectoires d'usinage sous forme surfacique. Il n'y a donc ni erreur de posage de l'outil sur la surface, ni erreur de corde et la maîtrise de la hauteur des crêtes laissées sur la pièce est plus facile. Dans le cadre du mémoire de DEA de M. Ritou intitulé « Intégration d'un modèle surfacique de trajectoires d'usinage dans la Commande Numérique » nous avons validé la faisabilité d'une telle approche au travers d'expérimentations et avons assuré la cohérence avec le nouveau format Step-NC de description des trajectoires d'usinage [PI 7]. Ce travail a été inscrit dans le projet FAMOUS proposé au 7ème PCRD portant sur Step-NC.

### **3.5 Le polissage automatique sur MOCN**

Nous développons actuellement le polissage automatisé des moules d'injection plastique ou des prothèses médicales sur centre d'usinage à 5 axes. En effet, les opérations de polissage sont la plupart du temps des opérations manuelles et les industriels y voient là une opportunité pour amortir leur centre d'usinage 5 axes. Nous avons validé cette approche lors du master de X. Pessoles intitulé « Obtention d'états de surface poli glace sur centre d'usinage 5 axes » et les résultats ont été publiés dans une revue internationale [PI 2] et dans une communication

nationale [CN 1]. Les trajectoires de polissage développées s'appuient sur des courbes trochoïdales posées sur des courbes fractales. La mise en œuvre de ces trajectoires a été effectuée sur des exemples de moules proposés par les sociétés Legrand et Sunoptics. Les problématiques rencontrées sont similaires à celles de l'usinage 5 axes : génération de trajectoires en FAO, exécution des trajectoires sur la machine, choix des paramètres d'usinage et de polissage pour atteindre un état de surface donné. Aussi, afin de pouvoir industrialiser ce procédé, les travaux envisagés porteront sur le développement de nouvelles solutions d'outillage, de trajectoires et de contrôle des états de surface poli miroir.

### 3.6 Perspectives

Afin de pouvoir développer le polissage sur centre de fraisage 5 axes d'une part, et pour disposer d'une commande numérique ouverte, nous élaborons actuellement un projet pour faire évoluer le site expérimental vers une « plate forme d'usinage/polissage 5 axes hautes performances ». Ce projet a pour but d'acquiesir une nouvelle machine 5 axes aux performances accrues et de modifier la machine dont nous disposons en un outil expérimental ouvert. Ce projet nous permettrait de mener à bien nos recherches sur le polissage et de développer une commande numérique ouverte en collaboration avec Supelec et le Manufacturing Automation Laboratory de Vancouver. Nous pourrions alors disposer de tous les outils pour intégrer tous les éléments du processus de réalisation des pièces par usinage et polissage lors de la génération des trajectoires en FAO.

## 4 Collaborations

### 4.1 Collaborations universitaires nationales et internationales

- Pr D. Dumur, Supelec autour du comportement de la commande numérique en UGV.
- Pr Y. Altintas, Manufacturing Automation Laboratory de l'université de Colombie Britannique de Vancouver au sujet du virtual machining.
- Pr F. Avellan, Laboratoire des Machines Hydrauliques de l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne au sujet de l'usinage des pompes-turbines hydrauliques.

### 4.2 Collaborations industrielles

- Projet USIQUICK, labélisé par le Réseau National des Technologies Logicielles. Développement d'un logiciel d'industrialisation automatique de pièces mécaniques réalisées par fraisage. Maître d'ouvrage Dassault Aviation, Maître d'œuvre Dassault Systèmes (2003-2004).
- Convention CIFRE avec la société Missler Software (Evry 91) dans le cadre de la thèse de P-Y.Pechard portant sur la génération de trajectoires d'usinage en FAO (2006-2009).
- Collaboration avec la société Legrand (Limoges 87) sur le polissage des moules d'injection plastique dans le cadre du stage de M2 de X.Pessoles (2007).
- Prestation de recherche pour la société Sunoptics (St Claude 39) portant sur l'amélioration du processus de fabrication des moules d'injection plastique de verres solaires (2008).
- Collaboration avec la société Mikron (Palaiseau 91) et la société ICeram (Limoges 87) pour l'industrialisation du polissage automatisé de prothèses médicales (2008-2009).

## 5 Encadrements scientifiques

### 5.1 Master Robotique Productive

Anciennement DEA de Production Automatisée.

- Mathieu Ritou, Intégration d'un modèle surfacique de trajectoires d'usinage dans la commande numérique, 2003.
- Cedric Castagnetti, Usinage des aubes de roues de machines hydrauliques, 2005
- Christina Nita, Etude des efforts de coupe en fraisage 2.5 axes des pièces prismatiques, 2005
- Tammam Salloum, Influence du posage de la pièce sur les performances cinématiques d'un centre d'usinage à 5 axes grande vitesse, 2005
- Julien Chaves-Jacob, Conception et usinage d'une nouvelle génération de pompes turbines, 2006
- Xavier Pessoles, Obtention d'états de surface poli glace sur centre d'usinage à 5 axes, 2007
- Tarik Lamani, Simulation d'usinage à 5 axes positionné à l'aide de voxels, 2007
- Anthony Guiot, Analyse du comportement des axes rotatifs en fraisage 5 axes sur le flanc, 2009

### 5.2 Doctorats de l'ENS de Cachan

- Sylvain Lavernhe, Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV. Thèse soutenue le 30 novembre 2006. Directeur de thèse C. Lartigue (Enc.50%) ; Co encadrant C. Tournier (Enc.50%).
- Mohanad Makki, Copiage rapide de formes sur machine outil à commande numérique en fraisage 5 axes, soutenance prévue le 06 Juillet 2009. Directeur de thèse C. Lartigue (Enc.20%) ; Co encadrant C. Tournier (Enc.40%) ; F. Thiébaud (Enc.40%)
- Pierre-Yves Péchard, Génération de trajectoires d'usinage grande vitesse 5 axes par flanc d'outil : intégration d'un critère de fluidité, soutenance prévue le 07 Juillet 2009 Directeur de thèse C. Lartigue (Enc.20%) ; Co encadrant C. Tournier (Enc.80%).

## 6 Publications et communications scientifiques

### 6.1 Publications internationales en revues à comité de lecture

[PI 1] P-Y. Pechard, C. Tournier, C. Lartigue, J-P. Lugarini, Geometrical deviations versus smoothness in 5-axis flank milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(6), pp.454-461, 2009

[PI 2] X. Pessoles, C. Tournier, Automatic polishing process of plastic injection molds on a 5-axis milling center, *Journal of Materials Processing Technology*, 209(7), pp. 3665-3673, 2009.

[PI 3] S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, Optimization of 5-axis high-speed machining using a surface based approach, *Computer-Aided Design*, vol 40 (10-11), pp.1015-1023, 2008

[PI 4] S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, Kinematical performance prediction in multi-axis machining for process planning optimization, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol 37 (5-6), pp. 534-544, 2008

[PI 5] M. Makki, C. Lartigue, C. Tournier, F. Thiébaud, Direct duplication of physical models in discrete 5-axis machining, *Virtual and Physical Prototyping*, vol 3 (2), pp.93-103, 2008.

[PI 6] C. Tournier, E. Duc, Iso-scallop tool path generation in 5-axis milling, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol 25 (9-10), pp. 867-875, 2005

[PI 7] C. Lartigue, C. Tournier, M. Ritou, D. Dumur, High-performance NC for High-Speed Machining by means of polynomial trajectories, *Annals of the CIRP*, vol 53 (1), pp. 317-320, 2004

[PI 8] C. Tournier, E. Duc, A surface based approach for constant scallop height tool path generation, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 19, pp. 318-324, 2002

[PI 9] C. Lartigue, E. Duc, C. Tournier, Machining of free-form surfaces and geometrical specifications, *Journal of the Engineering Manufacture, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B*, 213, pp. 21-27, 1999

[PI 10] E. Duc, C. Lartigue, C. Tournier, P. Bourdet, A new concept for the design and the manufacturing of free-form surfaces : the machining surface, *Annals of the CIRP*, 48(1), pp. 103-106, 1999



## 6.2 Ouvrages et chapitres d'ouvrages collectifs

[OS 1] S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, Kinematic performances in 5-axis machining, Advances in Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering II, IDMME06, pp. 489-503, Springer, 2007.

[OS 2] C. Tournier, E. Duc, C. Lartigue, A. Contri, The concept of the machining surface in 5-axis milling of free form surfaces, IDMME'2000, Kluwer Academic Publishers, pp. 279-286, 2002

## 6.3 Publication nationales en revues à comité de lecture

[PN 1] S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, Intégration de contraintes cinématiques pour le calcul de l'orientation optimisée de l'axe de l'outil en usinage 5 axes, Mécanique et Industrie, vol 8, pp. 419-427, 2007 (AUGV 2006)

[PN 2] C. Tournier, S. Lavernhe, C. Lartigue, 5-axis high speed milling optimisation, Revue Internationale d'Ingénierie Numérique, vol 2 (1-2), pp. 173-184, 2006 (CPI2005)

[PN 3] M. Susanu, D. Dumur, C. Tournier, C. Lartigue, Loi de commande prédictive pour le positionnement des axes d'une machine outil à architecture ouverte, Mécanique et Industrie, vol 6, pp. 447-454, 2005 (AUGV 2004)

## 6.4 Communications internationales

[CI 1] P-Y. Pechard, C. Tournier, C. Lartigue, Introducing minimum energy tool path in 5-axis flank milling, 3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting, Dublin (Ireland), 12-13 June, 2008

[CI 2] C. Tournier, C. Lartigue, 5-axis iso-scallop tool paths along parallel planes, 8th International Conference on Computer Aided Design, Computer Aided Design and Applications, 5 (1-4), pp.278-287, Orlando (USA), 2008

[CI 3] P-Y. Pechard, J. Chaves-Jacob, C. Tournier, C. Lartigue, Intégration d'un critère de fluidité en génération de trajectoires 5 axes par flanc d'outil, 5th international conference on Integrated Design and Production, Rabat, CDRom paper N°054,10p., 2007.

[CI 4] C. Tournier, C. Castagnetti, S. Lavernhe, F. Avellan, Tool path generation and post-processor issues in five-axis high speed machining of hydro turbine blades, The 5th International Conference on High Speed Machining, Metz, France, pp.500-510, March 2006

[CI 5] S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, Model for performance prediction in multi-axis machining, CIRP 2nd International Conference High Performance Cutting, the University of British Columbia, Vancouver, Canada, 12-13 June 2006

[CI 6] S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, Kinematical performances in 5-axis machining, Conférence internationale IDMME'06, Grenoble, France, May 17 - 19, 2006

[CI 7] M. Makki, S. Lavernhe, F. Thiébaud, C. Tournier, C. Lartigue, Identification de la géométrie de machines CN par mesure d'artefacts, 1er Congrès International Francophone de Mécanique Avancée, Université d'Alep, Syrie, 2-4 mai 2006.

[CI 8] C. Tournier, S. Lavernhe, C. Lartigue, Five-axis high speed milling optimisation, 4th International conference on Integrated Design and Production, Casablanca, Morocco, CDRom paper N°087,12p., November 2005.

[CI 9] A. Affouard, C. Tournier, S. Lavernhe, C. Lartigue, Description formats of tool trajectory suited to High-Speed Machining, International Conference on High Speed Machining, pp. 195-199, Nanjing, China, March 31-April 2, 2004.

[CI 10] S. Lavernhe, X. Duan, C. Tournier, C. Lartigue, Performance of off-line polynomial CNC trajectories within the context of HSM, ASME International Mechanical Engineering Congress, CDRom paper N°60900, 7 p., Anaheim (USA), November 2004.

[CI 11] C. Tournier, E. Duc, C. Lartigue, A. Contri, The concept of the machining surface in 5-axis milling of free-form surfaces, 3rd International Conference on Integrated Design and Manufacturing In Mechanical Engineering, IDMME'2000, Montréal (Canada), CDRom paper, 8 pages, May 2000

## 6.5 Communications nationales

[CN 0] P-Y. Pechard, C. Tournier, C. Lartigue, Intégration de l'énergie de déformation minimum en usinage 5 axes sur le flanc, 11ème colloque national AIP-PRIMECA, CDROM paper, 12 p., La Plagne, 2009

[CN 1] X. Pessoles, C. Tournier, Polissage automatique de moules d'injection plastique sur

centre d'usinage 5 axes, Assises MUGV, Nantes, 10 p., 5-6 juin 2008

[CN 2] M. Makki, C. Tournier, F. Thiébaud, C. Lartigue, Une approche pour estimer la normale sur données discrètes et bruitées issues d'une numérisation 3D par capteur laser plan, Groupe de Travail Animation et Simulation GTMG2008, Mulhouse (France), pp.63-72, mars 2008.

[CN 3] M. Makki, C. Tournier, F. Thiebaut, C. Lartigue, Reverse Engineering et Copiage rapide de nuages de points numérisés, 18ème Congrès français de mécanique, Domaine Universitaire de Grenoble, CDRom paper N°0198, 6 p., 27-31 août 2007.

[CN 4] C. Tournier, F. Thiébaud, C. Lartigue, Modèles polynomiaux pour la fabrication, Journées du Groupe de Travail en Modélisation Géométrique, Cachan, pp.1-12, Mars 2006.

[CN 5] S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, Intégration de contraintes cinématiques pour le calcul de l'orientation optimisée de l'axe de l'outil en usinage à 5 axes, 4èmes assises MUGV, ENSAM Aix en Provence, 8 et 9 juin 2006

[CN 6] M. Susanu, D. Dumur, C. Tournier, C. Lartigue, Loi de commande prédictive pour le positionnement des axes d'une machine outil à architecture ouverte, Assises Machine et Usinage Grande Vitesse, Clermont-Ferrand(France), 10-11 mars 2004.

[CN 7] C. Tournier, E. Duc, Génération de trajectoires outils à hauteurs de crête constante en fraisage 5 axes, 8e colloque national AIP-PRIMECA, CDROM paper, 10 p., La Plagne, 31 mars - 2 avril 2003

[CN 8] C. Tournier, E. Duc, Stratégies d'usinage et productivité en fraisage des surfaces complexes, 16ème Congrès Français de Mécanique Nice, CDROM paper n° 175, 1-5 septembre 2003

[CN 9] E. Duc, C. Lartigue, P. Bourdet, C. Tournier, Le modèle géométrique pour les activités de fabrication, Journée thématique PRIMECA Multi-représentations géométriques en CMAO, Aix en Provence (France), pp 55-59, Novembre 2001

[CN 10] C. Tournier, E. Duc, C. Lartigue, Le concept de la surface d'usinage pour la conception et la fabrication des pièces de forme gauche, Journée PRIMECA "CFAO et usinage de formes complexes", Ecole Normale Supérieure de Cachan, mars 1999

## 6.6 Participation à la vie scientifique et responsabilités collectives

- Co responsable de l’animation du groupe de travail national en fabrication «Manufacturing 21» regroupant 16 laboratoires (LURPA, IRCCYN, LAMI, LGMT, LABOMAP, LMP, G-SCOP, etc.). Les thèmes abordés sont la modélisation du processus de fabrication, la fabrication virtuelle et le développement de nouvelles méthodes de fabrication. Le groupe a pour objectif de favoriser les échanges entre les doctorants travaillant sur des thèmes connexes et organise un à deux séminaires par an.
- Responsable de la coordination de la rédaction d’un ouvrage sur l’Usinage Grande Vitesse pour les éditions Dunod. Publication de l’ouvrage prévue en 2010.
- Co organisation des journées du Groupe de Travail en Modélisation Géométrique 2006 du GDR Algorithme Langage et Programmation du CNRS qui ont lieu au LURPA de l’ENS de Cachan les 22 et 23 mars 2006.
  
- Responsable de la plate-forme de Conception et Fabrication Assistée par Ordinateur du LURPA, ainsi que du site expérimental Usinage Grande Vitesse du laboratoire (2003/2009).
- Responsable du projet Sesame « Usinage à 5 Axes Haute Performance » de développement de la plate-forme expérimentale du LURPA
  
- Reviewer pour les revues Computer-Aided Design et IEEE Transactions on Control Systems Technology.
- Membre du comité scientifique de la conférence bi annuelle International Conference on Integrated Design and Production.
- Membre des comités de sélection des Arts et Métiers ParisTech et de Institut Français de Mécanique Avancée de Clermont-Ferrand.



## **PARTIE 2 : Travaux de Recherches**



# Introduction

L'industrie manufacturière Française est largement concurrencée depuis le début des années 1990 par celle des pays émergents de sorte que la fabrication de certaines pièces par usinage n'est plus économiquement viable dans notre pays. Notre industrie essaie donc de se focaliser sur la production de pièces à forte valeur ajoutée telles que les pièces de structures aéronautiques en composite carbone, titane ou aluminium, les pièces de turbo machine en inconel, les prothèses médicales en alliage chrome cobalt ou encore les moules et matrices en acier trempé. Sur toutes ces pièces les exigences de qualité sont croissantes pour garantir le bon fonctionnement des produits finis et donc la compétitivité des entreprises qui les commercialisent.

Il existe de nombreux critères de qualité selon les applications considérées. Ainsi la qualité dimensionnelle doit permettre d'assurer l'assemblage des produits, le respect des épaisseurs minimum pour la résistance des matériaux. La qualité visuelle ou l'absence de marques sur les moules d'injection plastique est garante de critères esthétiques sur les pièces injectées. Enfin la qualité micro géométrique des pièces usinées ainsi que l'intégrité structurelle des matériaux sont de plus en plus étudiées pour diminuer les risques de rupture des pièces par fatigue. Le succès des entreprises manufacturières passe donc par la maîtrise du processus de fabrication du produit, dans un matériau donné, en utilisant des outils et méthodes dédiés à leurs applications.

Le processus de réalisation des pièces de forme complexe par usinage a largement été modifié ces dernières années par l'utilisation de la maquette numérique, par l'introduction de commandes numériques plus performantes, par l'Usinage à Grande Vitesse (UGV) et par le développement du fraisage à 5 axes. Ces innovations scientifiques et technologiques permettent d'accroître la qualité des pièces produites et la productivité mais elles introduisent de nouvelles problématiques.

En particulier, les centres d'usinage à 5 axes laissent entrevoir aux industriels des possibi-



lités d'améliorer leur compétitivité face aux pays à bas salaires en augmentant la valeur ajoutée produite par les opérations d'usinage à 5 axes. En effet, le fraisage à 5 axes est un procédé qui trouve son intérêt dans trois applications distinctes.

Tout d'abord la réalisation de formes dites « difficiles » telles que les pièces d'aérodynamique ou d'hydrodynamique comme les aubes de compresseur, les rouets, etc. Pour ces pièces le recours à l'usinage à 5 axes est indispensable pour accéder à chaque surface de la pièce sans générer de collisions. De plus le fraisage à 5 axes sur le flanc est un procédé d'usinage tout à fait adapté pour ce type de pièces.

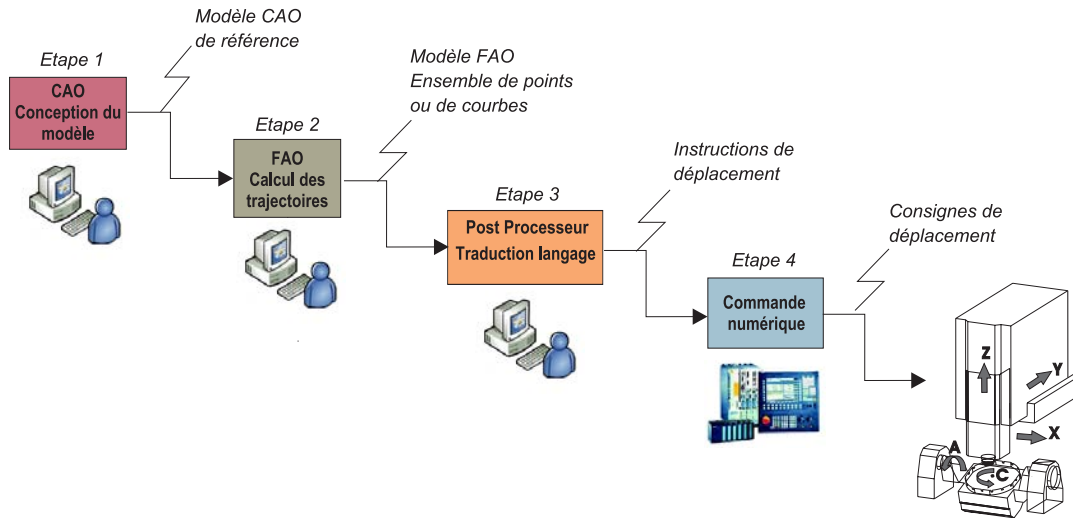
L'usinage à 5 axes est aussi un moyen de minimiser les posages et donc les erreurs systématiques de remise en position pour la réalisation de pièces prismatiques. Il peut dans ce cas remplacer avantageusement le fraisage à 3 axes.

Enfin, le fraisage à 5 axes des moules et des matrices permet d'améliorer la productivité à qualité constante pour les pièces de type moules, matrices et prothèses médicales.

Plus récemment, certains industriels se sont montrés intéressés par l'utilisation de leur machine à 5 axes afin d'effectuer des opérations de polissage. En effet, cela permettrait d'augmenter le taux de charge des machines afin de les amortir plus rapidement. A l'heure actuelle, certaines opérations de polissage sont exécutées sur des robots anthropomorphes ou sur des machines spéciales mais la plupart du temps ce sont des opérations manuelles effectuées par des ouvriers très spécialisés. La mise en œuvre des procédés d'usinage et de polissage est plus complexe sur des machines à 5 axes car les gains de productivité ne sont atteints que si le moyen est utilisé à son rendement maximal. Il est donc nécessaire d'optimiser chaque étape du processus de réalisation d'une forme complexes. En effet, chacune des étapes du processus (figure 5), de la Conception Assistée par Ordinateur à l'usinage sur la Machine Outil à Commande Numérique (MOCN) impose des contraintes sur le processus et des modifications sur la nature des informations échangées entre chaque activité.

En particulier, le fraisage à 5 axes pose des problèmes supplémentaires à ceux observés en fraisage à 3 axes. Parmi ceux-ci on peut citer :

- La complexité des algorithmes de génération de trajectoires. En effet, la volonté d'optimiser les trajectoires afin d'enlever le plus de matière possible pour diminuer les écarts géométriques augmente les risques de collisions.



**FIG. 5:** Processus de réalisation des pièces en fraisage multi axes

- La prise en compte de la cinématique par le post processeur. Le comportement cinématique de la machine compte tenu de sa structure est source de mouvements incohérents qui peuvent générer des collisions, des écarts géométriques ou des marques sur la pièce.
- Les performances du couple MO-CN. L'interpolation synchrone des cinq axes de l'espace articulaire engendre des difficultés de suivi de la trajectoire et de respect des vitesses d'avance programmées, préjudiciables au temps d'usinage et à la section de coupe effective.
- Les défauts du modèle géométrique de la machine. La qualité du modèle géométrique de la machine est un élément clé pour ne pas introduire d'erreur systématique pour chaque sous phase, c'est à dire pour chaque orientation de la pièce dans la machine.

Les travaux que je développe s'inscrivent dans ce contexte et ont pour objectif d'améliorer la qualité des surfaces réalisées en UGV et en polissage sur centre de fraisage à 5 axes ainsi que la productivité. Pour cela, nous pouvons agir sur les méthodes de génération de trajectoires en Fabrication Assistée par Ordinateur (FAO) en tenant compte des caractéristiques du moyen utilisé. La description de mes travaux sera donc découpée en quatre parties distinctes.

Dans le premier chapitre, nous étudierons en particulier les problèmes liés au comportement cinématique du couple MO-CN lors de l'usinage afin de les intégrer lors de la génération des trajectoires d'usinage. Ce point de vue sera développé dans le cadre du fraisage à 5 axes en bout

ainsi que sur le flanc.

Nous pouvons aussi agir lors de la génération des trajectoires pour prendre en compte la géométrie de la structure de la machine qui peut introduire des mouvements incohérents mais aussi les imperfections du modèle géométrique implanté dans la commande numérique. Cette partie fera l'objet du deuxième chapitre.

Dans le troisième chapitre, nous étudierons les formats d'échanges entre les différentes activités du processus de réalisation des pièces de formes gauches. En particulier nous développerons le concept d'interpolation surfacique et sa compatibilité avec le projet de norme Step-NC.

Enfin dans le quatrième et dernier chapitre nous aborderons le polissage automatique sur centre d'usinage à 5 axes et le champ d'investigation que celui-ci réserve.

# Chapitre 1

## Prise en compte des performances du couple MO-CN en FAO

### 1 Introduction

L'objectif est de générer des trajectoires d'usinage à 5 axes permettant l'usinage à grande vitesse d'une surface en respectant la qualité requise. Celle-ci est imposée par des tolérances géométriques de défaut de forme et d'état de surface et par l'absence de marque sur la pièce. Pour atteindre ces objectifs, il est nécessaire d'intégrer un maximum de contraintes lors de la génération des trajets d'usinage. Le cas le plus complexe est celui du fraisage à grande vitesse à 5 axes. Si l'usinage à 5 axes offre des avantages par rapport à l'usinage à 3 axes (plus grande accessibilité de l'outil, meilleur état de surface, taux d'enlèvement de matière plus important) les algorithmes de génération de trajectoires sont plus compliqués. Compte tenu des deux degrés de liberté supplémentaires orientant l'axe de l'outil, les méthodes de génération de trajectoires conduisent à des problèmes d'optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil de façon à satisfaire un critère en respectant un certain nombre de contraintes. Pour garantir la qualité requise et augmenter la productivité, les premières préoccupations ont d'abord été d'éviter les collisions outil/environnement et interférences outil/pièce [Guerin 1994] [Rao and Sarma 2000], [Jun et al. 2003]. Ce domaine fait encore aujourd'hui l'objet de nombreuses publications car l'usinage hors collisions est la condition nécessaire à la mise en oeuvre de la production. Ensuite les travaux ont porté sur l'aspect géométrique des trajectoires pour maximiser la

largeur de coupe [Lee and Ji 1997], [Chiou and Lee 2002], [Radzevich 2006] ou générer des trajectoires à hauteur de crête constante [Lee 1998], [Tournier and Duc 2005]. On espère ainsi minimiser la longueur du trajet dans l'espace pièce tout en respectant les critères de tolérance d'usinage et de hauteur de crête. Cependant, les trajets les plus courts dans l'espace pièce ne sont pas forcément les plus rapides lors de l'usinage sur la machine [Tournier and Duc 2003]. Les travaux plus récents s'attachent donc à intégrer les contraintes avales dans le processus d'usinage à grande vitesse et plus particulièrement celles liées à l'inversion de coordonnées et à la cinématique de la machine. Les travaux relatifs aux comportements de la machine aux abords de la singularité sur les structures de type RRTTT A/C ou B/C en ébauche [Munlin et al. 2004] ou en finition [Affouard et al. 2004], [Tournier et al. 2006] portent sur la modification a priori ou a posteriori des trajectoires de l'outil. Cela permet d'éviter la présence de mouvements incohérents le long de la trajectoire qui altèrent la qualité de la surface usinée. En ce qui concerne les aspects cinématiques, l'utilisation d'orientations de l'axe de l'outil lissées est une première approche pour assurer une évolution fluide dans l'espace pièce et dans l'espace machine [Ho et al. 2003]. Enfin la prise en compte des performances cinématiques est l'une des voix d'amélioration développée ces dernières années dans le cadre du fraisage de poches à 2.5 axes [Pateloup et al. 2004] ou de surfaces complexes en fraisage à 3 axes [Dugas 2002]. Si par endroit un axe de la machine arrive à saturation en vitesse ou en accélération, cela signifie que la vitesse d'avance tangentielle programmée ne sera pas atteinte, diminuant ainsi la productivité et favorisant l'apparition de marques dues à des flexions d'outil.

Dans l'objectif de garantir la qualité des surfaces usinées tout en minimisant les temps de fabrications, il est donc devenu important de considérer le comportement réel du moyen utilisé lors d'une opération d'usinage grande vitesse à 5 axes. C'est la problématique que nous allons traiter dans ce chapitre. Ainsi l'approche proposée consiste à intégrer un modèle ou un critère caractéristique du comportement du couple MO-CN lors de la génération des trajectoires 5 axes en FAO. En particulier nous étudierons les cas de l'usinage à 5 axes en bout et à 5 axes sur le flanc de l'outil pour lesquels seront générés des trajectoires et des orientations d'axe outil optimales d'un point de vue cinématique. Depuis ma thèse de doctorat, mes travaux concernant la génération de trajectoires d'usinage s'appuient largement sur la modélisation des trajectoires sous forme d'un espace bi paramétré, la Surface d'Usinage [Duc et al. 1999],[CN

10],[CI 11],[OS 2]. Ce modèle permet d'exprimer la trajectoire de l'outil sous forme d'une ou plusieurs surfaces. Il en résulte un modèle géométrique plus riche car continu dans l'espace, contrairement à l'approche conventionnelle sous forme de nuage de points ordonnés. Ce modèle trouve des applications en usinage à 3 et 5 axes en bout avec les géométries usuelles d'outils ainsi qu'en fraisage à 5 axes sur le flanc. C'est un très bon vecteur d'information pour enrichir les échanges entre chaque étape du processus de réalisation des pièces. Enfin il permet également de formaliser les contraintes que l'on souhaite intégrer en FAO lors de la génération des trajectoires. Les deux méthodes développées dans la suite reposent sur l'utilisation de ce concept.

## 2 Optimisation de la vitesse d'avance en 5 axes en bout

### 2.1 Présentation de la méthode d'optimisation Geo5XMax

Dans le cadre de l'usinage à 5 axes en bout avec un outil torique, le concept de Surface d'Usinage conduit à la définition de deux surfaces (figure 1.1). La surface de guidage  $S_G$ , lieu du point  $K$  de l'outil et la surface d'orientation  $S_O$ , lieu du point  $C_L$  centre de l'outil. La surface de guidage est indépendante de la stratégie d'usinage et la surface d'orientation définit l'orientation de l'axe de l'outil.  $S_o$  peut donc être déformée afin d'optimiser la direction de l'axe de l'outil au regard de la qualité et de la productivité.

En particulier, cela nous permet d'optimiser l'orientation de l'axe de l'outil le long de la trajectoire pour respecter au mieux la vitesse d'avance programmée. Le temps d'usinage est diminué et l'état de surface est plus homogène. Cela a été l'objectif de la thèse de doctorat de Sylvain Lavernhe, intitulée « Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV ». L'objectif a été de définir un modèle cinématique de comportement du couple MO-CN afin de déterminer la meilleure stratégie d'orientation de l'axe de l'outil et donc la géométrie de la surface d'orientation. De plus, nous souhaitons déterminer les meilleures orientations prises par l'outil sans avoir recours à des tests sur machines qui immobilisent le moyen de production. La méthode proposée pour déterminer l'orientation de l'axe de l'outil, appelée **Geo5XMax**, est décrite sur la figure 1.2). Elle s'appuie sur le concept de la surface d'usinage pour modéliser les trajectoires d'usinage. On constate que le choix de

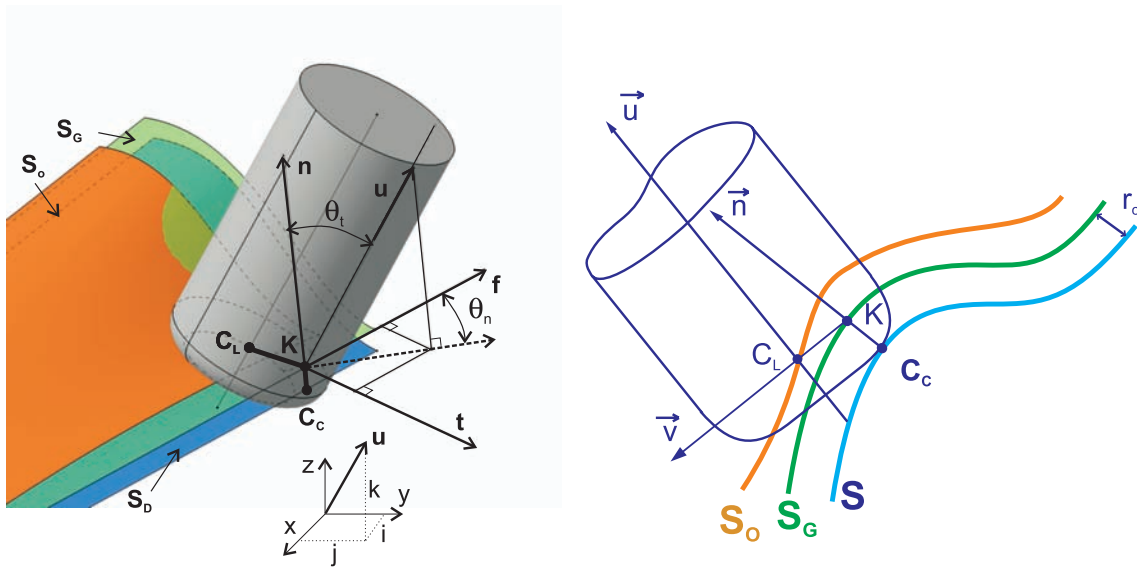


FIG. 1.1: Modèle de la surface d'usinage en 5 axes en bout

l'orientation de l'outil ne peut se faire sans tenir compte des collisions, du posage de la pièce et des paramètres de discrétisation que sont le pas longitudinal (tolérance d'usinage) et le pas transversal (hauteur de crête). Le lien entre tous ces paramètres rend le problème relativement complexe à résoudre.

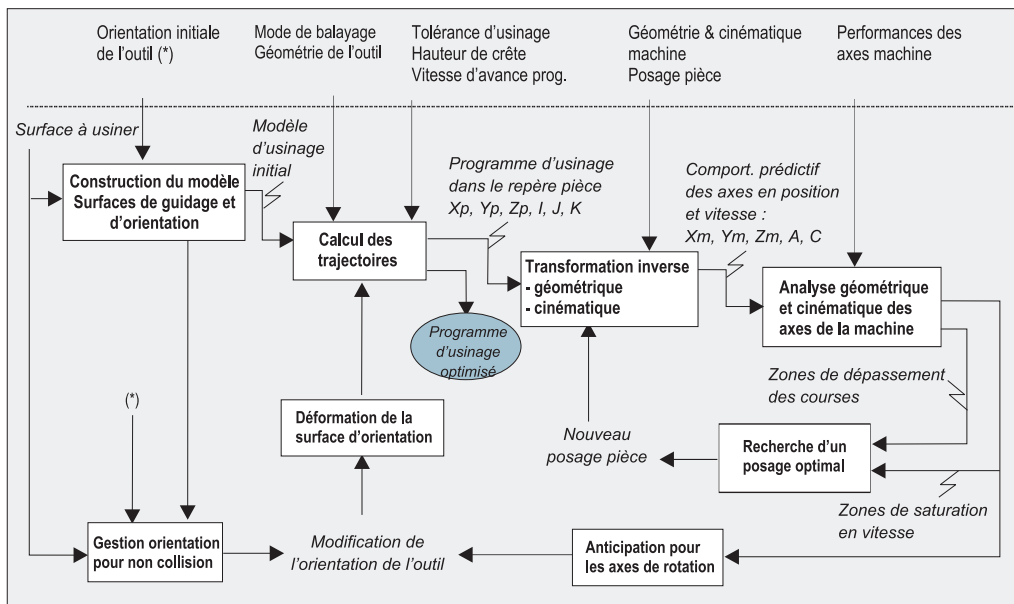


FIG. 1.2: Modèle d'optimisation des trajectoires 5 axes (Geo5XMax)

Le travail a donc consisté dans un premier temps à modéliser le comportement de la commande numérique Siemens 840D qui équipe le centre d'usinage à 5 axes UGV du laboratoire et à implanter ce modèle au cœur de la génération des trajectoires d'usinage. Nous nous sommes attachés à modéliser la partie interprétation et interpolation de la trajectoire. Nous ne modélisons pas les asservissements, le comportement mécanique de la structure de la machine ni les phénomènes de coupe. De plus la modélisation est suffisamment générique pour être reproduite sur une autre commande numérique.

## 2.2 Modélisation du comportement de la commande numérique

La phase d'interpolation de la trajectoire consiste à générer les consignes de position pour chacun des axes de manière échantillonnée selon la période de la boucle d'asservissement de position. En usinage à 5 axes, la première étape est la transformation géométrique qui permet de transformer les coordonnées programmées dans l'espace pièce en coordonnées articulaires. La commande numérique effectue ensuite la synchronisation temporelle des axes de la machine en tenant compte des limitations cinématiques de chacun des axes. Pour cela, la CN peut être amenée à modifier la trajectoire (arrondissement des angles selon une tolérance) et à diminuer la vitesse d'avance.

Nous avons choisi d'utiliser un formalisme particulier pour exprimer les limites des différents composants influençant le suivi de trajectoire. Ce formalisme consiste à exprimer une caractéristique cinématique d'un axe de la machine (position, vitesse, accélération et jerk) indépendamment de la nature du mouvement étudié. Il peut être considéré comme une extension de la méthode de programmation dite en « inverse du temps » [ISO 6983-1]. Le principal avantage de ce formalisme est qu'il permet de comparer les performances cinématiques des axes de translation et des axes de rotation. Pour une trajectoire considérée, nous pouvons déterminer directement quel est l'axe limitant vis à vis des caractéristiques suivantes : vitesse maximale, accélération maximale et jerk maximum. Le raisonnement peut alors être mené, quelle que soit la structure mécanique articulée et quel que soit le nombre d'axes. Il nous permet également de prendre en compte des performances du directeur de commande numérique, purement temporelles, telles que le temps de cycle d'interpolation. Une fois le déplacement de chaque axe exprimé dans l'espace adimensionné, la coordination des axes est effectuée en inverse du temps. Le pilotage s'effectue alors



directement en fonction des performances cinématiques disponibles.

Les points principaux de la modélisation sont abordés ci-après mais de plus amples détails figurent dans l'article intitulé « Kinematical performance prediction in multi-axis machining for process planning optimization » publié dans International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol 37(5-6), 534-544, 2008, et proposé dans la partie 3 du document.

### 2.2.1 Le formalisme en inverse du temps

Afin d'illustrer les bases sur lesquelles a été bâti le modèle, voici un exemple simple permettant d'illustrer l'approche en inverse du temps (figure 1.3). Entre deux configurations articulaires  $P_1$  et  $P_2$ , la commande numérique effectue une interpolation proportionnelle dans l'espace articulaire. Tous les axes sont synchronisés de telle sorte qu'ils partent de  $P_1$  et arrivent en  $P_2$  en même temps.

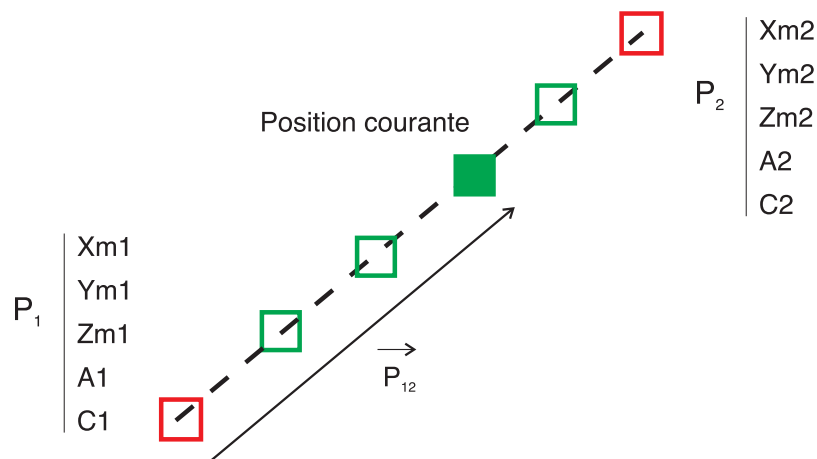


FIG. 1.3: Illustration du formalisme en inverse du temps

Aussi, à chaque instant on peut écrire :

$$\vec{P}_{12} = \alpha \cdot \vec{P}_1 P_2 \quad (1.1)$$

avec  $\alpha$  la fraction de déplacement considérée et  $\alpha \in [0, 1]$ . Si on projette cette relation sur chacun des axes de la machine la position de l'axe  $i$  considéré est définie dans le formalisme en inverse du temps par :

$$\hat{p}^i = \frac{P_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} \sim \alpha \quad (1.2)$$

avec  $\Delta P_{12}^i = P_2^i - P_1^i$ .

En procédant par dérivations successives, on détermine la formulation en inverse du temps de la vitesse, de l'accélération et du jerk de l'axe  $i$  :

$$\hat{v}^i = \frac{v_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} \sim \frac{1}{\Delta t} \quad (1.3)$$

$$\hat{a}^i = \frac{a_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} \sim \frac{1}{\Delta t^2} \quad (1.4)$$

$$\hat{j}^i = \frac{j_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} \sim \frac{1}{\Delta t^3} \quad (1.5)$$

### 2.2.2 Prise en compte des contraintes cinématiques

Pour chaque déplacement et pour chacune des caractéristiques cinématiques, il existe un axe limitant  $i$  en terme de vitesse maximum, un autre axe  $i$ , ou le même, en terme d'accélération maximum et de même pour le jerk maximum. Aussi nous définissons trois contraintes à respecter afin de synchroniser les axes lors du déplacement :

$$\hat{V}_{max}^{axis} = \min\left(\frac{v_{max}^i}{\Delta P_{12}^i}\right) \quad (1.6)$$

$$\hat{A}_{max}^{axis} = \min\left(\frac{a_{max}^i}{\Delta P_{12}^i}\right) \quad (1.7)$$

$$\hat{J}_{max}^{axis} = \min\left(\frac{j_{max}^i}{\Delta P_{12}^i}\right) \quad (1.8)$$

En ce qui concerne la vitesse, celle-ci est également limitée par le temps de cycle d'interpolation de la commande numérique  $T_{cycle\ time}$  et par la vitesse d'avance de l'outil programmée. Il s'agit donc de deux contraintes supplémentaires :

$$\hat{V}_f = \frac{V_{f\ prog}}{L_{12}} \quad (1.9)$$

$$\hat{V}_{max}^{NC} = \frac{1}{T_{cycle\ time}} \quad (1.10)$$

Donc finalement, lors de la reconstruction des profils cinématiques, les contraintes suivantes devront être respectées :

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 \leq \hat{v} \leq \min(\hat{V}_{max}^{axis}, \hat{V}_f, \hat{V}_{max}^{NC}) \\ -\hat{A}_{max}^{axis} \leq \hat{a} \leq \hat{A}_{max}^{axis} \\ -\hat{j}_{max}^{axis} \leq \hat{j} \leq \hat{j}_{max}^{axis} \end{array} \right. \quad (1.11)$$

### 2.2.3 Calcul des profils cinématiques

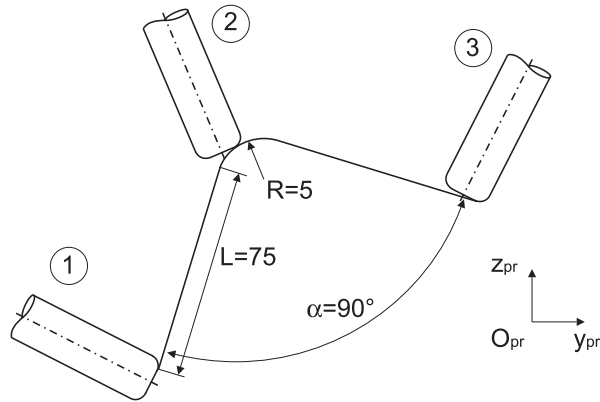
Ensuite, à partir des contraintes précédemment calculées, l'évolution de la position, de la vitesse et de l'accélération de chaque axe est calculée en fonction du temps. Le principe consiste à calculer les profils cinématiques dans l'espace adimensionné, puis à les projeter le long de la trajectoire pour retrouver le profil par axe. Pour obtenir des profils cinématiques proches des profils réels, nous avons pris en compte certains paramètres et principes de fonctionnement de la CN. Tout d'abord, nous avons opté pour un pilotage des axes par le jerk (profil d'accélération trapézoïdal), ce mode de pilotage étant aujourd'hui couramment utilisé pour les machines à grandes vitesses. Avec ce pilotage, encore appelé en « Bang-Bang » de Jerk, le jerk ne prend que trois valeurs :

$$\left\{ \begin{array}{l} \hat{j}_{max}^{axis} \\ 0 \\ -\hat{j}_{max}^{axis} \end{array} \right. \quad (1.12)$$

Le calcul des autres grandeurs cinématiques est effectué par intégration tout en respectant les contraintes. Ensuite le calcul des profils de la trajectoire est effectué de manière échantillonnée selon la fréquence de la boucle de position des asservissements. Enfin, nous avons également intégré une anticipation dynamique, également nommée « look ahead », permettant d'anticiper les contraintes à respecter sur la trajectoire à suivre.

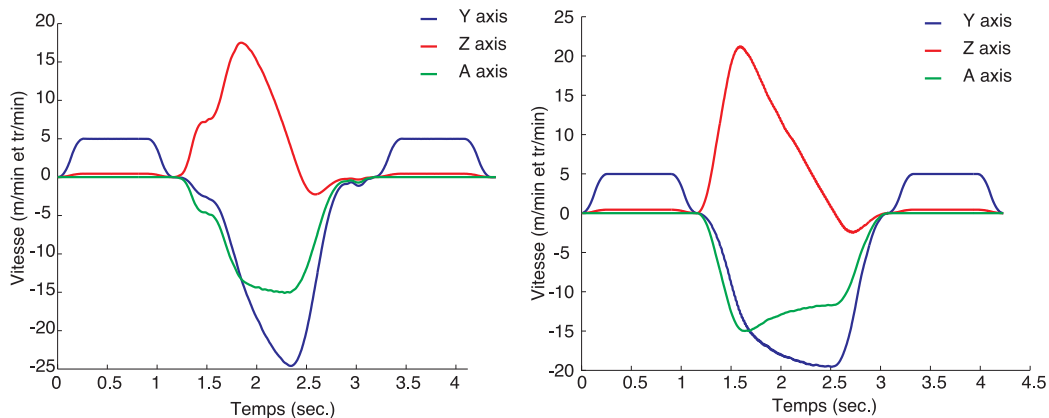
### 2.2.4 Validation du modèle

Parmi les exemples que nous avons traités, nous proposons celui décrit sur la figure 1.4 qui sollicite les axes Y, Z et A de la machine.



**FIG. 1.4:** Trajectoire de validation

Comme nous pouvons le voir sur la figure 1.5, les vitesses prédites de chacun des axes avec le modèle sont assez proches des vitesses mesurées sur la machine au cours de l'exécution de la trajectoire. De plus amples détails ainsi qu'un autre exemple figurent dans l'article intitulé « Kinematical performance prediction in multi-axis machining for process planning optimization » publié dans International Journal of Advanced Manufacturing Technology vol 37(5-6), 534-544, 2008, et proposé dans la partie 3 du document.



**FIG. 1.5:** Vitesses relevées (à gauche) et vitesses calculées (à droite)

Les essais ont donc été suffisamment satisfaisants pour passer à la seconde étape d'intégration du modèle lors de la génération des trajectoires. Cependant, il faut souligner que le temps de calcul des consignes par ce modèle n'est pas du tout adapté aux contraintes de temps réel des

commandes numériques industrielles.

Ce travail de modélisation a été long et fastidieux car la commande numérique est une boîte noire dont les caractéristiques sont plus ou moins décrites dans une documentation extrêmement dense. Ce travail n'était donc pas une fin en soi mais un passage obligé pour intégrer au plus tôt le comportement du couple MO-CN. Outre la thèse de doctorat, ce modèle a fait l'objet d'une publication en revue internationale [PI 4] et de communications nationales et internationales [PN 2][CI 5][CI 6][OS 1][CI 8].

### 2.3 Implémentation du modèle de comportement en FAO

L'implémentation du modèle du couple MO-CN en FAO qui constitue la méthode **Geo5XMax** est développée dans cette partie. Ce modèle est introduit au cœur de la génération des trajectoires en fraisage à 5 axes. Plus particulièrement, il permet d'optimiser le calcul des orientations de l'axe de l'outil paramétrées par les angles  $\theta_t(s)$  et  $\theta_n(s)$  (figure 1.1). L'optimisation porte sur la minimisation du temps d'usinage ou la maximisation de la vitesse d'avance le long de la trajectoire. Afin d'obtenir la plus grande vitesse d'avance de l'outil par rapport à la surface, nous pouvons maximiser une des caractéristiques cinématiques  $Q_{max}$  le long de la trajectoire :

$$F_Q = \int_0^L Q_{max}(s) \cdot ds \quad (1.13)$$

Les contraintes à respecter sont la hauteur de crête maximale programmée et la non collision entre l'outil et la surface à usiner. Ces deux contraintes peuvent être traduites en termes d'angle d'orientation de l'outil en fonction des dimensions de l'outil et de la géométrie locale de la surface [Lee 1997].

Nous obtenons donc la formulation suivante du problème :

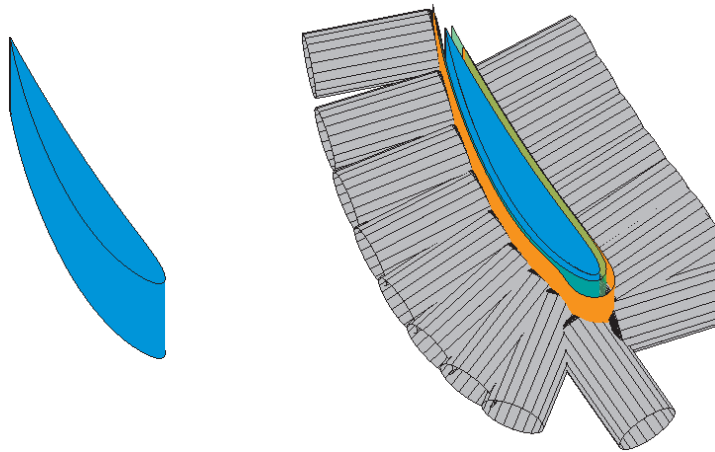
$$\left\{ \begin{array}{ll} \text{Determiner} & \theta_t(s) \text{ et } \theta_n(s) \\ \text{tels que} & \max F_Q \\ \text{avec} & \theta_{t \min} \leq \theta_t(s) \leq \theta_{t \max} \\ \text{et} & \theta_{n \min} \leq \theta_n(s) \leq \theta_{n \max} \end{array} \right. \quad (1.14)$$

Cependant, nous n'avons pas pris en compte la trajectoire dans son ensemble mais seulement chaque passe du balayage indépendamment. Pour cela, nous utilisons des polynômes de degré

trois pour modéliser l'évolution des deux angles caractéristiques :

$$\begin{cases} \theta_t(s) = a_0 + a_1 \cdot s + a_2 \cdot s^2 + a_3 \cdot s^3 \\ \theta_n(s) = b_0 + b_1 \cdot s + b_2 \cdot s^2 + b_3 \cdot s^3 \end{cases} \quad (1.15)$$

Plusieurs exemples ont été traités et notamment celui de l'usinage d'une surface tendue avec un outil torique. Les résultats ont été très positifs car le temps d'usinage a été fortement diminué. Les détails sont proposés dans l'article intitulé « Optimization of 5-axis high-speed machining using a surface based approach » publié dans Computer-Aided Design vol 40(10-11), pp.1015-1023, 2008 fourni dans la partie 3. Cependant, le cas de l'usinage de finition d'une pièce de type aube de turbine reconstruite à partir d'un profil NACA (figure 1.6) est proposé ci-dessous car il montre les limites de la méthode lors de l'utilisation d'un outil torique plutôt qu'un outil hémisphérique. Il est important de souligner que les méthodes proposées dans la littérature traitent principalement de l'outil hémisphérique car le problème est moins complexe.

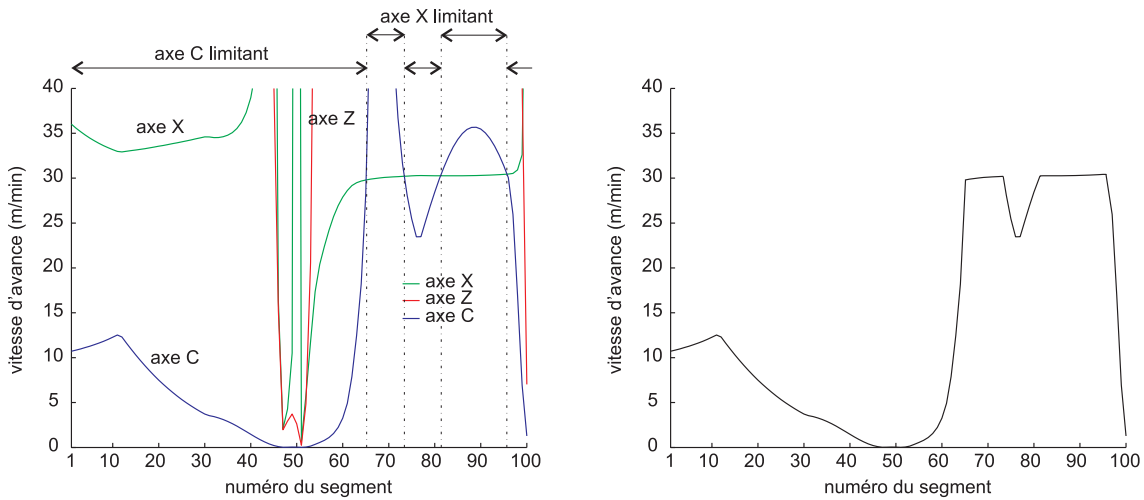


**FIG. 1.6:** Exemple d'application sur un profil NACA

La stratégie d'usinage retenue est un mode de balayage selon des plans parallèles au profil générateur de la pièce. La vitesse programmée est de 20 m/min pour un outil torique de diamètre 10 mm et de rayon de coin de 1 mm. L'orientation de l'axe de l'outil est initialement donnée avec une inclinaison de 2° et un pivotement nul. Une fois la stratégie d'usinage définie, on peut calculer et représenter l'instance du modèle de surface d'usinage (figure 1.6). La géométrie de la pièce ainsi que sa mise en position dans la machine sont tels que seuls les axes X, Z et C sont sollicités durant l'usinage. Ainsi, l'évolution de l'axe C est directement liée à celle de l'angle

d'inclinaison  $\theta_t(s)$ .

La vitesse d'avance maximale que chacun des axes de la machine peut atteindre est calculée grâce au modèle du couple MO-CN (figure 1.7). Cette figure permet de voir que les axes X et C sont tour à tour les axes limitants. On voit également que la stratégie d'orientation associée à la géométrie du profil NACA sollicite différemment l'axe C entre l'intrados et l'extrados. Enfin la vitesse maximale passe par une valeur très faible sur les trois axes lors de l'inversion du sens de parcours de l'axe X au niveau du bord d'attaque.



**FIG. 1.7:** Vitesse maximale possible sur chaque axe

Afin d'améliorer le suivi de la vitesse programmée, nous avons donc considéré une fonctionnelle qui consiste à maximiser la vitesse d'avance maximale :

$$F_V = \int_0^L V_{max}(s) \cdot ds \quad (1.16)$$

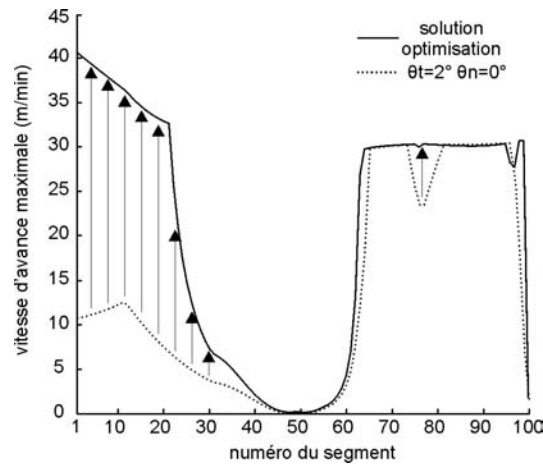
Les contraintes sur les angles d'orientation de l'axe de l'outil  $\theta_t(s)$  et  $\theta_n(s)$  sont assez larges car le profil, convexe, ne pose pas de problèmes spécifiques de collisions latérales ou vers l'arrière [Lee 1997] [Rubio et al. 1998] :

$$\begin{cases} 0 \leq \theta_t(s) \leq 45 \\ 0 \leq \theta_n(s) \leq 90 \end{cases} \quad (1.17)$$

La résolution, qui n'a pas fait l'objet de développements informatiques spécifiques, est effectuée dans le logiciel Matlab. Les courbes polynomiales résultant de l'optimisation sont les

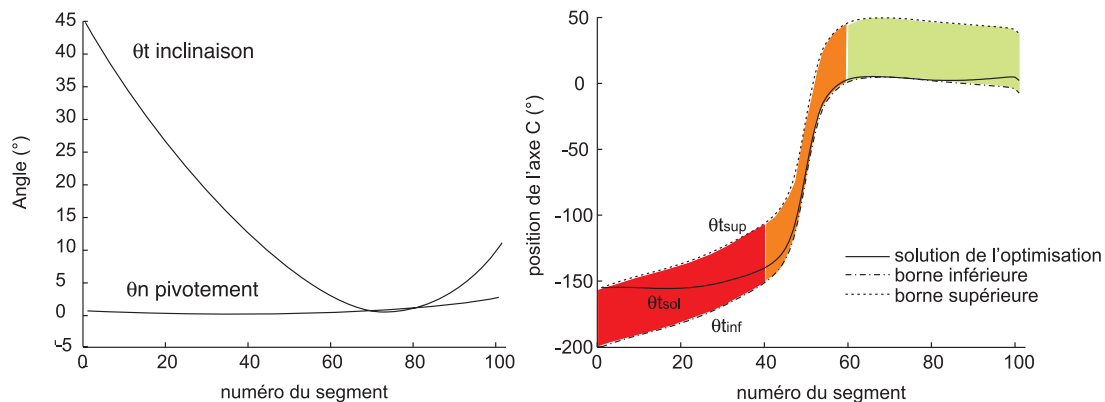
suivantes (figure 1.9) :

$$\begin{cases} \theta_t(s) = 45 - 104.02 \cdot s + 29.53 \cdot s^2 + 39.07 \cdot s^3 \\ \theta_n(s) = 0.42 - 1.37 \cdot s + 0.98 \cdot s^2 + 4.43 \cdot s^3 \end{cases} \quad (1.18)$$



**FIG. 1.8:** Optimisation de la vitesse max et vitesse d'avance résultante

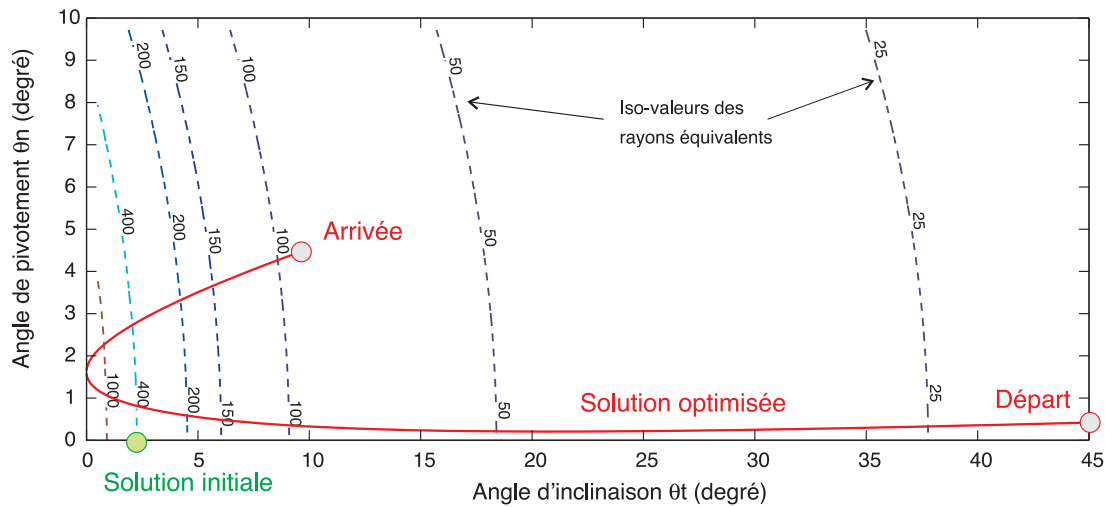
Selon la figure 1.8, on observe que la valeur de la vitesse maximum s'est notablement relevée dans la première partie de la pièce sur l'extrados et quelque peu sur la partie intrados. Par contre, les difficultés posées par le bord d'attaque ne permettent aucun gain. Du point de vue de la vitesse d'avance du point piloté, les gains sont importants sur l'intrados et l'extrados mais la nécessité de ralentir pour inverser le sens de parcours de l'axe X au bord d'attaque atténue fortement ces gains. Au final, le temps d'usinage pour une passe est amélioré d'environ 10%.



**FIG. 1.9:** Evolution des angles calculés (a) et évolution de l'axe C résultant (b)



L'angle de pivotement  $\theta_n(s)$  déterminé par l'optimisation reste proche de la valeur minimale fixée à  $0^\circ$ . A priori, cet angle devrait rester nul car il sollicite les axes  $Y$  et  $A$  sans pour autant améliorer le comportement de l'axe  $C$ . D'un point de vue de la hauteur des crêtes générées, cet angle a pour effet de diminuer le rayon de courbure du profil apparent de l'outil et donc d'augmenter la hauteur de crête. On observe d'importantes variations de l'angle d'inclinaison  $\theta_t(s)$ . On comprend aisément que la diminution des sollicitations sur l'axe  $C$  passe par l'anticipation de l'inclinaison de l'outil en amont du bord d'attaque ou le gradient d'inclinaison est très grand. C'est pourquoi l'angle  $\theta_t(s)$  part de la plus grande valeur admise soit  $45^\circ$ . Si l'on observe le lieu des points de la trajectoire dans le diagramme du rayon de courbure du profil apparent de l'outil en fonction des deux angles  $\theta_t(s)$  et  $\theta_n(s)$  (figure 1.10), le résultat est plutôt décevant. En effet, la hauteur de crête maximum n'est absolument plus respectée puisqu'elle est multipliée par un facteur 20 proportionnel au rayon de courbure du profil apparent de l'outil. D'une manière générale, ce type d'optimisation ne pourra que dégrader la hauteur des crêtes puisque un programmeur avisé devrait toujours choisir les plus petits angles d'orientation de l'outil pour maximiser la largeur coupée.



**FIG. 1.10:** Rayon de courbure du profil apparent après optimisation

On observe sur la figure 1.9 qu'il était effectivement quasi impossible de faire mieux car la bande dans laquelle doit se situer l'évolution de l'axe  $C$  en fonction des contraintes sur  $\theta_t(s)$  est relativement étroite, surtout au passage du bord d'attaque dans la zone orange. Les

améliorations du comportement cinématique sont donc gommées dans le cas d'un outil torique par la dégradation de la largeur coupée. Cependant, dans le cas d'un outil boule, la largeur coupée étant indépendante de l'orientation de l'axe de l'outil, les gains en cinématique sont pleinement profitables.

## 2.4 Conclusion et perspectives

La méthode **Geo5XMax** permet donc de prendre en compte le comportement cinématique de la machine à 5 axes pour optimiser la stratégie d'usinage. Les limites en termes de vitesse, d'accélération et de jerk de chacun des axes sont intégrées afin de pouvoir optimiser l'orientation de l'axe de l'outil au regard de la vitesse d'avance de l'outil par rapport à la pièce ou au temps d'usinage. Pour cela, un modèle de comportement du couple MO-CN a été développé et intégré dans le schéma d'optimisation. Celui-ci est assez générique pour pouvoir être utilisé pour d'autres couples MO-CN, sur des structures sérielles, parallèles ou hybrides. Sur l'exemple du paraboloïde proposé en partie 3, les vitesses d'avance peuvent être très fortement augmentées. En particulier, quand la stratégie initiale d'orientation de l'axe de l'outil génère une trajectoire qui passe à proximité de la singularité géométrique de la machine. Sur l'exemple traité précédemment, nous avons soulevé la difficulté de produire des améliorations significatives sur la vitesse d'avance lorsque l'un des axe de la machine doit changer de sens. De plus, la modification des angles d'orientation de l'axe de l'outil ne permet pas de conserver les caractéristiques de hauteur de crêtes pour un outil torique quand ceux-ci sont déjà choisis par le programmeur de manière optimale.

Les résultats sont donc encourageants malgré les difficultés posées par la modélisation de la « boîte noire » qu'est la commande numérique Siemens Sinumerik 840D et en particulier de l'interpolateur. L'optimisation serait plus simple à mener si nous disposions d'une commande numérique ouverte afin de s'affranchir des commandes numériques industrielles. C'est pourquoi nous envisageons d'instrumenter le centre d'usinage dont nous disposons pour élaborer un prototype de commande dans lequel nous pourrions modifier les lois d'interpolation ainsi que les lois de commande des asservissement en collaboration avec le professeur Didier Dumur de Supelec. Cette commande sera assurée par une carte de traitement en temps réel adossée à un PC. Le projet sera détaillé davantage dans le chapitre 3 et dans les perspectives.

Nous souhaitons maintenant orienter la méthode **Geo5XMax** vers l'exploitation du modèle surfacique des trajectoires d'usinage. En effet, durant la thèse de S. Lavernhe, l'orientation de l'outil n'a pas été optimisée en terme de surface comme nous le souhaitions au départ mais en terme de courbe. De plus, l'optimisation n'est donc pas globale mais locale sur une seule passe. Une approche globale permettrait de tenir compte des modifications des hauteurs de crêtes donc de la distance entre les passes. De plus, nous pourrions intégrer des guidages de l'outil selon d'autres stratégies que celle des plans parallèles. L'optimisation porterait alors sur un ensemble de trajectoires décrites individuellement par des courbes polynomiales. L'approche surfacique permettrait quant à elle de traiter toutes les passes en même temps en modifiant la géométrie de la surface d'orientation. Nous pourrions également identifier des « motifs géométriques caractéristiques » sur la surface d'orientation compatibles avec les performances du couple MO-CN.

## 3 Optimisation de la fluidité en 5 axes en flanc

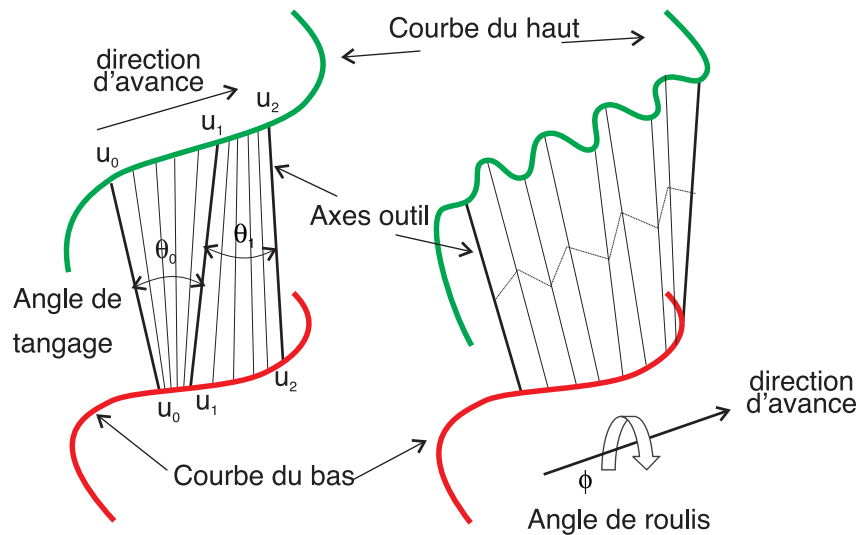
### 3.1 Introduction

Nous avons étendu la prise en compte de l'exécution de la trajectoire par le couple MO-CN à l'usinage à 5 axes sur le flanc. En effet, ce mode d'usinage intéresse de plus en plus les industriels pour des raisons de productivité. L'objet de la thèse de Pierre-Yves Péchard, financée par un contrat CIFRE avec la société Missler Software, a été d'intégrer un critère de fluidité dans le calcul des trajectoires en fraisage à 5 axes sur le flanc. Plus particulièrement, l'éditeur de logiciels de FAO Missler Software souhaite disposer d'une solution qui minimise les écarts géométriques d'usinage sans dégrader la fluidité de la trajectoire par des oscillations de l'axe de l'outil.

L'objectif principal de la plupart des méthodes de calcul de trajectoires proposées dans la littérature est de minimiser l'écart entre la surface usinée et la surface à usiner. En effet, il est impossible d'usiner une surface réglée non développable avec un outil de rayon non nul sans interférence [Rehsteiner and Renker 1993].

On distingue deux grands types d'approches pour générer des trajectoires d'usinage sur le flanc de surfaces réglées ou quelconques. D'une part les méthodes qui tentent de poser l'outil sur la surface tout en minimisant les erreurs (interférences positives et négatives) et d'enchaîner ces positions pour former une trajectoire. Ces différentes méthodes de positionnement de l'outil peuvent être classées selon la nature du contact local entre l'outil et la surface. On peut remarquer que la nature du contact outil/surface a évolué de manière à minimiser l'erreur entre la surface à usiner et la surface effectivement usinée. En effet, les méthodes sont passées du positionnement par un point [Liu 1995], [Redonnet et al. 1998], au positionnement par deux points [Liu 1995] [Bedi et al. 2003] puis par trois points [Senatore et al. 2005] et enfin par trois tangentes [Menzel et al. 2004]. Malgré l'importance des interférences dans le cadre du posage par un point, qui restent assez grandes si la surface est fortement non développable, cette méthode reste la base de nombreux algorithmes de génération de trajectoires par flanc d'outil car elle permet toujours d'obtenir un résultat quelle que soit la nature de la surface. Néanmoins, l'ensemble des solutions proposées traite le problème d'interférence de manière locale augmentant le risque d'oscillation de la trajectoire lors de l'enchaînement des positions.

La deuxième famille de méthodes s'appuie sur l'élaboration d'une surface de substitution développable à la place de la surface nominale. La nature de celle-ci diffère selon les méthodes : carreaux de Bezier développables raccordés en tangence [Chu and Chen 2006] ou surfaces réglées (développables ou non) [Elber and Fish 1997], [Han et al. 2001]. Le problème de la maîtrise des écarts subsiste, mais la trajectoire calculée est a priori plus lisse sur un carreau car le calcul est plus global. Cependant, l'enchaînement de l'usinage des différents carreaux de substitution peut provoquer à nouveau des discontinuités dans la trajectoire [Gong et al. 2005].



**FIG. 1.11:** Oscillations de l'axe de l'outil

Cette première analyse montre que la plupart des méthodes de positionnement de l'outil sur la surface ne sont employées que dans un contexte d'usinage de surfaces mono-carreau. De plus, aucune d'elles ne permet de contrôler l'évolution douce de la trajectoire de l'outil. Dans le contexte de l'usinage sur le flanc, la direction de l'axe de l'outil est définie par deux courbes, dont la synchronisation est assurée par le même paramétrage [Affouard et al. 2004]. Si le paramétrage n'est pas proportionnel à l'abscisse curviligne, l'axe de l'outil risque de présenter un mouvement de tangage (figure 1.11). De même, la position relative des deux courbes, même continues en courbure, peut engendrer des variations d'orientation de l'axe de l'outil autour du vecteur d'avance, le roulis. Dans [Wu et al. 2008], les auteurs génèrent des trajectoires dont l'évolution de la direction de l'axe de l'outil présente du tangage dans le but de diminuer les écarts géométriques. A priori, ce genre de trajectoire n'est pas adaptée à l'UGV car elle introduit

des variations d'orientation de l'axe de l'outil fréquentes et des arrêts de l'outil. Elle est donc susceptible de générer des marques sur la pièce dues à des variations de la section de copeau.

L'objectif est donc sensiblement le même que pour la méthode **Geo5XMax** développée précédemment mais cette fois dans un contexte d'usinage sur le flanc. Ce type d'usinage est plus exigeant en terme de respect des vitesses d'avance car il s'agit d'un usinage de profil pour lequel l'état de surface généré est très sensible aux déformations de l'outil ainsi qu'aux vibrations. De plus, comme nous usinons des surfaces réglées non développables ou quelconques, la problématique principale reste le respect des tolérances géométriques par la maîtrise des overcut et des undercut. Enfin, nous n'avons pas souhaité utiliser le modèle de comportement du couple MO-CN développé pour **Geo5XMax** car les temps de calcul par optimisation sont incompatibles avec les exigences de réactivité imposées par l'industrialisation de la solution dans TopSolid'Cam. Nous avons donc préféré mettre en place un critère de fluidité lors de la génération de la trajectoire, son énergie de déformation.

### 3.2 Intégration d'un critère de fluidité pour le contexte UGV

D'un point d'exécution de la trajectoire par la machine, les contraintes liées à l'usinage grande vitesse imposent d'utiliser des trajectoires d'usinage lisses afin d'éviter les discontinuités susceptibles d'exciter les modes propres de la structure de la machine. Dans le pilotage d'une machine outil, on préférera par exemple utiliser des trajectoires qui minimisent l'énergie dépensée par les effecteurs (considérée comme l'intégrale de l'accélération au carré) ou la valeur du jerk le long de la trajectoire, [Gasparetto and Zanotto 2007], [Erkorkmaz and Altintas 2001]. Cela implique d'avoir des trajectoires continues en tangence (courbure) afin d'éviter des valeurs d'accélération (Jerk) théoriquement infinies. Les trajectoires devront être des fonctions polynomiales raccordées en courbure. Cependant, la continuité géométrique aux raccordements ne suffit pas pour assurer une trajectoire fluide. En effet, une courbe polynomiale peut présenter des oscillations ou de fortes courbures qui pourraient contraindre le suivi de trajectoire par la machine selon ses capacités cinématiques [Lavernhe et al. 2008]. D'un point de vue géométrique, la définition de l'évolution douce d'une forme (smoothness) est similaire. L'évaluation de l'évolution douce des courbes et surfaces d'un point de vue esthétique peut être menée par l'analyse de la continuité géométrique [Zhu et al. 2008].

Afin d'éviter ces phénomènes oscillatoires dans l'évolution de l'axe de l'outil qui sont néfastes à l'obtention d'une surface usinée de bonne qualité, nous proposons de générer des trajectoires les plus lisses possibles tout en minimisant les écarts géométriques. Pour cela nous proposons d'utiliser un critère de minimisation de l'énergie de déformation des trajectoires, à l'image des méthodes utilisées pour l'approximation des nuages de points par des courbes ou des surfaces [Vassilev 1996], [Wang et al. 1997], [Park et al. 2000] dans le domaine de la CAO. Nous utiliserons en particulier l'expression de l'énergie de déformation d'une surface proposée par [Wang et al. 1997].

$$E_{def} = \iint_D \left( |S_{uu}|^2 + 2 \cdot |S_{uv}|^2 + |S_{vv}|^2 \right) dudv \quad (1.19)$$

Quelle que soit la méthode, les trajectoires d'usinage sur le flanc sont calculées dans le repère pièce. Aussi, lorsque la trajectoire est exécutée sur la machine, il est possible que des mouvements particuliers apparaissent à cause de l'inversion de coordonnées. Le lissage de la trajectoire dans le repère pièce peut donc conduire à des trajectoires discontinues dans l'espace de la machine. C'est par exemple le cas lorsque l'on doit changer de solution articulaire si un des axes de rotation de la machine arrive en butée. De même, sur une machine à structure RR'TTT, lorsque l'on passe très près de la singularité cinématique, il est possible de faire apparaître un mouvement des axes de rotation néfaste au bon déroulement de la trajectoire [Affouard et al. 2004], [Tournier et al. 2006]. Il est donc nécessaire de s'assurer que cette transformation n'engendre pas de modification du comportement de la trajectoire. Castagnetti [Castagnetti et al. 2008] propose le concept de Domaine d'Orientation Admissible (DOA). Il s'agit de lisser l'évolution des axes de rotation de la machine en minimisant la somme des dérivées secondes pour assurer un mouvement plus fluide dans l'espace machine et minimiser le temps d'usinage. Cette méthode présente l'avantage de prendre en compte le comportement des axes de rotation de la machine pendant l'usinage. Cependant, le lissage de la trajectoire tridimensionnelle résultante n'est pas assuré, laissant la possibilité de faire apparaître des marques sur la pièce. De plus, elle nécessite la résolution d'un système non linéaire par optimisation. Nous nous placerons donc dans le cas où l'inversion de coordonnées n'introduit pas de discontinuité dans le mouvement des axes de la machine afin de mettre en correspondance les comportements dans le repère pièce et dans la machine dans une première approche.

### 3.3 La méthode Geo5XFlanc

L'approche proposée, que nous appellerons **Geo5XFlanc** par la suite, repose sur l'utilisation d'une méthode précédemment développée au LURPA qui s'appuie sur le concept de Surface d'Usinage, pour minimiser les écarts géométriques en fraisage à 5 axes sur le flanc [Lartigue et al. 2003]. Il s'agit ici d'optimiser la surface d'usinage qui est le lieu des axes de l'outil, une surface réglée. L'optimisation se fait en fonction de la position des points de contrôle des courbes directrices qui définissent la surface d'usinage (figure 1.12). Comme nous l'avons dit précédemment, nous souhaitons minimiser les écarts géométriques ainsi que l'énergie de déformation de la surface d'usinage. Nous proposons donc de minimiser la fonctionnelle  $W$ , intégrant les deux critères, la somme des carrés des écarts géométriques et l'énergie de déformation de la trajectoire.

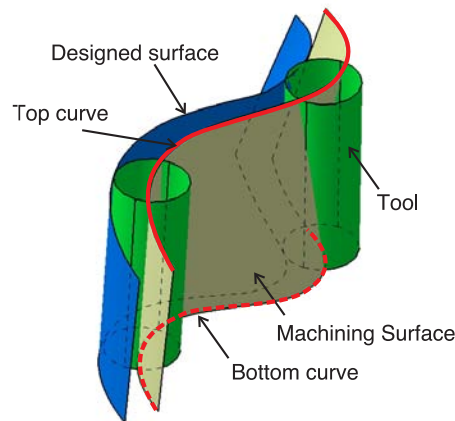


FIG. 1.12: La surface d'usinage en 5 axes sur le flanc

Dans la méthode développée précédemment au laboratoire [Lartigue et al. 2003], la méthode dite de la double projection a été utilisée afin de modéliser la surface enveloppe du mouvement de l'outil et minimiser la somme des carrés des écarts géométriques. Cette partie ne sera donc pas détaillée ici mais le lecteur pourra se référer à l'article « Geometrical deviations versus smoothness in 5-axis high-speed flank milling, International Journal of Machine Tools & Manufacturing 49(6) 454–461, 2009 » et proposé dans la partie 3.

La première partie de la fonctionnelle  $W$  peut donc s'écrire de la manière suivante :



$$Deviation = \sum e_k^2(u) = (aX - b)^T (aX - b) \quad (1.20)$$

La minimisation de ces écarts en fonction de la variation de la position des points de contrôle  $X$  entraîne la résolution d'un système linéaire :

$$\begin{aligned} \min(Deviation) &\Leftrightarrow a^T a \cdot X = a^T b \\ &\Leftrightarrow A \cdot X = B \end{aligned} \quad (1.21)$$

Nous avons utilisé la formulation surfacique de l'énergie de déformation proposée par [Wang et al. 1997]. Cette formulation surfacique permet de prendre en compte l'évolution des angles de tangage et de roulis des règles (différence de vitesses entre la courbe du haut et la courbe du bas) au cours de la déformation par l'intermédiaire de  $S_{uv}$ . Si nous avons minimisé la somme des énergies de déformation de chacune des courbes directrices, nous n'aurions pas pris en compte l'évolution de ces angles. Comme la surface d'usinage est une surface réglée cela entraîne que  $S_{vv} = 0$ . L'énergie de déformation surfacique s'écrit donc :

$$E_{def} = \iint_D \left( |S_{uu}|^2 + 2 \cdot |S_{uv}|^2 \right) dudv \quad (1.22)$$

Pour simplifier la résolution du système nous devons nous ramener à un système linéaire en déplacement de points de contrôle. Nous avons donc décidé de déterminer dans un premier temps une surface d'usinage initiale par association des extrémités des axes outil par des B-splines avec un critère de minimisation de l'énergie de déformation [Park et al. 2000]. Puis, nous ne minimisons pas l'énergie de déformation  $E_{def}$  mais la variation d'énergie  $\Delta E_{def}$  par rapport aux déplacements des points de contrôle, avec  $\Delta E_{def} = E_{def}(S + \Delta S) - E_{def}(S)$  en considérant que  $\Delta S$  est la nouvelle surface engendrée par le déplacement des points de contrôle. Ainsi on peut écrire :

$$\Delta E_{def} = E_{def}(S + \Delta S) - E_{def}(S) \quad (1.23)$$

Afin d'obtenir un système linéaire, nous faisons l'hypothèse suivante dans une première approche :

$$\Delta E_{def} = E_{def}(\Delta S) \quad (1.24)$$

Comme la surface d'usinage est une surface réglée :

$$S(u, v) = (1 - v) \cdot Cb(u) + v \cdot Ch(u) \quad (1.25)$$

ainsi que :

$$\Delta S(u, v) = (1 - v) \cdot \delta Cb(u) + v \cdot \delta Ch(u) \quad (1.26)$$

avec :

$$\delta Cb(u) = \sum_{l=0}^{n1} N_{l3}(u) \cdot \delta Cb_l \quad \text{et} \quad \delta Ch(u) = \sum_{m=0}^{n2} N_{m3}(u) \cdot \delta Ch_m$$

Nous arrivons donc à la formule suivante :

$$\Delta E_{def} = \iint_{u,v} \left| (1-v) \sum_b \ddot{N}_b \overrightarrow{\delta C_b} + v \sum_h \ddot{N}_h \overrightarrow{\delta C_h} \right|^2 + 2 \left| \sum_h \dot{N}_h \overrightarrow{\delta C_h} - \sum_b \dot{N}_b \overrightarrow{\delta C_b} \right|^2 dudv$$

En considérant que :  $X = [\overrightarrow{\delta C_{b0}}, \dots, \overrightarrow{\delta C_{bn1}}, \overrightarrow{\delta C_{h0}}, \dots, \overrightarrow{\delta C_{hn2}}]^T$ ,  $\Delta E_{def}$  peut être exprimée sous forme matricielle :

$$\begin{aligned} \Delta E_{def} &= X^T \cdot \underbrace{\iint_{u,v} \ddot{N}_x \ddot{N}_x^T + \ddot{N}_y \ddot{N}_y^T + \ddot{N}_z \ddot{N}_z^T + 2 \cdot (\dot{N}_x \dot{N}_x^T + \dot{N}_y \dot{N}_y^T + \dot{N}_z \dot{N}_z^T)}_{X^T \cdot K \cdot X} dudv \cdot X \\ &= \end{aligned}$$

Dans cette formulation, le paramètre  $K$  peut être considéré comme un paramètre de rigidité.

Après avoir écrit les deux systèmes séparément il faut maintenant les regrouper pour n'en faire qu'un. La fonctionnelle devient donc :

$$W = \alpha \cdot \sum e_k^2(u) + \beta \cdot \Delta E_{def} \quad (1.27)$$

avec  $\alpha$  et  $\beta$  des coefficients à choisir par l'utilisateur selon qu'il privilégie la maîtrise des écarts ou la fluidité. Matriciellement, trouver le minimum de la fonctionnelle  $W$  revient à résoudre le système suivant :

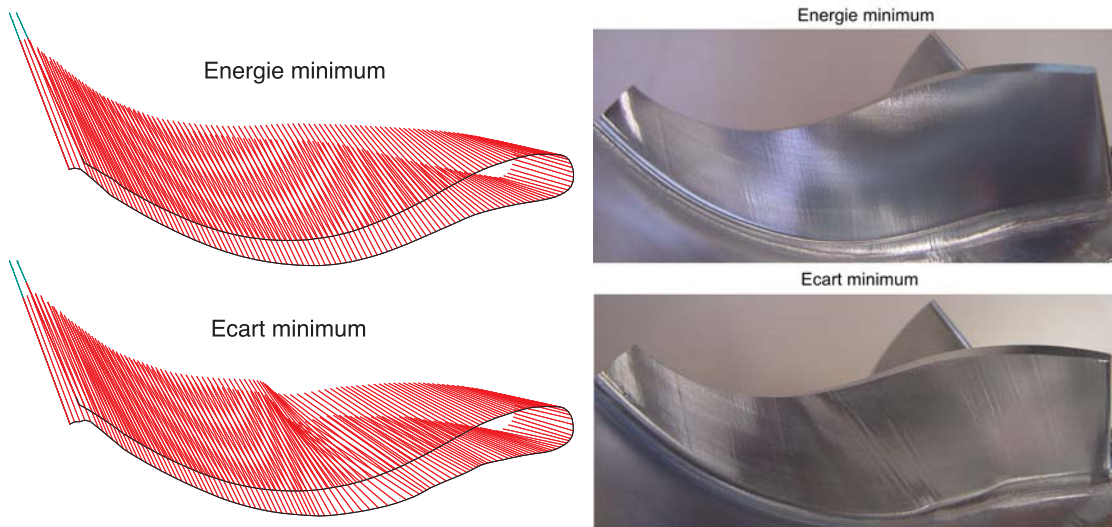
$$\min(W) \Leftrightarrow [\alpha A + \beta K] X = \alpha B \quad (1.28)$$

Cela entraîne la résolution d'un système linéaire de  $3 \cdot (n_1 + n_2)$  équations, avec  $n_1$  et  $n_2$  le nombre de points de contrôle des courbes du bas et du haut. L'expérience montre que ce système

est mal conditionné, c'est pourquoi nous utiliserons la décomposition en valeurs singulières (SVD) pour sa résolution. Cela signifie que nous ne trouverons jamais la solution exacte mais une estimation de cette solution.

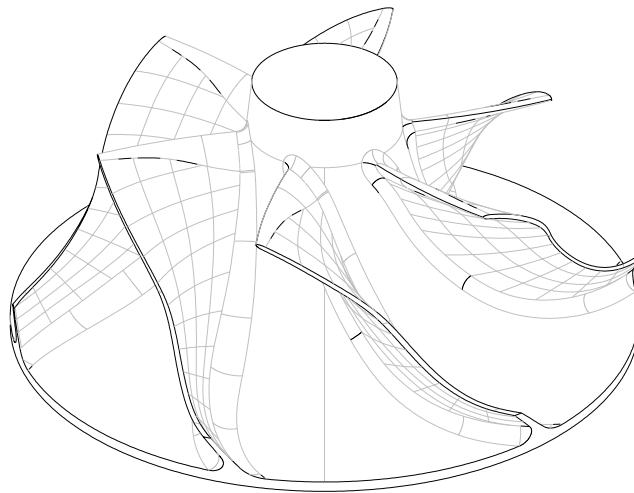
### 3.4 Application de la méthode Geo5XFlanc

Les applications ont été effectuées sur des impellers, pièces mécaniques issues de l'industrie et caractéristiques du besoin en usinage sur le flanc ainsi que sur des pièces issues de la littérature pour lesquelles les résultats obtenus avec d'autres approches ont été publiés. Les résultats expérimentaux sur le centre d'usinage 5 axes UGV du laboratoire montrent que l'intégration d'un critère de fluidité de la trajectoire est tout à fait pertinent (voir l'article « Geometrical deviations versus smoothness in 5-axis high-speed flank milling, International Journal of Machine Tools & Manufacture 49(6) 454–461, 2009 » fourni en partie 3). Nous avons pu établir une interaction forte entre le niveau de l'énergie de déformation et le temps d'usinage, ainsi qu'avec la qualité des surfaces usinées (figure 1.13). Cela nous a permis de valider le critère d'énergie de déformation surfacique retenu dans l'optimisation.



**FIG. 1.13:** Trajectoires d'usinage et qualité des surfaces produites

Le système global (eq 1.28) a été testé sur un impeller dont les pales ont été modélisées en CAO par des surfaces multi-carreaux (figure 1.14) de telle sorte que les surfaces résultantes ne sont pas réglées. La modélisation de chaque pale conduit à la construction d'une surface contenant 94 carreaux. La méthode a été appliquée à une des pales de la pièce afin de générer une unique trajectoire pour usiner l'intrados, le bord d'attaque et l'extrados. La surface d'usinage a été discrétisée selon 200 règles, et chacune des règles en 20 points, générant 4000 points pour calculer les écarts géométriques par double projection. Nous considérons trois valeurs différentes de  $\alpha$  (0.5, 0.9 et 1) afin de calculer des trajectoires qui privilégient respectivement la fluidité, un compromis entre fluidité et précision et la précision. Enfin la trajectoire a été calculée pour un outil cylindrique de diamètre 6 mm, une vitesse d'avance  $V_f$  de 5 m/min et une vitesse de broche  $N$  de 18000 tr/min.



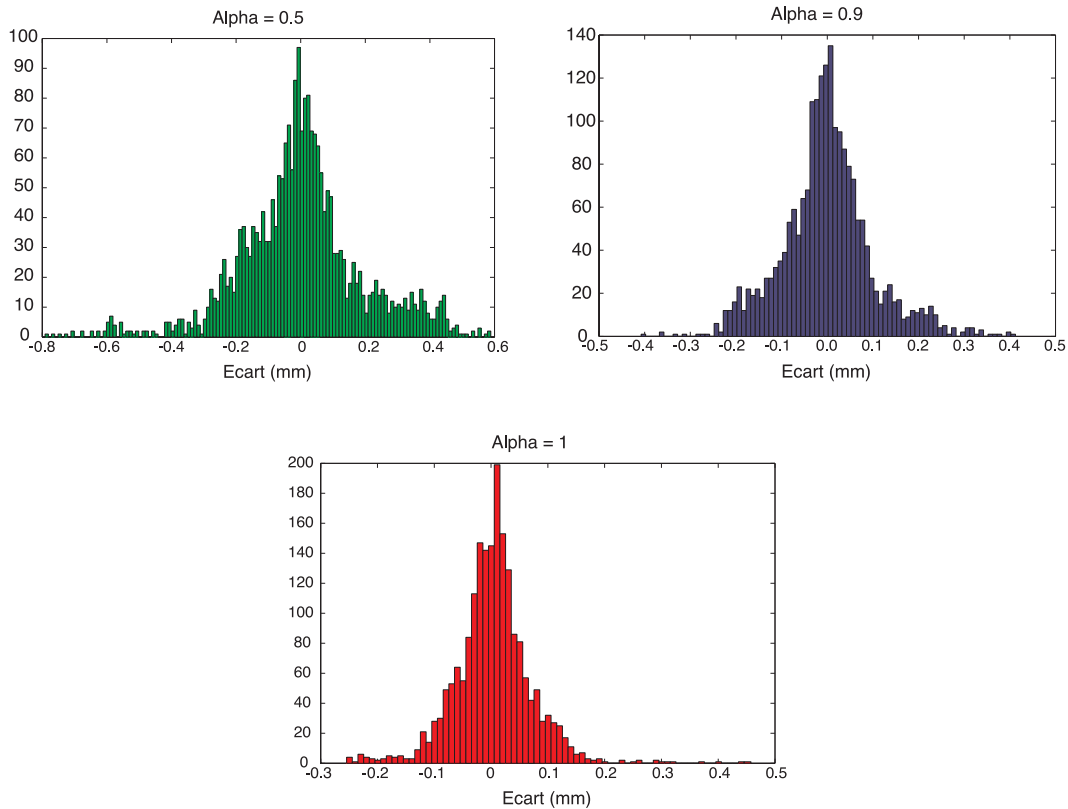
**FIG. 1.14:** Oscillations de l'axe de l'outil

Le tableau 1.1 réunit les résultats obtenus en termes d'écarts géométriques, d'énergie de déformation cumulée et de temps d'usinage. Les distributions des écarts géométriques pour les différentes valeurs de  $\alpha$  ont été tracées (figure 1.15). On peut remarquer que le nombre de points pour lesquels les écarts prennent les valeurs extrêmes est assez faible. La dispersion sur l'intervalle  $[-3\sigma; 3\sigma]$  est suffisamment caractéristique.

Afin de comparer la fluidité de chacune des trajectoires générées, nous avons tracé l'évolution des cosinus directeurs de l'orientation de l'axe de l'outil (figure 1.16) ainsi que le comportement

Surface de test	Impeller			
	$\alpha$	0.5	0.9	1
Undercut (mm)		-0.78	-0.40	-0.24
Overcut (mm)		0.58	0.40	0.45
Moyenne (mm)		0.0011	-0.0011	0.0036
Ecart type (mm)		0.1919	0.0994	0.0681
Dispersion $[-3\sigma; 3\sigma]$ (mm)		$[-0.576; 0.574]$	$[-0.299; 0.297]$	$[-0.207; 0.20]$
$\sum e_i^2$ (mm <sup>2</sup> )		86.6	20.4	9.1
Energie (mm <sup>-2</sup> )		166	577	1351
Temps d'usinage (s)		13.9	15.8	17.8

**TAB. 1.1:** Resultats de la méthode **Geo5XFlanc**



**FIG. 1.15:** Répartition des écarts géométriques pour  $\alpha = 0.5 ; 0.9 ; 1$

résultant des axes de rotations  $A$  et  $C$  de la machine (figure 1.17). On rappelle que :

$$\begin{cases} A = \pm a \cos(k) \\ C = -a \tan\left(\frac{i}{j}\right)(\pi) \end{cases} \quad (1.29)$$

Les résultats montrent qu'il y a davantage d'oscillations de l'orientation de l'axe de l'outil quand on privilégie la maîtrise des écarts géométriques, i.e. quand  $\alpha$  est proche de 1. Quand l'outil atteint le bord d'attaque, entre les blocs de code ISO 80 et 120 de la trajectoire, la fréquence des oscillations augmente. L'évolution de l'énergie de déformation de la surface d'usinage suit également les évolutions des valeurs de  $\alpha$  (figure 1.18). La figure montre un saut d'énergie au passage du bord d'attaque qui est cohérent avec l'évolution de l'orientation de l'axe de l'outil entre les blocs 80 et 120. Enfin, le temps d'usinage est minimum quand la fonction objectif est la minimisation de l'énergie de déformation ce qui est cohérent avec ce que nous attendions d'une trajectoire fluide. Cela montre aussi que l'inversion de coordonnées n'a pas introduit de discontinuité dans l'exemple considéré, c'est à dire pas de changement d'espace de solution et pas de passage auprès de la singularité. La fluidité lors de l'usinage correspond alors à celle calculée dans le repère de la pièce en génération de trajectoires.

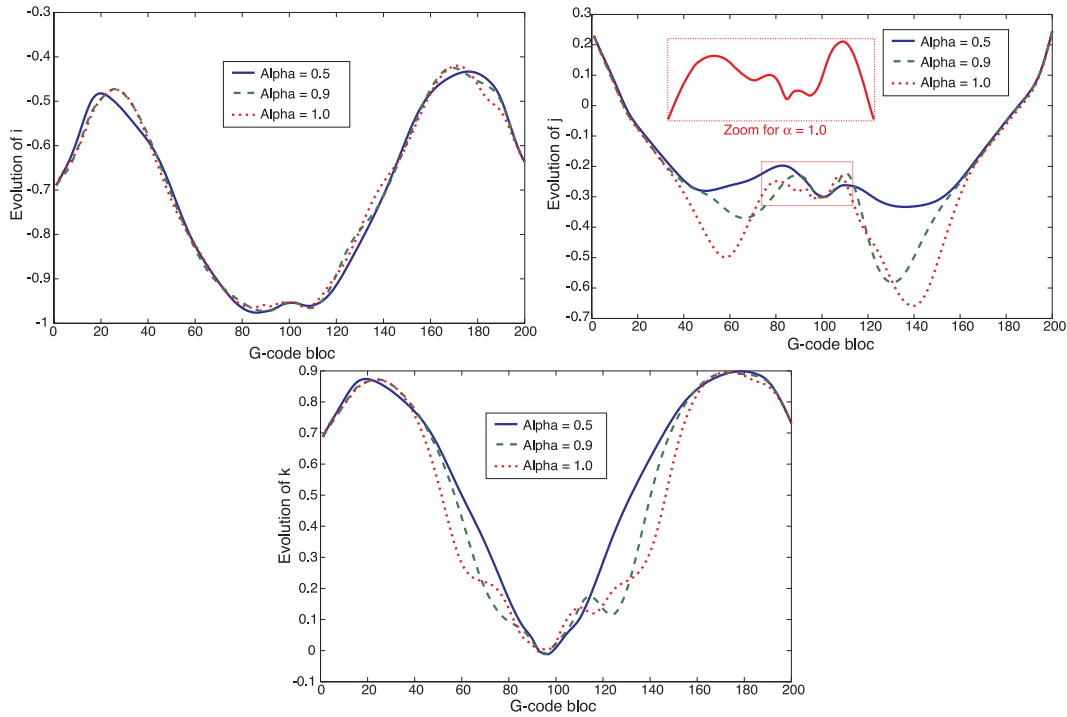


FIG. 1.16: Evolution de l'orientation de l'axe de l'outil

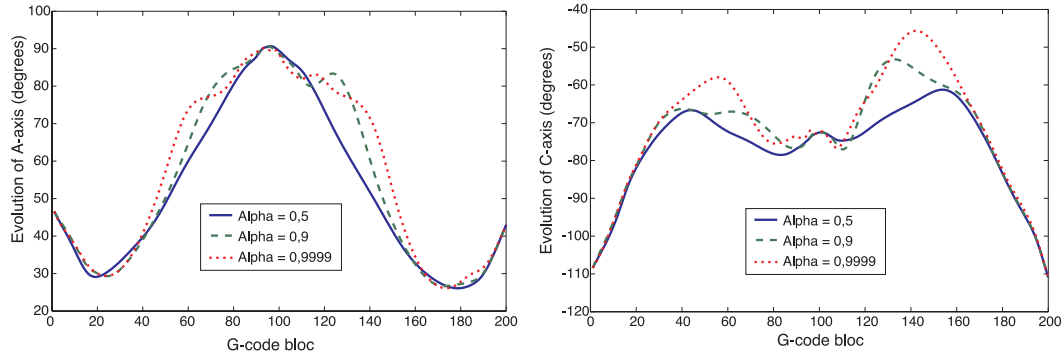


FIG. 1.17: Evolution des axes de rotation de la machine

### 3.5 Conclusion et perspectives

L'approche qui consiste à introduire un paramètre géométrique plutôt que d'utiliser un modèle de comportement complexe du couple MO-CN pour assurer la fluidité de la trajectoire est donc pertinente. La méthode **Geo5XFlanc** présente un intérêt pour les usinages de finition mais également pour les opérations d'ébauche 5 axes ou de demi finition. Dans le cas

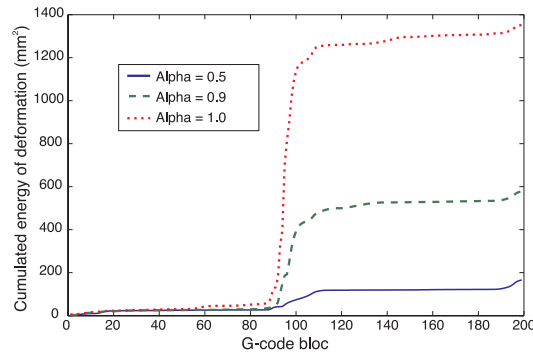


FIG. 1.18: Energie de déformation cumulée

de la finition, l'utilisateur fixe un seuil admissible sur l'amplitude des écarts géométriques afin de respecter les tolérances imposées par le bureau d'étude. La solution optimale est donc la trajectoire qui minimise l'énergie de déformation tout en respectant le seuil d'écarts géométriques. En ébauche ou demi finition, la maîtrise des écarts géométriques est secondaire et la fluidité de la trajectoire permet d'augmenter la productivité. La résolution du système est rapide (quelques minutes au maximum) malgré l'introduction de la SVD pour trouver une solution approchée. La méthode est en cours d'industrialisation chez Missler Software.

Dans cette approche, nous n'avons pas introduit l'influence de l'inversion de coordonnées sur le comportement dans l'espace machine. Mais dans le cas où celle-ci ne génère pas de discontinuité, il y a corrélation entre les deux comportements. Nous souhaitons maintenant tenir compte de l'exécution de la trajectoire sur la machine en intégrant les caractéristiques cinématiques des axes. Nous pourrions alors établir un lien formel entre le taux d'énergie de déformation et le comportement des axes de la machine, pour minimiser l'apparition de marques sur la pièce ainsi que le temps d'usinage. Cependant, l'intégration de l'inversion de coordonnées et des performances cinématiques du couple MO-CN pour affiner davantage la trajectoire ne doit pas pénaliser la rapidité du logiciel.

Nous envisageons pour cela de modifier la trajectoire par un post traitement en tenant compte des sollicitations sur les axes de rotations. Nous pourrions lisser les trajectoires articulaires de chacun des axes tout en respectant les écarts géométriques dans l'espace pièce à l'image de l'approche proposée par Castagnetti [Castagnetti et al. 2008]. Dans cette approche, les performances des axes de rotations sont garantis par la construction d'une trajectoire qui



minimise les variations d'accélération des axes rotatifs en minimisant les dérivées secondes de leurs évolutions. Une autre approche serait d'appliquer un lissage non pas par des techniques géométriques mais par traitement du signal. D'une manière générale, les oscillations sur un axe traduisent des changements de direction donc des ralentissements. Nous pourrions relier les caractéristiques de fréquence et d'amplitude des trajectoires articulaires obtenues par FFT avec les performances des axes de la machine. Ceci fait l'objet d'un travail de master 2 cette année.

Enfin nous testerons l'intégration du modèle du couple MO-CN développé pour Geo5XMax sur une trajectoire 5 axes par flanc d'outil mais nous savons d'ores et déjà que cette optimisation nécessitera plusieurs heures de calcul.

## Chapitre 2

# Prise en compte du modèle géométrique de la machine

## 1 Introduction

Les travaux présentés ici sont relatifs à la Transformation Géométrique Inverse nécessaire au pilotage d'un centre de fraisage à 5 axes. Cette transformation géométrique dépend de la structure mécanique articulée de la machine [Mery 1997], et en particulier des axes rotatifs de la machine. Le modèle mathématique résultant possède alors parfois plusieurs solutions articulaires pour une même orientation de l'axe de l'outil dans l'espace de la pièce, voir même une infinité pour certaines orientations, on parle alors de points singuliers. La géométrie d'une trajectoire programmée qui passerait proche de ce point est susceptible d'être modifiée par le modèle géométrique de la machine ce qui peut générer des écarts géométriques ou des collisions entre l'outil et la pièce [Affouard et al. 2004]. La première partie du chapitre est donc consacrée à la modification de la trajectoire d'usinage a posteriori pour éliminer les effets indésirables dus au passage près de la singularité.

Par ailleurs, la position relative de l'outil par rapport à la pièce dans l'espace de la machine résulte de l'application du modèle géométrique de la machine. L'identification de ce modèle n'étant pas parfaite, des écarts géométriques apparaissent et sont principalement visibles quand la pièce est réalisée en 5 axes positionné. En effet dans ce cas la position relative des entités usinées dans des configurations articulaires différentes est entachée d'erreurs. C'est l'objet de

la seconde partie de ce chapitre. Nous étudierons cette problématique dans le cadre de l'usinage direct de nuages de points en 5 axes positionné pour le copiage rapide de formes.

## 2 Prise en compte du modèle géométrique près de la singularité

### 2.1 Cas d'une structure RRTTT

Pour illustrer nos propos sur les problèmes d'inversion de coordonnées nous traitons plus particulièrement le cas du centre de fraisage Mikron UCP 710 qui présente une structure RRTTT avec rotation sur les axes  $A$  et  $C$ .

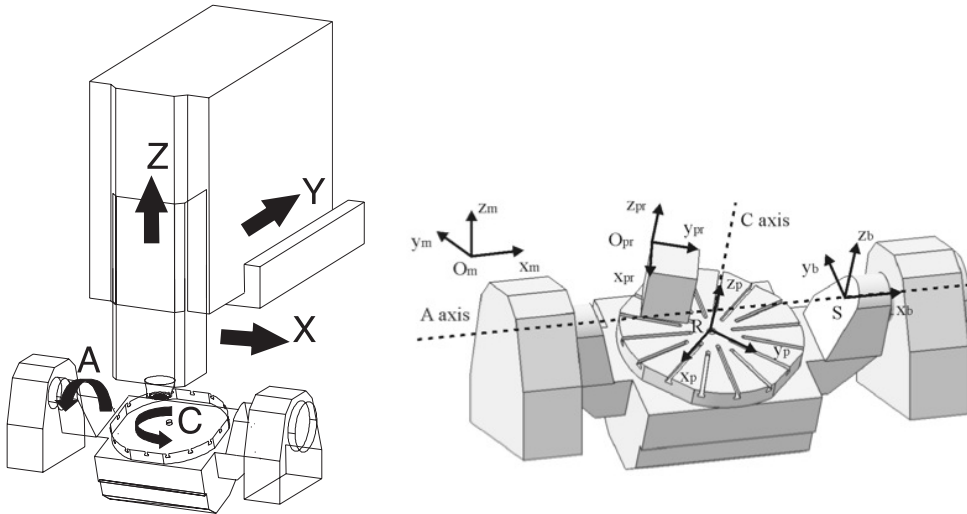


FIG. 2.1: Structure de la Mikron UCP 710

Le modèle cinématique direct associé ci-dessous permet de trouver les angles  $A$  et  $C$  en fonction de l'orientation  $(i, j, k)$  de l'axe de l'outil. Puis les coordonnées  $X_m, Y_m$  et  $Z_m$  sont calculées en fonction de  $X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, A$  et  $C$  et des paramètres géométriques de la machine, de manière à corriger la position de l'outil par rapport à la pièce.

$$A = \pm \arccos(k) \quad \text{and} \quad C = -\arctan\left(\frac{i}{j}\right) \quad [\pi] \quad (2.1)$$

Ce système possède selon les cas aucune solution, une solution, deux solutions ou une infinité de solutions. Cette multiplicité de solutions n'est pas sans poser des problèmes lors de

la programmation. En effet, lorsque plusieurs solutions articulaires sont possibles, le choix, effectué par le post-processeur en fonction de critères élaborés par les clients et les éditeurs de logiciels de FAO, peut être source d'incidents lors de l'usinage.

Le tableau suivant récapitule le nombre et la nature des solutions.

Valeurs de $k$	$] -1, \text{ArcCos}( A_{\max} ]$	$] \text{ArcCos}( A_{\max} ), \text{ArcCos}( A_{\min} ]$	$] \text{ArcCos}( A_{\min} ), 1[$	1
solutions	0	1	2	$\infty$
	pas de solution	$(A_1, C_1)$	$(A_1, C_1)$ $(A_2, C_2)$	A = 0 et C ind.

FIG. 2.2: Nombre de solutions articulaires

Le système d'équations 2.1 possède deux espaces de solution pour  $A > 0$  et  $A < 0$ , et les solutions diffèrent en fonction des valeurs de  $(i, j, k)$ .

	$i < 0$	$i = 0$	$i > 0$
$j < 0$	$A_1 = \text{acos}(k) \quad C_1 = -\text{atan}(i/j)$		
	$A_2 = -\text{acos}(k) \quad C_2 = -\text{atan}(i/j) + \pi$		
$j = 0$	$A_1 = \text{acos}(k) \quad C_1 = -\pi/2$	A = 0 C indéfini	$A_1 = \text{acos}(k) \quad C_1 = \pi/2$
	$A_2 = -\text{acos}(k) \quad C_2 = \pi/2$		$A_2 = -\text{acos}(k) \quad C_2 = -\pi/2$
$j > 0$	$A_1 = \text{acos}(k) \quad C_1 = -\text{atan}(i/j) + \pi$		
	$A_2 = -\text{acos}(k) \quad C_2 = -\text{atan}(i/j)$		

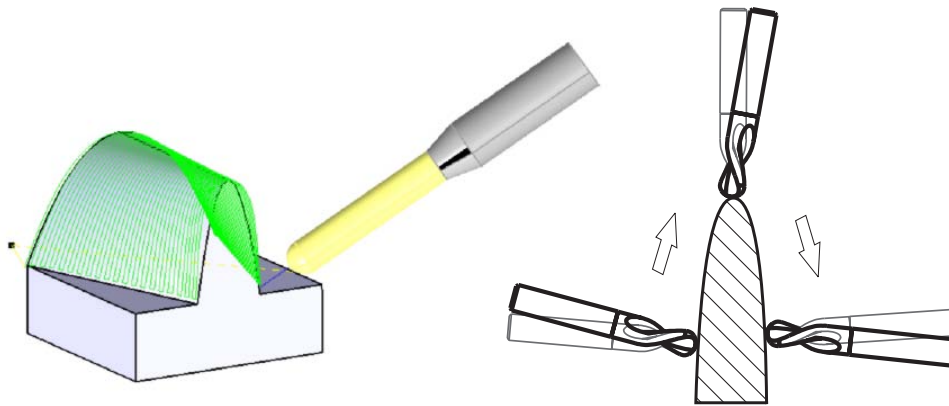
FIG. 2.3: Ensemble des solutions articulaires

## 2.2 Passage près de la singularité

Sur la structure étudiée, la singularité correspond à une orientation de l'axe de l'outil selon l'axe  $z$  pour laquelle  $A = 0$  et  $C$  est indéfini. Cette position peut poser des difficultés lors du traitement de la trajectoire quand  $i$  et  $j$  sont très petits mais non nuls. Dans ce cas, le problème peut engendrer des mouvements désordonnés de l'axe  $C$  qui peuvent marquer les pièces et augmenter le temps d'usinage. Nous proposons un exemple qui illustre les mouvements incohérents

de la machine lorsque la trajectoire de l'outil passe très près de la singularité sans la traverser exactement. Cet exemple a été publié lors de la conférence HSM 2006 [Tournier et al. 2006] et faisait suite à une collaboration entre le LURPA et le Laboratoire des Machines Hydrauliques de l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne.

On considère l'usinage d'un bord d'attaque d'aube suivant des plans parallèles comme sur la figure 2.4. La stratégie d'orientation de l'axe de l'outil est une stratégie à angle de dépinçage constant. Nous retenons deux angles différents,  $\theta_t = 0$  pour la stratégie 1 et  $\theta_t = 5$  pour la stratégie 2.



**FIG. 2.4:** Pièce de test

Lors de l'usinage de la pièce avec la stratégie 2, on observe un mouvement de l'axe  $C$  incohérent lorsque les points de la trajectoire sont proches de la singularité (figure 2.5). Ce mouvement de l'axe  $C$  s'effectue très localement, sur toutes les passes mais avec des amplitudes différentes. Il ralentit fortement l'usinage et engendre des marques sur la pièce.

Après vérification du programme généré dans l'espace pièce, nous pouvons constater que nous ne sommes pas exactement sur la singularité. Si on compare les deux stratégies, on s'aperçoit que l'on n'approche pas le point de singularité de la même manière. Dans le cas du programme avec dépinçage, l'inversion du signe de  $j$  a lieu alors que  $i$  n'est pas nul. D'après les équations du tableau 2, il n'y a donc pas continuité de  $C$  lorsque l'on passe d'une solution articulaire  $(A_1, C_1)$  à l'autre  $(A_2, C_2)$  quand  $j$  change de signe.

Sur la figure 2.6 à gauche, nous avons représenté la fonction  $C = -atan(i/j)$  avec des couleurs différentes pour chaque solution articulaire afin de faire apparaître la discontinuité de  $\pi$  lorsque l'on passe de  $j < 0$  à  $j > 0$ . Ainsi sur la figure de droite, le long de la trajectoire, les

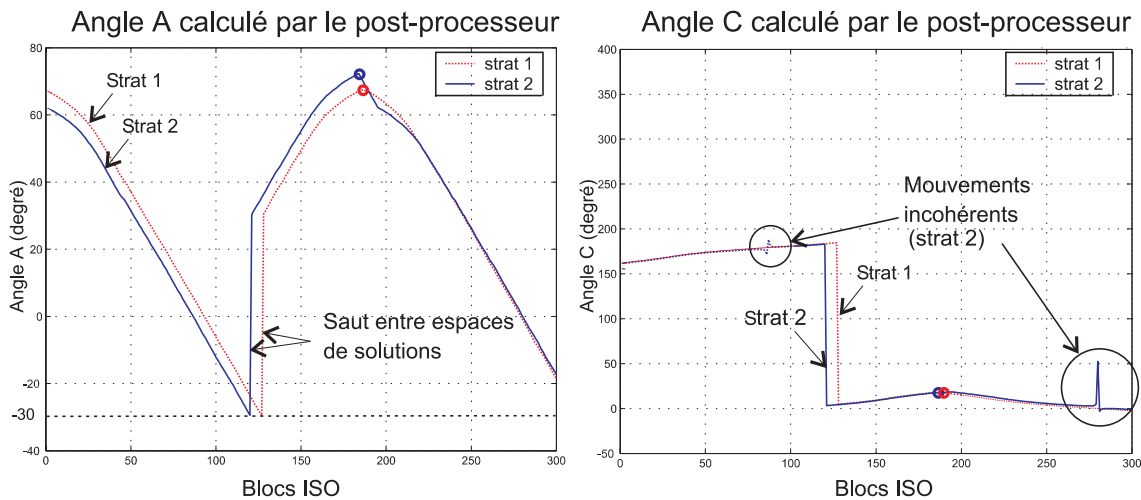


FIG. 2.5: Valeurs de A et de C calculées par le post-processeur

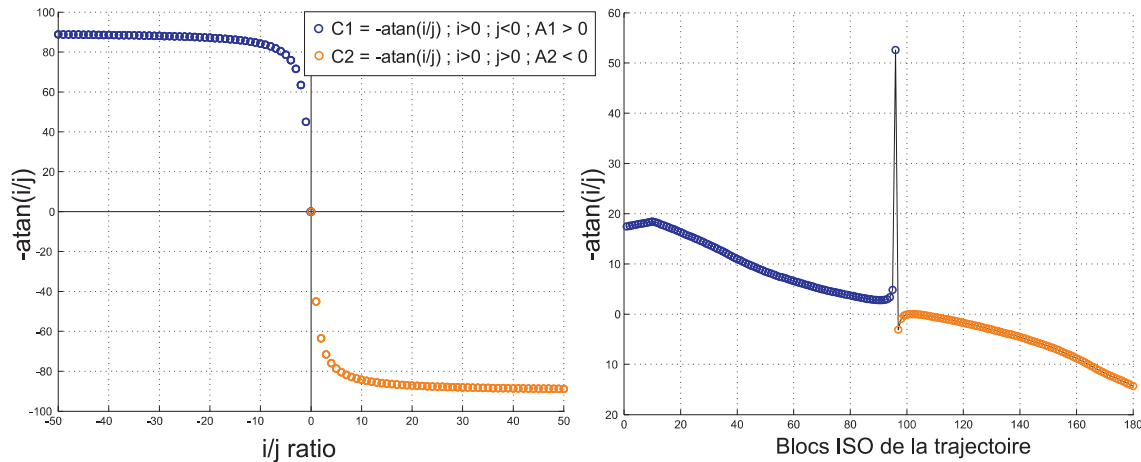


FIG. 2.6: Valeurs de l'angle C dans le plan  $ij$

valeurs de  $C$  pour  $j < 0$  peuvent monter à  $90^\circ$  quand  $j$  tend vers « zéro moins » et les valeurs de  $C$  pour  $j > 0$  provenir de  $-90^\circ$  quand  $j$  tend vers « zéro plus ». Selon l'échantillonnage de la trajectoire, l'amplitude du mouvement étudié peut donc valoir  $\pi$ . Sur la figure 2.7 nous avons représenté des « iso lignes » de la fonction Arctan pour des valeurs entières, et les coordonnées sur  $i$  et  $j$  de l'orientation de l'outil pour chacun des points des trajectoires programmées. Les stratégies 1 et 2 ont un comportement similaire mais décalé d'une valeur sur  $j$  correspondant au dépinçage de  $5^\circ$ . C'est la position des points de chaque courbe qui permet de voir pourquoi et comment apparaissent les mouvements incohérents. Ainsi si on effectue un zoom dans les zones proches de la singularité ( $i = 0, j = 0$ ), on observe très clairement la présence d'un point

sur une des trajectoires de la stratégie 2 dans une zone où l'angle  $C$  vaudrait environ 52 degrés, ce qui est cohérent avec le programme. Les « iso lignes » étant très rapprochées dans cette zone, le mouvement observé est donc a priori tout à fait normal.

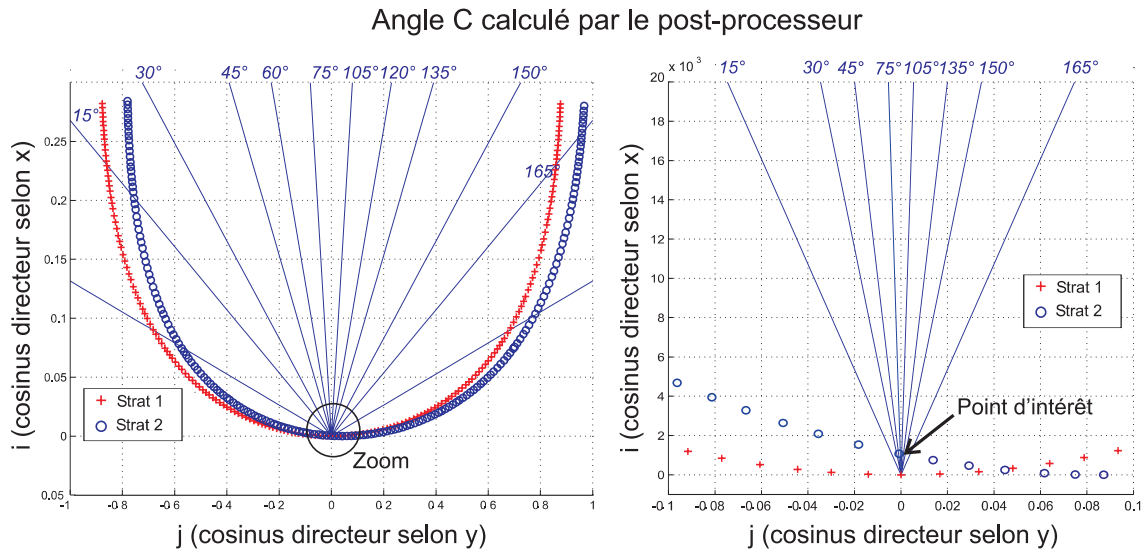


FIG. 2.7: Valeurs de  $C$  au changement de solution articulaire

### 2.3 Méthode de résolution

La seule suppression du point incriminé dans le programme engendrerait une erreur de corde trop importante par rapport à la tolérance d'usinage spécifiée. La méthode développée, **Geo5XPro**, consiste à déformer la courbe 3D suivie par un point fixe de l'axe de l'outil ou à modifier la courbe 2D dans le plan  $ij$ . En effet, une intervention par déformation permettrait de conserver une continuité dans le mouvement des axes de rotations. Afin par exemple de ne pas perturber le comportement de l'axe  $A$  lors de la modification, on impose à la déformation dans le plan  $ij$  l'équation suivante :  $i^2 + j^2 = 1 - k^2$  qui se traduit par l'appartenance du point modifié à un cercle de rayon  $\sqrt{(1 - k^2)}$  centré sur l'origine. Nous avons appliqué cette modification sur des positions outils précédant et suivant le mouvement incohérent et calculé les valeurs de l'angle  $C$  (figure 2.8). La transition entre les deux espaces de solutions est continue. La commande numérique a été capable d'interpoler ces positions déclarées en  $A$  et  $C$  et le mouvement incohérent a disparu.

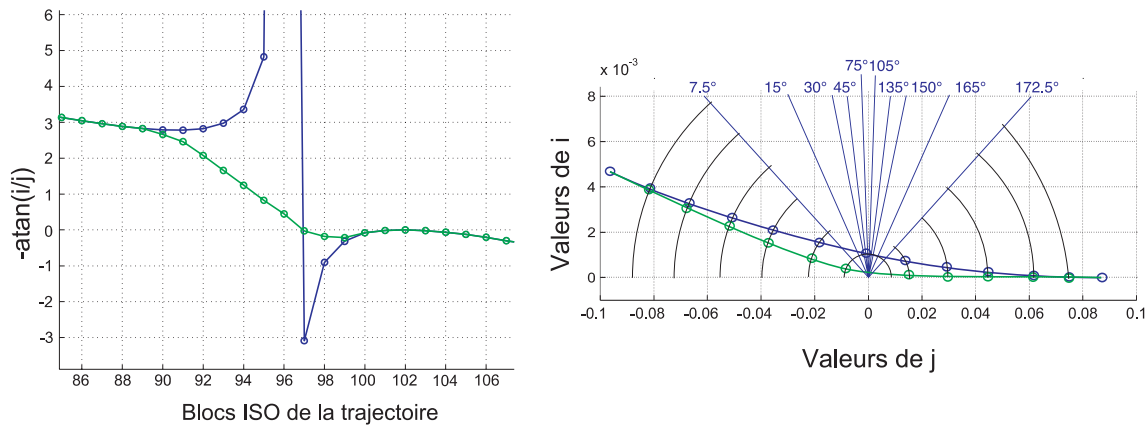


FIG. 2.8: Modification de la trajectoire d'usinage dans le plan  $ij$

## 2.4 Conclusion

Ces travaux nous ont permis d'identifier précisément la provenance des mouvements incohérents en usinage à 5 axes et de proposer une méthode de modification de la trajectoire, **Geo5XPro**. En effet, les logiciels de simulation d'usinage et de FAO, même s'ils peuvent montrer les mouvements incohérents, ne proposent pas d'outils pertinents pour les supprimer ou les diminuer. Le problème du passage près de la singularité est un problème qui avait déjà été exploré dans le cadre de l'interpolation polynomiale à 5 axes mais la solution adoptée avait été de s'écarter de la singularité [Affouard et al. 2004]. Il nous a semblé qu'en interpolation linéaire il était plus intéressant de s'en rapprocher pour éviter les mouvements de grandes amplitudes. La solution consiste donc à modifier l'orientation de l'axe de l'outil près du point singulier. Cependant, si cette modification n'altère pas la hauteur de crête avec un outil hémisphérique, il n'en est pas de même avec un outil torique. Pour l'outil torique, la solution ne peut donc pas venir d'un post-traitement de la trajectoire car il est nécessaire de connaître la géométrie de la pièce à usiner. En effet pour conserver les hauteurs de crêtes spécifiées en vue d'obtenir la qualité requise, il faut modifier les angles d'orientation de l'outil dans le repère local lié au plan tangent de la surface au point usiné. Ce type d'outil doit donc être intégré à la génération des trajectoires d'usinage.



### 3 Prise en compte des défauts du modèle géométrique

#### 3.1 Introduction

L'usinage à 5 axes positionné permet de réaliser l'usinage de pièces en un seul posage ce qui permet de gagner du temps et d'éviter les écarts de remise en position entre les phases. Cependant, dans le cas d'un usinage à 5 axes, la qualité du modèle géométrique de la machine peut être à l'origine d'écarts géométriques entre les différentes zones usinées avec différentes orientations de l'outil. En effet, une fois les valeurs articulaires des angles  $A$  et  $C$  déterminées, le modèle géométrique de la machine permet de calculer les valeurs des consignes articulaires des axes de translation  $X_m$ ,  $Y_m$  et  $Z_m$  :

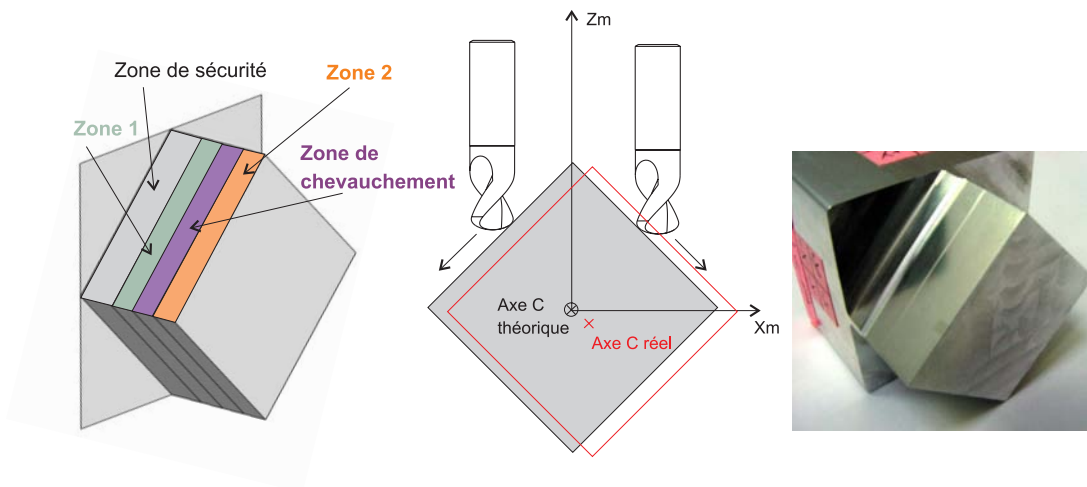
$$\begin{bmatrix} X_m \\ Y_m \\ Z_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(c) & \sin(c) & 0 & 0 & 0 \\ -\cos(A).\sin(c) & \cos(A).\cos(c) & \sin(A) & \cos(A) & \sin(A) \\ \sin(A).\sin(c) & -\sin(A).\cos(c) & \cos(A) & -\sin(A) & \cos(A) \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} P_x \\ P_y \\ P_z \\ b_y \\ b_z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \cos(c) & \sin(c) & 0 \\ -\cos(A).\sin(c) & \cos(A).\cos(c) & \sin(A) \\ \sin(A).\sin(c) & -\sin(A).\cos(c) & \sin(A) \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} X_{pr} \\ Y_{pr} \\ Z_{pr} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} m_x \\ m_y \\ m_z + j_z \end{bmatrix}$$

Les inconnues du modèle sont alors :

- les paramètres  $P_x$ ,  $P_y$  et  $P_z$ , qui caractérisent la position de la pièce sur le plateau, différents pour chaque pièce,
- les paramètres  $b_y$  et  $b_z$  qui caractérisent la position relative de l'axe de rotation du plateau par rapport au berceau,
- les paramètres  $m_x$ ,  $m_y$  et  $m_z$  qui caractérisent la position du berceau dans le repère machine.

La précision d'identification des paramètres géométriques de la machine, c'est à dire la position des axes de rotation dans le repère de la machine est donc primordiale. Si ces positions ne sont pas précisément identifiées, alors la commande numérique calcule des mouvements de correction des axes de translation incorrects, qui engendrent une interférence entre l'outil et

la pièce et donc des marques selon les cas. Différents auteurs ont travaillé sur l'identification du modèle géométrique d'une machine à 5 axes et l'impact de ses erreurs sur la qualité des surfaces usinées parmi lesquels [Mir et al. 2002] et [Bohez 2002]. Dans le cas d'un usinage à 5 axes continu, si il n'y a pas de changement d'espace de solution lors de l'usinage, il n'y aura pas de marques. Les imprécisions du modèle génèrent alors des défauts sur la trajectoire d'usinage donc des défauts de forme. Par contre dans le cas d'un usinage à 5 axes positionné, les entités usinées avec des orientations différentes de l'outil ne seront pas correctement positionnées et raccordées. L'exemple proposé ci-dessous (figure 2.9) a été élaboré par S.Lavernhe durant sa thèse au LURPA. Il s'agit d'usiner un plan par balayage selon deux configurations articulaires différentes avec une zone de recouvrement. On observe alors une marche dont la hauteur est significative des erreurs dans l'identification du modèle géométrique.



**FIG. 2.9:** Zones de recouvrement en fraisage à 5 axes positionné

Nous avons incluse cette problématique dans les travaux de thèse de M. Makki intitulés « Copiage rapide de formes sur machine outil à commande numérique en fraisage 5 axes ». Dans notre approche, nous n'essayons pas d'améliorer la qualité d'identification du modèle géométrique de la machine mais de minimiser son impact. Ainsi l'objectif est de déterminer les orientations qui permettront d'usiner la pièce tout en minimisant les zones de recouvrement donc les marques susceptibles d'apparaître sur la pièce. L'approche proposée est développée dans le contexte de l'usinage de nuages de points pour le copiage rapide de formes.

### 3.2 La chaîne de copiage rapide Geo5XPoint

Le laboratoire a développé un ensemble de méthodes et d'algorithmes qui permettent de générer les trajectoires d'ébauche et de finition pour l'usinage de nuage de points en fraisage à 3 axes. Nous avons souhaité utiliser le fraisage à 5 axes positionné pour diminuer le temps de mise au point des différentes phases d'usinage et inscrire le copiage de forme comme un outil de prototypage rapide. De cette manière les algorithmes développés précédemment pouvaient être réutilisés. Le copiage rapide des formes complexes par usinage à partir d'un nuage de points permet de s'affranchir des opérations de reconstruction de formes en reverse engineering (RE) et de minimiser les écarts entre la forme originale et la copie (figure 2.10).

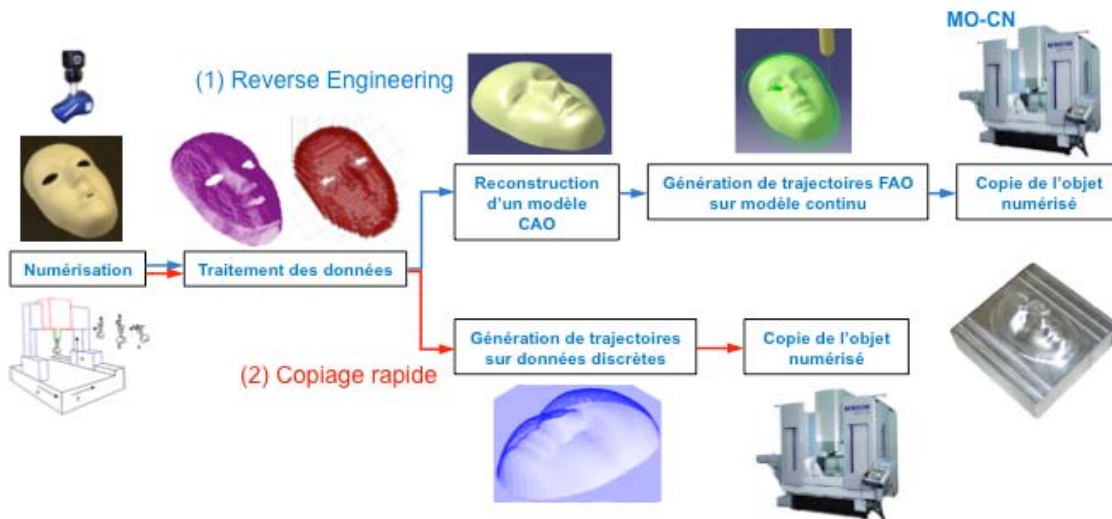


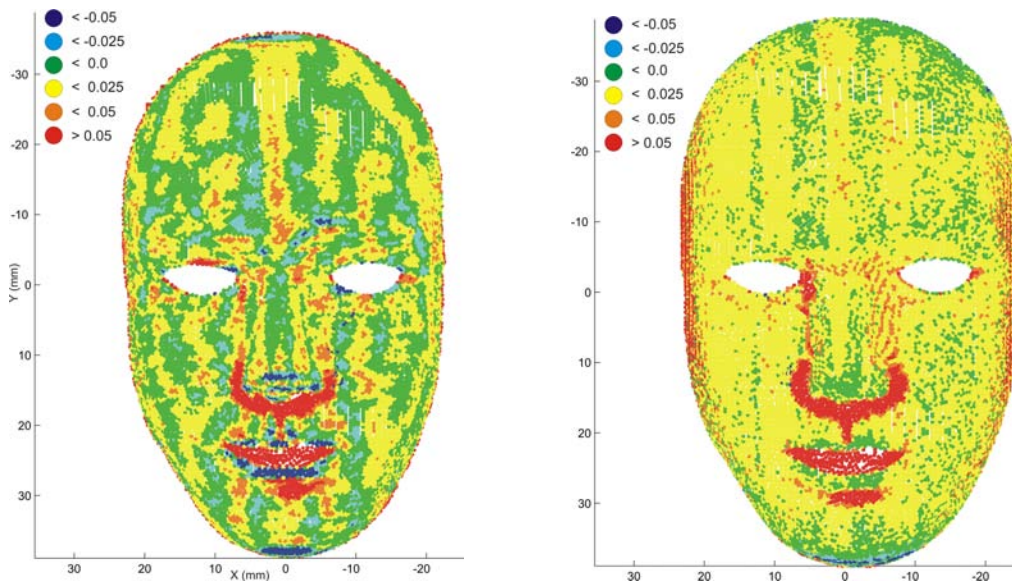
FIG. 2.10: Chaîne de copiage rapide de nuage de points

Une comparaison entre l'approche de RE classique et la méthode **Geo5XPoint** est proposée ci-dessous ainsi que dans l'article « Direct duplication of physical models in discrete 5-axis machining, Virtual and Physical Prototyping, vol 3 (2), pp.93-103, 2008 », proposé dans la partie 3.

La méthode utilisée pour générer les trajectoires est basée sur le principe du zbuffer inverse, [Suzuki et al. 1991] et s'appuie également sur une grille dont les pas longitudinaux et transversaux sont directement liés aux paramètres de tolérance d'usinage et de hauteur de crête. Les nœuds de cette grille sont rangés dans un ordre spécifique déterminé en fonction du mode de balayage souhaité. Le posage de l'outil sur le nuage est effectué pour chacun des nœuds

du maillage. Pour cela on récupère les points du nuage qui sont contenus dans un cylindre de révolution de rayon égal au rayon de l'outil boule et d'axe  $z$  passant par le nœud considéré. A partir de ces points, on détermine l'altitude des intersections entre l'axe de l'outil et les sphères de rayon égales au rayon de l'outil centrées sur chaque point du nuage participant au posage. La position de l'outil est alors donnée par l'intersection d'altitude maximale.

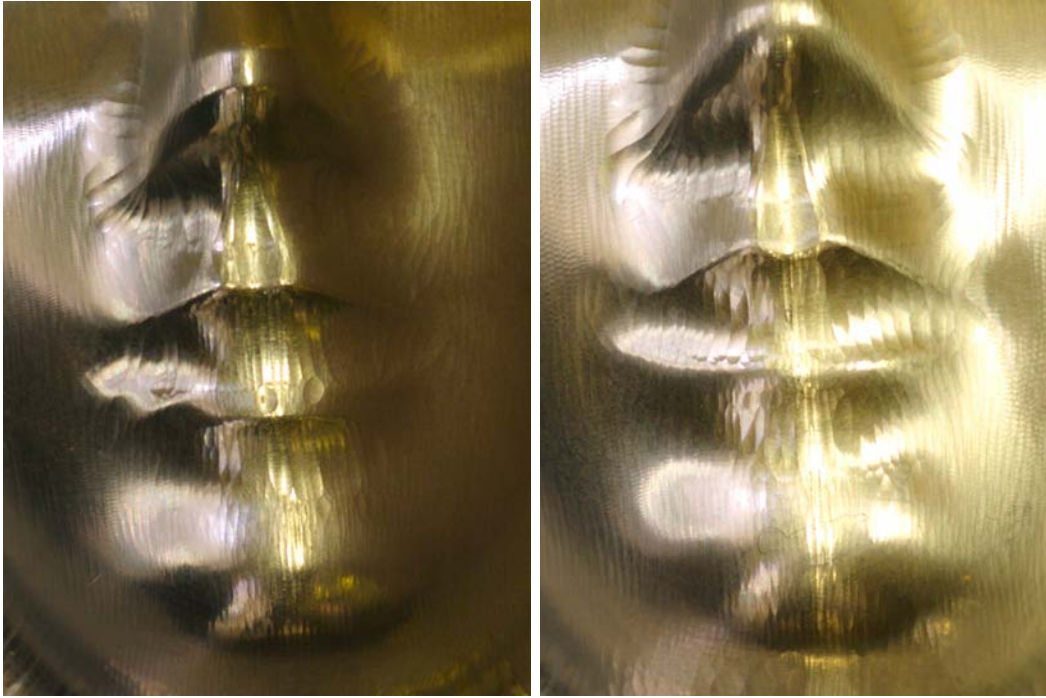
Nous avons comparé les écarts géométriques générés par le copiage issus d'une démarche de Reverse Engineering (RE) et de l'usinage direct de nuages de points par nos algorithmes. Pour cela nous avons numérisé un masque et avons appliqué les deux processus sur cette pièce (figure 2.10). La comparaison des deux approches est faite d'un point de vue géométrique sur des simulations d'usinage et sur les pièces usinées. La méthode consiste à simuler l'enveloppe du trajet de l'outil pour les deux opérations de finition et d'évaluer les écarts géométriques avec le nuage de points. Pour cela nous utilisons les outils de certification de trajectoires développés au Lurpa et en particulier la simulation d'usinage par Nbuffer [Jerard et al. 1989].



**FIG. 2.11:** Comparaison du RE (à gauche) et du copiage rapide (à droite)

Ce type de simulation s'appuie sur une représentation point/normale de la surface à usiner. Pour cela, nous avons choisi d'utiliser la représentation surfacique établie dans l'approche reverse engineering pour déterminer les normales en chaque point du nuage. Malgré les imperfections introduites dans cette reconstruction, le défaut d'orientation des normales n'a que

peu d'influence sur le critère de fidélité à la forme recherché. La simulation s'effectue donc en plusieurs étapes : extraction des normales du modèle surfacique dans le logiciel CAO utilisé, construction du modèle point/normale de l'objet, simulation de l'usinage par intersection entre le modèle point/normale et les trajectoires d'usinage.



**FIG. 2.12:** Pièces réelles issues du RE (à gauche) et du copiage rapide (à droite)

On remarque tout d'abord (figure 2.11) que les écarts sont presque toujours positifs dans le cas du copiage, ce qui est cohérent avec la méthode de posage de l'outil. La qualité du copiage est donc essentiellement liée à l'accessibilité de l'outil (diamètre) et aux pas de la grille. En effet, seules les zones verticales pour lesquelles le pas longitudinal de la grille est trop grand (vers le menton) montrent des écarts négatifs. De même, le pas transversal fait apparaître des crêtes importantes dans les zones verticales près des tempes. L'approche par RE génère des écarts positifs et négatifs, ce qui traduit le fait que le modèle surfacique associé passe au mieux des points selon le critère des moindres carrés. Cela provoque des ondulations ainsi qu'un lissage des détails, en particulier sur les lèvres et le nez figure 2.12. La fidélité à la forme est donc plus faible. Par contre, le logiciel gère mieux la tolérance d'usinage et la hauteur de crête.

### 3.3 Partitionnement d'un nuage de points pour l'usinage

Concernant la prise en compte de l'existence de défauts dans le modèle géométrique de la machine, notre approche a été de partitionner le nuage de points de façon à ce que la longueur des lignes de recouvrements lors de l'usinage à 5 axes positionné soit minimum pour garantir la qualité visuelle et géométrique de la copie. Il a donc fallu développer une méthode de découpage du nuage de points et définir les meilleures orientations qui assurent l'usinabilité complète du nuage. La méthode de découpage proposée s'appuie sur le calcul du cône de visibilité de chaque point et donc sur l'évaluation préalable d'une normale en ces points.

#### 3.3.1 Estimation de la normale

Dans le contexte du calcul de la normale à partir de données discrètes, denses et bruitées, nous pouvons regrouper les différentes méthodes issues de la littérature en trois grandes familles. La première famille regroupe les méthodes qui associent des plans des moindres carrés à des groupes de points avant d'en extraire la normale [Mitra and Nguyen 2003], [Breteau et al. 2006]. La deuxième famille regroupe les méthodes qui associent soit des courbes soit des quadriques locales [OuYang and Feng 2005][Yang and Lee 1999] à des groupes de points avant d'en extraire la normale. La troisième famille regroupe les méthodes qui associent un polyèdre soit directement à partir du nuage de points après le filtrage soit en appliquant la méthode des marching cubes [Lorensen and Cline 1987].

La méthode que nous proposons s'appuie sur les concepts classiques de positionnement d'un outil de forme hémisphérique sur une surface. Considérons un nuage de points et une direction  $Z$  donnée (figure 2.13). A partir du plan  $(x, y)$  perpendiculaire à  $Z$ , on construit une grille de droites pour laquelle les noeuds correspondent aux positions en  $x$  et  $y$  des sphères à lancer le long de  $Z$ . Soit  $R$ , le rayon des sphères, pour chaque noeud de la grille  $Nd_i(xd_i, yd_i)$  nous cherchons les intersections entre les sphères centrées sur chacun des points du nuage et l'axe  $Z$  considéré.

L'intersection dont l'altitude est maximale donne l'altitude  $z_i$  de la sphère définie par son centre  $Cl_i(xd_i, yd_i, z_i)$  et on repère la position  $Cc_i(x, y, z)$  du point de contact. A partir du point précédemment déterminé, nous considérons la normale au point de contact définie par  $\vec{n}_i = \overrightarrow{Cc_iCl_i}$ . La méthode a été évaluée avec succès sur plusieurs exemples de nuages de points denses,

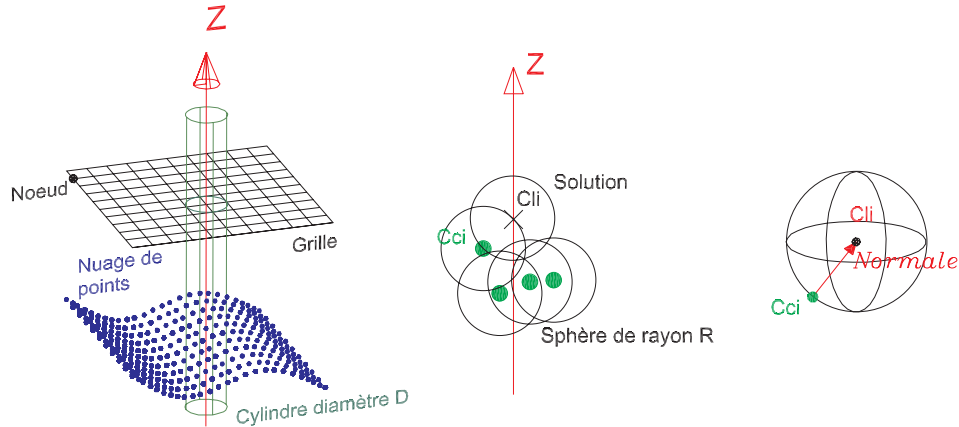


FIG. 2.13: Point de contact sphère surface

hétérogènes et bruités. Elle a l'avantage d'être robuste et rapide et nous permet d'initialiser le calcul du cône de visibilité de chaque point du nuage en vue de l'usinage.

### 3.3.2 Calcul de la visibilité

Le calcul de la visibilité n'a pas fait l'objet de développements d'algorithmes innovants. Celui-ci est basé sur la discrétisation d'une sphère de visibilité et comporte trois étapes qui prend en compte la géométrie de l'outil (visibilité initiale), la collision avec le nuage de points (visibilité globale), et l'accessibilité machine (visibilité réelle) (figure 2.14).

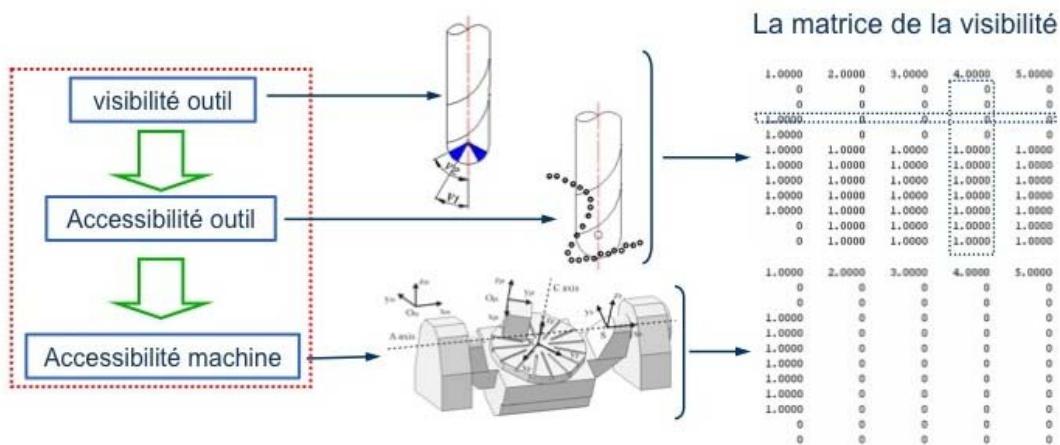


FIG. 2.14: Calcul de la visibilité

Pour chaque point  $P$ , un cône de visibilité initial est construit au point concerné dont l'axe est la normale au point et l'angle du cône est directement lié à la géométrie de l'outil adopté pour l'usinage. Afin d'assurer la qualité de l'usinage, nous posons des critères technologiques concernant le champ de visibilité outil. Par exemple, nous usinons en finition en utilisant un outil hémisphérique pour lequel la zone coupante est réduite de façon à éviter l'usinage avec un angle  $\nu = 0$  car la vitesse de coupe est nulle dans ce cas. De façon à éviter l'usinage des zones verticales latéralement par l'outil ce qui laisse des traces sur la surface usinée, nous évitons également l'usinage avec un angle  $\nu$  proche de 90. Ainsi nous définissons un intervalle d'angles admissibles  $[\nu_1, \nu_2]$  tel que  $\nu_1 \geq 0$  et  $\nu_2 \leq 90$  (figure 2.14).

La visibilité globale consiste à vérifier pour chaque orientation discrétisée contenue dans chaque cône de visibilité outil et pour chaque point, s'il y a collision entre le corps de l'outil et le nuage de points total à usiner. Si, pour une orientation donnée, un point du nuage voisin au point considéré appartient au cylindre de diamètre  $D$ , diamètre de l'outil, alors l'orientation associée dans le cône de visibilité en question est éliminée. Dans cette étape nous pouvons intégrer les tests de collisions entre l'ensemble outil et porte-outil et l'ensemble table, porte-pièce et pièce. Nous devons au préalable générer les nuages de points correspondants.

Enfin l'étape de la visibilité machine permet de prendre en compte les courses de la machine afin de s'assurer que l'orientation calculée pourra être atteinte. Dans la pratique cela revient à diminuer la taille de l'espace discrétisé.

### 3.3.3 Partitionnement

L'objectif est donc de partitionner un nuage de points en paquets afin que la longueur des lignes de recouvrements lors de l'usinage à 5 axes positionné soit minimum. Pour cela nous n'allons pas reconstruire les lignes de recouvrement en 3D et évaluer leur longueur mais dénombrer le nombre de points visibles par des orientations différentes. En minimisant ce nombre de points, on minimise les zones de recouvrement.

A partir de la matrice de visibilité réelle, les points sont regroupés en paquets en respectant les critères suivants :

- la taille des paquets est la plus grande possible,
- le nombre de paquets est minimal,



- le recouvrement est minimal.

Concernant la première contrainte, on fixe un nombre minimal autorisé de points visibles pouvant constituer un paquet. On élimine ainsi dans la matrice de visibilité toutes les orientations discrétisées qui n'assurent pas un minimum de points visibles sur l'ensemble du nuage de points, ce qui conduit à une matrice de visibilité réduite. Les possibilités de groupement entre les différents paquets sont générées en calculant les combinaisons entre toutes les orientations à partir du nombre maximal de paquets admissible par l'utilisateur. Le nombre maximal de paquets est un nombre qui peut évoluer jusqu'à avoir le nombre de paquets qui assure l'usinabilité complète du nuage de points. Compte tenu de la discrétisation de l'espace, de la complexité de la forme numérisée et du bruit de numérisation, on n'arrivera jamais à regrouper tous les points dans un nombre limité de paquets. Il restera toujours des points ou des petits paquets qui ne font pas partie des grands paquets trouvés. C'est pourquoi nous proposons également une méthode basée sur la distance de Hausdorff pour la réintégration de ces points avec les paquets les plus proches.

Finalement les principales étapes de la méthode **Geo5XPoint** sont illustrées sur la figure 2.15. La méthode a été testée sur plusieurs exemples et en particulier sur une tête de fémur dans le cadre du copiage direct de cette pièce. Le calcul du partitionnement en tenant compte de la visibilité a conduit à deux paquets (figure 2.16). Cependant, les contraintes technologiques liées à l'usinage et aux longueurs d'outil n'ont pas permis d'usiner la pièce en toute sécurité ce qui a conduit à un partitionnement en quatre paquets (figure 2.16).

### 3.4 Conclusion

Dans ces travaux nous avons fait évoluer l'usinage de nuages de points vers une chaîne de copiage rapide de formes en fraisage à 5 axes positionné. Nous avons essayé d'y intégrer la présence de défauts sur la machine outil 5 axes lors du découpage de la pièce à usiner afin de trouver les différentes orientations d'usinage. La méthode de découpage intègre donc la notion de recouvrement minimal afin de limiter les zones accessibles avec plusieurs orientations de l'outil. Nous pouvons aussi utiliser ce critère pour choisir les orientations d'usinage afin d'éviter les recouvrements dans les zones fonctionnelles de la pièce ou des défauts géométriques ou visuels ne seraient pas souhaités. Nous pourrions étudier plus finement les défauts du modèle

géométrique afin de déterminer les zones dans lesquelles l'usinage serait de meilleure qualité ce qui permettrait de définir le posage de la pièce sur la machine en position et en orientation. Enfin la méthode que nous utilisons s'applique sur des nuages de points, donc sur des représentations discrètes mais pourrait s'appliquer sur des représentations continues.

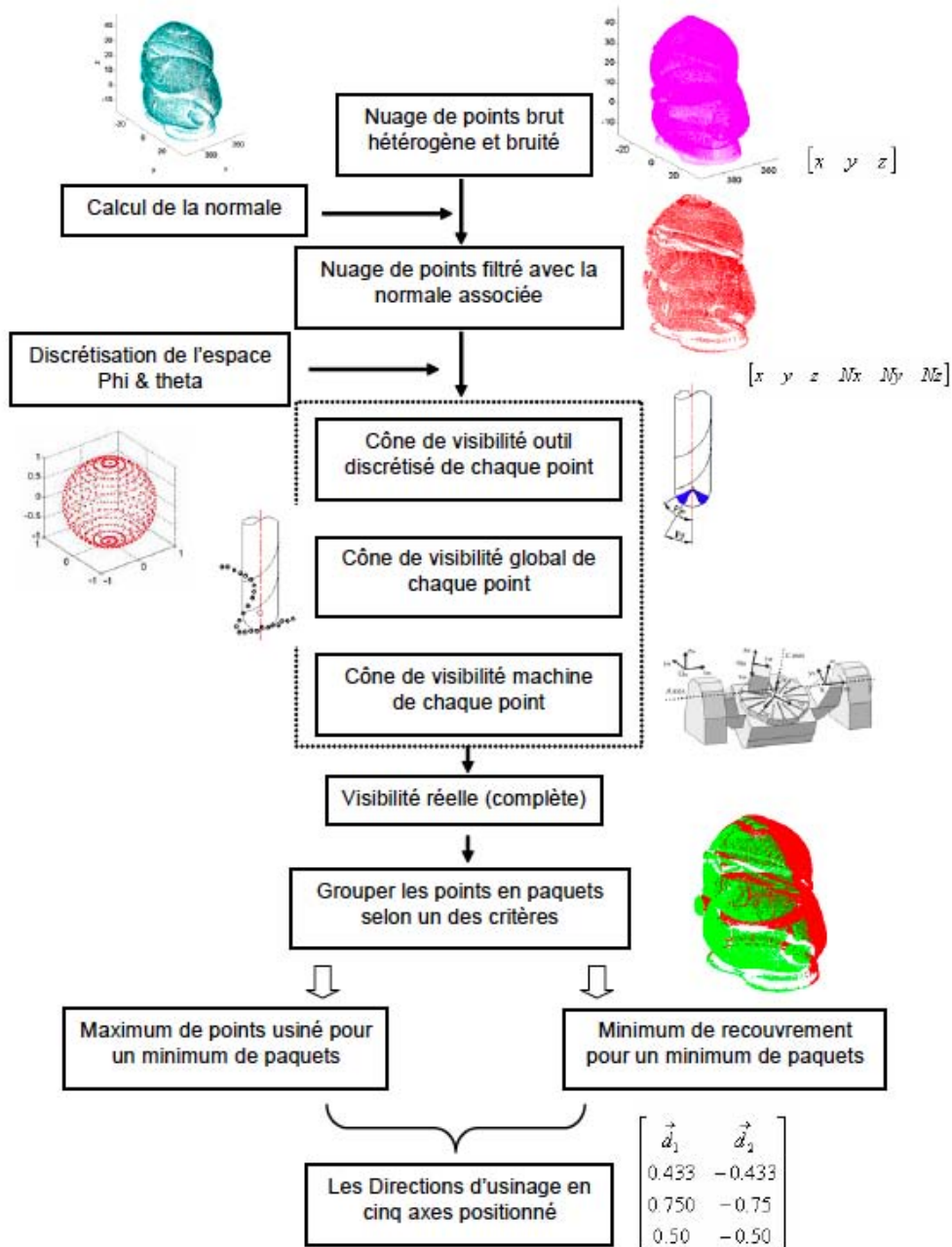


FIG. 2.15: Les principales étapes de la méthode **Geo5XPoint**

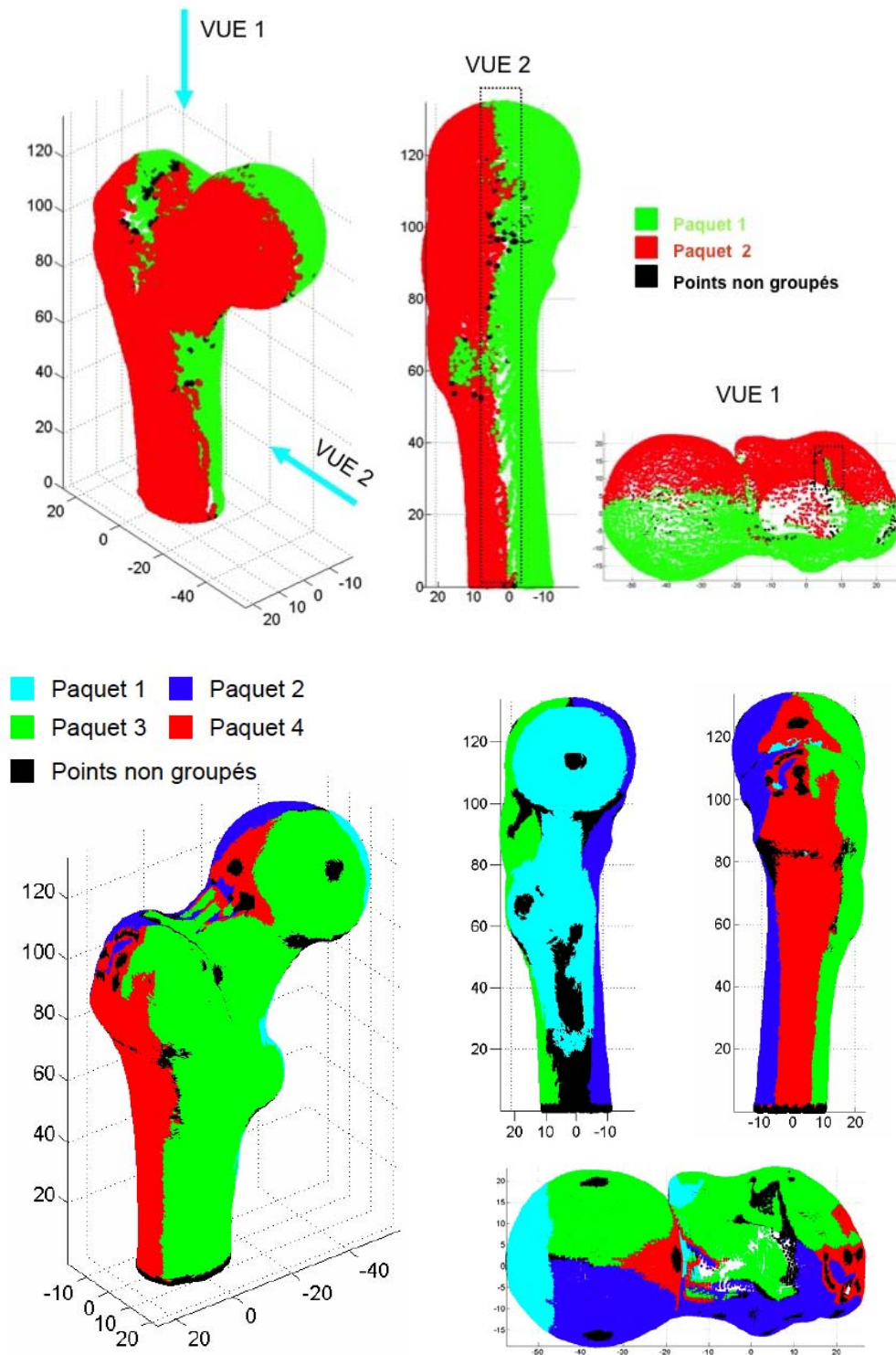


FIG. 2.16: Partitionnement pour la tête de fémur avec **Geo5XPoint**

## 4 Conclusion

Au travers des deux thèmes développés dans ce chapitre, nous soulignons le fait que la qualité de l'usinage passe par la maîtrise du moyen de production. Dans la première partie nous proposons des outils pour modifier la trajectoire lors de son passage près de la singularité. Il s'agit donc de prendre en compte l'influence du modèle de la machine, a posteriori, une fois les trajectoires générées. Dans la seconde partie nous intégrons la présence probable de défauts dans l'identification du modèle géométrique de la machine lors du calcul des trajectoires, donc a priori.

Globalement, l'approche proposée consiste donc à faire remonter le maximum d'informations lors de l'activité de FAO pour prendre en compte le comportement réel du moyen de production. La trajectoire est donc dédiée à une machine en particulier. Nous verrons dans la partie suivante que l'approche proposée par Step-NC consiste à faire l'inverse. La génération des trajectoires est effectuée dans la commande numérique en fonction des caractéristiques du couple MO-CN. La trajectoire est alors spécifiée en FAO de manière générique.



# Chapitre 3

## Les formats d'échange et de description

### 1 L'interpolation polynomiale

L'interpolation polynomiale est un moyen d'interpréter des trajectoires d'usinage décrites sous formes de courbes polynomiales. Celles-ci présentent l'avantage de décrire des portions plus grandes de trajectoires avec moins d'information que l'interpolation linéaire et d'assurer une continuité en courbure de la trajectoire. C'est donc un format idéal pour l'usinage grande vitesse qui requière des vitesses de traitement rapides par la commande numérique et l'absence de discontinuité pour garantir la vitesse d'avance programmée [Duc 1998]. Les premiers travaux à ce sujet ont davantage porté sur la manière de déterminer des trajectoires sous forme de courbes B-splines pour garantir le respect de la géométrie de la surface et de la tolérance d'usinage plutôt que sur les aspects cinématiques [Duc et al. 2001], [Valette et al. 2000]. Les travaux présentés dans la première partie portent donc sur l'influence du format polynomial et du mode de calcul des courbes du point de vue cinématique. Nous étudierons en particulier les vitesses d'avances atteintes lors de l'usinage. Nous verrons ensuite comment la description des trajectoires d'usinage sous forme de courbes polynomiales peut évoluer vers un format d'interpolation surfacique pour améliorer la qualité des surfaces gauches usinées en fraisage à 3 et 5 axes.

## 1.1 Les formats de description des trajectoires

Les directeurs de commande numérique possèdent un langage de description des trajectoires d'usinage qui ne sait pas interpréter le modèle mathématique de courbes utilisé dans les logiciels de CFAO. Il est donc nécessaire de transformer la trajectoire calculée par le logiciel de CFAO. Cette transformation dépend du type d'interpolation gérée par la commande numérique (CN). Les trajectoires sont actuellement programmables en interpolation linéaire, circulaire ou polynomiale. L'interpolation linéaire est le format le plus communément répandu car il est très simple à établir. L'outil se déplace de point en point, en ligne droite et à une vitesse donnée. La trajectoire d'usinage est transformée en une ligne brisée par le logiciel de CFAO. La distance entre les points d'échantillonnage est fonction de l'erreur de corde acceptée entre la courbe théorique et le segment de droite suivi. Plus il y a de points, plus l'erreur est faible et plus on approche la trajectoire théorique. Ainsi la distance entre l'enveloppe du mouvement de l'outil et la surface nominale, est uniquement nulle aux points de passage de l'outil calculés. Ailleurs sur la surface, les écarts géométriques résultent de la combinaison de la flèche, de la hauteur de crête et de l'avance à la dent [Lartigue et al. 1999], [Quinsat et al. 2008]. Par contre un nombre trop important de points engendre des fichiers de grande taille et des problèmes de suivi de trajectoires lorsque la vitesse d'avance programmée est importante. C'est pourquoi l'interpolation polynomiale s'est développée. En interpolation polynomiale, il s'agit de faire passer une courbe au plus près des positions de l'outil posé sur la pièce. La courbe doit respecter la tolérance d'usinage donnée et son paramétrage doit être en corrélation avec l'abscisse curviligne pour un meilleur suivi de trajectoire lors de l'usinage. Auparavant, les portions de trajectoires sans discontinuités sont détectées. En effet, il n'est pas concevable qu'un angle vif soit au milieu d'une courbe continue en courbure, il doit être à la jonction de deux courbes. Les courbes sont généralement données sous forme de B-splines [Lartigue et al. 2001], de NURBS ou de polynômes canoniques de degré 3 ou 5. Mais ce format n'est pas défini dans le code ISO [ISO6983 1982] et chaque constructeur de CN a donc défini sa propre syntaxe.

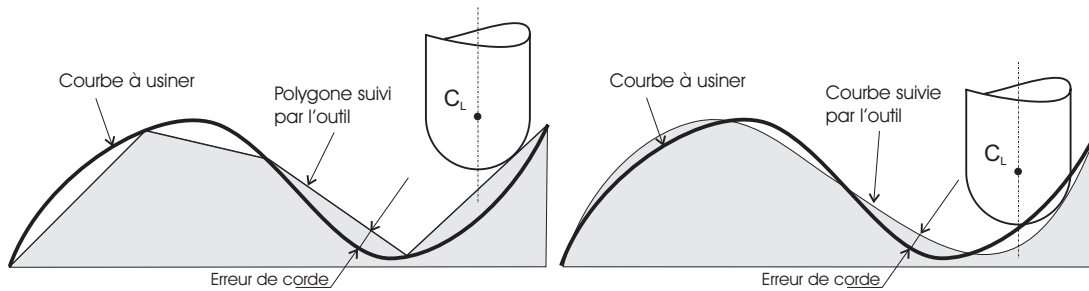


FIG. 3.1: Interpolation linéaire et polynomiale

## 1.2 L'interpolation polynomiale dans la chaîne numérique

Le recours au format polynomial peut se faire à différents niveaux dans la chaîne numérique de programmation et d'exécution des trajectoires (figure 3.2). Quel que soit le processus adopté pour la génération des trajectoires, le modèle de référence est le modèle CAO. L'interpolation polynomiale peut alors être introduite à trois niveaux différents, générant trois processus différents. Le premier processus consiste à intégrer directement le format polynomial lors de l'activité de génération de trajectoires [Lartigue et al. 2001]. Dans ce processus, les trajectoires polynomiales sont calculées à partir de la surface offset et ne sont décrites sous forme de lignes droites à aucun moment. Le second processus consiste à intégrer un post processeur qui modifie le format de description des trajectoires, passant d'une interpolation linéaire à une interpolation polynomiale, avant l'exécution sur la commande numérique [Valette et al. 2000] [Lavernhe et al. 2004]. Enfin dans le troisième processus, une interpolation polynomiale à la volée est effectuée par la commande numérique à partir d'une trajectoire programmée en interpolation linéaire. La CN détermine alors en temps réel la courbe interpolatrice d'un groupe de points [Altintas and Erkorkmaz 2003], [Cheng et al. 2002], [Fleisig and Spence 2001]. Cependant la géométrie pilotée lors de l'usinage ne peut être connue exactement. Pour augmenter la précision, il est donc préférable de réaliser l'association de courbes hors ligne, c'est à dire suivant les processus 1 et 2. Il est à noter que la plupart des commandes numériques modernes proposent l'interpolation polynomiale à la volée (Proc.3) mais toutes ne permettent pas d'interpréter une trajectoire polynomiale programmée en amont (Proc.1 et 2). Enfin des travaux ont également menés au développement d'un format de description polynomial de trajectoires de fraisage à 5 axes basé sur le processus 2 [Langeron et al. 2004].



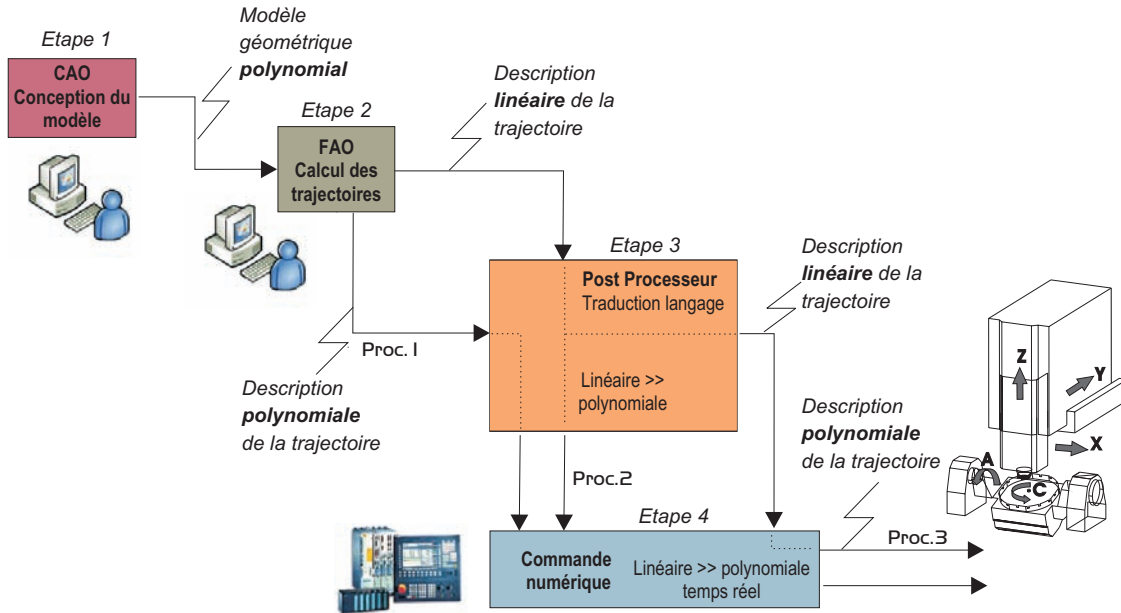


FIG. 3.2: Interpolation polynomiale dans la chaîne numérique

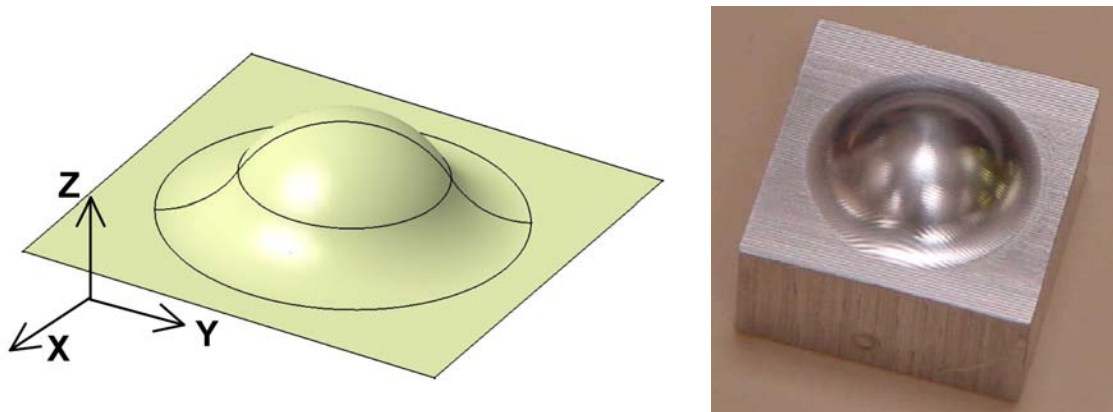
## 2 Avantage de l'interpolation polynomiale d'un point de vue cinématique

Compte tenu des diverses façons de calculer un trajet sous forme polynomiale et des différents processus qui permettent de mettre en œuvre cette interpolation, nous présentons quelques comparaisons en terme de performances cinématiques. Tous ces tests ont été effectués sur une fraiseuse Mikron UCP 710 équipée d'une commande numérique Siemens Sinumerik 840D.

### 2.1 Comparaison des méthodes d'association

Nous proposons dans cette partie de comparer les méthodes d'association de courbes polynomiales en terme de respect des vitesses d'avance programmées lors de l'usinage [CI 10]. En effet, nous ne savons pas si les courbes B-splines résultant d'algorithmes différents généreront les mêmes comportements sur la machine. Aussi, nous avons retenu deux algorithmes s'appuyant sur des méthodes d'association de courbes B-splines par interpolation et par approxima-

tion avec ou sans minimisation de l'énergie de déformation [Wang et al. 1997] [Park et al. 2000] développées spécifiquement pour cette étude, et la génération de trajectoires polynomiales par un logiciel de FAO commercial. Nous utilisons pour cela une pièce de test composée d'une sphère (rayon 18 mm) raccordée (rayon 10 mm) en tangence sur un plan (figure 3.3). La surface exhibe donc des discontinuités en courbure que nous devons détecter, au passage du plan au rayon de raccordement puis du rayon de raccordement à la sphère. L'usinage de la pièce s'effectue par balayage avec un outil hémisphérique de diamètre 5 mm selon des plans parallèles. La tolérance d'usinage ou erreur de corde est fixée à 0.01mm et la vitesse d'avance programmée est de 6 m/min.



**FIG. 3.3:** Surface de test

Nous avons relevé les vitesses d'avance effectives durant l'usinage par le biais de la commande numérique utilisée. En particulier, nous avons enregistré les vitesses des trajectoires les plus longues passant par le sommet de la sphère (figure 3.4). Quelle que soit la méthode, le formalisme polynomial permet d'atteindre des vitesses d'avance effectives supérieures à celles de l'interpolation linéaire classique. Par contre, le comportement est différent selon la méthode utilisée pour générer les trajectoires polynomiales. Les trajets générés par le logiciel de FAO commercial sont moins performants. La vitesse d'avance est parfois inférieure de 20 % aux vitesses atteintes par les autres algorithmes. Par ailleurs, l'association de courbes par interpolation ou approximation ne génère pas de différences significatives concernant la vitesse d'avance effective.

La seule différence entre les courbes polynomiales B-splines étudiées réside dans le nombre de pôles et donc d'arcs de chacune des courbes. Pour rappel, une courbe B-spline de degré  $n$

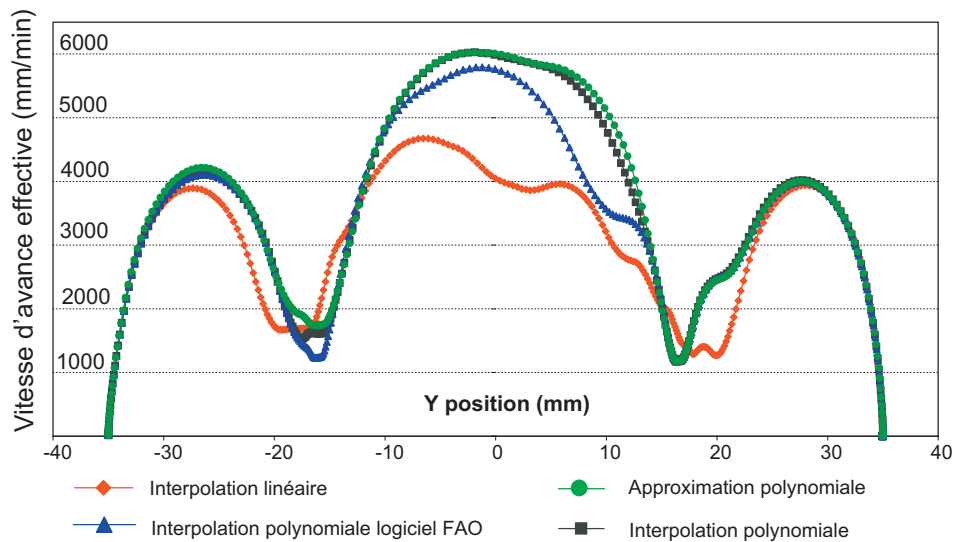


FIG. 3.4: Relevé des vitesses d'avance

est composée de plusieurs arcs, chaque arc étant une courbe polynomiale de degré  $n$  et le degré de continuité aux raccordements entre les arcs vaut  $n - 1$ . Nous avons donc créé une courbe B-splines de degré 3 et modélisée de trois manières différentes, avec un seul arc (4 pôles), deux arcs (5 pôles) et trois arcs (6 pôles) (figure 3.5). La vitesse programmée est de 10m/min. Nous pouvons voir que le comportement cinématique diffère selon le nombre d'arcs pour décrire la courbe. Les vitesses d'avance effectives sont différentes dans les zones de raccordement des arcs, mais plutôt identiques vers la fin de la courbe, sur la portion commune aux trois modèles. Le nombre de pôles et d'arcs joue donc un rôle important dans le traitement de la trajectoire par la commande numérique. A priori, plus le nombre d'arcs est faible, plus le nombre d'information est réduit et meilleures sont les performances.

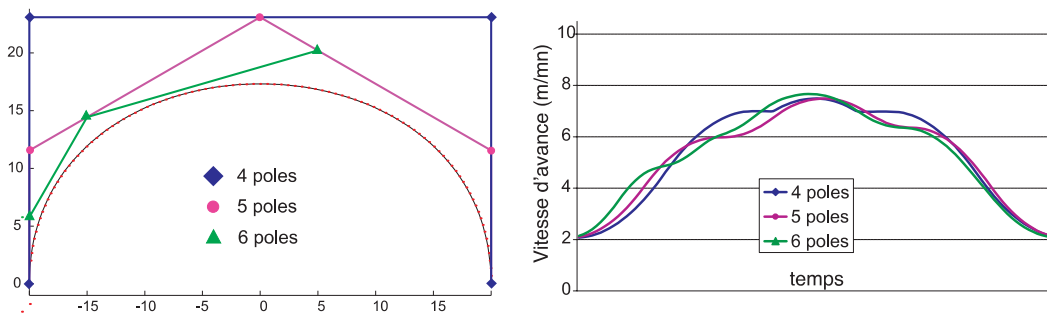
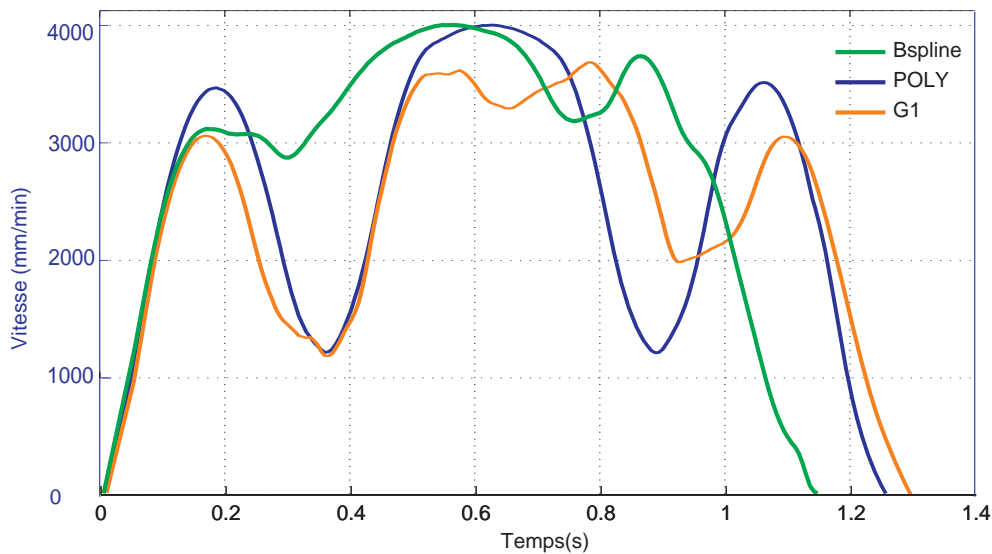


FIG. 3.5: Tests sur le nombre de pôles et d'arcs

## 2.2 Comparaison des formalismes B-splines et canonique

Nous proposons maintenant de comparer le formalisme de description des courbes polynomiales en terme de performances cinématiques. Nous utilisons pour cela la pièce de test définie précédemment (figure 3.3). Nous considérons toujours la trajectoire qui passe par le sommet de la sphère. Nous avons retenu les formalismes de représentation par B-spline et par polynômes canoniques de type POLY de la commande numérique Siemens 840D. Les courbes ont été générées par un logiciel de FAO avec une tolérance d'usinage de 0,01 mm en ce qui concerne le format B-spline et le format G1. Pour le format POLY, nous avons nous même créé les courbes à partir du modèle CAO de telle sorte que la tolérance d'usinage soit nulle. En particulier, nous avons pu modéliser les différents segments de droites et arcs de cercles suivis par le point centre de l'outil par des courbes polynomiales rationnelles de degré 2. La vitesse d'avance programmée est de 4 m/min.



**FIG. 3.6:** Influence du formalisme

On observe que le comportement cinématique est vraiment différent selon le formalisme utilisé (figure 3.6). Le comportement avec le mode POLY est très lisse comparé au format B-spline. De plus, la vitesse en mode POLY est symétrique par rapport au point sommet de la sphère, les polynômes utilisés respectant la symétrie de la pièce. Les vitesses atteintes par le mode POLY sont plus faibles que celles atteintes par le formalisme B-spline. Dans certaines portions, l'interpolation polynomiale fait jeu égal avec l'interpolation polynomiale POLY. Les

performances dépendent donc du traitement effectué par la commande numérique pour élaborer les consignes de déplacement à partir d'un formalisme de description. A priori, le mode de description canonique est moins performant que le formalisme B-spline en terme de suivi mais permet dans certains cas d'améliorer la qualité de la surface usinée.

### 2.3 Conclusion

Cette étude permet de mettre avant les avantages de l'interpolation polynomiale et de ses variantes. On pourra donc choisir un processus d'interpolation polynomiale ou un formalisme adapté à une pièce donnée pour augmenter les vitesses d'avances atteintes durant l'usinage. Au delà de cela, il faut bien reconnaître que nous ne savons absolument pas (ou presque) comment une commande numérique industrielle interpole une trajectoire polynomiale. La boîte noire qu'est la commande numérique constitue à nouveau un frein à nos recherches. Le développement d'une commande numérique ouverte est donc primordiale.

## 3 Amélioration de la qualité des surfaces usinées

Actuellement, seuls les formats de description linéaires ou polynomiaux sont intégrés dans la commande numérique. Dans l'objectif de minimiser la dégradation de l'information entre chaque étape du processus, et d'améliorer la qualité des surfaces usinées, nous proposons de communiquer à la commande numérique des trajectoires d'usinage sous forme surfacique. Pour cela nous utilisons la modélisation surfacique des trajectoires proposé par le concept de la surface d'usinage (chapitre 1). Il n'y a donc ni erreur de posage de l'outil sur la surface, ni erreur de corde. De plus, comme je l'ai montré dans ma thèse de doctorat, la maîtrise de la hauteur des crêtes laissées sur la pièce est plus facile [Tournier 2001].

Dans le cadre du mémoire de DEA de M. Ritou intitulé « Intégration d'un modèle surfacique de trajectoires d'usinage dans la Commande Numérique » nous avons validé la faisabilité d'une telle approche au travers d'expérimentations. Les résultats ont été publiés dans l'article « High-performance NC for High-Speed Machining by means of polynomial trajectories, Annals of the CIRP, vol 53 (1), pp. 317-320, 2004 », fourni dans la partie 3. Je développe ci-dessous la réflexion qui a conduit à l'interpolation surfacique.

### 3.1 De l'interpolation linéaire à l'interpolation surfacique

Le choix des paramètres de tolérance d'usinage et de hauteur de crête doit assurer la réalisation d'une surface réelle respectant des spécifications géométriques de défaut de forme et d'état de surface [Lartigue et al. 1999]. Il est important de souligner ici que les deux paramètres de discrétisation ont un effet 3D sur l'état de surface et qu'il n'est pas possible de les découpler (figure 3.7). On pourrait croire que la tolérance d'usinage est de l'ordre du défaut de forme et la hauteur de crête de l'ordre de la rugosité mais ce n'est pas le cas. En effet, les positions de l'outil le long de la trajectoire ne sont a priori pas synchronisées avec celles des passes précédentes et suivantes.

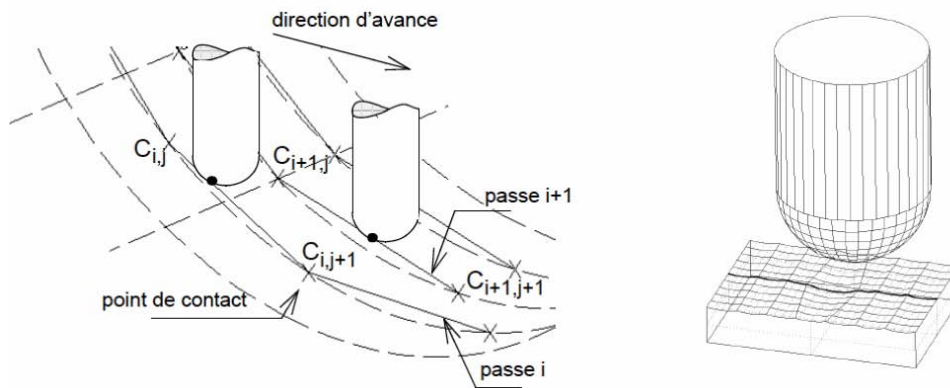
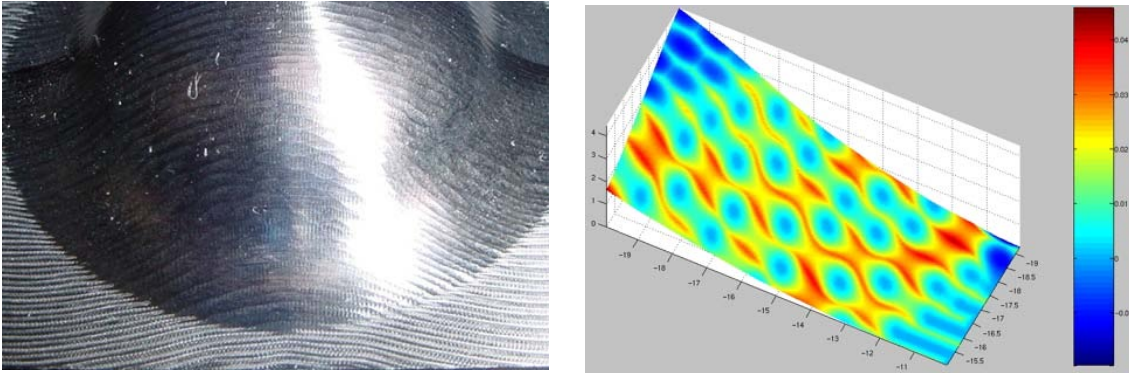


FIG. 3.7: Couplage entre tolérance d'usinage et hauteur de crête

Dans ce cas le profil transversal de la surface usinée n'est pas composé de sillons de même taille parfaitement posés sur la surface nominale, mais d'une succession de sillons plus ou moins profonds. On obtient un état de surface de type peau d'orange (figure 3.8). Les écarts géométriques résultants sont une combinaison des deux paramètres de discrétisation.

Afin d'être plus précis, les trajets outils doivent être juxtaposés de telle sorte qu'ils soient synchronisés. Ainsi la tolérance d'usinage n'intervient plus dans le profil transversal. Cette fonctionnalité est maintenant offerte dans les logiciels de FAO. On a le choix entre une synchronisation, en phase ou déphasé, ou une répartition aléatoire des points sur la trajectoire. Si on pilote l'outil par interpolation linéaire, une telle synchronisation a pour conséquence de faire apparaître des facettes sur les pièces à grands rayons de courbure. De telles marques laissées sur une matrice ou un moule d'injection plastique apparaissent sur les tôles embouties ou les



**FIG. 3.8:** Effet peau d'orange

pièces injectées. Pour résoudre le problème, il faut densifier les points d'interpolation dans les zones tendues. Cependant l'ajout de points supplémentaires limite les performances de l'usinage à grande vitesse à cause du temps de traitement des blocs de programme par les directeurs de commande numérique.

L'utilisation de l'interpolation polynomiale apporte une solution à ce problème [Duc 1998]. En effet, les trajets de l'outil au format polynomial ne génèrent pas de facettes et de plus, contiennent des informations de tangence et de courbure que ne possèdent pas les trajets linéaires. Ainsi on respecte mieux les critères de fidélité à la forme de la surface. Cependant, en interpolation polynomiale, quel que soit le processus retenu (figure 3.2), les trajectoires générées ne sont pas non plus parfaites, elles ne sont qu'une approximation de la trajectoire idéale décrite par le choix de la stratégie. Si on examine le processus 1, le format de description géométrique des données tout au long de la chaîne numérique est le même, ce qui pourrait laisser croire qu'aucune modification ou approximation n'est effectuée. Ce n'est hélas pas le cas. En effet, entre la surface polynomiale décrite en CAO et une trajectoire de l'outil usinant cette surface, une transformation du format est obligatoire pour s'adapter aux formats polynomiaux, B-spline ou canonique de degré 3 ou 5, implémentés dans les commandes numériques.

L'alternative proposée est donc de conserver les trajectoires de manière déclarative jusqu'à l'interpolation effective au sein de la commande numérique (figure 3.9). La commande numérique devra donc reconstruire la trajectoire en amont de l'interpolation en générant les consignes articulaires polynomiales sur chacun des axes de la machine.

Par exemple, une trajectoire peut être décrite dans l'espace paramétrique de la surface à

usiner ou de son offset (figure 3.10). La trajectoire est alors parfaitement posée sur la surface à usiner, la tolérance d'usinage est nulle et l'effet peau d'orange disparaît. Pour le moment, il est impossible d'utiliser ce formalisme car dans le cas général, la courbe  $C(t)$  résultante est d'un degré bien supérieur à celui autorisé dans la commande numérique. Seul l'usinage de courbes iso paramétriques sur des surfaces de degré 3 est envisageable en utilisant l'interpolation polynomiale B-spline ou sur des surfaces de degré 5 en utilisant le formalisme Poly de la commande numérique Siemens 840D.

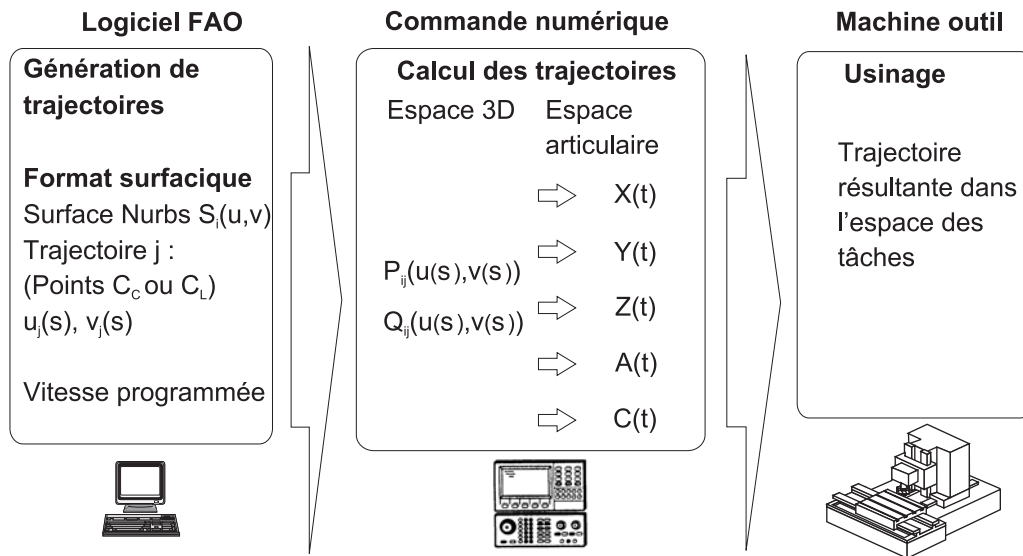


FIG. 3.9: Chaîne numérique en interpolation surfacique

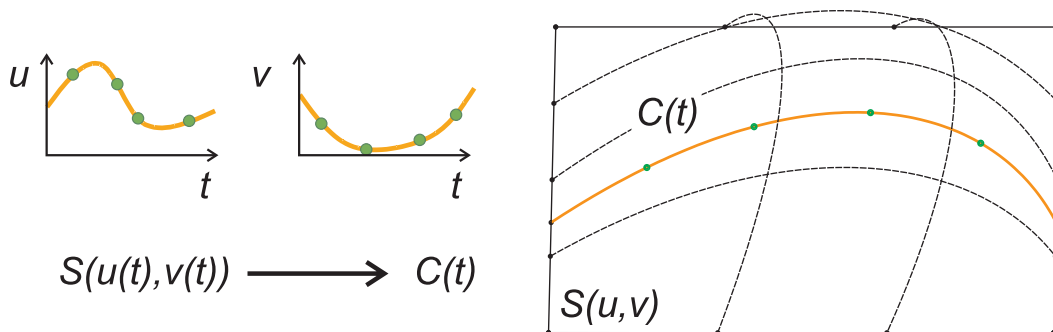


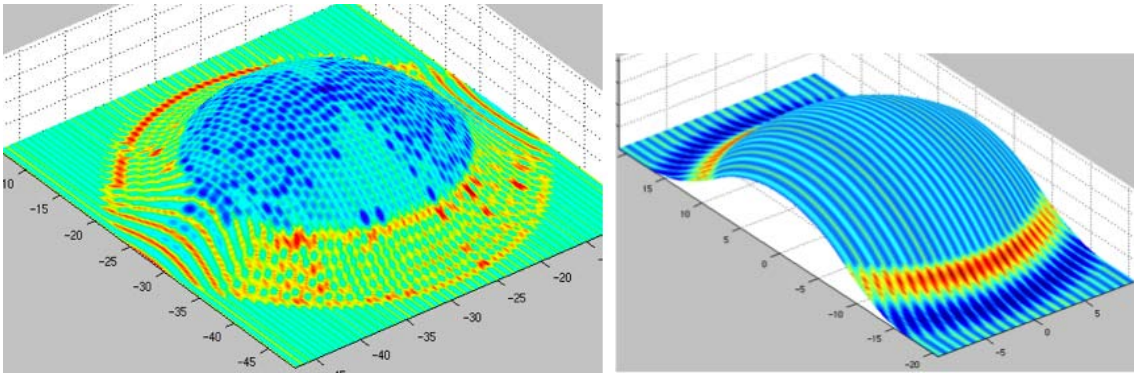
FIG. 3.10: Trajectoire en interpolation surfacique

Par exemple, l'interpolation polynomiale de degré 2 sous forme rationnelle (POLY) permet de traiter des exemples comme celui proposé dans l'article « High-performance NC for High-



Speed Machining by means of polynomial trajectories, C. Lartigue, C. Tournier, M. Ritou, D. Dumur, Annals of the CIRP, vol 53 (1), pp. 317-320, 2004 » fourni dans la partie 3.

Dans cet exemple, la surface de test décrite figure 3.3 est usinée selon des plans parallèles par un outil hémisphérique. Les trajectoires d'usinage sont les courbes intersection entre la surface offset et les plans parallèles, c'est à dire des segments de droites, des arcs de cercles et des ovales de Cassini (intersection d'un tore et d'un plan parallèle à son axe). Nous avons utilisé l'interpolation polynomiale POLY pour générer des courbes de Bézier rationnelles qui permettent de décrire des segments de droite et des cercles [Leon 1991]. Par contre, l'ovale de Cassini ne pouvant être parfaitement décrit par une courbe de Bézier rationnelle, nous avons procédé à une approximation en s'assurant de la synchronisation des passes successives. Nous avons pu annuler la tolérance d'usinage sur certaines portions (les cercles et les droites) et avons fait disparaître l'effet peau d'orange (figure 3.11).



**FIG. 3.11:** Simulations d'écarts géométriques : inter. linéaire (à gauche) ; POLY (à droite)

Cela montre que des gains en termes de qualité des surfaces usinées sont possibles en utilisant un nouveau mode d'interpolation, basé sur la description paramétrique exacte de la courbe à suivre. Ceci nécessite de conserver les équations des entités géométriques à considérer pour le calcul de la trajectoire jusqu'à son interpolation par la commande numérique. Cette approche est finalement assez proche de celle proposée dans le langage APT (Automatically Programmed Tool) pour décrire l'usinage de surfaces complexes. Dans l'APT, la trajectoire est définie par rapport à des éléments géométriques, à savoir la surface à usiner (part surface), la surface de guidage (drive surface) et les surfaces obstacles (check surfaces) (figure 3.12). Ensuite la trajectoire est traitée par le processeur qui calcule les positions de l'extrémité de l'outil au format *CL data*

(Cutter Location) avant de les envoyer à la commande numérique. L'approche proposée consiste donc à placer l'équivalent du post-processeur APT directement dans la commande numérique. Nous nous trouvons alors dans un cas parfaitement cohérent avec l'approche Step-NC que nous développons ci-dessous.

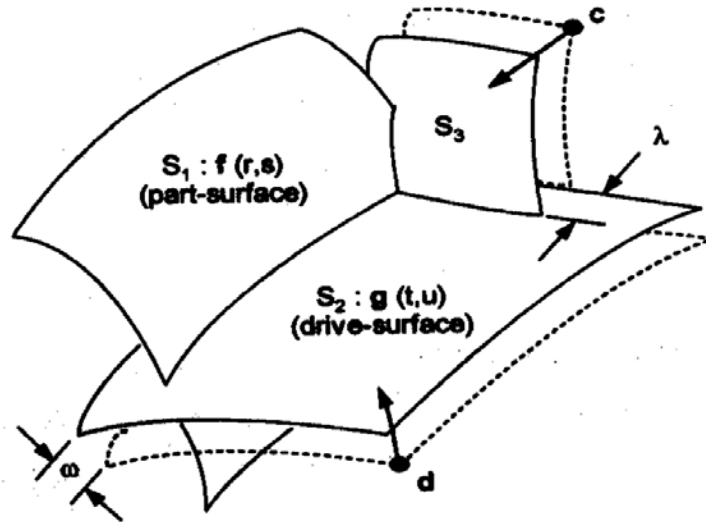


FIG. 3.12: Description d'une trajectoire en langage APT

### 3.2 Intégration dans Step-NC

Step-NC est le prolongement de la norme STEP (STandard for Exchange of Product data, ISO 10303) qui est un modèle de données de produits industriels développé pour faciliter les échanges et le commerce global. Step-NC est un langage neutre permettant des échanges de données directs entre la CAO, la FAO et la Commande numérique (figure 3.13). Contrairement au code ISO qui décrit comment, par les mouvements des axes de la machine, l'outil va atteindre une position donnée, Step-NC décrit les entités et les processus de fabrications associés. Les parcours d'outil générés sont alors plus flexibles et plus performants, dans la mesure où il est possible de maîtriser chaque paramètre de définition des trajectoires [Hascoet et al. 2007].

Le programme comporte deux parties : la première, intitulée header, contient des informations générales sur la pièce et la seconde, intitulée data, contient toutes les données sur les entités et sur la gamme d'usinage. La gamme d'usinage (workplan) est décrite par la suite des étapes

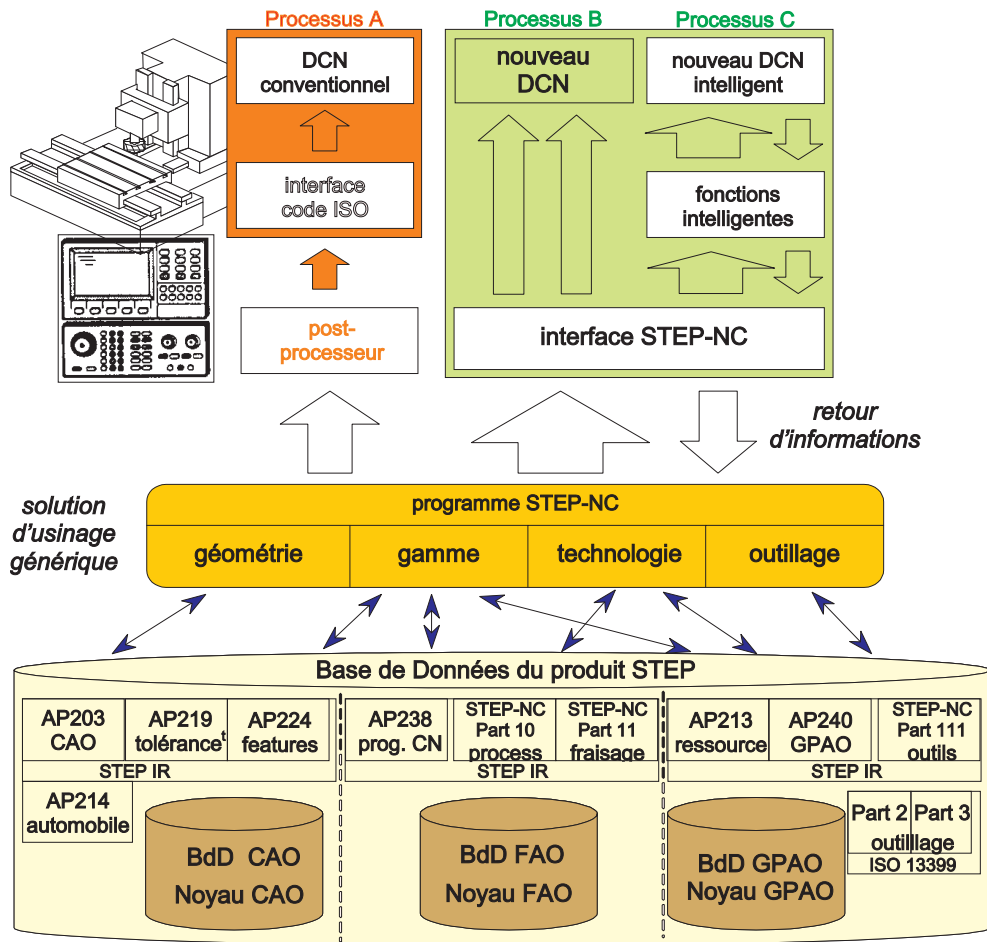


FIG. 3.13: Processus de réalisation avec Step-NC

qui la compose (workingstep) mais Step-NC permet de définir des gammes non linéaires, la CN pourra ainsi déterminer le moment venu la façon d'usiner la pièce en fonction de ressources disponibles tel que la présence d'un outil sur la machine, ou d'événements : stopper l'usinage si un capteur de pression dépasse un certain seuil. Les entités d'usinage (feature) définies dans Step-NC et dans l'AP 224, jouent ici un rôle majeur car une étape résulte de l'association d'une entité (feature, ex. un plan), à une opération d'usinage (opération, ex. ébauche de surfacage) à laquelle ont été affectés : un outil, des paramètres de coupe (technology), quelques fonctions de la machine (function, ex. lubrification).

Dans l'esprit de la norme, les trajectoires sont ensuite implicitement définies par une stratégie d'usinage (strategy, ex. zig-zag) et il revient à la CN de générer les trajectoires (figure 3.14). Cependant pour des cas plus complexes, il est possible d'explicitement les trajectoires en affectant

tant à l'opération des « toolpaths » générées par un logiciel de FAO par exemple. L'approche déclarative de la trajectoire en vue de son interpolation surfacique trouve donc sa place dans la norme Step-NC. La description de trajectoires sous forme de pcurve correspond en effet à des courbes faisant partie de l'espace paramétrique de la surface.

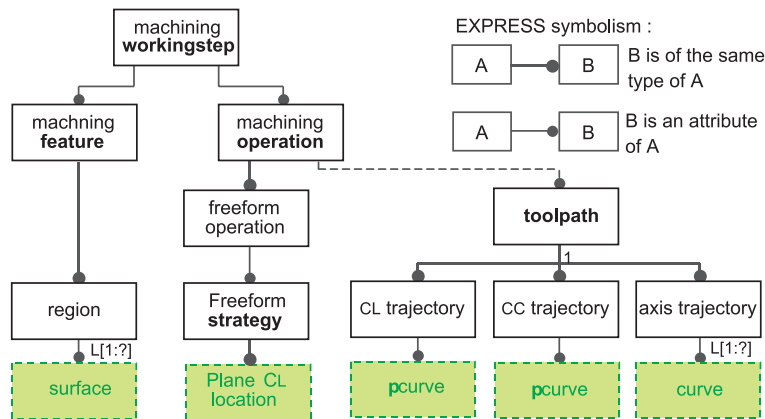


FIG. 3.14: Description d'une trajectoire dans Step-NC

## 4 Conclusion et perspectives

Ce chapitre montre que l'interpolation polynomiale est une solution envisageable pour améliorer les performances cinématiques ainsi que la qualité géométrique des pièces usinées mais que le développement de meilleurs algorithmes se heurte à l'absence d'ouverture des commandes numériques industrielles. En particulier, il nous a été impossible d'implanter des formalismes surfaciques dans la commande numérique Siemens 840D faute d'interfaces de programmation disponibles.

Nous nous orientons donc vers le développement de notre propre commande numérique afin de tester nos algorithmes et de proposer des alternatives aux solutions existantes. Ce projet de développement sera mené en collaboration avec l'Ecole Supérieure d'Electricité et le Professeur Didier Dumur en particulier. Concrètement, la commande numérique industrielle sera remplacée par un ordinateur de type PC équipée d'une carte de commande temps réel. Les algorithmes de commande seront programmés par l'intermédiaire du logiciel Matlab et exécutés par la carte de traitement temps réel après compilation (figure 3.14). La participation de

Supelec portera sur la partie asservissement de la commande. Cette commande ouverte permettra l'intégration de nouvelles lois de commandes prédictives afin d'améliorer la précision et le suivi de la trajectoire [PN3][CN6]. En ce qui nous concerne, nous développerons l'interpréteur et l'interpolateur de la trajectoire. Nous proposons tout d'abord d'enrichir les formats de description des trajectoires d'usinage par un formalisme surfacique compatible avec le format STEP-NC en cours de normalisation. Cette approche surfacique apporte une cohérence tout au long du processus de réalisation des pièces de formes gauches et permet de diminuer les écarts géométriques entre la pièce réalisée et le modèle nominal. Cela permettra également de mettre en oeuvre un interpolateur de trajectoires basé sur les travaux menés au Lurpa dans le cadre de la thèse de S. Lavernhe, en particulier les modèles utilisés pour **Geo5XMax**. Nous pourrions également intégrer les travaux récents menés très récemment en collaboration avec l'Université de Colombie Britannique de Vancouver afin d'augmenter les vitesses de parcours des trajectoires.

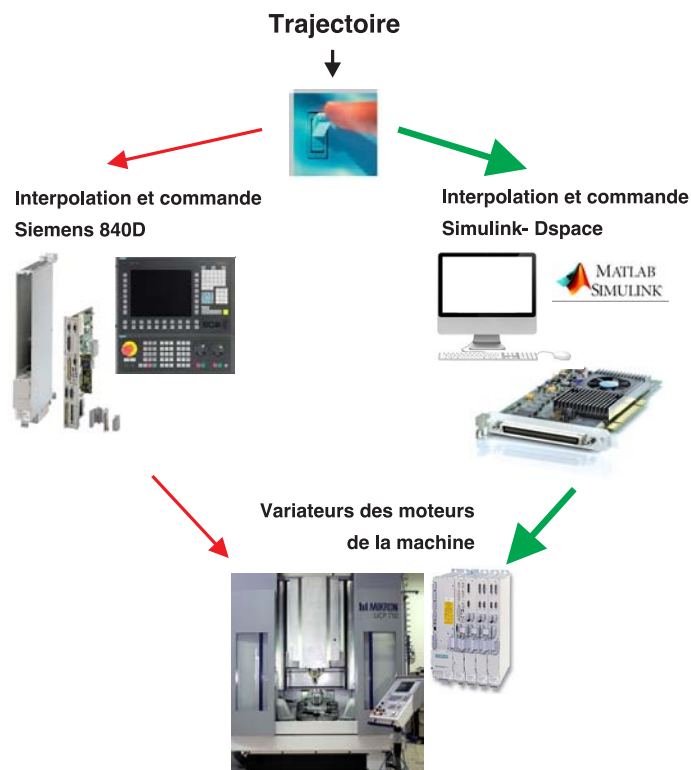


FIG. 3.15: Projet de commande numérique ouverte

# Chapitre 4

## Le polissage automatique sur MOCN

### 1 Introduction

L'arrivée de l'usinage grande vitesse (UGV) a profondément bouleversé l'industrie de l'outillage et en particulier la fabrication des moules d'injection plastique et des matrices d'emboutissage. Cette technologie a permis de diminuer les temps de production en se substituant à l'électroérosion lorsque la géométrie des moules le permet. Couplé au fraisage 5 axes, on obtient une nette amélioration de la productivité. Cependant, ces progrès n'ont pas permis de supprimer les opérations coûteuses de polissage manuel. L'opération de polissage est traditionnellement une opération manuelle, effectuée par des ouvriers spécialisés dans des entreprises sous traitantes. Il s'en suit des coûts additionnels pour l'entreprise et des temps de réalisation beaucoup plus longs. Afin d'optimiser et d'automatiser le procédé, les industriels sont très intéressés par l'utilisation pour l'opération de polissage des moyens de fabrication disponibles dans l'entreprise pour d'autres opérations, en particulier les fraiseuses 5 axes qui permettent le fraisage des pièces concernées. De ce fait, l'entreprise maintient des taux de charge élevés pour pérenniser des investissements lourds dans des machines outils de ce type. Il est important de souligner que le polissage robotisé est une application industrielle déjà éprouvée mais qui s'appuie sur l'utilisation de robots anthropomorphes sur lesquels est montée une broche de polissage asservie en effort. L'originalité de l'approche que nous proposons est de conserver le moyen de fabrication utilisé dans les phases précédentes sans ajouts de matériels sophistiqués pour minimiser les coûts et augmenter la productivité.

## 2 Etat de l'art

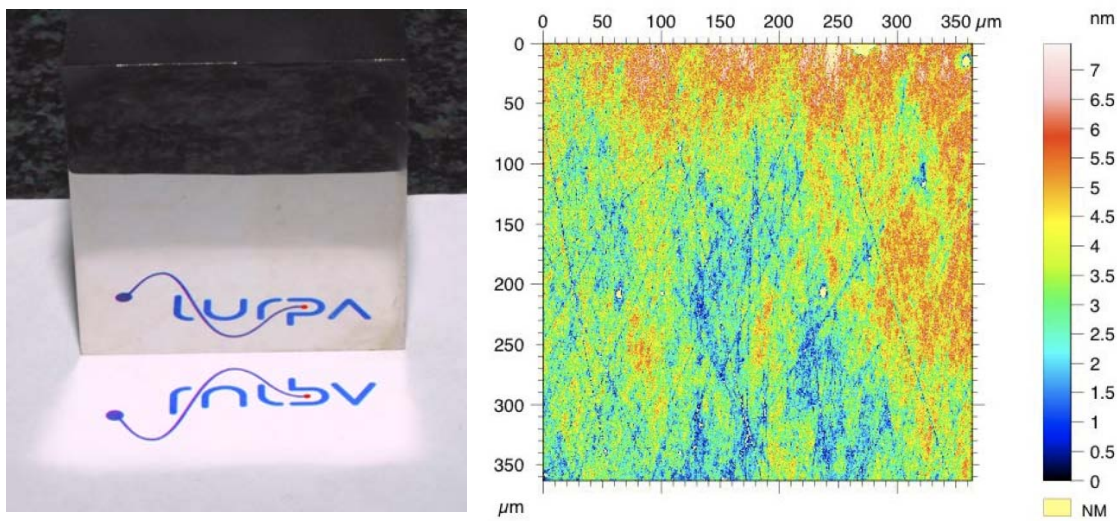
Classiquement le processus de fabrication d'un moule aux caractéristiques poli miroir s'appuie sur des opérations d'usinage puis de polissage manuel. Le polissage manuel est effectué avec des outillages pneumatiques possédant des limiteurs d'efforts de façon à ne pas dégrader la forme de la pièce. Les trajectoires des outils sont multidirectionnelles afin de ne pas laisser de motifs particuliers. Finalement, la qualité de la surface est validée visuellement ou par réalisation d'une pièce dans le cas d'un outillage. Industriellement, le polissage automatisé peut être réalisé par des robots anthropomorphes [Marquez et al. 2005], [Ngan and Tam 2004], [Wu et al. 2007]. Ces robots présentent l'avantage de pouvoir accéder facilement à chaque surface de la pièce compte tenu de leur mobilité et de pouvoir recevoir des moteurs pneumatiques équipés de systèmes d'asservissement de la position en effort. Des études ont aussi été menées sur des centres de fraisage avec des équipements spécifiques pour contrôler l'effort de polissage [Lin and Wu 2002], [Huissoon et al. 2002]. En effet, il est établi que le taux d'abrasion augmente quand l'effort de polissage augmente [Mizugaki and Sakamoto 1990], [Preston 1927], ce qui permet de supprimer les marques et les crêtes laissées par les opérations de fraisage ou de polissage précédentes. Cependant, cet effort doit être maîtrisé afin d'éviter de créer des écarts géométriques de forme ou d'ondulation. C'est pour cela que des systèmes de gestion dynamique des efforts de polissage ont été développés [Mizugaki and Sakamoto 1992], [Nagata et al. 2007]. Pour notre part, nous nous orientons vers l'utilisation d'outils passifs. Cependant des études doivent être menées pour la définition des outils permettant le polissage de surfaces en fonds de poches profondes, de rayons de coins ou de parois verticales. Il est nécessaire de déterminer la géométrie et les matériaux qui permettront de polir ces surfaces sans dégrader les écarts de forme. Les trajectoires de polissage doivent être multidirectionnelles pour diminuer les erreurs d'ondulation [Ngan and Tam 2004]. Le polissage multidirectionnel est ainsi proche de ce qui est fait manuellement. Une observation des polisseurs a permis d'identifier des motifs qui s'apparentent à des trochoïdes. L'exécution de trajectoires trochoïdales 5 axes sur une machine outil n'est pas sans poser de problèmes car elles sollicitent énormément les axes de translation tout comme les axes de rotations [Rauch and Hascoet 2007]. Il est alors difficile d'atteindre la vitesse d'avance programmée et des ralentissements voire des arrêts de la

machine peuvent survenir, ce qui est préjudiciable pour la qualité de la surface polie. De plus, la transformation cinématique inverse nécessaire à l'exécution de la trajectoire sur la machine peut introduire des mouvements particuliers qui génèrent des collisions entre l'outil et la pièce [Tournier et al. 2006]. Dans ce cas, l'outil de polissage utilisé doit être suffisamment flexible pour éviter de marquer la pièce. Certains auteurs ont également établi des plans d'expériences [Huissoon et al. 2002], [Tsai and Huang 2006] afin d'évaluer l'efficacité du polissage en fonction de l'effort de polissage mais également de la fréquence de rotation de l'outil, de la vitesse d'avance ainsi que de la taille du grain utilisé. Le procédé de polissage en lui-même est donc bien connu. Cependant, le choix des trajectoires de polissage, des abrasifs utilisés, et l'enchaînement des opérations de fraisage et de polissage n'est pas défini. Il faut trouver le point de fonctionnement qui permettra de choisir les paramètres de fraisage et de polissage qui minimisent le temps d'obtention des pièces pour la qualité requise, dans les divers matériaux rencontrés. Les critères pour évaluer l'efficacité du polissage sont les paramètres de rugosité mais seul le paramètre de rugosité arithmétique  $R_a$  (critère 2D) est utilisé dans l'industrie. Cela pose deux problèmes distincts. Le premier problème est le passage aux paramètres de rugosité 3D, issues des normes ISO 25178. Il est nécessaire d'identifier les paramètres de rugosité 3D qui caractérisent un état de surface poli miroir. Cela permettra de spécifier correctement le besoin associé à la fonction de la pièce à fabriquer et de pouvoir contrôler ces spécifications lors des opérations de métrologie. Les résultats préliminaires sur des formes complexes [Hilerio et al. 2004] montrent que certains paramètres sont pertinents mais il existe bien d'autres paramètres dans la norme. Le second problème réside dans la mesure des paramètres d'états de surface sur des surfaces polies. En effet, la profondeur des rayures de polissage étant de l'ordre du nanomètre, seuls certains appareils de métrologie dimensionnelle basés sur l'interférométrie sont susceptibles d'atteindre une telle précision avant d'utiliser des microscope à balayage ou à force atomique [Chiffre et al. 1996]. Se posent alors des problèmes comme celui du temps de mesure, durant lequel les conditions de mesure peuvent varier (température, hygrométrie). De plus les résultats de mesures sont souvent issus d'un filtrage des données brutes selon des algorithmes non accessibles par l'utilisateur.



### 3 Premiers résultats

Mes travaux ont donc pour objectif l'optimisation et l'industrialisation du polissage automatique des pièces comme les moules d'injection et les matrices d'emboutissage ou encore des prothèses médicales. Ces pièces sont généralement obtenues par fraisage mais la qualité géométrique requise par les applications concernées nécessite l'obtention de très bons états de surfaces que seuls les procédés d'abrasions comme le polissage permettent d'atteindre. Par exemple, l'obtention de pièces transparentes en polymère de type polycarbonate pour fabriquer des verres solaires nécessite l'obtention d'un moule avec un état de surface dit « poli miroir ». Cette propriété de l'acier est atteinte lorsque les écarts géométriques de la surface sont faibles, inférieurs à 10 nm (figure 4.1).



**FIG. 4.1:** Polissage poli miroir d'un plan et écarts géométriques mesurés

Lors de précédentes études avec les sociétés Legrand et Agie Charmille nous avons validé la faisabilité du polissage sur centre de fraisage à 5 axes dans le cadre de tests préliminaires. Le retour des industriels qui ont pu observer les résultats obtenus est extrêmement positif. Nous avons validé cette approche lors du master de X. Pessoles intitulé « Obtention d'états de surface poli glace sur centre d'usinage 5 axes » et les résultats ont été publiés dans l'article « Automatic polishing process of plastic injection molds on a 5-axis milling center, Journal of Materials Processing Technology, 209(7), pp. 3665-3673, 2009 » proposé dans la partie 3. Vous trouverez dans cet article les détails de la méthode qui ont conduit au polissage poli miroir d'un plan et

d'une surface convexe.

Je développe maintenant le projet d'industrialisation du polissage automatique sur MOCN que j'envisage de mener dans les années futures ainsi que les points sur lesquels nous avons avancés.

## 4 Projet d'industrialisation du polissage sur MOCN 5 axes

L'objectif du projet est d'effectuer les recherches nécessaires à l'industrialisation du procédé de polissage automatique sur centre de fraisage à 5 axes. Ce projet, dénommé **Geo5XPAM**, a été présenté sans succès lors de l'appel à projet de l'ANR « jeunes chercheuses - jeunes chercheurs 2009 ». Il sera re déposé sous une forme différente en collaboration avec J.Rech du LTDS de Saint Etienne lors d'un prochain appel à projet autour des matériaux et procédés. Les grandes lignes du projet sont développées ci-dessous ainsi que les progrès que nous avons fait sur certains points particuliers.

Le projet s'articule selon quatre axes complémentaires dont les trois premiers de part leur inter dépendance doivent être traités en parallèle :

1. Le premier est celui de la détermination de la géométrie des outils et leur mise en œuvre pour polir les entités géométriques retenues.
2. Le second porte sur la génération et l'exécution des trajectoires de polissage adaptées aux outils et aux entités géométriques à polir.
3. Le troisième concerne la caractérisation des états de surfaces attendus, en particulier le « poli miroir », afin de déterminer les paramètres des opérations d'usinage, de pré-polissage et de polissage de finition.
4. Enfin le quatrième axe traite de la définition du processus global d'usinage et de polissage.

Nous envisageons ici une approche plutôt expérimentale visant à qualifier un processus complet. Ainsi le comportement du couple outil de polissage / machine outil, en termes de tenue en service, d'efficacité d'abrasion, de temps de cycle et d'états de surface générés seront au centre de nos préoccupations. Des moyens expérimentaux d'acquisition d'efforts de polissage et d'évaluation de l'usure des outils abrasifs devront être mis en œuvre.

Nous envisageons également la mise en œuvre de moyens et de protocoles de mesure d'écart micro géométriques in situ sur le centre d'usinage/polissage. En effet, les moyens de mesure sur table permettront de valider le processus sur des échantillons de formes tendues mais les pièces profondes, encombrantes ou lourdes ne pourront prendre place sur des stations de mesure micro géométriques.

De plus, la mesure des écarts au fur et à mesure du processus de polissage nous permettra d'optimiser les paramètres du procédé : géométrie de l'outil, granulométrie de l'abrasif, trajectoires de polissage. Ainsi nous nous donnons les moyens d'établir un processus de polissage fiable permettant d'atteindre la qualité géométrique requise par les applications concernées.

Les différents verrous scientifiques et techniques à lever sont les suivants :

- Définition des entités géométriques récurrentes pour lesquelles il faut trouver un processus de polissage,
- Définition de la géométrie des outils de polissage nécessaire à l'obtention de la qualité requise et validation des conditions d'utilisation (efforts de polissage),
- Définition des trajectoires de polissage associées sur la base de courbes trochoïdales portées par diverses courbes porteuses (fractales, plans parallèles, etc.),
- Exécution de ces trajectoires sur la machine tout en respectant la vitesse programmée, sans ralentissement ou arrêt de la machine,
- Caractérisation d'un état de surface poli miroir à l'aide des paramètres 3D normalisés,
- Mesure des écarts géométriques des surfaces polies in situ ou sur machine de mesures micro géométriques.

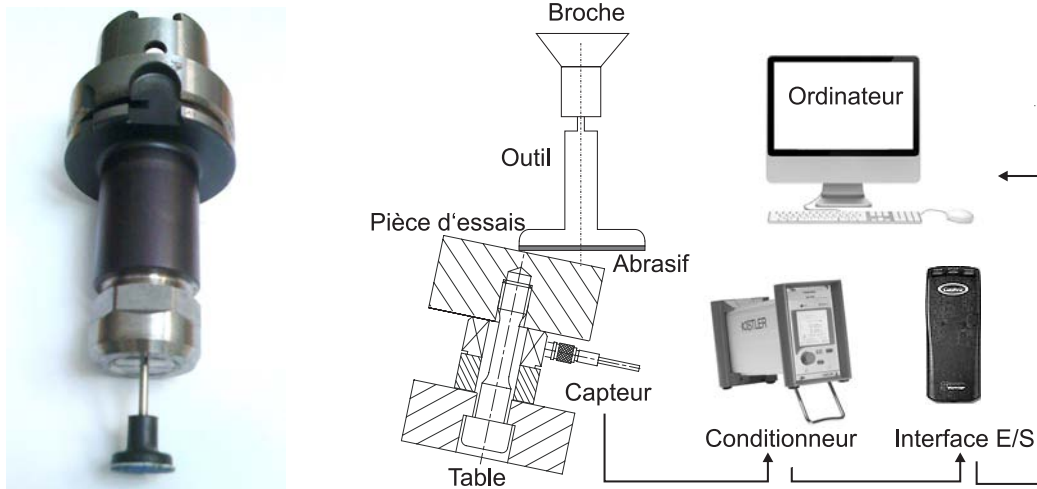
#### **4.1 Axe 1 : détermination des outils et des conditions d'utilisation**

Il s'agit de trouver le meilleur procédé de polissage adapté aux entités géométriques présentes sur les pièces retenues (moules, matrices, prothèses). Il ne paraît pas possible de polir de telles pièces avec une seule géométrie d'outil pour des problèmes d'accessibilité et de productivité. La problématique est similaire à celle rencontrée en usinage pour définir l'ensemble des opérations nécessaires à l'obtention de la pièce complète. Un travail de découpage topologique est nécessaire pour identifier les entités que l'on retrouve sur les pièces envisagées. Il est basé sur l'analyse puis la capitalisation sous forme d'une base de données d'entités. Cela permettra

de définir des processus par entité afin de se placer dans les meilleures conditions de polissage. Il existe de nombreuses applications de polissage qui requièrent des géométries d'outil diverses et des matériaux d'outil divers. L'objectif est de lister les outils potentiellement utilisables pour le polissage automatisé des métaux et pour les entités identifiées dans l'étape précédente. Ce travail nécessite de prendre des contacts avec les fournisseurs. Il n'est pas envisagé de développer des outils spécifiques. En effet notre approche se base sur un outillage passif qui doit présenter une certaine flexibilité pour appliquer l'effort de polissage sans détériorer les écarts de forme. Pour le moment, l'outillage que nous utilisons est celui que l'on retrouve dans les opérations de polissage manuel. Il s'agit d'un porte disque en caoutchouc, monté sur un axe en acier, sur lequel viennent se coller les disques abrasifs. L'outil d'abrasion est monté dans un cône porte-pince classique (figure 4.2). Il existe donc un risque de ne pas trouver l'outil passif adéquat. Aussi, un porte outil spécifique sera conçu si nécessaire. L'intégration d'éléments élastiques au sein même du porte outil (porte-pince HSK) est envisagée en solution de repli. Le taux d'abrasion des outils dépend de la vitesse de l'outil et de l'effort de l'outil sur la pièce. Il est donc nécessaire de déterminer les paramètres d'utilisation des outils par un plan d'expériences. Nous envisageons pour cela de mesurer les efforts de l'outil sur la pièce lors des opérations de polissage comme nous l'avons fait dans notre étude de faisabilité. Une plate-forme d'acquisition d'efforts sera donc mise en place sur la machine (figure 4.2). De plus nous observerons les modes d'usure des outils et leur durée de vie. Les essais seront effectués avec des trajectoires de polissage les plus simples possibles dans la mesure où la génération automatique des trajectoires arrive plus tard.

## 4.2 Axe 2 : Définition et génération des trajectoires de polissage

L'objectif est de définir la nature des trajectoires de polissage adaptées aux couples outil/entité géométrique retenus, de générer mathématiquement la géométrie des trajectoires et de s'assurer de leur exécution sur MOCN 5 axes en termes de non collision et de respect des vitesses d'avances programmées. Il s'agit de déterminer la géométrie des trajectoires en fonction de la nature du contact outil/surface, du mode de fonctionnement de l'outil et du taux d'abrasion. Jusqu'à présent, les trajectoires de polissage que nous avons développées s'appuient sur des courbes trochoïdales qui reproduisent le mouvement effectué en polissage manuel. Les trajectoires trochoïdales sont calculées sur des courbes porteuses dont la nature dépend de la



**FIG. 4.2:** Outillage et étalonnage de l'effort de polissage

géométrie de la surface à polir et de l'opération de polissage considérée. On distingue les opérations de pré polissage, effectuées à l'aide de disques abrasifs, des opérations de polissage de finition, effectuées avec un disque en feutre et de la pâte à diamant. Parmi les courbes porteuses que nous utilisons, on peut citer les trajectoires parallèles en zig-zag, les trajectoires circulaires concentriques, les courbes quelconques et les courbes fractales de Peano. Quelle que soit la courbe porteuse, la trajectoire de l'outil est calculée dans l'espace paramétrique  $u, v$  de la surface à polir puis plongée dans l'espace 3D sur la surface. Dans le cas où l'entité à polir est constituée de plusieurs carreaux, nous reconstruisons un carreaux unique par interpolation. Les trajectoires sont calculées dans Matlab au travers d'une interface utilisateur spécifique (figure 4.3). Cette tâche présente un risque significatif car des trajectoires habituellement réalisées par des opérateurs ou des robots anthropomorphes ne sont pas toujours envisageables sur MOCN 5 axes. Si les essais préliminaires montrent qu'il n'y a pas de problèmes sur des entités de type surface tendue, du succès de cette tâche dépend la variété des pièces sur lesquelles nous pourrions utiliser le polissage automatique. Il faudra également prendre en compte des contraintes d'exécution des trajectoires, le comportement cinématique et les collisions 5 axes. Il s'agit de d'assurer du bon déroulement de l'opération de polissage sur la machine pour assurer les conditions d'utilisation de l'outil. Nous devons tout mettre en oeuvre pour assurer le respect de la vitesse d'avance et l'obtention d'un mouvement fluide. Pour le moment, les trajectoires sont

générees en interpolation linéaire et la commande numérique assure l'interpolation polynomiale à la volée. La flexibilité du porte disque nous permet de programmer des tolérances d'interpolation assez grandes ce qui conduit à des vitesses d'avance plus grandes. Nous étudions actuellement avec S. Lavernhe les sollicitations cinématiques générées par le suivi de trajectoires trochoïdales en 5 axes afin de pouvoir spécifier les caractéristiques de la machine adéquate. Cette étude s'appuie sur le modèle du couple MO-CN développé dans la méthode **Geo5XMax**.

Nous savons que cet axe est primordial pour la réussite du projet. En effet, si les contraintes liées à l'exécution de la trajectoire étaient trop importantes, l'efficacité du polissage pourrait être remise en cause. Le risque encouru porte sur la diversité des entités que nous pourrions polir en mode automatique sans reprise manuelle. Pour les aspects expérimentaux, nous disposons de la machine du LURPA (Mikron UCP710) et nous avons accès à des machines plus récentes et plus performantes grâce au soutien de la société Mikron sur les sites de Palaiseau et de Cluny. Nous avons déjà expérimenté avec succès ce dispositif pour des essais de polissage préliminaires sur des entités simples.

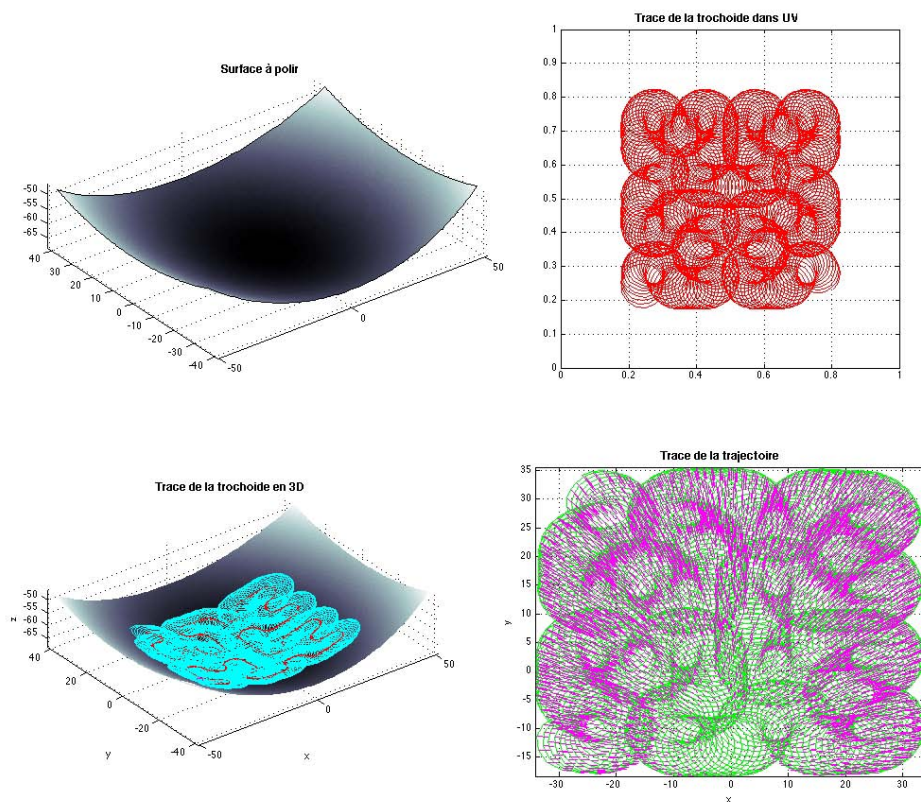
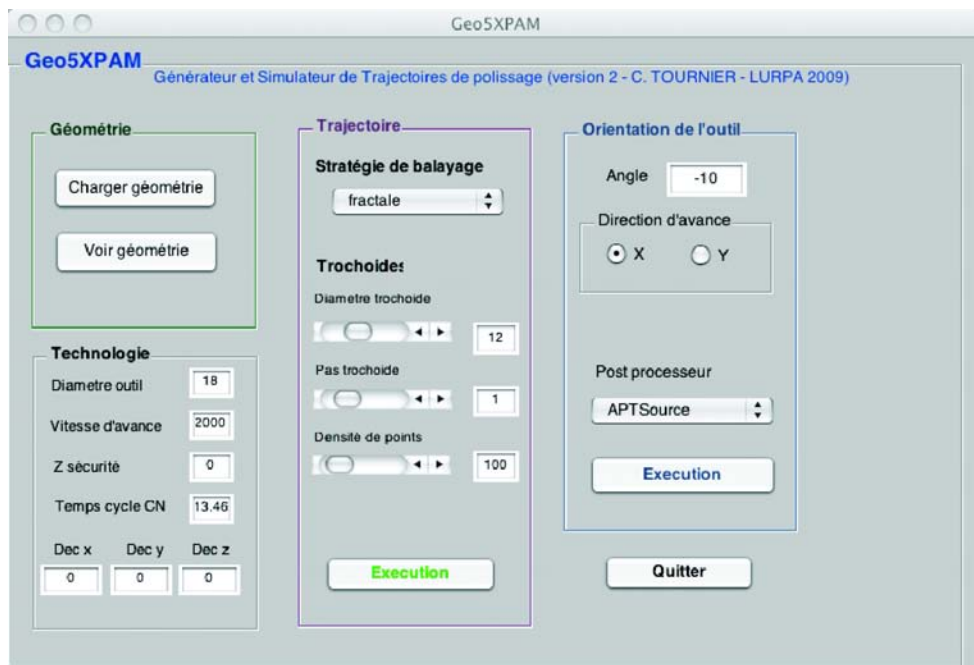


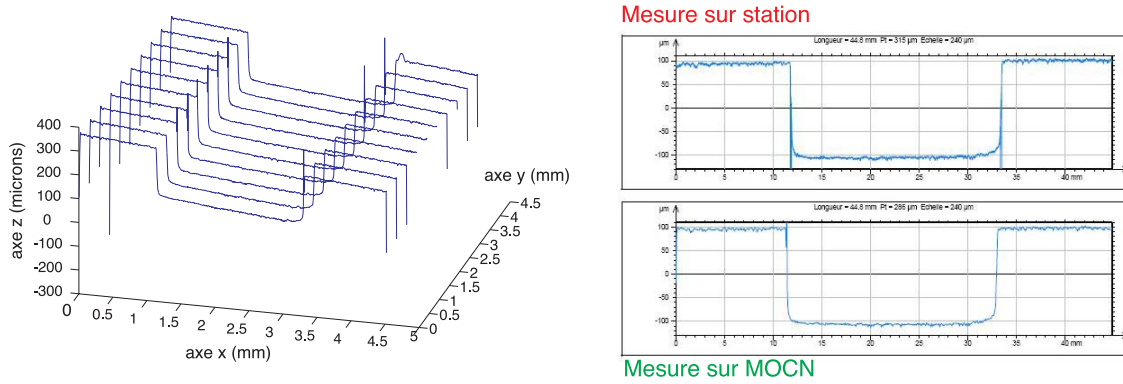
FIG. 4.3: Interface de programmation des trajectoires

### 4.3 Axe 3 : Mesure des écarts géométriques

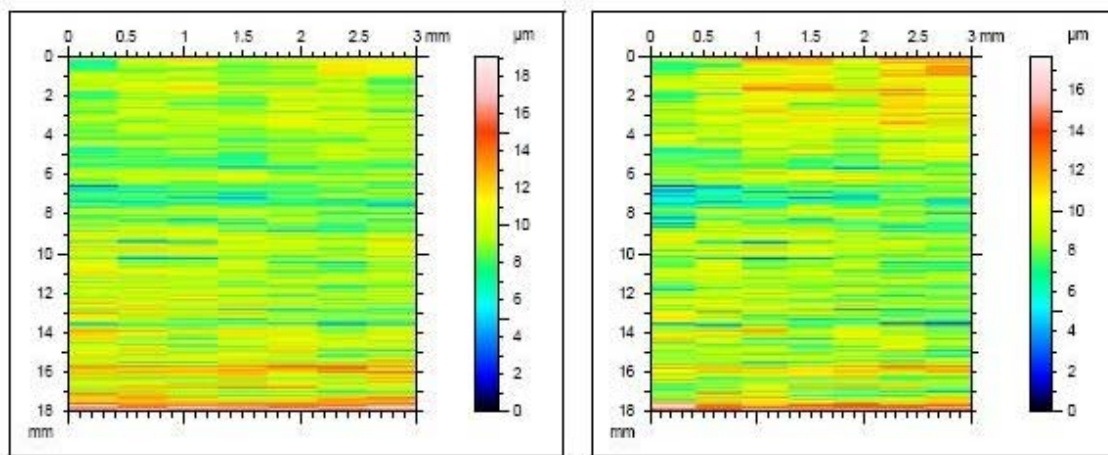
L'objectif est la mesure de la topographie de la surface tout au long du processus de polissage. Afin de quantifier l'influence (pouvoir d'abrasion, écrêtage, etc.) des différentes étapes du processus de polissage, il est nécessaire de pouvoir mesurer la surface réalisée avant et après chacune de ces étapes. L'impact d'une étape de polissage est très dépendant de l'effort (ou de la pression) exercé par l'outil de polissage sur la pièce. Compte tenu des imprécisions de remise en position de la pièce polie dans l'espace de travail de la machine outil, cet effort peut être difficile à contrôler si la mesure de la pièce est effectuée hors de l'espace de la machine, c'est-à-dire en démontant la pièce. De même, certaines pièces de grandes tailles comme les matrices d'emboutissage ne peuvent pas être contrôlées sur des stations de mesure classiques. Pour cette raison nous nous orientons vers une mesure de la topographie directement dans l'espace de travail de la machine outil sans démontage de la pièce, que nous appellerons mesure « in situ ». La solution envisagée consiste en la mesure sans contact par imagerie confocale chromatique par crayon STIL. L'avantage de cette solution est d'avoir un capteur autonome, qui peut être fixé dans la broche de la machine pour la mesure. La génération des trajectoires de mesure n'est pas un problème en soit car des solutions éprouvées existent dans les logiciels de FAO. Comme le capteur ne mesure les distances que dans une seule direction, il est nécessaire de synchroniser le signal qu'il délivre avec les déplacements des axes  $X$  et  $Y$ , ainsi qu'avec les axes de rotation si nécessaire. Nous devons pour cela maîtriser la vitesse de déplacement du capteur par rapport à la pièce. La qualité de la synchronisation permet de diminuer les incertitudes et de pouvoir observer l'histoire de la surface en chacun de ces points.

Nous avons pu avancer sur cet axe cette année grâce au travail Y. Quinsat. Une interface a été développée en Visual Basic afin d'enregistrer le signal délivré par le capteur Stil suivant l'axe  $Z$  et de le recalcr avec les axes  $X$  et  $Y$  de déplacement de la machine. Les tests préliminaires ont été effectués sur une pièce pourvue d'une rainure de 0.2mm de profondeur (obtenue par rectification) avec un crayon STIL d'une précision axiale de 100 nm. Sur la figure 4.4, on observe les relevés effectués lors de la mesure sur la MOCN à gauche et la comparaisons sur une des passes entre la mesure sur station et la mesure sur MOCN. De même, les paramètres de rugosité 3D ont été comparés sur la surface de fond de rainure (figure 4.5). On observe dans les deux cas une très bonne corrélation entre les deux mesures.





**FIG. 4.4:** Acquisition de la géométrie in situ



**Mesure sur station :**

Sa = 1.62  $\mu\text{m}$

Sq = 2.17  $\mu\text{m}$

St = 19.1  $\mu\text{m}$

**Mesure sur MOCN :**

Sa = 1.56  $\mu\text{m}$

Sq = 2.07  $\mu\text{m}$

St = 17.7  $\mu\text{m}$

**FIG. 4.5:** Comparaison des mesures en fond de rainure

Nous avons également effectué des tests lors du polissage d'une surface plane sur la MOCN (figure 4.6). Nous avons mesuré les états de surfaces obtenus à la suite de l'étape de fraisage et de deux étapes de polissage. On voit très nettement la diminution de la hauteur des crêtes lors du polissage ainsi que l'effondrement du bord de la pièce à gauche du à la trajectoire de polissage. La mesure in situ est donc tout particulièrement adaptée à la mise au point des paramètres de polissage. Il faut maintenant évaluer de manière analytique et expérimentale les limites de la mesure in situ, c'est à dire les incertitudes de mesure et la capabilité de mesure vis-à-vis des étapes de polissage.

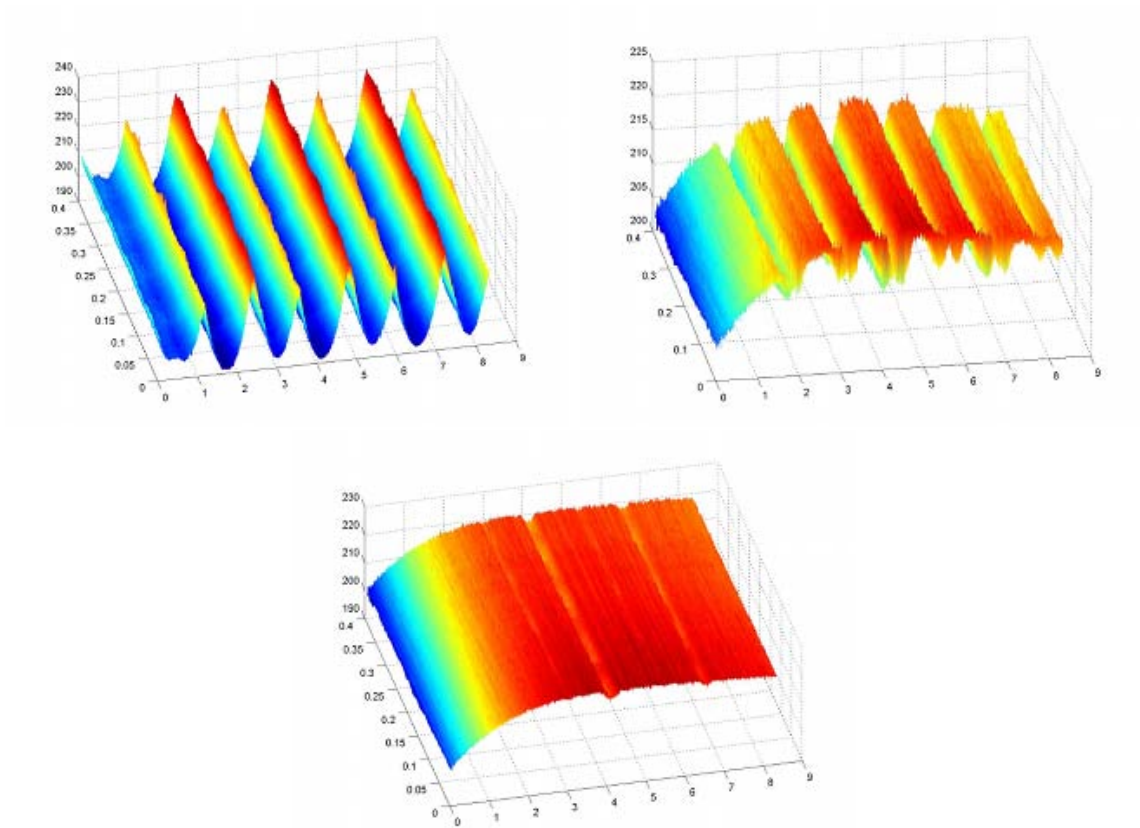


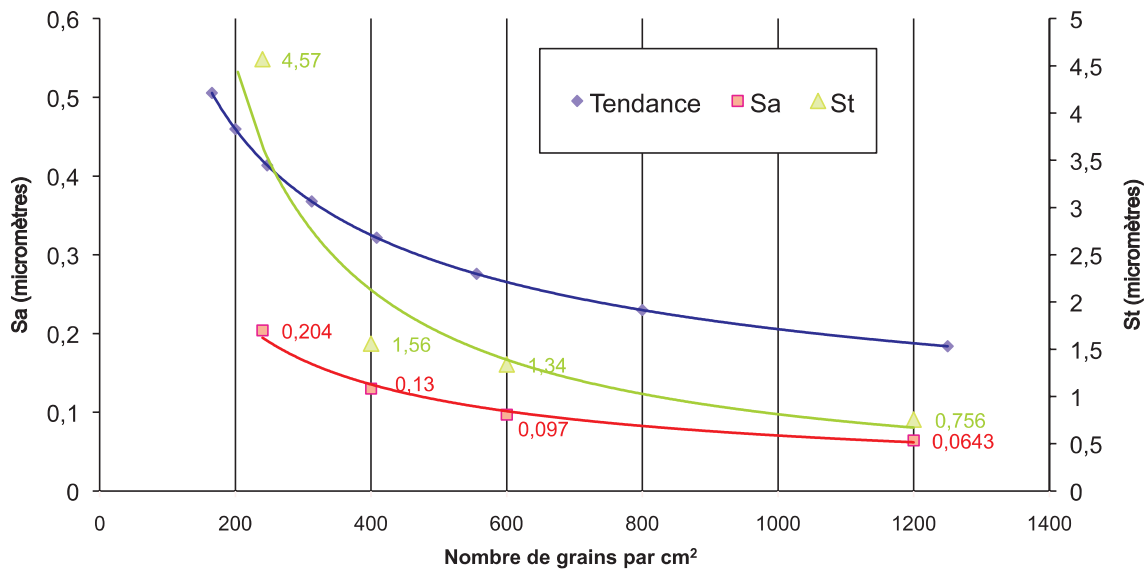
FIG. 4.6: Mesure in situ en fraisage et pré polissage P120 et P240

#### 4.4 Axe 4 : Définition d'un processus optimal

L'objectif est de capitaliser les connaissances métier acquises dans les tâches précédentes, c'est-à-dire de pérenniser, d'enrichir et de mieux exploiter le capital des connaissances disponibles. Cela consiste à élaborer la gamme de fabrication, de l'usinage de finition au polissage sur des cas industriels. Il est envisagé ici d'établir l'ensemble des « variables produit » (géométrie, matériaux et spécification des écarts géométriques) et « variables processus » (les outils de polissage et d'usinage, leur trajectoire, etc.) intervenant dans l'usinage et le polissage d'une pièce. Les « variables produit » imposent des processus indépendants ou non. Les « variables processus » des règles d'antériorités afin de procéder à l'ordonnancement des opérations de polissage pour une qualité requise.

Concrètement, comme la qualité de la pièce finale résulte d'opérations d'usinage et de polissage, le choix des paramètres doit permettre de garantir la qualité requise tout en minimisant le

temps d'usinage. Les expériences menées lors du projet de master 1 d'Etude et de Recherche de M.Camboulive et V.Lacharnay ont permis de caractériser les états de surfaces obtenus avec des abrasif papiers sur des échantillons en fonte EN-GJL 220, matériau caractéristique des matrices d'emboutissage de carrosserie automobile. Les essais ont été réalisés sur une machine à polir classique. Les résultats, figure 4.7, montrent que l'évolution des valeurs de  $Sa$  et  $St$  correspond bien à la tendance du modèle extrait de la littérature selon lequel  $St$  diminue selon l'inverse de la racine carrée du nombre de grains d'abrasif par  $cm^2$  [Felder 2009]. Grâce à ces courbes, on peut choisir l'abrasif adéquat pour débiter les opérations de polissage en fonction des paramètres de la dernière opération d'usinage. On pourra utiliser pour cela les modèles d'écartés géométriques générés par les outil hémisphériques développés au LURPA [Quinsat et al. 2008].



**FIG. 4.7:** Evolution des paramètres de rugosité selon l'abrasif

La formalisation de ces contraintes, intra et inter entités, pour le procédé de polissage sera donc effectuée comme cela a été fait par le passé pour des opérations d'usinage. Une hiérarchisation des variables par ordre de motricité et de dépendance permettra d'extraire les paramètres pilotant dans le processus d'usinage et de polissage d'une entité.

## 4.5 Conclusion

Le polissage sur MOCN apparaît donc comme une solution potentiellement intéressante pour maîtriser le processus de réalisation des pièces et diminuer les coûts de fabrication. Pour le moment nous essayons d'industrialiser le procédé sur des surfaces tendues que l'on trouve sur des moules (Legrand, SunOptics) ou des prothèses médicales (ICERAM). Les travaux se focalisent donc sur la faisabilité de surfaces simples pour lesquelles des solutions d'outillage existent, en générant des trajectoires de polissage basées sur l'expérience des polisseurs manuels. Comme nous venons de le voir dans le projet d'industrialisation du polissage sur MOCN 5 axes, les thèmes de recherche sont riches et les applications et perspectives nombreuses. Cette thématique fera l'objet d'un travail de thèse qui débute à la rentrée 2009.



# Chapitre 5

## Conclusion et perspectives

### 1 Conclusion

Dans le but d'améliorer la qualité des pièces produites sur centre de fraisage à 5 axes, chaque étape du processus de réalisation des pièces par usinage a fait l'objet de recherches et de développements. Pour chaque problématique des algorithmes et des outils qui s'insèrent dans la chaîne numérique ont été proposés.

La modélisation du couple MO-CN a permis de développer la méthode **Geo5XMax** de maximisation de la vitesse d'avance en modifiant l'orientation de l'axe de l'outil en fraisage à 5 axes en bout. Les vitesses d'avance programmées étant mieux respectées, la qualité des pièces s'en trouve améliorée et les temps d'usinage sont plus courts. Les résultats sont très satisfaisants lorsque l'usinage est effectué avec un outil hémisphérique car l'orientation de l'outil n'influence pas la largeur coupée donc l'efficacité de l'usinage. Dans le cas des outils toriques, les gains sont moins importants. Le modèle du couple MO-CN s'appuyant sur le concept d'inverse du temps, il peut être utilisé sur différentes structures de machines, sérielles, parallèles ou hybrides, quel que soit le nombre d'axes asservis. La méthode **Geo5XFlanc** de génération de trajectoires d'usinage à 5 axes sur le flanc permet quant à elle d'intégrer un critère de fluidité de la trajectoire dans un contexte UGV. La qualité visuelle sur les pièces usinées avec ces trajectoires est nettement améliorée par rapport à des trajectoires qui visent uniquement la minimisation des écarts géométriques. Dans ces deux méthodes, nous prenons en compte le comportement du couple MO-CN mais de deux manières différentes. L'utilisation d'un critère

géométrique permet de gagner du temps de calcul dans la méthode **Geo5XFlanc** mais celui-ci pourrait être remplacé par le modèle de la MOCN développé dans **Geo5XMax** afin de mieux prendre en compte le comportement lors de l'usinage.

Ensuite, nous avons souligné le fait que la qualité de l'usinage passe par la maîtrise du moyen de production en prenant en compte la géométrie de la structure usinante et les défauts de sa représentation. Dans la première partie nous proposons une méthode, **Geo5XPro**, pour modifier des trajectoires dont l'exécution sur la machine est perturbée par l'apparition de mouvements incohérents dus à la singularité. Cette méthode consiste en un post-traitement de la trajectoire basé ou non sur la connaissance de la surface nominale. La modification apportée permet de supprimer les mouvements incohérents tout en conservant le caractère fluide de la trajectoire et l'amplitude des écarts géométriques. Dans le contexte du copiage rapide de formes en fraisage à 5 axes positionné de nuages de points, nous proposons une seconde approche qui vise à intégrer les défauts du modèle géométrique de la machine. En effet, un modèle erroné introduit des écarts géométriques sur les surfaces usinées, en particulier lorsque les entités sont fabriquées avec des configurations articulaires des axes rotatifs différentes. Dans le cas du copiage, ces défauts génèrent des écarts de recouvrement à l'intersection des différentes zones à usiner. L'approche proposée par **Geo5XPoint** consiste à minimiser les zones de recouvrement lors du calcul de visibilité qui sert à déterminer les orientations d'usinage. Une méthode d'estimation de la normale sur un nuage de points a donc été développée pour assurer le calcul de la visibilité par discrétisation de l'espace.

Pour améliorer la qualité des pièces fabriquées et la productivité, il est également possible d'agir sur la nature des informations échangées entre les différentes étapes de la chaîne numérique. Nous avons montré que les gains apportés par l'interpolation polynomiale sont significatifs sur le respect des vitesses d'avance mais sont étroitement liés au format utilisé et donc au traitement effectué par la commande numérique. De plus, le format n'apporte pas de solution au problème du respect de la forme. En effet, la courbe polynomiale à usiner est approximée par une courbe de degré 3 ou 5 avec une tolérance d'usinage non nulle lors de l'étape de FAO pour être interprétée par la commande numérique. Nous proposons donc de conserver un formalisme déclaratif de la trajectoire jusqu'à la commande numérique et de faire évoluer celle-ci pour interpréter ces trajectoires. Ainsi on s'assure de générer une trajectoire exactement

posée sur la surface nominale. De plus cette approche est complètement compatible avec le projet de norme Step-NC qui prévoit la possibilité d'une telle description des trajectoires. Enfin cela requière de disposer d'une commande numérique ouverte pour pouvoir effectuer des essais de qualification. Ce projet sera décrit dans les perspectives.

Enfin, dans la dernière partie les travaux portant sur le développement du polissage automatique sur centre d'usinage à 5 axes ont été présentés. L'approche consiste à reproduire les mouvements effectués par les polisseurs manuels en utilisant des trajectoires trochoïdales posées sur des courbes porteuses (fractales, plans parallèles, etc.). L'outillage utilisé est également celui que l'on retrouve dans les méthodes classiques de polissage mais sans système de limitation de l'effort de polissage. L'effort est maîtrisé grâce à l'écrasement du porte disque en élastomère dont nous avons caractérisé le comportement. La méthode a été testée avec succès sur des pièces de formes tendues telles que des moules d'injection plastique ou des prothèses médicales.



## 2 Perspectives

### 2.1 L'approche surfacique de génération de trajectoires

Parmi les perspectives envisagées, l'approche surfacique de génération de trajectoires et de description sera renforcée. Nous souhaitons tout d'abord orienter la méthode **Geo5XMax** vers l'exploitation du modèle surfacique des trajectoires d'usinage. En effet, durant la thèse de S. Lavernhe, l'orientation de l'outil n'a pas été optimisée en terme de surface comme nous le souhaitons au départ mais en terme de courbe. L'approche surfacique permettrait de traiter toutes les passes en même temps en modifiant la géométrie de la surface d'orientation. Nous pourrions également identifier des « motifs géométriques caractéristiques » sur la surface d'orientation compatibles avec les performances du couple MO-CN. Cette représentation sera également cohérente avec celle que nous souhaitons intégrer dans la cadre de la nouvelle norme d'échanges de données de fabrication proposée par Step-NC. Les trajectoires ne seront plus décrites par un fichier comportant les coordonnées des points à atteindre mais par les entités géométriques à usiner et les stratégies d'usinage retenues. Dans cette approche, les approximations de la géométrie seront extrêmement minimisées. L'approche surfacique est un bon support pour manipuler les trajectoires de manière continue, c'est pourquoi elle devrait également permettre de traiter les problèmes de passage près de la singularité ou plus généralement les problèmes de collisions.

### 2.2 L'industrialisation du polissage sur fraiseuse à 5 axes

En ce qui concerne le polissage sur fraiseuse à 5 axes, les travaux menés à l'heure actuelle avec nos partenaires de l'industrie des moules et des prothèses médicales sont suffisamment concluants pour envisager de développer ce procédé. Comme cela a été présenté dans le projet **Geo5XPAM** d'industrialisation du procédé, les perspectives à cours termes sont nombreuses. Elles portent sur les axes suivants :

- la détermination des outils et de leurs conditions d'utilisation pour des entités géométriques caractéristiques,
- la définition, génération et exécution des trajectoires de polissage sur fraiseuse à 5 axes,
- la mesure des écarts géométriques avant, pendant et après polissage,

- la définition et optimisation du processus de polissage pour des écarts géométriques donnés.

### 2.3 Le projet « Usinage à 5 axes hautes performances »

En tenant compte des travaux effectués précédemment, les perspectives envisagées peuvent être classées selon trois axes distincts : le développement d'une commande numérique ouverte, l'industrialisation du polissage automatique et la continuité dans le développement de trajectoires d'usinage en FAO. Pour cela, nous devons disposer d'un environnement expérimental qui permette de faire vivre plus largement ces projets. Ainsi nous avons pour but d'acquérir une nouvelle machine aux performances accrues et de modifier la machine dont nous disposons en un outil expérimental ouvert.

La machine que nous possédons actuellement, une Mikron UCP 710 équipée d'une commande numérique Siemens 840D, sera le support de l'intégration expérimentale d'une commande numérique ouverte. Ce nouvel outil, développé en collaboration avec L'Ecole Supérieure d'Electricité, nous permettra d'intégrer de nouvelles lois de commandes prédictives ainsi que de nouveaux formats de description des trajectoires d'usinage. Nous proposons tout d'abord d'enrichir les formats de description des trajectoires d'usinage par un formalisme surfacique compatible avec le format Step-NC en cours de normalisation. Cette approche surfacique apporte une cohérence tout au long du processus de réalisation des pièces de formes gauches et permet de diminuer les écarts géométriques entre la pièce réalisée et le modèle nominal. De plus ces travaux s'inscrivent dans le cadre du projet Européen FP7-NMP-2008-SMALL2 « NC4Famous » de développement de Step-NC dont nous sommes partenaires et qui est en cours d'évaluation. Cela permettra également de mettre en œuvre un interpolateur de trajectoires basé sur les travaux menés au Lurpa dans le cadre de **Geo5XMax**. Nous pourrions alors nous affranchir des commandes numériques commerciales dont les performances et l'ouverture sont limitées.

D'un autre côté, la recherche et le développement de trajectoires d'usinage innovantes, telles que celles développées avec Missler Software, ou par d'autres composantes de l'équipe Usinage avec d'autres partenaires industriels, nécessite le renouvellement du centre de fraisage à 5 axes. La machine dont nous disposons a été conçue à la fin des années 90 et présente des caractéristiques cinématiques qui ne correspondent plus aux standards actuels des fraiseuses à

5 axes, en termes de précision, de vitesses et de capacités d'accélération notamment. Ce projet de renouvellement nous permettrait de mener à bien nos recherches actuelles et en particulier l'industrialisation du polissage sur MOCN 5 axes qui nécessite de pouvoir disposer d'une machine performante en termes de vitesses et de capacités d'accélérations. En effet, la rapidité et la fluidité du polissage permettent de gagner du temps et d'améliorer la qualité de la surface polie. Aussi, l'exécution de la trajectoire ne doit pas être perturbée par les limites mécaniques de la machine utilisée.

# Bibliographie

- Affouard, A., Duc, E., Lartigue, C., Langeron, J.-M., Bourdet, P. Avoiding 5-axis singularities using tool path deformation, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44 (4), 415–425, 2004.
- Altintas, Y., Erkorkmaz, K. Feedrate optimisation for spline optimization in high speed machine tool, *Annals of the CIRP* 51 (1), 297–302, 2003.
- Bedi, S., Mann, S., Menzel, C. Flank milling with flat end milling cutters, *Computer-Aided Design* 35 (3), 293–300, 2003.
- Bohez, E. Compensating for systematic errors in 5-axis nc machining, *Computer-Aided Design* 34 (5), 391–403, 2002.
- Breteau, P., Thiebaut, F., Bourdet, P., Lartigue, C. Towards an approach for rapid copying of free-form surfaces in 5-axis machining, *6th International Conference on Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering*, 2006.
- Castagnetti, C., Duc, E., Ray, P. The domain of admissible orientation concept : A new method for five-axis tool path optimisation, *Computer-Aided Design* 40 (9), 838–850, 2008.
- Cheng, M. Y., Tsai, M. C., Kuo, J. C. Real-time nurbs command generators for cnc servo controllers, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (7), 801–813, 2002.
- Chiffre, L. D., Hansen, H., Bronstein, A. Investigation on the surface topography in polishing using atomic force microscopy, *Annals of the CIRP* 45 (1), 523–528, 1996.
- Chiou, C.-J., Lee, Y.-S. A machining potential field approach to tool path generation for multi-axis sculptured surface machining, *Computer Aided Design* 34 (5), 357–371, 2002.

- Chu, C.-H., Chen, J.-T. Tool path planning for five-axis flank milling developable surface approximation, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 29 (7-8), 707–713, 2006.
- Duc, E., 1998. Usinages des formes gauches, contribution à l'amélioration de la qualité des trajectoires d'usinage. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- Duc, E., Lartigue, C., Laporte, S., 2001. Assessment of the description format of the tool trajectories in 3-axis high speed machining of sculptured surfaces. In : 3rd International Conference on Metal cutting and HSM, Metz (France).
- Duc, E., Lartigue, C., Tournier, C., Bourdet, P. A new concept for the design and the manufacturing of free-form surfaces : the machining surface, *Annals of the CIRP* 48 (1), 103–106, 1999.
- Dugas, A., 2002. Cfao et ugv - simulation d'usinage de formes complexes. Thèse de doctorat, Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Nantes.
- Elber, G., Fish, R. 5-axis freeform surface milling using piecewise ruled surface approximation, *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 119 (3), 383–387, 1997.
- Erkorkmaz, K., Altintas, Y. High speed cnc system design. part i : jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41 (9), 1323–1345, 2001.
- Felder, E. Usinage par abrasion - principes généraux, *Techniques de l'ingénieur BM7052*, 2009.
- Fleisig, R., Spence, A. A constant feed and reduced angular acceleration interpolation algorithm for multi-axis machining, *Computer-Aided Design* 33 (1), 1–15, 2001.
- Gasparetto, A., Zanotto, V. A new method for smooth trajectory planning of robot manipulators, *Mechanism and Machine Theory* 42 (4), 455–471, 2007.
- Gong, H., Cao, L.-X., Liu, J. Improved positioning of cylindrical cutter for flank milling ruled surfaces, *Computer-Aided Design* 37 (12), 1205–1213, 2005.

- Guerin, F., 1994. Usinage de surfaces complexes, génération de trajectoires hors collision. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes.
- Han, Z., Yang, D., Chuang, J.-J. Isophote-based ruled surface approximation of free-form surfaces and its application in nc machining, *International Journal of Production Research* 39 (9), 1911–1930, 2001.
- Hascoet, J., Rauch, M., Suh, S. H., 2007. Relevance of step-nc standard for high level toolpaths generation,. In : *International Conference on High Speed Milling*, San Sebastian (Espagne), 21-22 mars.
- Hilerio, I., Mathia, T., Alepee, C. 3d measurements of the knee prosthesis surfaces applied in optimizing of manufacturing progress, *Wear* 257, 1230–1234, 2004.
- Ho, M.-C., Hwang, Y.-R., Hu, C.-H. Five-axis tool orientation smoothing using quaternion interpolation algorithm, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43 (12), 1259–1267, 2003.
- Huissoon, J., Ismail, F., Jafari, A., Bedi, S. Automated polishing of die steel surfaces, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 19 (4), 285–290, 2002.
- ISO6983. Commande numérique des machines - format de programme et définition des mots adresses – partie 1 : Format de données pour les équipements de commande de mise en position de déplacement linéaire et de contournage, 1982.
- Jerard, R., Drysdale, R., Hauck, K., Schaudt, B., Magewick, J. Methods for detecting errors in numerically controlled machining of sculptured surfaces, *IEEE Computer Graphics and Applications* 9 (1), 26–39, 1989.
- Jun, C.-S., Cha, K., Lee, Y.-S. Optimizing tool orientations for 5-axis machining by configuration-space search method, *Computer-Aided Design* 35 (6), 549–566, 2003.
- Langeron, J., Duc, E., Lartigue, C., Bourdet, P. A new format for 5-axis tool path computation, using bspline curves, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 36 (12), 1219–1229, 2004.

- Lartigue, C., Duc, E., Affouard, A. Tool path deformation in 5-axis milling using envelope surface, *Computer-Aided Design* 35 (4), 375–382, 2003.
- Lartigue, C., Duc, E., Tournier, C. machining of free-form surfaces and geometrical specifications, *Journal of the Engineering Manufacture, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B* 213, 21–27, 1999.
- Lartigue, C., Thiebaut, F., Maekawa, T. Cnc tool path in terms of b-spline curves, *Computer-Aided Design* 33 (4), 307–319, 2001.
- Lavernhe, S., Tournier, C., Lartigue, C., 2004. Performance of off-line polynomial cnc trajectories within the context of hsm. In : *ASME International Mechanical Engineering Congress, Anaheim (USA)*.
- Lavernhe, S., Tournier, C., Lartigue, C. Kinematical performance prediction in multi-axis machining for process planning optimization, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 37 (5-6), 534–544, 2008.
- Lee, Y.-S. Admissible tool orientation control of gouging avoidance for 5-axis complex surface machining, *Computer-Aided Design* 29 (7), 507–521, 1997.
- Lee, Y.-S. Non-isoparametric tool path planning by machining strip evaluation for 5-axis sculptured surface machining, *Computer Aided Design* 30 (7), 559–570, 1998.
- Lee, Y.-S., Ji, H. Surface interrogation and machining strip evaluation for 5-axis cnc die and mold machining, *International Journal of Production Research* 35 (1), 225– 252, 1997.
- Leon, J.-C., 1991. *Modélisation et construction de surfaces pour la CFAO*. Hermes.
- Lin, S.-C., Wu, M.-L. A study of the effects of polishing on material removal rate and non-uniformity, *International Journals of Machine Tools and Manufacture* 42 (1), 99–103, 2002.
- Liu, W.-W. Five-axis nc cylindrical milling of sculptured surfaces, *Computer-Aided Design* 27 (12), 887–894, 1995.

- Lorensen, W., Cline, H. Marching cubes : A high resolution 3d surface reconstruction algorithm, Proceedings of the 14th annual conference on Computer graphics and interactive techniques, Ed. SIGGRAPH '87. ACM Press, 163–169, 1987.
- Marquez, J., Perez, J., Rios, J., Vizan, A. Process modeling for robotic polishing, Journal of Materials Processing Technology 159 (1), 69–82, 2005.
- Menzel, C., Bedi, S., Mann, S. Triple tangent flank milling of ruled surfaces, Computer-Aided Design 36 (3), 289–296, 2004.
- Mery, B., 1997. Machines à commande numériques. Hermes.
- Mir, Y., Mayer, J., Fortin, C. Tool path error prediction of a five-axis machine tool with geometric errors, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture 216, 697–712, 2002.
- Mitra, N., Nguyen, A. Estimating surface normal in noisy point cloud data, Proceedings of the 19th annual symposium on Computational geometry, San Diego, California, 322–328, 2003.
- Mizugaki, Y., Sakamoto, M. Development of a metal-mold polishing robot system with contact pressure control, Annals of the CIRP 39 (1), 523–526, 1990.
- Mizugaki, Y., Sakamoto, M. Fractal path generation for a metal-mold polishing robot system and its evaluation by the operability, Annals of the CIRP 41 (1), 531–534, 1992.
- Munlin, M., Makhanov, S., Bohez, E. Optimization of a 5-axis milling machine near stationary points, Computer-Aided Design 36 (12), 1117–1128, 2004.
- Nagata, F., Kusumoto, Y., Fujimoto, Y., Watanabe, K. Robotic sanding system for new designed furniture with free-formed surface, Robotics and Computer-Integrated Manufacturing 23 (4), 371–379, 2007.
- Ngan, C.-C., Tam, H.-Y. A non-contact technique for the on-site inspection of molds and dies polishing, Journal of Materials Processing Technology 155-156, 1184–1188, 2004.
- OuYang, D., Feng, H. On the normal vector estimation for point cloud data from smooth surfaces, Computer-Aided Design 37 (10), 1071–1079, 2005.



- Park, H., Kim, K., Lee, S.-C. A method for approximate nurbs curve compatibility based on multiple curve refitting, *Computer-Aided Design* 32 (4), 237–252, 2000.
- Pateloup, V., Duc, E., Ray, P. Corner optimization for pocket machining, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44 (12-13), 1343–1353, 2004.
- Preston, F. The theory and design of plate glass polishing machine, *Journal of the Society of Glass Technology* 11, 214–256, 1927.
- Quinsat, Y., Sabourin, L., Lartigue, C. Surface topography in ball end milling process : Description of a 3d surface roughness parameter, *Journal of materials processing technology* 195 (1-3), 135–143, 2008.
- Radzevich, S. A closed-form solution to the problem of optimal tool-path generation for sculptured surface machining on multi-axis nc machine, *Mathematical and Computer Modelling* 43 (3-4), 222–243, 2006.
- Rao, A., Sarma, S. On local gouging in five-axis sculptured surface machining using flat end tools, *Computer Aided Design* 32, 409–420, 2000.
- Rauch, M., Hascoet, J. Rough pocket milling with trochoidal and plunging strategies, *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 2, 161–175, 2007.
- Redonnet, J., Rubio, W., Dessenin, G. Side milling of ruled surfaces ; optimum positioning of the milling cutter and calculation of interference, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 14 (7), 459–465, 1998.
- Rehsteiner, F., Renker, H.-J. Collision free five-axis milling of twisted ruled surfaces, *Annals of the CIRP* 42 (1), 457–461, 1993.
- Rubio, W., Lagarrigue, P., Dessenin, G., Pastor, F. Calculation of tool paths for a torus mill on free-form surfaces on five-axis machines with detection and elimination of interference, *The International Journal of advanced Manufacturing Technology* 14 (1), 13–20, 1998.

- Senatore, J., Monies, F., Redonnet, J.-M., Rubio, W. Analysis of improved positioning in five-axis ruled surface milling using envelope surface, *Computer-Aided Design* 37 (10), 989–998, 2005.
- Suzuki, H., Kuroda, Y., Sakamoto, M., Haramaki, S., Brussel, H. V., 1991. Development of the cad/cam system based on parallel processing and inverse offset method. In : *Transputing'91* Proceeding of the world Transputer user Group (WOTUG) conference.
- Tournier, C., 2001. Contribution à la conception des formes complexes : la surface d'usinage en fraisage 5 axes isocrêtes. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- Tournier, C., Castagnetti, C., Lavernhe, S., Avelland, F. Tool path generation and post-processor issues in five-axis high speed machining of hydro turbine blades, *The 5th International Conference on High Speed Machining*, 500–510, 2006.
- Tournier, C., Duc, E., Septembre 2003. Stratégies d'usinage et productivité en fraisage des surfaces complexes. In : *16ème Congrès Français de Mécanique*. Nice.
- Tournier, C., Duc, E. Iso-scallop tool path generation in 5-axis milling, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 25 (9-10), 867–875, 2005.
- Tsai, M. J., Huang, J. F. Efficient automatic polishing process with a new compliant abrasive tool, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 30, 817–827, 2006.
- Valette, L., Duc, E., Lartigue, C., 2000. A method for computation and assessment of nc tool-paths in free-form curve format. In : *2nd International Seminar on Improving Machine Tool Performance*, La Baule (France).
- Vassilev, T. Fair interpolation and approximation of b-spline by energy minimization and points insertion, *Computer-Aided Design* 28 (9), 753–760, 1996.
- Wang, X., Cheng, F., Barsky, B. Energy and b-spline interproximation, *Computer-Aided Design* 29 (7), 485–496, 1997.

- Wu, P.-H., Lia, Y.-W., Chu, C.-H. Optimized tool path generation based on dynamic programming for five-axis flank milling of ruled surface, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48 (11), 1224–1233, 2008.
- Wu, X., Kita, Y., Ikoku, K. New polishing technology of free form surface by gc, *Journal of Materials Processing Technology* 187-188, 81–84, 2007.
- Yang, M., Lee, E. Segmentation of measured point data using a parametric quadric surface approximation, *Computer-Aided Design* 31 (7), 449–457, 1999.
- Zhu, C.-G., Wang, R.-H., Shi, X., Liu, F. Functional splines with different degrees of smoothness and their applications, *Computer-Aided Design* 40 (5), 616–624, 2008.

# **PARTIE 3 : Principaux articles**

# High-Performance NC for HSM by means of Polynomial Trajectories

C. Lartigue<sup>1,2</sup>, C. Tournier<sup>1</sup>, M. Ritou<sup>1</sup>, D. Dumur<sup>3(1)</sup>

<sup>1</sup> LURPA-ENS de Cachan-Université Paris Sud 11, 61 av Pt Wilson, 94235 Cachan - France

<sup>2</sup> IUT de Cachan-Université Paris XI, 9 av Division Leclerc, 94234 Cachan – France

<sup>3</sup> SUPÉLEC, Plateau de Moulon, F 91 192 Gif sur Yvette cedex – France

## Abstract

This paper summarises works carried out for defining tool trajectory formats well adapted to High Speed Machining (HSM). Advantages in using native polynomial formats, calculated directly from the CAD model, are highlighted. In particular, polynomial surface formats are presented as a generic format for tool trajectory. Illustrations show that surface formats represent a good compromise between smoothness machining time, and surface quality.

## Keywords:

High-Speed Machining, Numerical Controller (NC), Polynomial format

## 1 INTRODUCTION

High-Speed Machining (HSM) is now widely used for the machining of sculptured surfaces as a high level of geometrical surface quality can be reached within a competitive machining time. Machining of sculptured surfaces relies on the calculation of tool trajectories defining the motion of the tool. The CAM system calculates the tool trajectory and the related feedrates, information which is afterward transmitted to the Numerical Controller (NC) unit. The role of the NC is thus to control the machine tool axes to move the tool at the specified feedrate, while respecting a maximum contour error lag. As a result, performance of the machining process is strongly linked to the performance of the combination CAM system/NC unit.

Usually, CAM algorithms for tool trajectory calculation only rely on geometrical specifications and do not integrate capacities and limits of the NC unit whereas recent work pointed out that these capacities must be considered when calculating tool trajectory [1]. In particular, it is now well known that conventional machining using linear interpolators is not well adapted to high speed and highly accurate machining [1-4]. The machined surface is an approximation of the CAD surface; velocity and discontinuities appear at linear segment junctions; the amounts of data to be transmitted are very huge. These limitations among others may alter the dynamic behaviour during machining and deteriorate machining accuracy.

Therefore, recent work has concentrated on polynomial description of tool trajectories. Numerous researchers have handled the problem of real-time NURBS interpolation, with the main objective of ensuring smooth velocity for the complete trajectory, and/or confined chord error [2-5]. Henceforth CAM systems can calculate tool trajectories expressed as polynomial curves directly from the CAD model [6]. In the same time, Numerical Control units have evolved to interpret and control these curves.

This paper presents an analysis of the performance of the combined CAM system/Numerical Controller within the context of HSM when using native polynomial format. First, attention is focused on tool paths designed by the CAM system in terms of polynomial curves: cubic B-spline curves. It is shown that, besides the geometrical interest of native polynomial description of the tool trajectory, this format leads to a high-performance NC

behaviour: efficient axis control, limitation of the slow-downs, increase of the mean feedrate, etc...

An extension of the polynomial curve model is proposed through polynomial surfaces. Concerning this description, tool trajectories are expressed in the parametric space of the surface, which thus eliminates positioning and chord errors. Such a model allows uncoupling geometrical and dynamical effects.

As the integration of surface formats is made possible via STEP-NC, this integration is thus discussed, and is illustrated through the 3-axis machining of a free-form surface.

## 2 GENERATION OF THE TOOL TRAJECTORY

### 2.1 Tool path generation from the CAM system

Basically, the tool path is calculated from a CAD model according to a machining strategy. The machining strategy gives the machining direction and the parameters used for the CAD model approximation.

Whatever the type of machining (3 or 5 axes), the tool path can be defined by two curves, one corresponding to the trajectory of the tool extremity E,  $\mathbf{p}(u)$ , and the other corresponding to the trajectory of one particular point of the tool axis, D,  $\mathbf{q}(u)$  (Figure 1). To remain as general as possible, it is assumed that  $\mathbf{p}(u)$  and  $\mathbf{q}(u)$  are free-form curves calculated in the part coordinate system. These curves are transmitted to the NC unit.

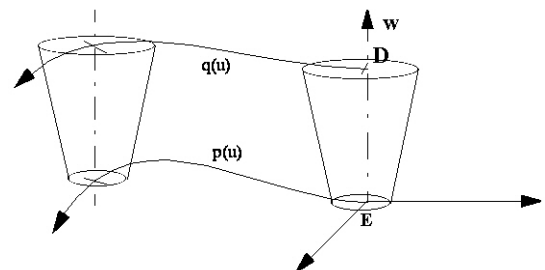


Figure 1: Description of the tool path.

### 2.2 Role and limits of the NC

The role of the NC is thus to convert the curves previously calculated into each axis' servo commands (position, velocity and acceleration). The first task of the NC motion controller can be divided into the following [2]: interpret the machining codes coming from the CAM

system; convert the data into control commands for each sampling period; execute servo control commands on each axis.

When using the linear interpolation format, the tool is supposed to be moving in a straight line between two successive positions. Therefore, tangency discontinuities appear at the junction points. Due to the limits of the NC unit, significant decreases in feedrates compared with specified ones are observed, leading to an increase in machining time as well as an alteration of the geometric quality of the machined surface. As an example, the interpolation cycle time that corresponds to the minimal time period to execute one block, causes the machine tool to slow-down, or stop, then reaccelerate, when the length of elementary segments becomes too small. Axes acceleration capabilities also limit the feedrate near corners or portions with high curvature [1].

To overcome all these problems, critical within the context of HSM, works have concentrated on real-time polynomial interpolation, which approximates the calculated trajectory by a polynomial trajectory. As CAM systems calculate the tool trajectory as polynomial curves, the authors henceforth integrate native polynomial curves in the process of tool path NC treatment (Figure 2) [2-5]. Due to the coherence between the CAD/CAM model and the NC model of the tool trajectory, the first task of machining code interpretation is thus removed and the following tasks are simplified. This is a first step for defining an integrated model between CAD, CAM and NC treatment activities.

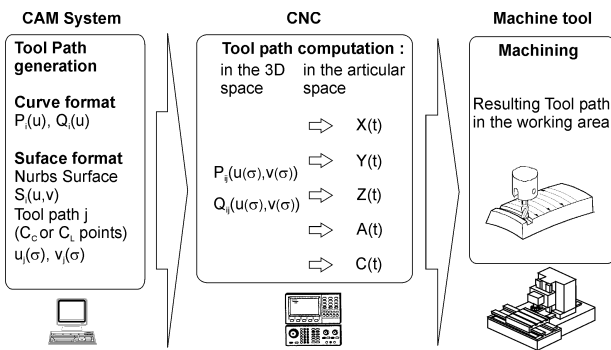


Figure 2: Method for curve machining.

Significant gains can be highlighted when using native polynomial curves as explained in the next section.

### 3 NATIVE POLYNOMIAL FORMAT

This section focuses on a part of some works achieved on native polynomial formats, curves as well as surfaces, which improve performance of the combined CAM system/NC unit within the context of HSM. It should be noticed that the present purpose is not to develop new real-time interpolator, nor new functionalities of NC unit, but to assess native polynomial format. Therefore, an industrial Numerical Controller (Siemens 840D) and all its functionalities has been used. In particular, this constrains the choice of the tool trajectory geometrical model: tool trajectories are defined as cubic B-spline curves.

#### 3.1 Native B-spline curves

Let  $\mathbf{p}(u)$  be the curve defining the trajectory of E, and  $\mathbf{q}(u)$  that corresponding to the trajectory of D;  $\mathbf{p}(u)$  and  $\mathbf{q}(u)$  are cubic B-spline curves defined by:

$$\mathbf{p}(u) = \sum_{i=0}^n N_{im+1}(u) \mathbf{P}_i; \quad \mathbf{q}(u) = \sum_{i=0}^n N_{im+1}(u) \mathbf{S}_i \quad (1)$$

where  $u \in [u_0, u_{n+m+1}]$  defines the knot sequence,  $N_{im}$  are the basic functions for which degree  $m$  is equal to 3, and where  $\mathbf{P}_i$  and  $\mathbf{S}_i$  define the  $(n+1)$  control points of both B-spline curves. To ensure consistent machining, the parameterisation of both curves must be the arc-length. In 3-axis parallel plane machining using a ball-end cutter tool  $\mathbf{p}(u)$  and  $\mathbf{q}(u)$  can be calculated as suggested in [7]. Each trajectory is defined in the parametric space of the offset surface as the intersection curve between the machining plane and the offset surface.

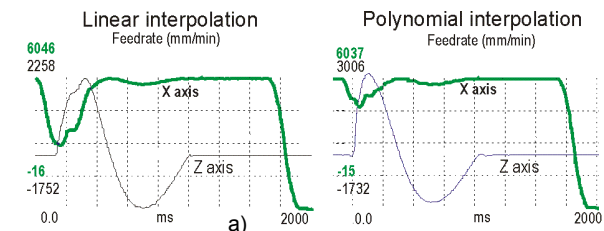
More generally, the curves are calculated to define the movement of the tool extremity and of the tool axis orientation in the part coordinate system. Both B-spline curves can be calculated according to Langeron *et al.* [6], who propose a general algorithm of calculation that can be applied for all types of machining, whatever the tool geometry, and whatever the guiding mode. An initial set of points corresponding to the initial tool path is calculated using usual positioning methods verifying the geometrical specifications. A subset of these points defines a set of interpolating points that are fitted by a cubic B-spline curve while verifying a specified interpolation error. The method can be applied to both  $\mathbf{p}(u)$  and  $\mathbf{q}(u)$  curves. The scheme of interpolation is a classical one. The unit vector of the tool axis is calculated, for each parameter  $u$ , from:

$$\mathbf{w}(u) = \frac{\sum_{i=0}^n N_{im}(u)(\mathbf{S}_i - \mathbf{P}_i)}{\left\| \sum_{i=0}^n N_{im}(u)(\mathbf{S}_i - \mathbf{P}_i) \right\|} \quad (2)$$

When using such a method, cubic curves are associated to subsets of interpolating points defining tool path portions. To make the interpolation method efficient, tool path portions must present an order of continuity at least equal to 2 (degree - 1). That constrains to exactly identify these portions from the initial calculated tool path, and this point still constitutes a difficulty [6-9].

It is important to notice that recent NC units have evolved to perform all tool path treatments in the part coordinate system, such as inverse kinematics transformation [3,6]. This justifies the sole calculation and transmission to the NC of  $\mathbf{p}(u)$  and  $\mathbf{q}(u)$  even in 5-axis machining (Figure 2). First experiments show benefits when using polynomial format in terms of machining time, dynamic behaviour, and machined surface quality. A set of test parts has been designed either for 3 or 5-axis machining. To assess performance improvement of the couple CAM system/NC unit when using native polynomial trajectories, we have machined those parts on a 5-axis Mikron Machine Tool equipped with a Siemens 840D Numerical controller. Only a few examples are presented in Figure 3, which illustrates:

- Limitation of the slow-downs when traversing tangency discontinuity appearing near segment junction points (green curves, Figure 3a).



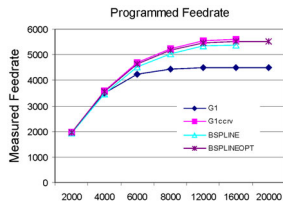


Figure 3: Illustrations of polynomial machining.

- The mean value of the feedrate is closer to the programmed one than when using G1 format (Figure 3b). In this case, the real-time interpolation has been also tested, and shows behaviour similar to that of the native polynomial format. However, if the dynamic behaviour is good high enough, the real-time interpolation leads to important geometric errors.
- Facets are eliminated on large curvature radius (Figure 3c left) due to the smoothness of the tool trajectory.

Complete results are exposed in [6] and [9].

It should be noticed that the use of a  $C^2$  continuous model allows developing optimisation techniques in order to integrate constraints linked to the dynamic behaviour, to geometrical errors, and so on. These optimisation methods are simply based on curve deformations [10].

However, this model presents some limits as for the tool positioning errors that can be removed by the use of a surface model. Therefore, another contribution concerns the generalisation of the previous model to a surface model.

### 3.2 Polynomial surface format

To generalise the polynomial format,  $\mathbf{p}(u)$  and  $\mathbf{q}(u)$  are curves defined in the parametric space of surfaces. Therefore, the continuity is preserved in the direction normal to the machining direction. This concept was first introduced by Duc *et al.* [10] and was developed by Tournier *et al.* [11].

Consider  $\mathbf{S}(u,v)$  as a surface to be machined in 3-axes using a ball-end cutter tool. If  $\mathbf{S}^{of}(u,v)$  is the offset surface of  $\mathbf{S}$ , by a distance equal to the tool radius  $R$ , then  $\mathbf{S}^{of}$  is the surface representation of the tool path: all tool trajectories that exactly machine the surface belong to  $\mathbf{S}^{of}$ .

This concept was extended in 5-axis machining. In flank milling, both curves  $\mathbf{p}(u)$  and  $\mathbf{q}(u)$  define a ruled surface corresponding to the tool trajectory. This format allows optimisation for tool positioning in order to minimize geometrical deviations [10]. Besides, deforming  $\mathbf{q}(u)$  by control point displacement permits to control tool axis orientation. This point is still under work, in particular for avoiding singular positions of the work machine space or for defining optimal tool axis orientation as regards control laws of the controller.

Concerning the general case of 5-axis machining in point milling using a filleted end cutter tool, a generic definition has been suggested [11]. Two surfaces are necessary to calculate the tool trajectory. Consider  $r$  and  $R$ , the corner radius and the radius of the tool (Figure 4). If  $C_c$  is the contact point between the tool and the surface to be machined,  $K$  is defined as the offset point of  $C_c$  by a distance value equal to  $r$ . When the tool is set up in position, the point  $K$  remains fixed. Therefore, points  $K$  and  $C_L$  and the normal  $\mathbf{n}$  allows positioning the tool. which defines two surfaces:  $S_1$ , the guiding surface, locus of the  $K$  point, and,  $S_2$ , the orientation surface locus of the  $C_L$  point, called (Figure 4).

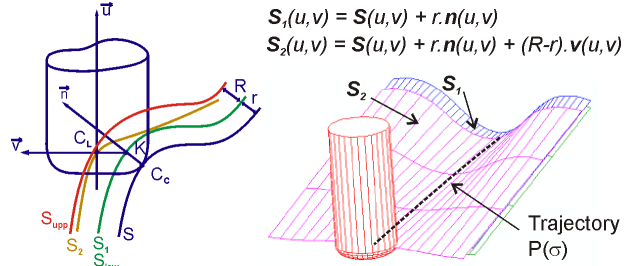


Figure 4: Definition of the surface format in 5 axes.

Both surfaces allow uncoupling dynamical and geometrical effects. As the guiding surface is independent from the machining strategy, trajectory of the tool tip is defined in the parametric space of the guiding surface as:

$$\mathbf{p}(\tau) = \mathbf{S}_1(u(\tau), v(\tau)) \quad (3)$$

The orientation surface defines the tool axis orientation according to the machining strategy.  $S_2$  is located between two surfaces  $S_{inf}$  and  $S_{sup}$ , corresponding to extreme conditions. Note that  $u(\tau)$  and  $v(\tau)$  can also be defined as B-spline curves in the 2D parametric space.

This model turns out to be a generic model for tool path planning or tool path optimisation by deforming the guiding surface to answer geometric criteria, or the orientation surface to answer dynamic ones [11].

The surface format imposes some difficulties. The first one corresponds to the change of surface to be machined that implies the tool passes from the parametric space of one surface to the other one. The junction of both machining curves must be managed. When the contact point is no more defined on the surface to be machined or on the tool trajectory, the tool trajectory must be prolonged by a curve defined in the 3D space. These cases generally appear when the surface presents holes, or back-drafts, but most often for outward movements of the tool as for approach, retract or link trajectories (Figure 5). The whole trajectory thus consists of a succession of parametric curves defined in the 2D parametric space of the surface and of 3D curves. As the NC unit has to treat various formats, it would become more difficult to optimise the combination Numerical Controller/Machine Tool.

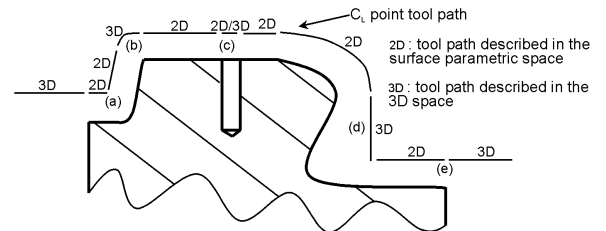


Figure 5: Tool trajectory as a succession of curves.

However, as no industrial controllers interpret such a format, real machining cannot be analysed to assess the format discussed here. Therefore, it is proposed to study the possible integration of surface formats through the interface STEP-NC.

## 4 EXPERIMENTATION OF SURFACE FORMATS

### 4.1 Step NC project

The European project OPTIMAL showed the feasibility of an interface named STEP-NC between the CAD/CAM system and the numerical controller [12]. This is a neutral language that would replace G-codes by an object-oriented approach based on STEP. This language semantically richer concentrates on the geometry to machine, and on the machine axis movements.

In STEP-NC, tool paths are implicitly described by a feature and a strategy. The feature is a list of surfaces to machine. The strategy can be chosen among those generally used in CAM systems. In multi-axis free-form machining, it can be preferable to explicitly describe the tool path in order to control the process. Several possibilities are proposed (Figure 6). The axes coordinates of the machine tool can be sent as a curve. That means that the kinematics transformation takes place in the CAM system, and the solution is thus dedicated to a given machine, which is not a generic solution. It is also possible to define the position of a particular point of the tool ( $C_C$  or  $C_L$  point), either by a 3D curve, or by a pcurve defined in the 2D parametric space of the surface. The use of a pcurve seems a coherent approach as regards previous work (section 3.2).

Therefore STEP-NC makes possible the use of a surface to describe tool trajectories: the surface model and the pcurves defining the  $C_C$  or  $C_L$  point trajectories are transmitted to the NC unit.

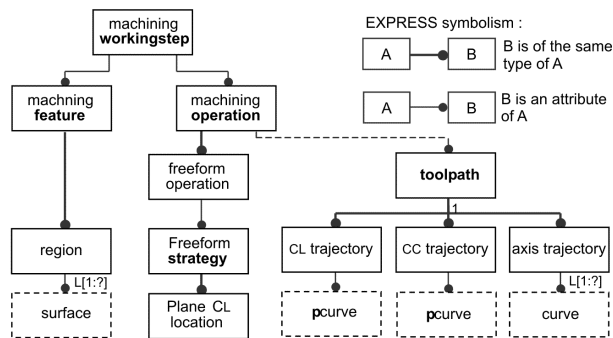


Figure 6: Free-form machining with STEP-NC.

At the present time, STEP-NC is still in the state of a project, and to assess the interest of a surface approach, the interpolation format available on the NC unit is exploited.

## 4.2 Experiments

To perform the application, a test part is defined that consists of portion of sphere that is linked to a plane by a tore surface. The machining strategy is supposed to be parallel planes, and the intersection between one plane and the surface to be machined, which is a pcurve consists of a part of line, a quartic, and a portion of circle (Figure 8a). The NURBS cubic format of the Siemens 840D (POLY curve) is retained considering that both the line and the circle can be exactly represented by cubic NURBS. Unfortunately, the quartic must be approximated which leads to geometric deviations. Therefore, this approximation creates a form deviation of the surface which should be minimized. Nevertheless, the *orange skin effect* observed with the linear format (Figure 7, left) is removed due to the synchronisation of the passes, synchronisation simplified by the use of quadratic rational curves to approximate the quartic. Geometric deviations are evaluated by calculating for each point of the surface its distance to the envelope surface of the calculated tool path. With the NURBS format, errors are null on the line and the circle as expected (yellow zones, Figure 7, right), whereas they can reach 0.04mm near the quartic (red zones, Figure 7 right).

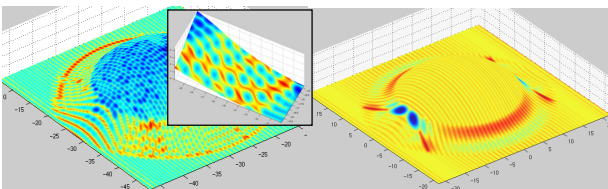


Figure 7: Geometric deviations, (linear & NURBS).

As far as the dynamical behaviour is concerned, Figure 8c shows that effective feedrates are smoother than when using linear format (Figure 8b). Slow-downs are limited, and the programmed feedrate ( $V_f = 4\text{m/min}$ ) is approached.

Therefore, surface format is a good compromise between time, smoothness, and surface quality.

## 5 CONCLUSION

To conclude, polynomial formats of tool trajectories are well adapted to High Speed Machining of free-form surfaces. The use of native polynomial formats offers the possibility to optimise tool paths since the calculation step by the CAM system for answering geometric as well as dynamic constraints. Surface formats are the generalisation of polynomial formats allowing among other advantages to uncouple dynamic and geometric effects. One polynomial trajectory is defined in the 2D parametric space of the surface. The STEP-NC interface seems a solution to integrate surface formats. The surface to be machined will in this case be transmitted to the NC unit, and curves defining tool trajectories. However, the NC treatment will require a great power of calculation to generate axes commands for those curves.

If this way seems promising since it offers a generic format for free-form machining, its integration in industrial NC units remains at the moment a perspective.

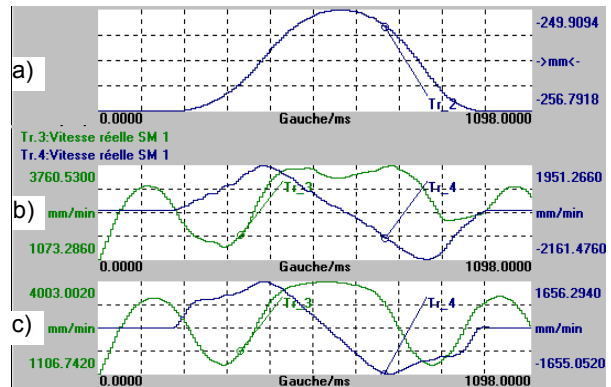


Figure 8: Feedrate analysis.

## 6 REFERENCES

- [1] Dugas A., Lee J.-J., Hascoët J.-Y., 2002, High Speed milling, Solid simulation and machine limits, IDMME'2000, Kluwer Academic Publisher, 287-294.
- [2] Cheng M.-Y., Tsai M.-C., Kuo J.-C., 2002, Real-time NURBS command generators for CNC servo controllers, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 42/7:801-813.
- [3] Fleisig R.V., Spence A.D., 2001, A constant feed and reduced angular acceleration interpolation algorithm for multi-axis machining, Computer-Aided Design, 33:1-15.
- [4] Yeh S.-S., Hsu P.-L., 2002, Adaptive-feedrate interpolation for parametric curves with a confined chord error, Computer-Aided Design, 34:229-237.
- [5] Altintas Y., Erkamaz K., 2003, Feedrate optimization for spline interpolation in High Speed Machine Tools, Annals of the CIRP, 52/1:297-302.
- [6] Langeron J.-M., Duc E., Lartigue C., Bourdet P., 2004, A new format for 5-axis tool path computation using B-spline curves, Computer-Aided Design, To be published.



- [7] Lartigue C., Thiebaut F., Maekawa T., 2001, CNC Tool path in terms of B-spline curves, *Computer-Aided Design*, 33/4/307-319.
- [8] Duc E., Lartigue C., Laporte S., 2001, Assessment of the description format of tool trajectories in 3-axis HSM of sculptured surfaces, *Metal cutting and High Speed Machining*, Kluwer Academic Publishers, 363-374.
- [9] Lartigue C., Duc E., Affouard A., 2003, Tool path deformation in 5-axis flank milling using envelope surface, *Computer-Aided Design*, 35:375-382.
- [10] Duc E., Lartigue C., Tournier C., Bourdet P., 1999, A new concept for the design and the manufacturing of free-form surfaces: the machining surface, *Annals of the CIRP*, 48/1:103-106.
- [11] Tournier, C., Duc E., Lartigue C., Contri A., 2002, The concept of the machining surface in 5-axis milling of free-form surfaces, *IDMME'2000*, Kluwer Academic Publisher, 279-286.
- [12] Mueller P., 2000, STEP-NC new data interface for NC programming, *STEP-NC News Letter* 1, 2 & 3

# Kinematical performance prediction in multi-axis machining for process planning optimization

Sylvain Lavernhe · Christophe Tournier ·  
Claire Lartigue

Received: 17 November 2006 / Accepted: 6 March 2007 / Published online: 28 March 2007  
© Springer-Verlag London Limited 2007

**Abstract** This paper deals with a predictive model of kinematical performance in 5-axis milling within the context of high-speed machining. Indeed, 5-axis high-speed milling makes it possible to improve quality and productivity thanks to the degrees of freedom brought by the tool axis orientation. The tool axis orientation can be set efficiently in terms of productivity by considering kinematical constraints resulting from the set machine tool/NC unit. The capacities of each axis as well as NC unit functions can be expressed as limiting constraints. The proposed model relies on each axis displacement in the joint space of the machine tool and predicts the most limiting axis for each trajectory segment. Thus, the calculation of the tool feedrate can be performed, highlighting zones for which the programmed feedrate is not reached. This constitutes as an indicator for trajectory optimization. The efficiency of the model is illustrated through examples. Finally, the model could be used for optimizing process planning.

**Keywords** High-speed machining · Multi-axis machining · Inverse time · Kinematical behavior · Process planning

## 1 Introduction

Due to a specific cutting process at high velocities, high-speed machining (HSM) allows decreasing the machining time while increasing the surface quality of produced parts. The use of multi-axis machining also improves productivity. Indeed, the control of the tool orientation relative to the surface reduces the number of part setups and increases the effectiveness of material removal.

The process consists of many stages, each one influencing the productivity and the final quality of the machined part (Fig. 1). The computer-aided manufacturing (CAM) stage calculates the tool path from the computer-aided design (CAD) model according to the interpolation format (linear or polynomial), the driving tool direction, and the CAM parameters (machining tolerance, scallop height). The choice of the parameter values directly influences the surface quality.

Then, the post-processing stage converts the calculated tool path into an adapted file for the numerical controller (NC), called the CNC file. The CNC file contains the set of tool positions and tool axis orientations and their corresponding feedrates. In 5-axis machining, the post-processor may also solve the inverse kinematical transformation (IKT) in order to express the tool path as direct axis commands. The tool path interpolation and the trajectory follow-up are, thus, performed by the CNC machine. Numerous parameters have to be managed during this step, which constitutes a major difficulty [1, 2]. Moreover, performance of the set “machine tool/NC unit” limits multi-axis machining benefits. For instance, during machining, the actual velocity is generally lower than the programmed velocity. Furthermore, velocity drops may appear [3]; as a result, the machining time increases. Indeed, within the HSM context, the programmed feedrate

---

S. Lavernhe · C. Tournier (✉) · C. Lartigue  
Laboratoire Universitaire de Recherche en Production  
Automatisée, ENS de Cachan—Université Paris Sud 11,  
61 Avenue du Président Wilson,  
94235 Cachan Cedex, France  
e-mail: Christophe.Tournier@lurpa.ens-cachan.fr

C. Lartigue  
IUT de Cachan—Université Paris Sud 11,  
9 Avenue de la Division Leclerc,  
94234 Cachan Cedex, France

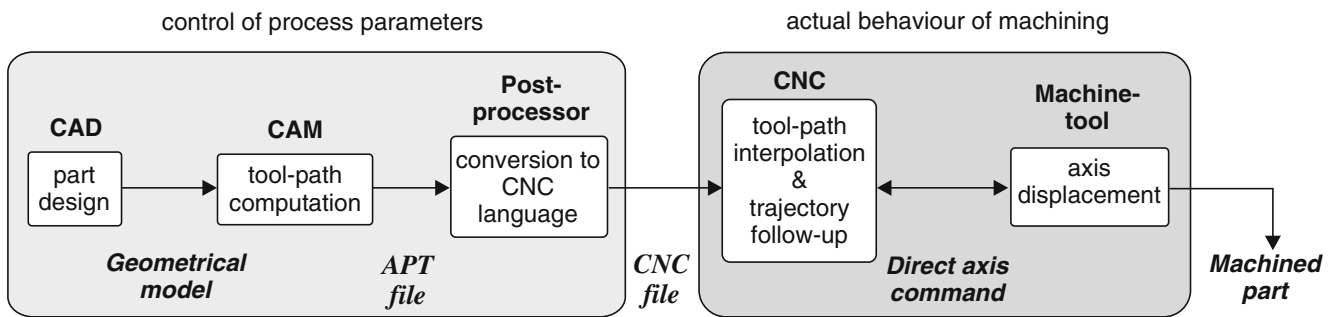


Fig. 1 Structure of the process

is usually of several meters per minute. In respect of such a federate, when passing through tangency or curvature discontinuities for instance, it requires high kinematical axis capacities. Moreover, this involves great mechanical stresses on the axes, affecting the machined surface quality [4]. To obtain a smoother trajectory follow-up, axes are generally driven according to jerk-limited velocity profiles [1, 2], and the feedrate must also be locally reduced in order to respect axis kinematical capacities [5–7].

The follow-up also strongly depends on the CNC parameters, such as cycle times, velocity limitations, and specific functions, like the look-ahead [8, 9]. As an example, the programmed feedrate must be reduced for short-length segments, so that tool path interpolation and axis position orders can be performed during at least one cycle time.

During actual machining, performance is altered by axis capacities and the machine tool architecture [4, 10]. Therefore, from the CAM stage to actual machining, numerous parameters influence the performance in 5-axis machining, which may affect the machining time as well as surface quality.

Within the framework of 5-axis machining, many methods were developed to optimize the tool axis orientation and the machining directions in order to maximize productivity while ensuring the required quality. Some methods are

based on geometrical criteria to carry out this optimization, such as maximization of the width of cut [11–13] or constant scallop height machining [14, 15]. Other methods include constraints located downstream in the machining process, such as for the integration of phenomena linked to the inverse kinematical transformation during the tool path computation [16–18], or some constraints related to the components of the machine tool to maximize the tool feedrate [19]. In the latter approach, the authors only take into account the maximum velocity of the axis motors. The behavior of the NC unit is not considered.

From this analysis, we developed a model for the performance prediction of the set “machine tool/NC unit.” The objective is the prediction of trajectory portions for which slowdowns may appear in order to optimize the machining strategy. Note that our objective is not to elaborate a complete simulator of the NC unit (generally proposed by NC vendors), but to develop a model which can be easily integrated within a step of process planning optimization. Therefore, the model is simple but will efficiently replace trial-and-error-based methods for finding the best machining strategy.

The model consists of three main steps (Fig. 2). In the first step, the calculated tool path ( $X_{pt}$ ,  $Y_{pt}$ ,  $Z_{pt}$ ,  $i$ ,  $j$ ,  $k$ ) is transformed into a trajectory in the joint space ( $P^{axis1}$ ,  $P^{axis2}$ ,  $P^{axis3}$ , ...) by solving the IKT. Once the axes are

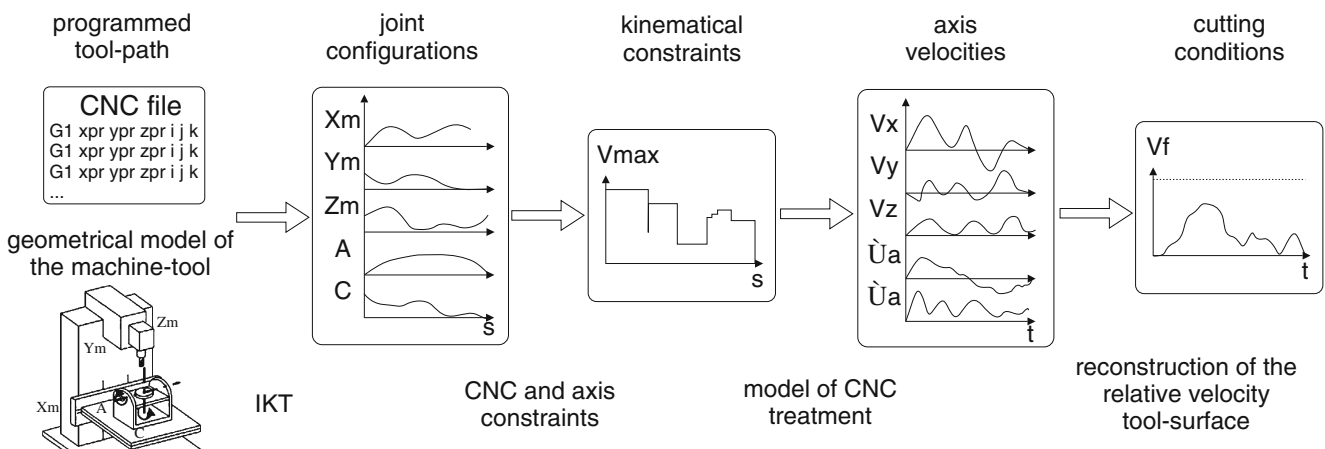


Fig. 2 Structure of the predictive model

coordinated, the model enables the prediction of each axis' velocity profile during machining. The model integrates constraints linked to the trajectory geometry, the NC parameters (cycle times, specific functions like “look-ahead”), and the machine tool axis limits (maximum velocities, accelerations, and jerks) which makes it suited to the HSM context.

The originality of this step is the use of the time inverse method (ISO 6983-1) to compare the performance of translation and rotation axes. Finally, the tool feedrate is reconstructed considering the machine tool architecture, allowing the prediction of portions for which slowdowns may appear. These results may be considered in order to elaborate an optimal 5-axis machining strategy [19].

The paper is organized as follows. Section 2 details the parameters influencing the performance of the trajectory follow-up during machining. Limits associated to these parameters are expressed as kinematical constraints. Section 3 deals with the structure of the predictive model. Kinematical constraints are expressed using inverse time in order to generate axis velocity profiles. Section 4 is dedicated to the validation of the model through various examples. The paper ends with some conclusions. The study relies on a Mikron UCP 710 5-axis milling center with a Siemens Sinumerik 840D industrial NC controller.

## 2 Limits of the follow-up during machining

During machining, the actual follow-up of the trajectory does not exactly match the programmed velocity. These differences may arise from numerous sources along the process which transforms the CNC file into tool displacements: trajectory adaptation, NC performance, axis limitations, motion control regulation, deformation of the mechanical structure, tool deflection, etc.

This paper particularly focuses on the first stage of the processing: the tool path preparation followed by the

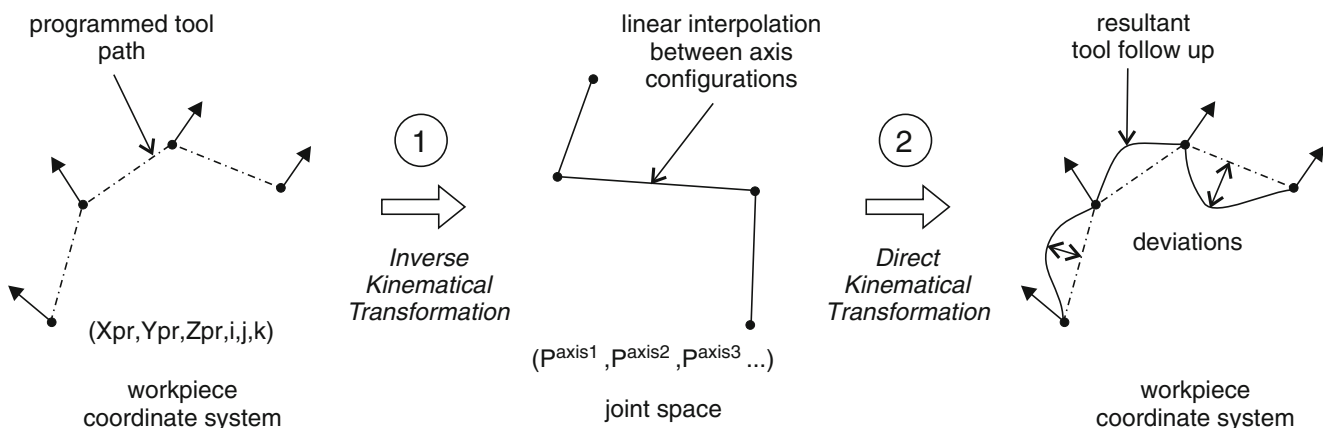
interpolation carried out by the NC unit. Due to physical and numerical limits, adaptations of the calculated tool path must be carried out during the follow-up and this decreases the relative velocity between the tool and the surface in the function of each axis' performance, tool path rounding according to the given tolerance, etc.

Within the context of multi-axis machining, whatever the architecture of the machine tool, there is no direct correspondence between the workpiece coordinate system and the joint space of the machine tool. Indeed, the tool path is computed in the local frame linked to the part. Then, the tool positions and orientations are expressed in the joint space via the IKT in order to command axes. Hence, limits of the follow-up must be analyzed in the joint space.

### 2.1 Orders from the CNC file

Information contained in the CNC file are the tool path descriptions in the workpiece coordinate system and their corresponding feedrates. Classically, the tool path is defined as a set of tool positions ( $X_{pr}$ ,  $Y_{pr}$ ,  $Z_{pr}$ ) and tool axis orientations ( $i$ ,  $j$ ,  $k$ ). Corresponding axis configurations ( $P^{axis1}$ ,  $P^{axis2}$ ,  $P^{axis3}$ , ...) are calculated using IKT. This calculation may lead to several solutions for axis configurations [20]. Supposing that the interpolation is linear in the joint space between two successive configurations, the trajectory followed by the tool on the surface can be a curve (Fig. 3). As a result, the re-sampling of the tool path in the workpiece coordinate system is necessary in order to control the deviations arising between the programmed tool path and the actual tool path. This step is performed in real time by the NC unit with the constraint of respecting the tolerance of interpolation of the trajectory (TIT).

In addition, axis velocities are computed from axis configurations (also called joint trajectories) taking into account the programmed feedrate. For instance, when programming the tool path in the workpiece coordinate system, the feedrate  $V_{f_{prog}}$  is defined as constant between



**Fig. 3** Influence of the linear interpolation in the joint space on the tool path

two cutter location points ( $Cl_1, Cl_2$ ). If the length of the segment is  $L_{12}$ , the tool is supposed to move during  $\Delta T_{12}$  from  $Cl_1$  to  $Cl_2$ , as shown in the following equation:

$$\Delta T_{12} = \frac{L_{12}}{V_{f\text{prog}}} \quad \text{with} \quad L_{12} = \left\| \overrightarrow{Cl_1 Cl_2} \right\| \quad (1)$$

To each cutter location point and tool axis orientation programmed in the workpiece coordinate system corresponds one axis configuration  $P_j$  ( $P_j^{\text{axis}1}, P_j^{\text{axis}2}, P_j^{\text{axis}3}, \dots$ ). The velocity  $V_f^i$  of each axis  $i$  to cover the segment  $P_1^i P_2^i$  is given as follows:

$$V_f^i = \frac{P_2^i - P_1^i}{\Delta T_{12}} = \frac{(P_2^i - P_1^i)}{L_{12}} \cdot V_{f\text{prog}} \quad (2)$$

where  $p_j^i$  denotes the coordinate of the joint axis  $i$  for configuration  $j$ . It should be noticed that, if  $L_{12}$  is null, then Eq. 2 is undefined. Such a case appears when a cutter location is duplicated or when the tool axis changes without any movement of the tool tip. In the first case, the duplicated point is detected and removed from the tool path. In the second case, if the velocity is not specified in inverse time in the NC file, we suppose that the NC unit moves the joint axes as fast as possible while ensuring their coordination.

Finally, once the commands are expressed in the joint space, the capacities of the machine tool axes have to be analyzed.

### 2.2 Limits linked to the machine tool axis

Along the entire trajectory, each axis is prompted differently. Each axis' behavior depends on the geometry of the joint trajectory and its discontinuities.

During linear interpolation, the follow-up of the trajectory is limited by the less powerful axis. Indeed, particularly on serial architectures, axis capacities are different. Therefore, for each elementary segment of the trajectory, the follow-up is limited by the maximum kinematical capacities (velocity, acceleration, and jerk) [10, 21]. As the nature of rotation and translation movements is different, axis capacities cannot be compared directly and it becomes difficult to determine the limiting axis. To overcome this difficulty, we propose to express axis kinematical capacities using the inverse time method (see Sect. 3).

Furthermore, discontinuities of the joint trajectory appear on block transitions. Tangency discontinuities are the most critical ones. Passing exactly through these discontinuities with a non-null feedrate would require infinite accelerations on each axis, which is physically not possible. Rounding tolerances are, thus, introduced to improve the follow-up while controlling the geometrical deviation from the trajectory. In this section, we develop a model to adapt

axis velocity to the rounding tolerance and maximum axis acceleration at tangency discontinuities. Constraints arising from this model will be included in the next section in our predictive model.

Figure 4 illustrates the kinematics of one particular axis  $i$ , in terms of position, velocity, and acceleration as functions of the time when a tangency discontinuity is passed with the maximal acceleration  $A_{\text{max}}^i$  instead of an infinite acceleration. The rounding error of the tool path in the workpiece coordinate system will be the result of the combination of all of the machine axes.

The velocities  $V_e^i$  and  $V_b^i$  at the transition are reduced to simultaneously satisfy the maximal deviation  $e_{\text{max}}^i$  and the maximal acceleration  $A_{\text{max}}^i$  allowed for each axis. Let  $P_b^i$  be the point of the first linear segment defining the corner beginning and let  $P_e^i$  be the ending point of the corner belonging to the second linear segment. We make the assumption that the transition begins at  $\Delta t^i/2$  before the discontinuity and ends at  $\Delta t^i/2$  after.

Then, the maximum variation of velocity  $\Delta V_{\text{max}}^i$  between  $P_b^i$  and  $P_e^i$  can be defined as:

$$\Delta V_{\text{max}}^i = V_e^i - V_b^i \quad (3)$$

As the acceleration  $A_{\text{max}}^i$  is assumed to be constant, the duration  $\Delta t^i$  of this transition is given by:

$$\Delta t^i = \frac{\Delta V_{\text{max}}^i}{A_{\text{max}}^i} \quad (4)$$

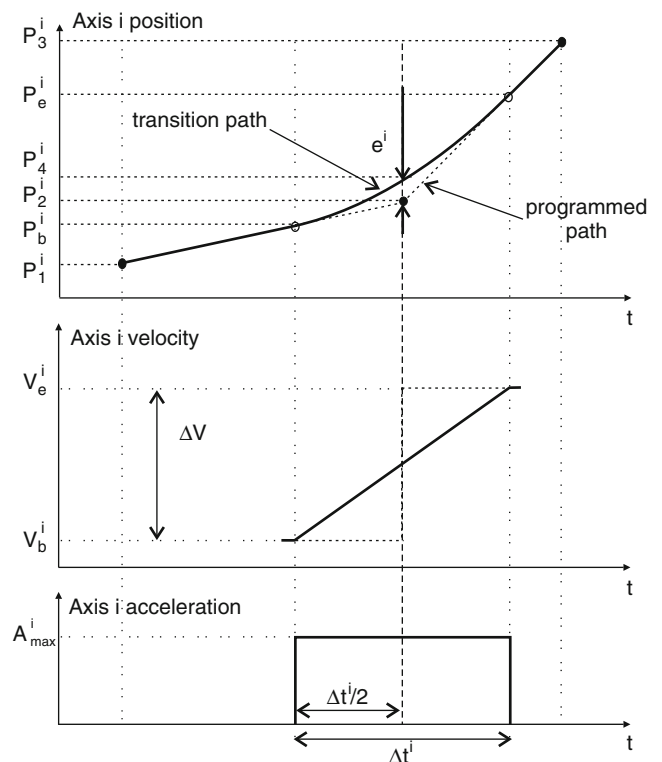


Fig. 4 Rounding tangency discontinuities

The deviation  $e_{\max}^i$  between  $P_2^i$  and  $P_4^i$  is defined by:

$$e_{\max}^i = P_4^i - P_2^i \tag{5}$$

On the programmed tool path,  $P_2^i$  is supposed to be the end point of a linear segment covered at a constant speed  $V_b^i$ . By integrating over the constant velocity, this yields:

$$P_2^i = P_b^i + V_b^i \cdot \frac{\Delta t^i}{2} \tag{6}$$

$P_4^i$  is supposed to be located on the transition tool path covered at constant acceleration  $A_{\max}^i$ . By integrating over the acceleration, this yields:

$$P_4^i = P_b^i + V_b^i \cdot \frac{\Delta t^i}{2} + \frac{1}{2} \cdot A_{\max}^i \cdot \left(\frac{\Delta t^i}{2}\right)^2 \tag{7}$$

Finally, we can define the deviation  $e_{\max}^i$  regarding to the maximum variation of velocity  $\Delta V_{\max}^i$  and the imposed constant acceleration  $A_{\max}^i$ :

$$e_{\max}^i = \frac{(V_e^i - V_b^i)^2}{8 \cdot A_{\max}^i} = \frac{(\Delta V_{\max}^i)^2}{8 \cdot A_{\max}^i} \tag{8}$$

Depending on the  $e_{\max}^i$  value,  $\Delta V_{\max}^i$  will be computed in the predictive model and considered as a constraint.

### 2.3 Limits linked to the NC unit

Between two tool positions, the NC unit needs at least one interpolation cycle time to calculate the axis commands [9]. Consequently, the programmed feedrate is lowered by the NC to satisfy this cycle time:

$$V_{\max}^{\text{NC}} = \frac{L_{12}}{T_{\text{cycle time}}} \tag{9}$$

All of the considerations previously exposed support the predictive model of the kinematical behavior for the set “machine tool/NC unit.”

### 3 Predictive model of kinematical behavior

The main objective is to evaluate the actual velocity of each axis during multi-axis machining. The evolution of the velocity throughout the trajectory must highlight the location of trajectory portions for which the feedrate will be strongly reduced. The analysis can be used to optimize the step of tool path computation by the CAM software. Moreover, the predictive model allows the reconstruction of the relative tool–surface velocity. It is then possible to evaluate the impact of kinematical performance on productivity as well as on the geometric quality of the machined surface.

The formalism used can be considered as an extension of the programming method called inverse time (ISO 6983-1). It consists in expressing a kinematical characteristic (position, velocity, acceleration, etc.) through its inverse time form. With such a formalism, it is possible to compare the kinematical performance of the translational and the rotational axes. For a given trajectory, the model directly reveals which axis is the limiting one, with respect to the following characteristics: maximum velocity, maximum acceleration, and maximum jerk.

#### 3.1 Time inverse method

Let us consider the movement of axis  $i$  from position  $P_1^i$  to position  $P_2^i$ . The axis displacement from one position to the other one is:

$$\Delta P_{12}^i = P_2^i - P_1^i \tag{10}$$

By assuming that the interpolation is linear in the joint space, the current position of the axis between the two positions is expressed as follows:

$$p_{12}^i = \Delta P_{12}^i \cdot \alpha^i \quad \alpha^i \in [0, 1] \tag{11}$$

where  $\alpha^i$  is the fraction of the total displacement between  $P_1^i$  and  $P_2^i$ .

Thus, the expression of the current position of the axis in the inverse time form is:

$$\hat{p}_{12}^i = \frac{P_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} = \alpha^i \tag{12}$$

The velocity of the axis is, thus, obtained by the differentiation of Eq. 11:

$$v_{12}^i = \frac{dp_{12}^i}{dt} = \Delta P_{12}^i \frac{d\alpha^i}{dt} \tag{13}$$

This yields the expression of the velocity of the axis in the inverse time form:

$$\hat{v}_{12}^i = \frac{d\alpha^i}{dt} = \frac{v_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} \tag{14}$$

It can be noticed that  $\hat{v}_{12}^i$  is equal to the inverse time which is necessary to go from configuration 1 to configuration 2.

Finally, we can express in the same manner acceleration and jerk:

$$\begin{cases} \hat{a}_{12}^i = \frac{d^2\alpha^i}{dt^2} = \frac{a_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} \\ \hat{j}_{12}^i = \frac{d^3\alpha^i}{dt^3} = \frac{j_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} \end{cases} \tag{15}$$

Displacements of the axes are coordinated with respect to the joint trajectory. This coordination is implicit in inverse time since each axis displacement is reduced to a unit displacement. This involves for a joint trajectory segment the following:

$$\begin{cases} \widehat{v}_{12}^i = \widehat{v}_{12} \\ \widehat{a}_{12}^i = \widehat{a}_{12} \\ \widehat{j}_{12}^i = \widehat{j}_{12} \end{cases} \quad \forall \text{ axis } i \quad (16)$$

For each displacement, there is a limiting axis with respect to each kinematical characteristic: velocity, acceleration, and jerk. According to these limits, we determine the maximum kinematical characteristics to be respected as:

$$\widehat{V}_{\max 12}^{\text{axis}} = \min_i \left( \frac{V_{\max}^i}{\Delta P_{12}^i} \right); \widehat{A}_{\max 12}^{\text{axis}} = \min_i \left( \frac{A_{\max}^i}{\Delta P_{12}^i} \right); \quad (17)$$

$$\widehat{J}_{\max 12}^{\text{axis}} = \min_i \left( \frac{J_{\max}^i}{\Delta P_{12}^i} \right)$$

Equations 2 and 9 can be reformulated in this way by considering that  $\Delta P_{12}^i$  is a unit displacement in inverse time:

$$\widehat{V}_{f12} = \frac{V_f^i}{\Delta P_{12}^i} = \frac{V_{f\text{prog}}}{L_{12}}; \widehat{V}_{\max 12}^{\text{NC}} = \frac{V_{\max}^{\text{NC}}}{L_{12}} = \frac{1}{T_{\text{cycle time}}} \quad (18)$$

Finally, for a segment trajectory, the velocity is limited by the minimum value of the constraints. This yields:

$$\begin{cases} 0 \leq \widehat{v}_{12} \leq \min(\widehat{V}_{f12}, \widehat{V}_{\max 12}^{\text{NC}}, \widehat{V}_{\max 12}^{\text{axis}}) \\ -\widehat{A}_{\max 12}^{\text{axis}} \leq \widehat{a}_{12} \leq \widehat{A}_{\max 12}^{\text{axis}} \\ -\widehat{J}_{\max 12}^{\text{axis}} \leq \widehat{j}_{12} \leq \widehat{J}_{\max 12}^{\text{axis}} \end{cases} \quad (19)$$

### 3.2 Prediction of the velocity profiles

This step consists in determining the evolution of the position, the velocity, and the acceleration of each axis as a function of the time by integrating the constraints previously calculated. For this purpose, the principle is the calculation of kinematical profiles in the inverse time form ( $V \sim s^{-1}$ ,  $A \sim s^{-2}$ ,  $J \sim s^{-3}$ ). These profiles are, thus, projected onto the trajectory to obtain the kinematical behavior of each axis ( $V \sim ms^{-1}$ ,  $A \sim ms^{-2}$ ,  $J \sim ms^{-3}$ ).

At this stage, we must choose some parameters and functions of the NC unit. First, we choose the piloting mode of the axes by constant jerk, i.e., trapezoidal profile of acceleration. Henceforth, this piloting mode is the most

popular for high-speed machines. The jerk can take the next three values:

$$\widehat{j}(t) = \begin{cases} -\widehat{J}_{\max}^{\text{axis}} \\ 0 \\ \widehat{J}_{\max}^{\text{axis}} \end{cases} \quad (20)$$

After a first integration, we obtain the acceleration:

$$\widehat{a}(t) = \widehat{a}_0 + \widehat{j} \cdot \Delta t \quad (21)$$

with the following constraint:  $-\widehat{A}_{\max}^{\text{axis}} \leq \widehat{a}(t) \leq \widehat{A}_{\max}^{\text{axis}}$ .

A second integration gives the velocity:

$$\widehat{v}(t) = \widehat{v}_0 + \widehat{a} \cdot \Delta t + \frac{1}{2} \widehat{j} \cdot \Delta t^2 \quad (22)$$

with the following constraints:  $0 \leq \widehat{v}(t) \leq \min(\widehat{V}_f, \widehat{V}_{\max}^{\text{NC}}, \widehat{V}_{\max}^{\text{axis}})$ .

Then, the calculation of the sampled trajectory profiles is carried out according to the frequency of the controls of the position loop (Fig. 5).

The last step of the velocity prediction concerns the integration of the dynamical anticipation, also called the “look-ahead,” which allows the prediction of the constraints to be respected during the trajectory follow-up [8]. This function is used to prevent overshoots. For example, let us

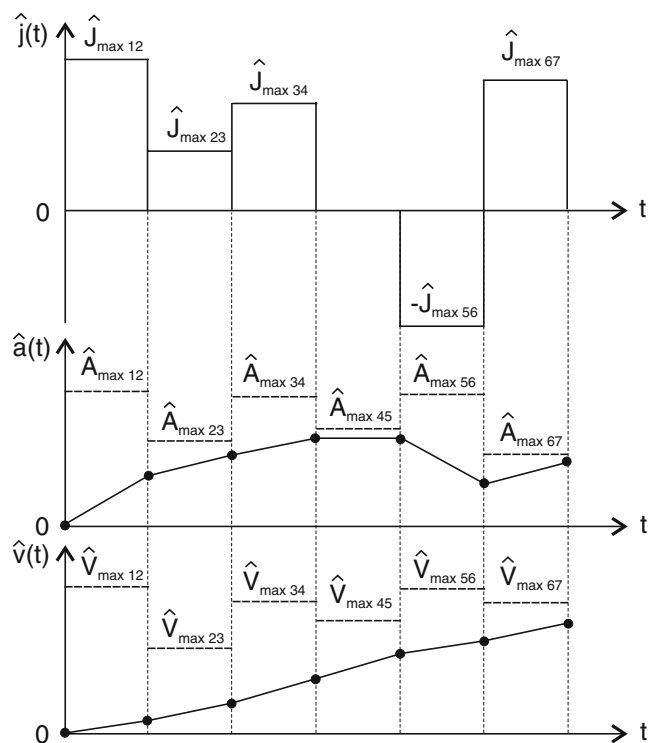
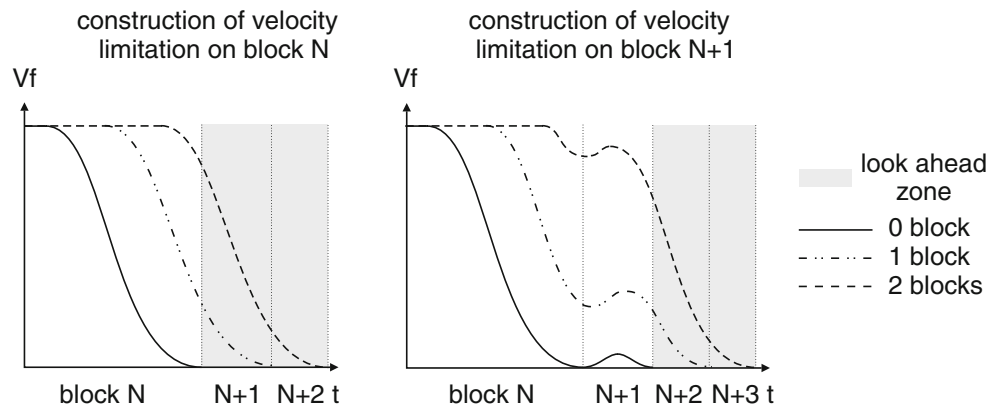


Fig. 5 Example of a jerk sequence and the resulting accelerations and velocities in inverse time

**Fig. 6** Influence of look-ahead on the velocity profile



consider that the anticipation is carried out for 10 blocks; in order to generate the profile of the  $N$  blocks, the geometry of the trajectory until  $(N+10)$  blocks is taken into account. Hence, the velocity deceleration is delayed and overshoots are avoided. The use of such a function enables higher velocities to be reached (Fig. 6). The simulation of the look-ahead function is integrated in the predictive model, but due to model complexity, its implementation is not described in this paper. The authors remain at the disposal of the readers for further information.

3.3 Feedrate prediction

The actual feedrate of the tool relative to the surface is rebuilt from each axis velocity. Cutting conditions have to be expressed at the cutter contact point ( $C_c$  point). Equation 23 expresses the tool feedrate in the machining direction. It can be approximated by the velocity at the  $Cl$  point as the  $C_c$  and  $Cl$  points are close enough and the rotational axis velocities are low compared to the translational velocities (Eqs. 24 and 25):

$$\vec{V}_{C_c, \text{ tool/surface}} = \vec{V}_{C_c, \text{ tool/machine}} - \vec{V}_{C_c, \text{ surface/machine}} \quad (23)$$

$$\vec{V}_{C_c, \text{ tool/machine}} = \vec{V}_{Cl, \text{ tool/machine}} \quad (24)$$

$$\begin{aligned} \vec{V}_{C_c, \text{ surface/machine}} &= \vec{V}_{Cl, \text{ surface/machine}} + \vec{C_cCl} \\ &\quad \wedge \vec{\Omega}_{\text{surface/machine}} \\ &\approx \vec{V}_{Cl, \text{ surface/machine}} \end{aligned} \quad (25)$$

Thus, combining  $Cl$  positions, axis velocities, and machining parameters, the cutting conditions are evaluated along the tool path.

4 Model validation

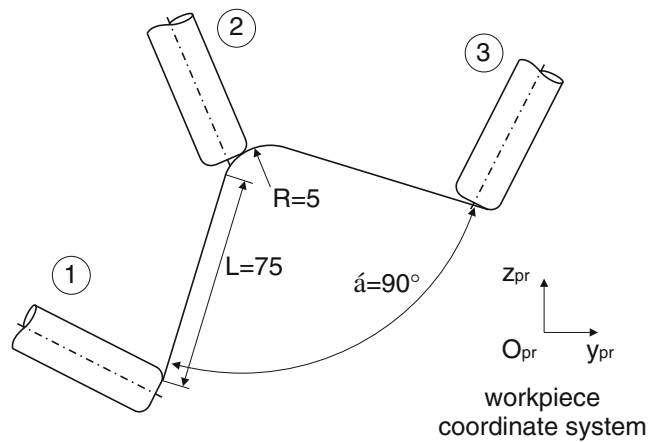
The model is implemented using Matlab. It is constituted of a main program based on the time inverse method and specific modules. The main stages of the program are as follows:

- Reading of the CNC file and computation of the trajectory and velocity in the joint space
- Evaluation of the limits linked to the NC unit and each axis' kinematical capacities
- Prediction of the velocity profiles and the reconstruction of the relative tool–surface feedrate

Modules allow the model to be adapted to the studied machine tool (architecture and axis kinematical performances), the CNC unit, and the specific look-ahead function.

4.1 Experimentation parameters

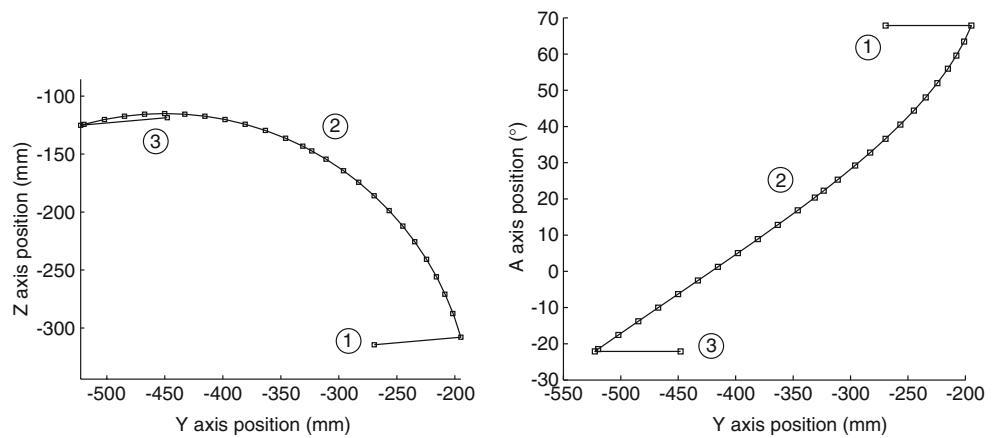
To illustrate our approach, we consider the following two examples with the following common parameters. We use a toroidal endmill ( $D=10$  mm,  $R_c=1$  mm), the machining



**Fig. 7** Machining of the blending radius



**Fig. 8** Axis configurations for *Cl* points



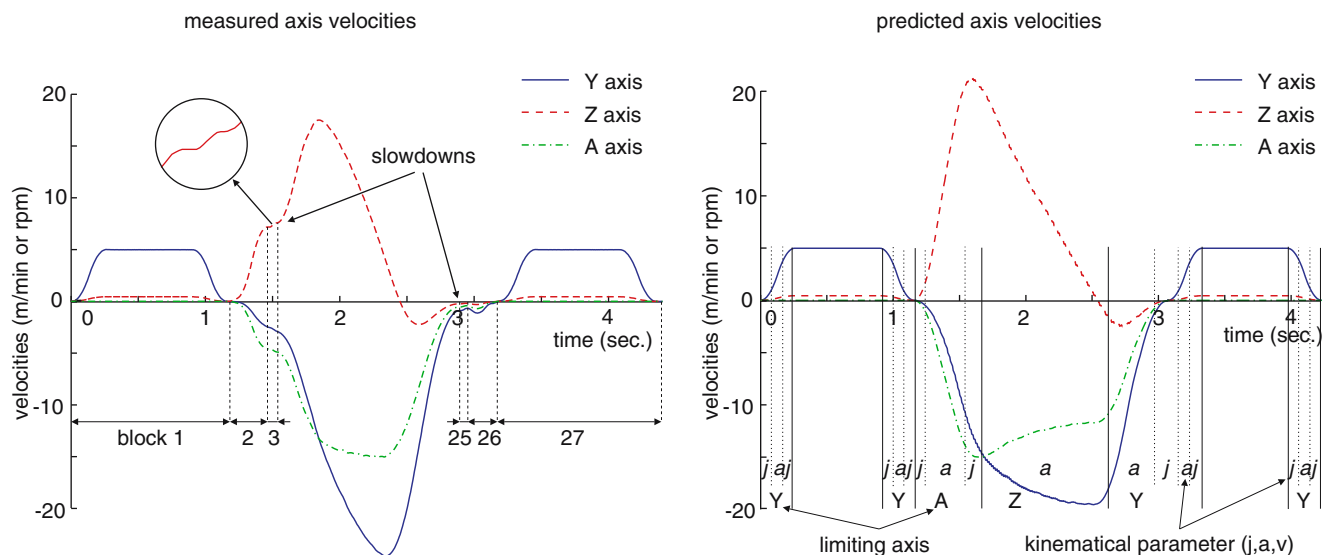
tolerance is equal to 0.01 mm, tool inclination is set to 5°, and the programmed feedrate is 5 m/min. Five-axis machining is carried out on a Mikron milling center (CAXYZ structure) equipped with a Siemens Sinumerik 840D NC unit. The IKT is carried out in real time by the NC unit. The authorized variations for each axis are 0.02 mm for the translational axes and 0.05° for the rotational axes. The NC unit cycle time is 13.3 ms and the number of anticipated blocks in the look-ahead is 4. Finally, the kinematical parameters of the machine tool axes are as follows:

- $V_{x_{max}}=30$  m/min,  $V_{y_{max}}=30$  m/min,  $V_{z_{max}}=30$  m/min,  $V_{a_{max}}=15$  rpm,  $V_{c_{max}}=20$  rpm
- $A_{x_{max}}=2.5$  m/s<sup>2</sup>,  $A_{y_{max}}=3$  m/s<sup>2</sup>,  $A_{z_{max}}=2.1$  m/s<sup>2</sup>,  $A_{a_{max}}=0.833$  r/s<sup>2</sup>,  $A_{c_{max}}=0.833$  r/s<sup>2</sup>
- $J_{x_{max}}=5$  m/s<sup>3</sup>,  $J_{y_{max}}=5$  m/s<sup>3</sup>,  $J_{z_{max}}=50$  m/s<sup>3</sup>,  $J_{a_{max}}=5$  r/s<sup>3</sup>,  $J_{c_{max}}=100$  r/s<sup>3</sup>

4.2 Test on a single tool path

The machining behavior on a blending radius of 5 mm is first studied (Fig. 7). The programming frame is oriented on the rotating table such that only the YZA axes are used. Figure 8 shows the calculated axis configurations corresponding to the programmed *Cl* points using IKT. Each dot in the figure defines a position, which leads to 27 blocks. Figure 9 compares the predicted velocities to measurements taken in real time through the CNC unit during machining. This is an integrated functionality of the Siemens Sinumerik 840D.

For the first and last blocks, where the tool axis orientation does not change, the predicted axis velocities are equal to the measured velocities. Differences appear when the rotational axis moves. The CNC treatment seems to change when commuting from 2-axis interpolation (YZ) to 3-axis interpolation (YZA). Indeed, on blocks 2, 3, 25,



**Fig. 9** Comparison between measured and predicted velocities

and 26 ( $\approx 1.5$  s and 3 s), the initial and final accelerations are set to zero; slowdowns appear, whereas between blocks 4 and 24, the profile is optimal. This constraint prevents axes from reaching higher feedrates. Predicted axis behaviors are locally more dynamic than the actual behavior. These treatment modifications by the CNC are quite difficult to predict. The reason behind the discrepancy could be the presence of additional processing in the real CNC interpolator, which was not modeled.

Figure 10 compares the relative tool–surface feedrate calculated from the measured and predicted axis velocities and predicted ones; the profiles are similar. Thanks to these results, the evaluation of cutting conditions can be carried out; it is revealed that the programmed velocity is not respected on the blending radius. Indeed, as the first and last blocks are long enough, the feedrate reaches the programmed value. When the tool axis orientation varies, discontinuities created in the joint space make the feedrate fall to 0 m/min. Along the radius, the maximal velocity reached is close to 1 m/min. To summarize, the reconstruction on the tool feedrate gives a criterion to validate cutting conditions, and, consequently, the quality of the machined part and the productivity.

#### 4.3 Test on a complex surface

The second test is performed on a complex surface. When critical portions are determined, our objective afterwards is to find the best strategy to machine the surface. This part of the problem is not discussed in this paper [22]. The selected surface is a hyperbolic paraboloid (one unique Bézier patch) (Fig. 11). The tool path is calculated using home algorithms based on a surface representation of the trajectories [23].

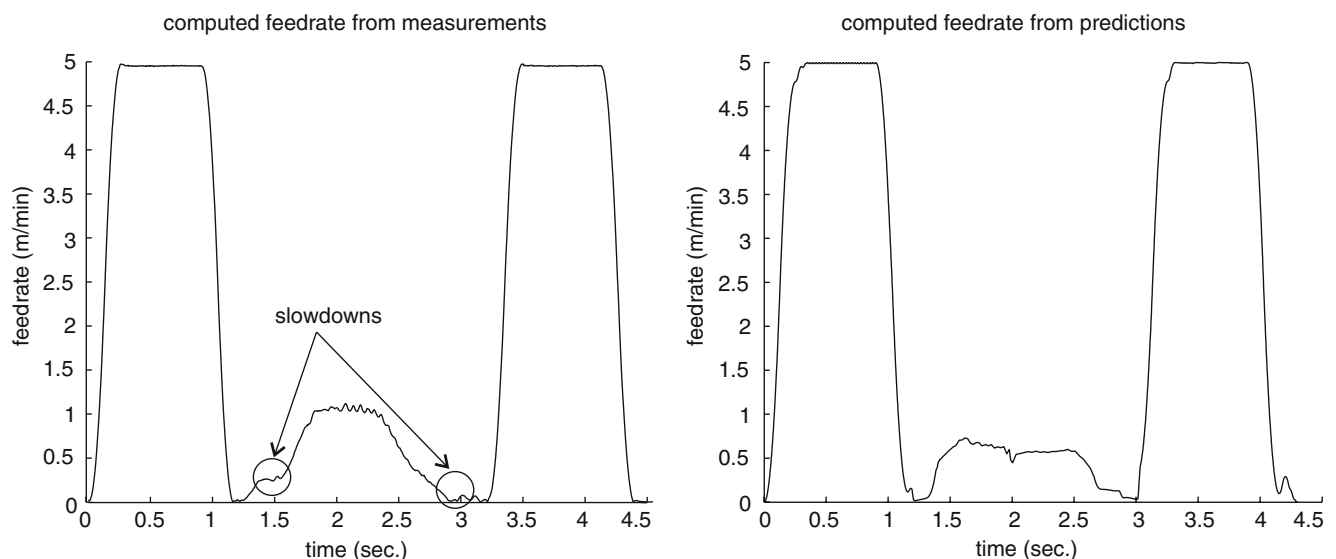
The machining strategy used is one-way parallel planes, for which, planes are oriented by  $45^\circ$  relatively to the surface so that trajectories correspond to the surface rules. Thus, the trajectory of a point in the workpiece coordinate system is a straight line.

The part setup within the machine tool workspace is such that the programming frame corresponds to the machine frame. It is important to notice that, for this example, all of the axes of the machine are in movement during machining.

We concentrate on a trajectory corresponding to one pass located near the center of the surface. Simulations using the previously exposed model are illustrated in Fig. 12. It can be observed that, due to the velocity limits along the blocks, the programmed feedrate can never be reached. Indeed, the programmed feedrate is greater than the maximum velocity with respect to the cycle time of interpolation along the whole pass. The trajectory segments are, thus, too short to reach the programmed feedrate (Eqs. 9 and 18). Moreover, close to the middle of the trajectory, the maximum performances of the C axis are less than the other axis limits. We can conclude that C is the limiting axis.

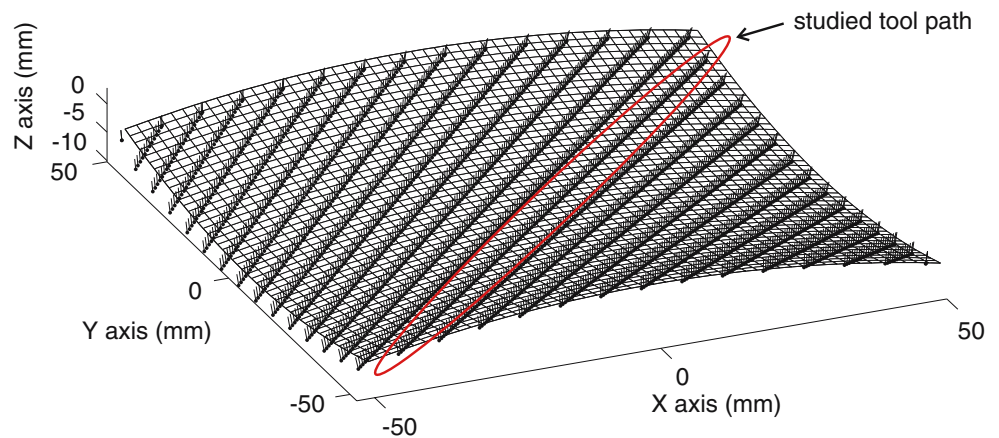
Note that the small undulations at the beginning and at the end of the pass are due to dynamic anticipation. If the number of anticipated blocks is strongly increased, both velocity limits can be reached. The general shape of the predicted and the measured relative tool–surface velocities are in a good agreement, although the model overestimates the velocity on the first portion of the trajectory.

To summarize, the proposed model allows the prediction of the trajectory follow-up. In particular, it highlights the limiting axis through the evaluation of kinematical profiles (position, velocity, and acceleration). Indeed, from those



**Fig. 10** Comparison between the actual feedrate and the predicted feedrate

**Fig. 11** Calculated tool path and part surface



profiles, trajectory portions for which the follow-up is strongly decreased are identified. Therefore, it is possible to modify the trajectory so that the follow-up is improved. In particular, the tool axis orientation can be efficiently calculated by integrating those kinematical constraints. The trajectory optimization can be approached according to the two following ways:

- A local modification of the trajectory in order to avoid slowdowns of the feedrate, which can be a source of marks on the part
- A calculation of an optimal trajectory, integrating limits, and constraints linked to the set machine tool/ NC unit in order to optimize the feedrate

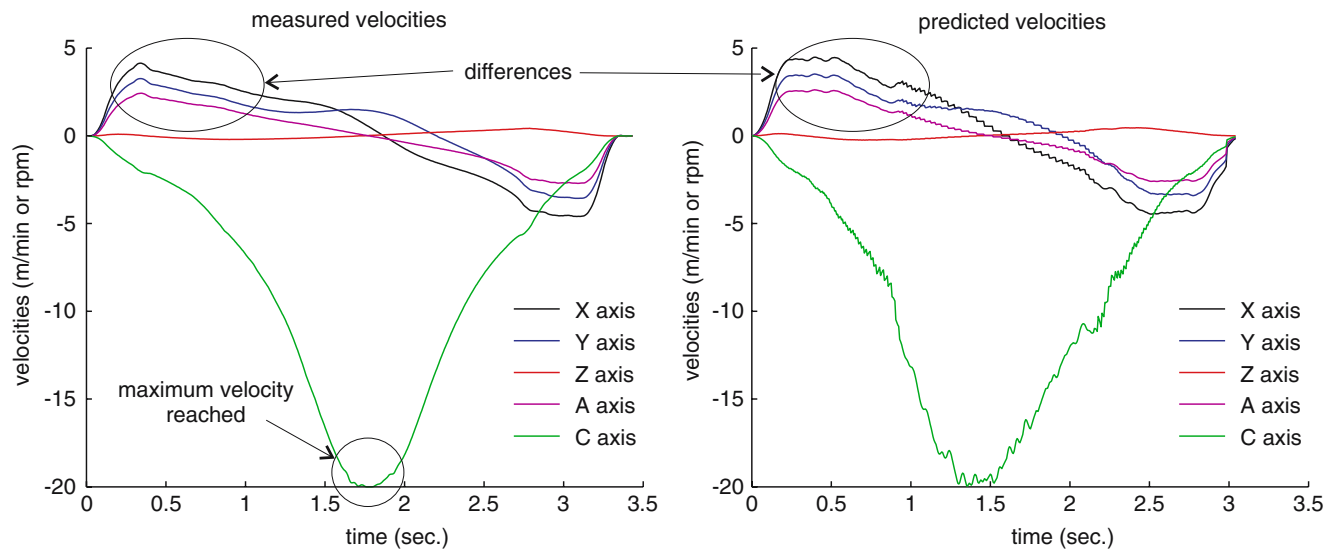
The final objective is to improve productivity while controlling geometrical deviations.

**5 Conclusions and future works**

In this paper, we have presented a predictive model integrating numerical controller (NC) unit functions and

axis capacities that evaluates from a NC file the axis velocities. The formalism used is an extension of the inverse time method and consists in expressing each kinematical characteristic of position, velocity, acceleration, and jerk through its inverse time form. For a given trajectory, such a formalism allows the comparison of kinematical performances of translational and rotary axes, and indicates the most limiting axis with regards to the trajectory follow-up. Through an example, we showed that the predicted velocity profiles match the measured ones. Zones for which the velocity decreases are detected by reconstruction of the relative tool–surface velocity. Nevertheless, the complexity and the specificity of industrial NC units in multi-axis machining make a very sharp modeling of the kinematical behavior difficult to achieve. However, the model is a reasonable indicator of the actual follow-up.

It is important to notice that, considering the proposed formalism, the model can be applied to other machine tool architectures. The proposed model has also been successfully tested on a Fatronik 5-axis machining center with parallel kinematics, equipped with a Siemens Sinumerik



**Fig. 12** Comparison between measured and predicted axis velocities

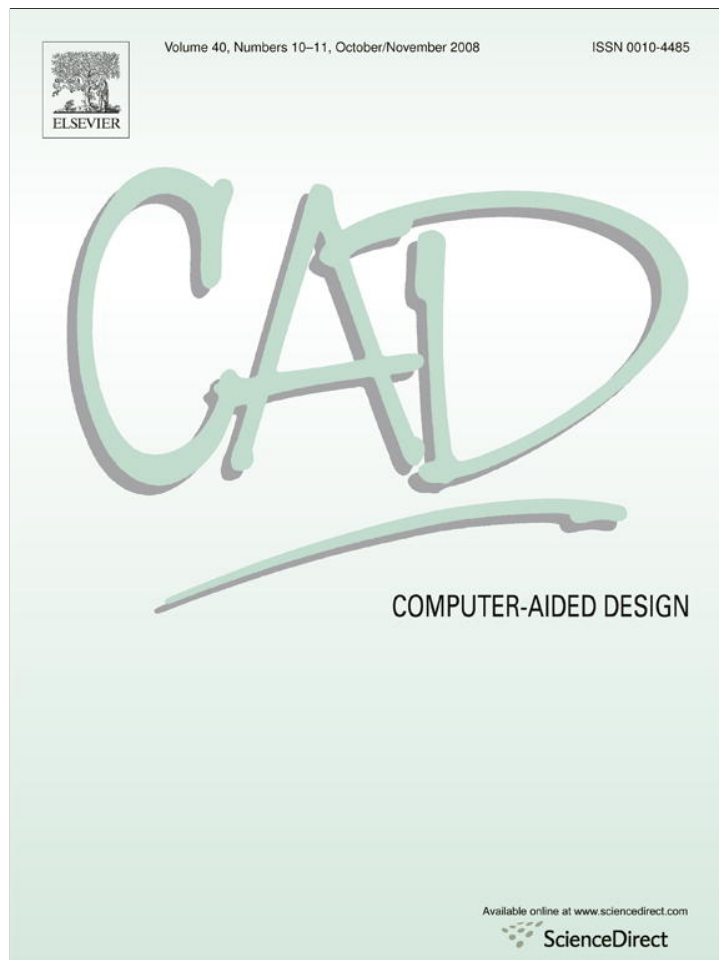
840D NC specially tuned for this machine. The next tests will concern various sets of machine/NC units.

These works are currently being integrated in a surface-based model for the description of the tool trajectories [23]. The objective is to optimize the follow-up by modification of the machining strategy and, more particularly, the tool axis orientation [24]. This complete integration between CAM and NC unit could be efficiently achieved for any controller through STEP-NC, which allows the merging of geometrical and machining features into the numerical controller.

## References

- Altintas Y (2000) Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design. Cambridge University Press, Cambridge, UK
- Erkorkmaz K, Altintas Y (2001) High speed CNC system design. Part I: jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation. *Int J Mach Tools Manuf* 41(9):1323–1345
- Dugas A, Lee J-J, Hascoët J-Y (2002) High speed milling—solid simulation and machine limits. In: Chedmail P, Cognet G, Fortin C, Mascle C, Pegna J (eds) *Integrated design and manufacturing in mechanical engineering*. Kluwer, Dordrecht, The Netherlands, pp 287–294
- Farouki RT, Tsai Y-F, Wilson CS (2000) Physical constraints on feedrates and feed accelerations along curved tool paths. *Comput Aided Geom Des* 17(4):337–359
- Bloch S, Deneuille E, Tan L (2002) Innovative feed rate optimisation technique. In: *Proceedings of the 3rd International Conference on Metal Cutting and High Speed Machining*, Metz, France, April 2002, pp 119–136
- Pateloup V, Duc E, Ray P (2004) Corner optimization for pocket machining. *Int J Mach Tools Manuf* 44(12–13):1343–1353
- Monreal M, Rodríguez CA (2003) Influence of tool path strategy on the cycle time of high-speed milling. *Comput Aided Design* 35(4):395–401
- Siemens (2004) Description of functions. Sinumerik 840D/840Di/810D: Basic Machine. Available online at <http://www.automation.siemens.com/doconweb/>
- Siemens (2004) Description of functions. Sinumerik 840D/840Di/810D: Special Functions. Available online at <http://www.automation.siemens.com/doconweb/>
- Timar SD, Farouki RD, Smith TS, Boyadjieff CL (2005) Algorithms for time-optimal control of CNC machines along curved tool paths. *Robot Comput-Integr Manuf* 21(1):37–53
- Lee Y-S, Ji H (1997) Surface interrogation and machining strip evaluation for 5-axis CNC die and mold machining. *Int J Prod Res* 35(1):225–252
- Chiou C-J, Lee Y-S (2002) A machining potential field approach to tool path generation for multi-axis sculptured surface machining. *Comput Aided Des* 34(5):357–371
- Radzevich SP (2006) A closed-form solution to the problem of optimal tool-path generation for sculptured surface machining on multi-axis NC machine. *Math Comput Model* 43(3–4):222–243
- Lee Y-S (1998) Non-isoparametric tool path planning by machining strip evaluation for 5-axis sculptured surface machining. *Comput Aided Des* 30(7):559–570
- Tournier C, Duc E (2005) Iso-scallop tool path generation in 5-axis milling. *Int J Adv Manuf Technol* 25(9–10):867–875
- Bohez ELJ (2002) Compensating for systematic errors in 5-axis NC machining. *Comput Aided Des* 34(5):391–403
- Affouard A, Duc E, Lartigue C, Langeron J-M, Bourdet P (2004) Avoiding 5-axis singularities using tool path deformation. *Int J Mach Tools Manuf* 44(4):415–425
- Munlin M, Makhanov SS, Bohez ELJ (2004) Optimization of rotations of a five-axis milling machine near stationary points. *Comput Aided Des* 36(12):1117–1128
- Kim T, Sarma SE (2002) Toolpath generation along directions of maximum kinematic performance; a first cut at machine-optimal paths. *Comput Aided Des* 34(6):453–468
- Jung YH, Lee DW, Kim JS, Mok HS (2002) NC post-processor for 5-axis milling machine of table-rotating/tilting type. *J Mater Proc Technol* 130–131:641–646
- Nam S-H, Yang M-Y (2004) A study on a generalized parametric interpolator with real-time jerk-limited acceleration. *Comput Aided Des* 36(1):27–36
- Tournier C, Lavernhe S, Lartigue C (2005) Five-axis high speed milling optimization. In: *Proceedings of the 4th International Conference on Integrated Design and Production (CPI 2005)*, Casablanca, Morocco, November 2005
- Lartigue C, Tournier C, Ritou M, Dumur D (2004) High-performance NC for High-Speed Machining by means of polynomial trajectories. *CIRP Ann* 53(1):317–320
- Lavernhe S (2006) *Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV*. PhD thesis, Ecole Normale Supérieure de Cachan, France

Provided for non-commercial research and education use.  
Not for reproduction, distribution or commercial use.



**This article appeared in a journal published by Elsevier. The attached copy is furnished to the author for internal non-commercial research and education use, including for instruction at the authors institution and sharing with colleagues.**

**Other uses, including reproduction and distribution, or selling or licensing copies, or posting to personal, institutional or third party websites are prohibited.**

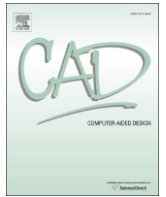
**In most cases authors are permitted to post their version of the article (e.g. in Word or Tex form) to their personal website or institutional repository. Authors requiring further information regarding Elsevier's archiving and manuscript policies are encouraged to visit:**

**<http://www.elsevier.com/copyright>**



Contents lists available at ScienceDirect

## Computer-Aided Design

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/cad](http://www.elsevier.com/locate/cad)

# Optimization of 5-axis high-speed machining using a surface based approach

Sylvain Lavernhe<sup>a</sup>, Christophe Tournier<sup>a</sup>, Claire Lartigue<sup>a,b,\*</sup>

<sup>a</sup> Laboratoire Universitaire de Recherche en Production Automatisée, ENS Cachan, Université Paris Sud 11, 61 avenue du Président Wilson, 94235 Cachan cedex, France

<sup>b</sup> IUT de Cachan, Université Paris Sud 11, 9 rue de la division Leclerc, 94230 Cachan, France

## ARTICLE INFO

### Article history:

Received 21 December 2007

Accepted 27 August 2008

### Keywords:

Multi-axis machining

Inverse time

Tool path optimization

Kinematical performance

Surface model

## ABSTRACT

This paper deals with optimization of 5-axis trajectories in the context of high-speed machining. The objective is to generate tool paths suited to high speed follow-up during machining in order to respect cutting conditions, while ensuring the geometrical conformity of the machined part. For this purpose, the optimization of the tool axis orientations is performed using a surface model for the tool path, which allows integrating kinematical limits of the machine tool as well as classical geometrical constraints. The illustration of the optimization through an example highlights the gain in machining time, thereby demonstrating the feasibility of such an approach.

© 2008 Elsevier Ltd. All rights reserved.

## 1. Introduction

Within the fields of automotive and aeronautics, 5-axis High Speed Machining (5-HSM) becomes nowadays a competitive process for the elaboration of sculptured surfaces. The objective is to obtain a part which respects the geometrical specifications with regard to given productivity criteria.

5-HSM process consists of various activities defining a digital chain (Fig. 1): definition of a CAD model, generation of the tool trajectory from the CAD model (CAM activity), transformation of the data (post-processing activity), driving and monitoring of the process, etc.

Many technological difficulties can be highlighted at each stage of the digital chain. CAM activity consists in calculating the trajectory of the tool tip from the CAD model. The result must be a collision free trajectory with optimized tool/surface positioning in order to guarantee the conformity of the part with respect to the required quality [1]. The calculated tool path is a series of  $C_L$  points (Cutter Location points) and corresponding tool orientations, plus various machining parameters defining the CL file. As this format is not recognized by the Numerical Control unit which only interprets “G-codes” (standard ISO 6983), a post-processing stage is necessary to convert the calculated tool path into an adapted file for the Numerical Controller (NC). This file,

called the NC file, contains the set of tool postures (tool positions and tool axis orientations) and the corresponding feedrates. In 5-axis machining, there is no direct correspondence between the part coordinate system (PCS) and the joint space of the machine tool. As the tool path is calculated in the PCS, tool postures are expressed in the joint space via the Inverse Kinematical Transformation (IKT) which transforms the tool path into direct axis commands. The IKT is most generally carried out during the post-processing stage. The NC unit thus performs the tool path interpolation and the trajectory follow-up. However, the actual axis behavior is altered by physical limitations such as kinematical capacities, cycle times of the NC, as well as by numerical problems linked to the IKT (singularities, multiple joint solutions, etc.) [2–4]. Hence, from the CAM stage to actual machining, numerous parameters influence performance in 5-axis HSM affecting machining time as well as surface quality [5,6].

Usually, the tool path optimization is performed by optimizing the two angles that define the tool axis orientation. Methods have evolved from finding the best tool positioning so that gouging and collisions are avoided based on concepts of differential geometry such as local curvature properties [1,7–10], to methods that also include axis tool orientation smoothing [10–14]. To avoid abrupt orientation changes and large cutting errors, Ho et al. [10,11] have developed a procedure which couples the tool orientation smoothing method (TOS method) to the cutting improvement method. The TOS method relies on a quaternion interpolation algorithm widely used in robotics. In their approach, Jun et al. [12] defined a machining configuration space ( $C$ -space), which corresponds to the parameter space of the axis orientations defined by the two angles ( $\alpha$ ,  $\beta$ ). For each  $C_C$  point (Cutter Contact point), a feasible region is built in the  $C$ -space bounded by geometric and machining constraints. To minimize the cusp

\* Corresponding address: Laboratoire Universitaire de Recherche en Production Automatisée, ENS Cachan, 61 avenue du Président Wilson, 94235 Cachan cedex, France. Tel.: +33 1 47 40 29 86.

E-mail addresses: [lavernhe@lurpa.ens-cachan.fr](mailto:lavernhe@lurpa.ens-cachan.fr) (S. Lavernhe), [tournier@lurpa.ens-cachan.fr](mailto:tournier@lurpa.ens-cachan.fr) (C. Tournier), [lartigue@lurpa.ens-cachan.fr](mailto:lartigue@lurpa.ens-cachan.fr) (C. Lartigue).

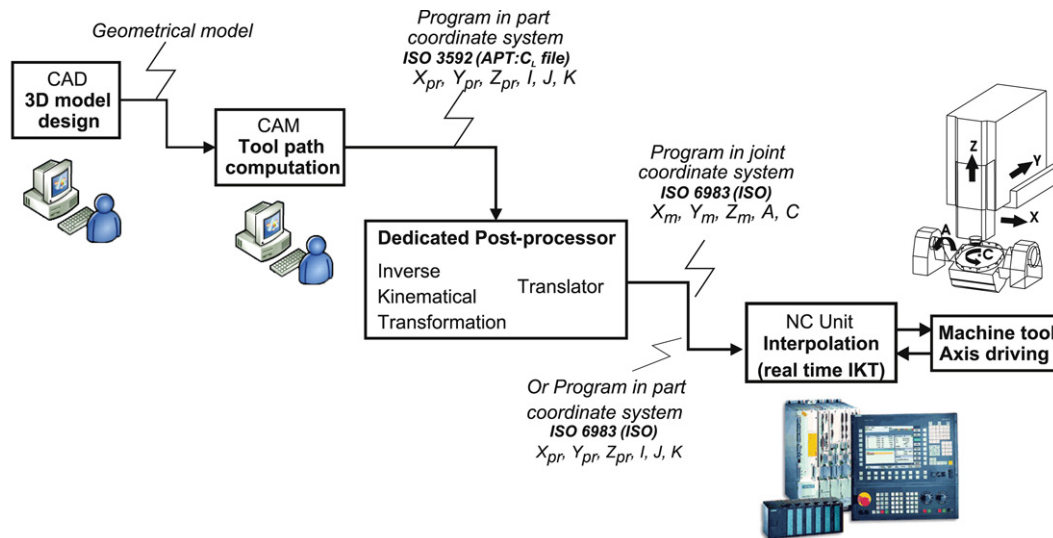


Fig. 1. 5-axis digital process.

heights while avoiding gouging and collision, authors showed that the optimal orientation lies on the boundary of the feasible region. The smoothing is thus carried out in the  $C$ -space by determining the shortest  $C$ -distance between the previous optimal tool orientation and the next candidate. Another way to optimize the tool-path is to consider the geometry and architecture of the machine tool [15–18]. Considering the interpolation process of the NC unit, kinematical errors and local behavior near singularity points can be taken into account during the CAM stage or the post-processing operation. By this way, the trajectory in the joint space of the machine is controlled.

These methods of tool path optimization rely on a geometrical approach, essentially based on the CAD model and geometrical parameters (surface curvatures, tool geometry and sometimes machine-tool geometry and architecture). In the context of High Speed Machining, actual velocities seldom match the programmed ones. Therefore, when the geometrical conformity of the part is reached, the objective becomes to control trajectory follow-up during machining, which means actual local feedrate and trajectory traveling time. In this direction, Kim et al. [19] introduced the concept of time-optimal tool paths. They proposed a method that machines an entire surface as quickly as possible, while respecting both geometrical specifications and kinematical limits of the machine tool. The “greedy approach” they developed consists in finding the directions of maximal material removal, directions to which a vector field is fitted. Tool paths are thus modeled as streamlines of this vector field. However, the method only considers the motors speed limits. Farouki et al. [4] proposed an interesting approach which takes into account limiting constraints such as the maximal torque and the maximal power of the machine tool in the calculation of the tool path feedrate. An illustration is presented within the context of 3-axis machining. Acceleration and power constraints expressed in the part frame directly correspond to axis constraints. Therefore, inertia and cutting forces can be taken into account. From the previous works on feedrate optimization [20,21]. Sencer et al. [22] proposed a method which determines for a given trajectory the maximal feedrate that can be locally programmed and reached during machining while respecting maximum velocities, accelerations and jerks of drives. The velocity profile is expressed as a  $B$ -Spline curve.

In their study, López de Lacalle et al. [23] propose to use the estimation of deflection forces as a criterion for the best choice of tool paths. It is then possible to select tool orientations

which produce low deflection forces respecting geometrical requirements.

Few authors include specific constraints linked to HSM in tool trajectory calculation and optimization. The best use of 5-axis HSM requires determining the most adapted tool trajectories to ensure geometrical specifications while minimizing machining time. This leads to an optimization problem for which all the phenomena presented above must be taken into account in tool path calculation. In previous works, we have proposed to represent the tool path using a surface model, the Machining Surface (MS) [7, 24]. The MS is a surface including all the information necessary for the driving of the tool, so that the envelope surface of the tool movement sweeping the MS gives the designed surface. In 5-axis milling, the MS consists of two surfaces. The first one ensures the respect of the geometrical specifications by the exact positioning of the tool on the designed surface. The second surface permits to manage the tool axis orientations taking into account different kinds of constraints. In this context, we address the issue of the optimization of tool axis orientation integrating kinematical constraints. Indeed, this paper aims at finding optimized axis orientations so that actual feedrate is maximized during trajectory follow-up. The proposed approach is related to 5-axis finishing of sculptured surfaces using ball-end tool or filleted-end tool. For this purpose, an analysis of the limiting factors which affect trajectory follow-up is necessary, particularly within the context of HSM. Using the inverse time formalism, these limiting factors can be expressed as constraints for the optimization problem. Therefore, the paper is organized as follows: Section 2 presents specific limits linked to 5-axis HSM altering actual feedrates; Section 3 deals with the Machining Surface model and the formulation of the tool axis optimization problem; Section 4 is dedicated to the illustration of the efficiency of our method through an example.

## 2. Specific limits in 5-axis HSM

Basically, the most influencing factors affecting 5-axis HSM performance are the cutting conditions, the part set-up, the machining strategy and the fitting of the set {machine tool, NC unit}. As far as kinematics performance is concerned, both the machine tool and the NC unit play a major role, in particular in the trajectory follow-up. Hence, the study proposed next explores more particularly the influence of the set {machine tool, NC unit} on the trajectory follow-up within the context of 5-axis HSM. The geometry of the machine tool is assumed to be perfect.

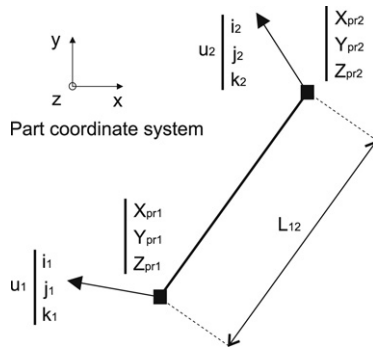


Fig. 2. Trajectory segment in PCS.

In 5-axis machining, the trajectory follow-up requires a coordinated movement of all the 5 axes of the machine according to the axis orders which are calculated in real-time by the NC. As stated above, the actual feedrate seldom matches the programmed ones. Indeed, the kinematical behavior of the set {machine tool, NC unit} is limited by the characteristics of the machine itself, the characteristics of the NC unit and by the HSM specific functions of the NC. The study proposed in the paper focuses on a RRTT type of machine architectures. Obviously, other types of machine tool configurations could be similarly studied.

As the tool path is defined by a set of tool positions  $(X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr})$  and tool axis orientations  $(i, j, k)$ , corresponding axis configurations  $(p^{axis 1}, p^{axis 2}, p^{axis 3} \dots)$  are calculated via IKT.

$$(p^{axis 1}, p^{axis 2}, p^{axis 3}, p^{axis 4}, p^{axis 5}) = \text{IKT}(X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, i, j, k). \quad (1)$$

In addition, axis velocities are computed from axis configurations taking the programmed feedrate,  $V_{f_{prog}}$  into account. Fig. 2 shows a segment of the trajectory defined by two successive tool postures. If the length of the segment is  $L_{12}$ , the tool is supposed to be moving during  $\Delta T_{12}$  from one configuration to the second one with a constant feedrate:

$$\Delta T_{12} = \frac{L_{12}}{V_{f_{prog}}}. \quad (2)$$

Hence, the velocity  $V_{f_{12}}^i$  of each axis  $i$  to cover the segment  $P_1^i P_2^i$  in the MCS is given by:

$$V_{f_{12}}^i = \frac{P_2^i - P_1^i}{\Delta T_{12}} = \frac{P_2^i - P_1^i}{L_{12}} \cdot V_{f_{prog}}. \quad (3)$$

At this stage, various factors act as limits and lead to velocity decreasing.

#### Axis kinematical limits

As axes are made of mechanical components, they have physical limits. In order to preserve the mechanical components, the NC reduces the maximal values that can be reached through numerical limits. Each axis  $i$  thus possesses limits of its kinematical characteristics: maximal velocity  $V_{max}^i$ , maximal acceleration  $A_{max}^i$ , and maximal jerk  $J_{max}^i$ . Therefore, during the follow-up of the theoretical trajectory, axes are managed so that these numerical limits are respected. This acts as a limiting factor for axis coordination in the MCS.

#### Limits linked to NC cycle time

Between two tool configurations, the NC unit needs at least one interpolation cycle time to calculate axis orders. For small length segments and high-programmed feedrates, the NC reduced the programmed feedrate in order to satisfy this cycle time [25] according to the following equation:

$$V_{max}^{NC} = \frac{L_{12}}{T_{cycle\ time}}. \quad (4)$$

The actual feedrate is thus locally lower than the programmed one due to the interpolation cycle time. Fig. 3 shows results highlighting velocity reduction for different small length segments. Indeed, let us consider a trajectory defined as succession of segments along the X-axis: a large segment  $P_1 P_2$  (100 mm), a small one  $P_2 P_3$  (variable length from 3 to 0.5 mm), a large one  $P_3 P_4$  (100– $P_2 P_3$  mm). To travel this trajectory, the programmed feedrate is set to 10 m/min. If the cycle time  $T_{cycle\ time}$  is equal to 12 ms, only segments the length of which is greater than 3 mm can be traveled at the programmed feedrate. As illustrated in Fig. 3, the registration of the X-axis velocity brings out a velocity reduction when traveling a 2 mm-length segment.

#### Limits linked to specific functions of the NC unit

Various limits have here to be taken into account within the context of HSM. A recurrent difficulty in HSM is the management of discontinuities in the joint space of the machine appearing at block transitions. Tangency discontinuities are the most critical ones. Passing exactly through these discontinuities with a non-null feedrate would require infinite acceleration on each axis which is physically not possible. Rounding tolerances are thus introduced to improve the follow-up, while controlling the geometrical deviation to the trajectory. As a result, the velocity must be adapted which may cause slow-downs.

The combination of multi axes in the context of HSM imposes to use CNC functions the choice of which results of a compromise between productivity and quality. For instance, when using a NC unit Siemens 840D, it is required to use the Soft mode for which the acceleration motion profile is trapezoidal [25]. Although it is slower than the classical trapezoidal velocity motion profile, such a mode permits to preserve mechanical components while confining errors to the trajectory.

In the same way, in order to control axis behavior, error management is performed in the joint space (MCS) that means for each axis.

Finally, for each segment trajectory, the velocity is limited by the minimum value of the constraints. This yields to:

$$\begin{cases} 0 \leq v_{12}^i \leq \min(V_{f_{12}}^i, V_{max\ 12}^{NC}, V_{max}^i) \\ -A_{max}^i \leq a_{12}^i \leq A_{max} \\ -J_{max}^i \leq j_{12}^i \leq J_{max}^i \end{cases} \quad (5)$$

As axis capacities are different, the follow-up of the trajectory is limited by the less powerful axis. Moreover, the nature of rotation and translation movements is different which makes difficult a direct comparison of axis capacities. To overcome this difficulty, we have proposed in previous works to express axis kinematical capacities using the inverse time method [5,6]. With such formalism, it becomes possible to find the kinematical limits and to express them as limiting constraints in the optimization problem as we will see in Section 3.3.

### 3. Optimization using a surface based approach

#### 3.1. Location in the digital chain

The optimization method we propose is located at the interface between the CAM stage and the NC processing stage (Fig. 4). Indeed, the method requires the definition of an initial trajectory calculated by the CAM software, independently of the NC unit. This initial solution is the support of the optimization process, which relies on the following information concerning the machine tool:

- Kinematical model of the machine tool (IKT).
- Kinematical limits of each axis and of the NC unit.
- Part setup onto the machine tool table.



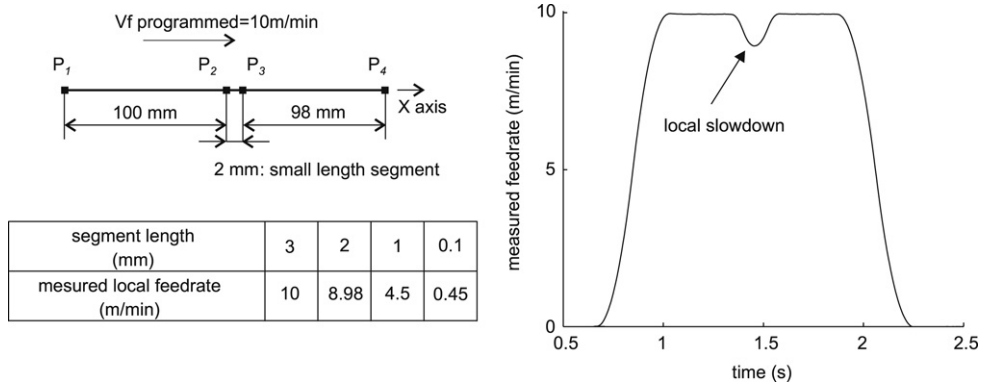


Fig. 3. Influence of small length segments on actual feedrate during follow-up.

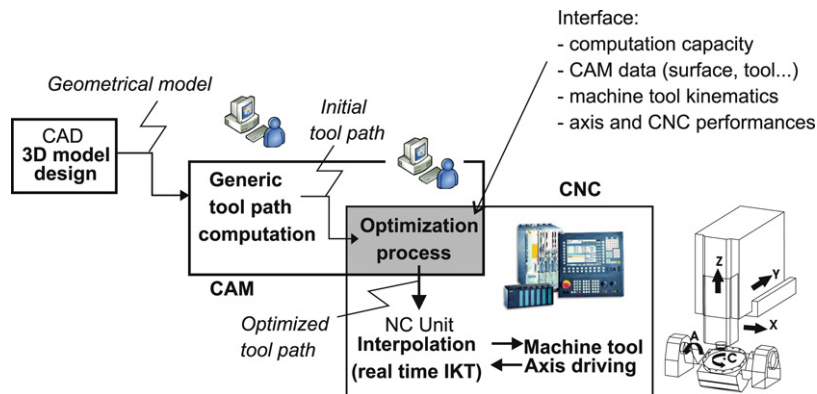


Fig. 4. Modification of the digital chain.

Obviously, parameters such as the tool geometry, the machining tolerance, the feedrate and the scallop height allowed are already set in the initial CAM stage.

Two different ways or points of view can be adopted to implement the optimization. The first one simply consists of extending input data at the CAM stage. A simulation stage including axis capacities and NC limits can thus be carried out, and the trajectory can afterwards be modified to avoid collisions, or to answer kinematical criteria. In this case, the optimization can be executed in a post-processing stage to dedicate the calculus to a specific machine.

Considering the second point of view, a part of the calculation stage is transferred within the NC unit itself. This can be enabled by selecting an optimization option. The main drawback is that more computational capacities are required. Furthermore, trajectory simulation can only be carried out on the machine.

This optimization process especially suits the STEP-NC project [26,27] to promote the exchange of information between CAD/CAM/NC systems and provide a better integration and interoperability of data.

### 3.2. The surface model for tool path computation

The 5-axis HSM optimization relies on a surface description of the tool path: the trajectory of a particular point of the tool is expressed as a surface or as a set of surfaces [7,24]. The surface model, also called the “Machining Surface” (MS), ensures the respect of functional requirements and design intents while integrating machining constraints. Concerning the general case of 5-axis machining in point milling using a filleted-end tool, the calculation of the tool trajectory requires the definition of two parameterized surfaces (Fig. 5): the guiding surface  $S_G$  and the orientation surface  $S_O$ . The guiding surface ensures tool positioning

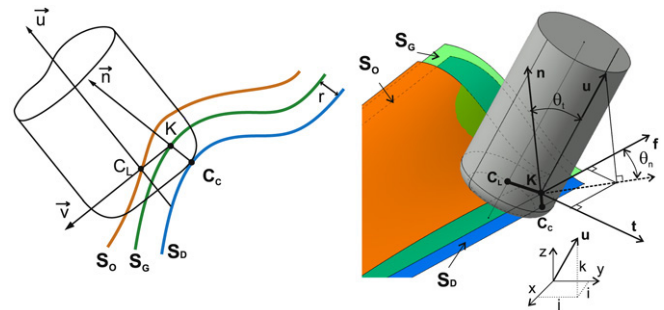


Fig. 5. Definition of the Machining Surface (MS) in 5 axes.

whatever the machining strategy, whereas the axis tool orientation is independently managed by the orientation surface.

Let  $r$  and  $R$  be respectively the corner radius and the radius of the tool (Fig. 5). If  $C_C$  is the contact point between the tool and the surface to be machined,  $K$  is defined as the offset point of  $C_C$  by a distance value equal to  $r$ . The triplet  $(K; C_C; \vec{n})$ , where  $\vec{n}$  is the contact normal, allows the positioning of the tool. The guiding surface is thus the locus of the  $K$  point, whereas the orientation surface is the locus of the  $C_C$  point.

With such modeling, the tool path is described as a continuous surface which contains more information than the classical model made up of a set of ordered points. The MS not only ensures the continuity of the tool paths but it also uncouples functional requirements and dynamical requirements. The calculation of the trajectory using the MS can be divided into the following stages:

- Calculation of the guiding surface ( $S_G$ ) from the CAD model ( $S_D$ ):  $S_G$  is simply obtained by offsetting the surface to be machined  $S_D(u, v)$  by a distance equal to the corner radius  $r$

where  $\mathbf{n}(u, v)$  is the normal to the surface:

$$\mathbf{S}_G(u, v) = \mathbf{S}_D(u, v) + r \cdot \mathbf{n}(u, v). \quad (6)$$

- Calculation of the orientation surface ( $\mathbf{S}_O$ ) according to the machining strategy and the tool orientation management:

$\mathbf{S}_O$  is calculated as the generalized offset of the surface:

$$\mathbf{S}_O(u, v) = \mathbf{S}_D(u, v) + r \cdot \mathbf{n}(u, v) + (R - r) \cdot \mathbf{v}(u, v). \quad (7)$$

- Calculation of the tool postures according to the CAM parameters.

As the guiding surface is independent of the machining strategy, the trajectory of the tool tip is defined as sets of curves  $\{\mathbf{S}_G(u(s), v(s)), \mathbf{S}_O(u(s), v(s))\}$  in the parametric space of the guiding surface. Therefore, tool paths exactly belong to the guiding surface. When the tool moves along a curve  $\mathbf{S}_G(u(s), v(s))$ , the contact point is exactly positioned on the surface to be machined. Hence, the guiding surface guarantees the conformity of the part as regards the geometrical specifications. The orientation surface defines the tool axis orientation according to the machining strategy. It becomes thus possible to optimize the position of  $\mathbf{S}_O$  so that constraints can be taken into account. In particular, constraints linked to 5-axis HSM can be integrated into the optimization of the tool trajectory.

### 3.3. Optimization of the tool orientation

Within the context of finish machining, the optimization of the tool axis orientation is expressed in a generic way for a filleted-end tool as follows (the case of a ball-end tool corresponds to  $R = r$ ):

“Considering the trajectory defined in the parametric space,  $(u(s), v(s))$ , find the best orientation surface  $\mathbf{S}_O(u(s), v(s))$  (i.e. the best tool orientations,  $\theta_n(s)$  and  $\theta_t(s)$ ) that provides minimum machining time  $T_m$ , while respecting geometrical and kinematical constraints”.

Minimizing machining time while respecting the programmed feedrate  $V_{f\text{prog}}$  leads to minimize the difference between the actual feedrate  $v_f(s)$  and the programmed one all trajectory long:

$$\min(T_m) \approx \min \left( \int_0^L \frac{1}{\|V_{f\text{prog}} - v_f(s)\|} \cdot ds \right). \quad (8)$$

Machining time minimization involves the instantaneous feedrate, the length of the trajectory and real-time parameters associated to the trajectory processing. It is clear that performance optimization is strongly linked to the machine tool architecture and the NC unit capacities. At this stage, we have to express  $v_f(s)$  in function of the trajectory  $(u(s), v(s))$ . Choosing the piloted point  $C_L$ , describing the orientation surface, this yields to:

$$\begin{cases} v_f(s) = \left\| \frac{d}{dt} \mathbf{C}_C(u, v) \right\| = \left\| \frac{d}{dt} \mathbf{S}_G(u, v) - r \cdot \mathbf{n}(u, v) \right\| \\ \mathbf{S}_O(s) = \mathbf{S}_G(u, v) - R \cdot \mathbf{v}(u, v, \theta_n, \theta_t) \end{cases} \quad (9)$$

where the unknowns are  $s(t)$ ,  $\theta_n(s)$  and  $\theta_t(s)$ . The crux here is the relationship between time and position over the trajectory:  $s(t)$ . As this relationship is physically carried out in real-time during trajectory processing, it is difficult to be expressed in a mathematical form. It is also important to notice that during trajectory processing, axis movements obey the law of movements imposed by jerk piloting mode:

$$p^i(t) = p_0^i(t) + v^i(t) \cdot t + \frac{1}{2} \cdot a^i(t) \cdot t^2 + \frac{1}{6} \cdot j^i(t) \cdot t^3 \quad (10)$$

where kinematical parameters are constraint as stated in Eq. (5).

If we focus now on the geometrical constraints, we have to consider the following ones:

- No collision, no gouging.
- Cusp height limit.

The first constraint imposes orientation parameters to be included within an admissible space (similar to the C-space [12]). The second one implies the respect of the maximum cusp height allowed,  $h_{\text{max}}$ , in order to ensure part conformity.

In its general form, the problem of optimizing  $\mathbf{S}_O$  is very complex. The main difficulty is to establish the relationship between the tool position and the time parameter integrating constraints linked to the trajectory processing (maximal kinematical performance, cycle time, look ahead functions ...) which makes it difficult to express such a relationship whether explicitly or implicitly.

Hence, we propose to simplify the problem by only considering one pass at a time. The main idea is to make the best use of the axes, according to their kinematical characteristics.

### 3.4. Optimization of the tool orientation: Simplified problem

At this stage, we suppose that axis positions  $P^i$  are calculated according Eq. (1) for each tool posture  $(X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, i, j, k)$ .

During trajectory processing, position orders are coordinated to ensure the respect of several constraints (Eq. (5)). As axes are different, they are solicited differently; hence, trajectory follow-up is limited by the less dynamic axis with regards to the solicitations. As movements are of different nature, axes can not be directly compared. For this purpose, we propose to express kinematical characteristics ( $V \sim s^{-1}, A \sim s^{-2}, J \sim s^{-3}$ ) using the inverse time formalism which simply traduces the coordination between axes.

Let us consider the movement of the axis  $i$  from the position  $P_1^i$  to the position  $P_2^i$ . The axis displacement from one configuration to the other one is:

$$\Delta P_{12}^i = P_2^i - P_1^i. \quad (11)$$

By assuming that the interpolation between these two positions is linear in the joint space, the current position is given by:

$$P_{12}^i = \Delta P_{12}^i \cdot \alpha^i \quad \alpha^i \in [0, 1] \quad (12)$$

where  $\alpha^i$  is the fraction of total displacement between  $P_1^i$  and  $P_2^i$ , which corresponds to the expression of the current position in the inverse time formalism:

$$\hat{p}_{12}^i = \frac{P_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} = \alpha^i. \quad (13)$$

The coordination of all the axes into the joint space implies that the fraction of displacement is considered equal for each axis:

$$\hat{p}_{12}^{\text{axis } 1} = \hat{p}_{12}^{\text{axis } 2} = \dots = \hat{p}_{12}. \quad (14)$$

We can express in such a way other kinematical parameters:

$$\begin{cases} \hat{v}_{12} = \frac{v_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} \\ \hat{a}_{12} = \frac{a_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} \\ \hat{j}_{12} = \frac{j_{12}^i}{\Delta P_{12}^i} \end{cases} \quad (15)$$

Eq. (10) becomes:

$$\hat{p}(t) = \hat{p}_0(t) + \hat{v}(t) \cdot t + \frac{1}{2} \cdot \hat{a}(t) \cdot t^2 + \frac{1}{6} \cdot \hat{j}(t) \cdot t^3. \quad (16)$$

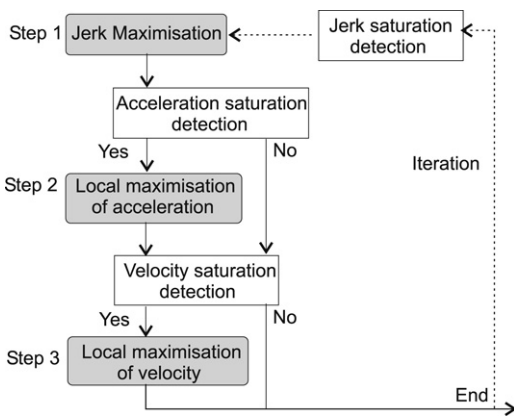


Fig. 6. Optimization process structure.

In which the kinematical parameters are constraint as stated in Eq. (5), which is now expressed as follows:

$$\begin{cases} 0 \leq \hat{v}(t) \leq \min(\hat{V}_{max}, \hat{V}_{prog}, \hat{V}_{NC}) \\ -\hat{A}_{max} \leq \hat{a}(t) \leq \hat{A}_{max} \\ -\hat{J}_{max} \leq \hat{j}(t) \leq \hat{J}_{max} \end{cases} \quad (17)$$

with:

$$\begin{cases} \hat{V}_{max} = \min_{i=1...N} \left( \frac{V_{max}^i}{\Delta P^i} \right); & \hat{A}_{max} = \min_{i=1...N} \left( \frac{A_{max}^i}{\Delta P^i} \right); \\ \hat{J}_{max} = \min_{i=1...N} \left( \frac{J_{max}^i}{\Delta P^i} \right) \\ \hat{V}_{NC} = \frac{1}{T_{cycle\ time}} \\ \hat{V}_{prog} = \frac{V_{prog}}{L_{i12}} \end{cases} \quad (18)$$

In order to minimize machining time, the proposed approach consists of finding the set of tool orientations so that the values of the three constraints  $\hat{V}_{max}$ ,  $\hat{A}_{max}$  and  $\hat{J}_{max}$  are reached. As maximizing velocity might not be similar to maximizing acceleration or jerk, we have to determine the most limiting kinematical characteristic. Hence, the optimization process consists of three main stages (Fig. 6).

First, a global optimization step is realized considering the constraint  $\hat{J}_{max}$ . Supposing that the jerk can take one of the following three values:

$$\hat{j}(t) = \begin{cases} -\hat{J}_{max} \\ 0 \\ \hat{J}_{max} \end{cases} \quad (19)$$

axis accelerations and velocities can be reconstructed according to a predictive model [5]. Then, new stages of optimization can be locally performed considering  $\hat{A}_{max}$  and next  $\hat{V}_{max}$ . Indeed, if acceleration saturations are detected, the orientation is locally modified so that the acceleration  $\hat{A}_{max}$  is reached (step 2). The last step is similar for velocity: once velocity saturations are detected, tool orientations are modified along the trajectory portion which is concerned so that the velocity is increased. The process is iterative as the local modifications of velocity and acceleration may provide jerk modifications.

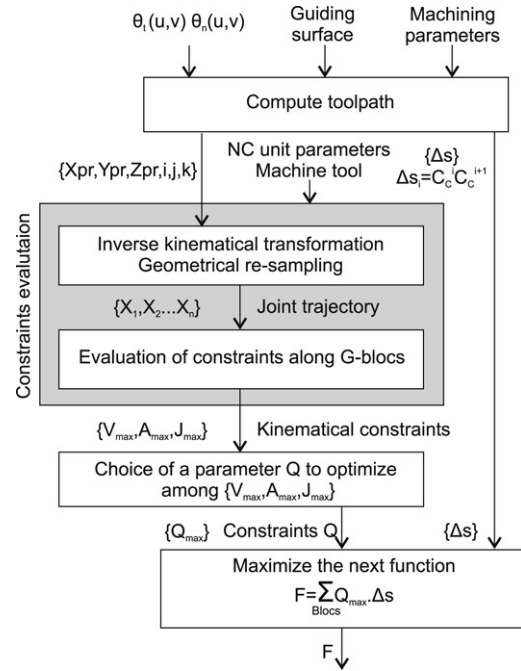


Fig. 7. Construction process for the cost function.

With this model, assuming that the constraints  $\hat{V}_{prog}$  and  $\hat{V}_{NC}$  are not reached in Eq. (17), to each step of calculus corresponds one limitation:  $\hat{J}_{max}$ ,  $\hat{A}_{max}$  or  $\hat{V}_{max}$ .

Let consider  $Q_{max}$  a kinematical characteristic which can be velocity, acceleration or jerk expressed in its inverse time form. It can be projected onto the tool-path at the  $C_L$  point:

$$\begin{cases} Q_{max} = \hat{Q}_{max} \cdot \Delta C_L \\ \hat{Q}_{max} = \min_{i=1...N} \left( \frac{Q_{max}^i}{\Delta P^i} \right) \end{cases} \quad (20)$$

As the inverse time formalism is used, the optimization problem can be written in a similar way whatever the kinematical characteristic.

Therefore, the objective function to be maximized is:

$$F_Q = \int_0^L Q_{max}(s) \cdot ds \quad (21)$$

If  $(u(s), v(s))$  defines the trajectory in the parametric space, the new formulation of the optimization problem is summarized in Eq. (22). The aim is to find optimal evolution laws of the yaw and tilt angles  $(\theta_n(s), \theta_t(s))$  all along the trajectory. As tool paths are considered one by one, geometrical constraints (no gouging, maximal cusp height) are expressed as limitations on both the yaw and tilt angles.

$$\begin{cases} \text{Finding } (\theta_n(s), \theta_t(s)) \text{ (or the } S_0(u(s), v(s))) \\ \text{so that } \max(F_Q) \\ \text{subject to} \\ \theta_{t\ min} \leq \theta_t(s) \leq \theta_{t\ max} \\ \theta_{n\ min} \leq \theta_n(s) \leq \theta_{n\ max} \end{cases} \quad (22)$$

The function  $F_Q$  must provide the maximum speeds achievable along the trajectory according to the orientation laws of the tool axis. Fig. 7 illustrates the construction process of the function  $F_Q$ .

The first step is the calculation of the tool trajectories from the Machining Surface (Eqs. (6) and (7)). The tilt and yaw angles are chosen constant in this first stage. They define the initial solution of the optimization problem. Considering the surface, these values can initially be chosen so that the machined width strip is

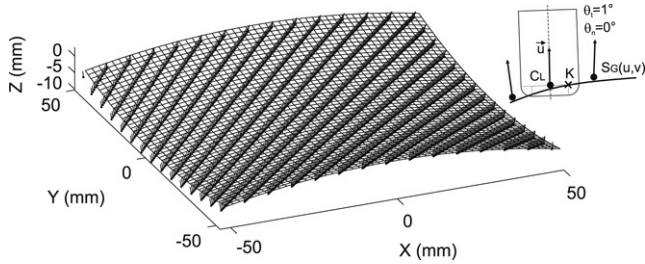


Fig. 8. Machining of the hyperbolic paraboloid.

maximized or to respect the maximal cusp height  $h_{max}$ . For each tool positioning defining a single pass calculated in the parametric space of the guiding surface, coordinates of the tool tip and vector cosines ( $X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, i, j, k$ ) are built in the PCS. The second stage concerns the evaluation of the kinematical constraints. For this purpose, the joint space trajectory is constructed based on the IKT and the geometrical sampling model (Eq. (1)). Then, constraints are determined on the joint trajectory (Eq. (18)). In function of the stage which is considered in the optimization process, the associated characteristic  $Q$ , are summed for the whole single pass (Eqs. (20) and (21)).

This non-linear optimization problem is solved using a sequential quadratic programming (SQP) method. To ensure that the computed solution is close to the global one, the problem is solved several times with different initial solutions ( $\theta_n(s), \theta_t(s)$ ) by sampling the domain  $[\theta_{n\ min}(s), \theta_{n\ max}(s)] \times [\theta_{t\ min}(s), \theta_{t\ max}(s)]$ .

To illustrate our purpose, the proposed approach is applied to the machining of a hyperbolic paraboloid.

#### 4. Application

The approach is here conducted on a pass, considering that the analysis can be repeated throughout the whole machining tool path. In this example, we have directly modeled the guiding surface as a hyperbolic paraboloid as a Bezier patch (Fig. 8).

The patch is machined using parallel planes guiding strategy so that the tool follows the rules of the surface. Hence, tool paths are lines in the PCS. Initially the tilt angle  $\theta_t$  and the yaw angle  $\theta_n$  are set respectively to  $1^\circ$  and  $0^\circ$ . The tool radii are  $R = 5$  mm and  $r = 1.5$  mm.

Experiments are carried out using the milling centre of our laboratory, a MIKRON UCP710 with a RRTTT kinematics equipped with a NC unit Siemens 840D [5,6].

The programmed feedrate is set to 5 m/min. The IKT is performed in real time by the NC unit. The part set-up is chosen so that the frame of the part system ( $X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}$ ) corresponds to the frame of the machine tool ( $X_m, Y_m, Z_m$ ). Note that for this surface, all the 5 axes of the machine tool are sollicitated.

We study the longest tool path, in the middle of the part. Fig. 9(a)(b)(c) show the resulting maximal reachable feedrate, acceleration and jerk all path long given axis kinematical constraints before. These values correspond to the maximum values of the considered parameters which are reached given the less powerful axis for each block of the path. We observe that each of the three parameters reaches a minimum in the middle of the tool path, especially velocity and acceleration that are near zero.

Measured velocities on the 5 axes during machining are reported in Fig. 10. Results highlight the difficulties encountered by the C-axis during machining with this initial tool axis orientation.

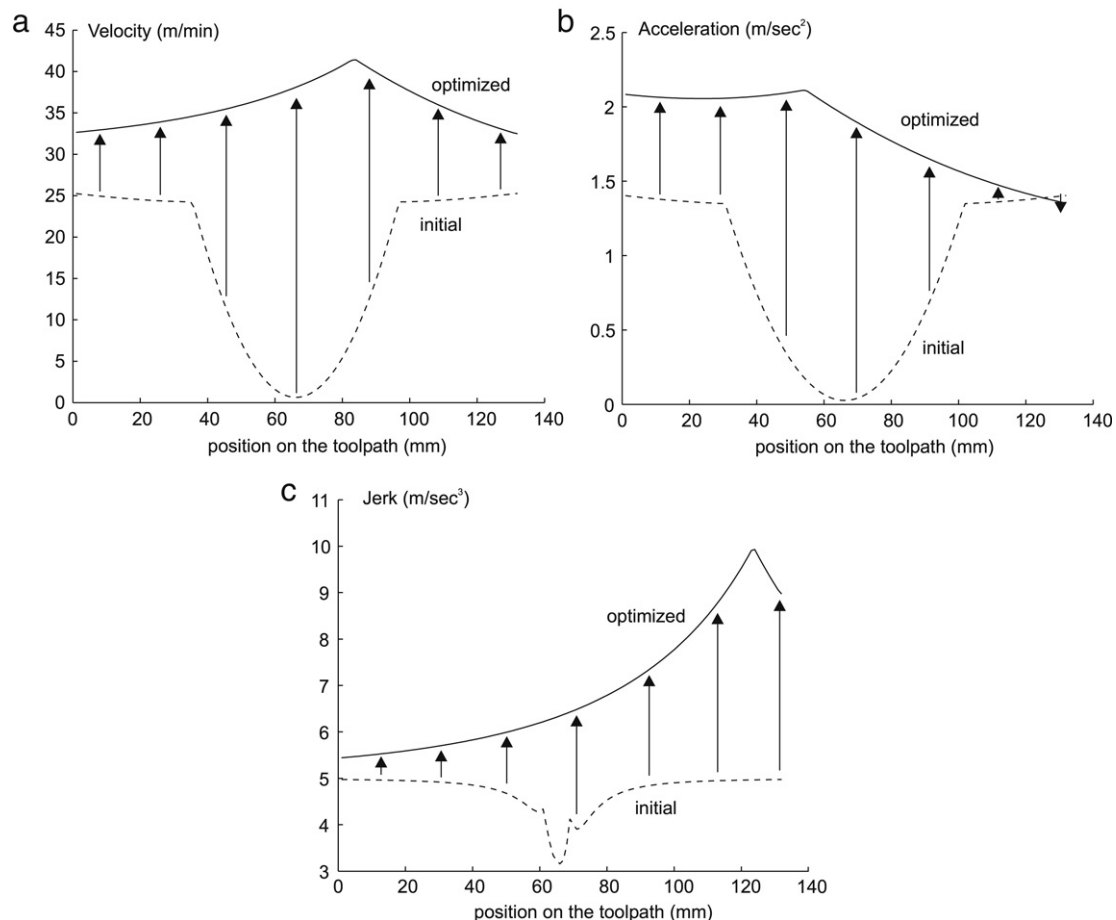


Fig. 9. Resulting maximum velocity (a), acceleration (b), jerk (c) along the tool path.

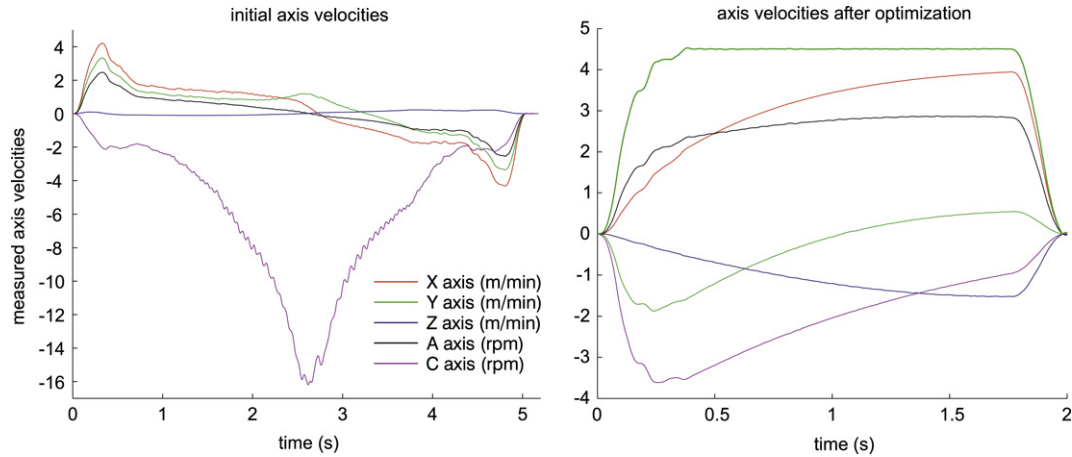


Fig. 10. Measurements of axis velocities.

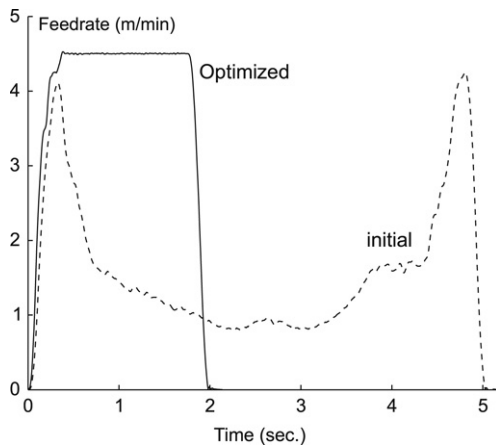


Fig. 11. Initial and optimized relative feedrates.

This axis is much more solicited compared to other axes. Indeed, in the middle of the tool path, we are close to the singular point of the machine tool kinematics.

Hence, the actual relative feedrate tool/surface does not match at all the programmed one, especially in the middle of the path; cutting conditions are not respected and machining time is increased (Fig. 11).

Without loss of generality, we propose an illustration of the optimization approach based on the optimization of the velocity only. Therefore, the objective function according to Eq. (21) can be written as follows:

$$F_Q = \int_0^L V_{\max}(s) \cdot ds. \quad (23)$$

Let us now express the geometrical constraints for  $(\theta_t(s), \theta_n(s))$ . A preliminary analysis allows the determination of the admissible space of the angles so that gouging is avoided. As the shape of the surface is simple, the chosen values are constant all the trajectory long:

$$\begin{cases} 0^\circ \leq \theta_t \leq 45^\circ \\ -90^\circ \leq \theta_n \leq 90^\circ. \end{cases} \quad (24)$$

In the case of more complicated parts, a study based on the local curvature of the surface and on the possible tool accessibilities should be conducted to define more precisely the gouging-free admissible space. Solutions for  $(\theta_t(s), \theta_n(s))$  are proposed in a polynomial form. The choice of the polynomial orders depends on the complexity of the surface. To let some degrees of freedom and

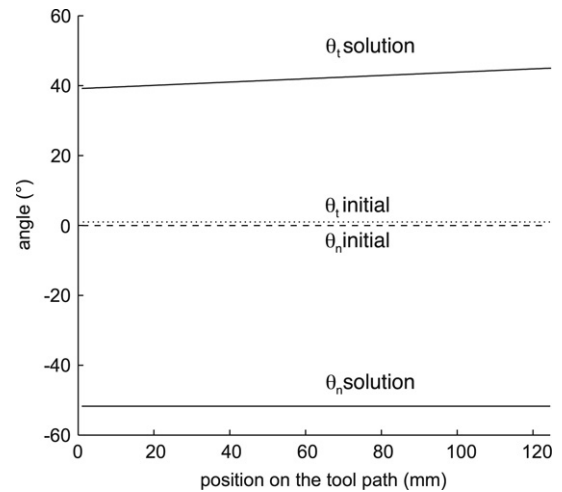


Fig. 12. Optimized tilt and yaw angle.

avoid large movements of the tool axis orientation that can damage cusp height limit, the polynomial orders are set to the maximal order of the surface plus one.

Considering the studied surface, this yields to:

$$\begin{cases} \text{Finding} & \begin{cases} \theta_n(s) = a_0 + a_1 \cdot s + a_2 \cdot s^2 + a_3 \cdot s^3 \\ \theta_t(s) = b_0 + b_1 \cdot s + b_2 \cdot s^2 + b_3 \cdot s^3 \end{cases} \\ \text{so that} & \text{maximize } (F_Q) \\ \text{subject to} & \begin{cases} 0^\circ \leq \theta_t \leq 45^\circ \\ -90^\circ \leq \theta_n \leq 90^\circ. \end{cases} \end{cases} \quad (25)$$

The resolution leads to the evolution of  $(\theta_t(s), \theta_n(s))$  proposed in Fig. 12. The value of the yaw angle is quasi constant around  $-50^\circ$  whereas the tilt angle varies from  $40^\circ$  to  $45^\circ$ .

Once the velocity is optimized for all axes, kinematical performances are clearly improved. This remark stands for the velocity, which is the objective function, but also for acceleration and jerk (Fig. 9). Indeed, axis displacements are completely different, rotary axes are less solicited (Fig. 10). The effective velocity along the tool path is quite equal to the programmed one (Fig. 11), which guarantees the respect of cutting conditions for the main part of the trajectory. The remaining difference between actual optimized feedrate, 4.5 m/min, and the programmed one, 5 m/min, is due to short length segments and the constraint from NC unit cycle time for the interpolation (Eq. (4)). But in this example, such short length segments are necessary to respect the chordal deviation. Finally, machining time of the optimized trajectory is three times shorter.

Nevertheless, considering the entire surface machining, the resulting tilt and yaw angles penalize the cusp height. Indeed, based on equation provided in [7], the cusp height is no more respected. If we consider the approximation of the effective profile of the filleted-end tool as a circle [28], we can roughly compute the necessary distance between guiding planes to maintain the same cusp height. In the worst case, for which  $\theta_t$  equal  $45^\circ$ , the distance between guiding planes should be approximately ten times smaller, which significantly increases machining time. Then, in order to maintain both acceptable machining time and surface quality, it should be interesting to add the equivalent tool radius as a constraint in the optimization problem or to let degrees of freedom for the workpiece setup [29].

## 5. Conclusion

Within the context of multi-axis machining of complex surfaces, we have proposed to optimize tool trajectories and their follow-up during machining.

The optimization problem relies on the Machining Surface model for tool path which is of great interest in the generation of optimal trajectories. In 5-axis, the Machining Surface consists of a set of two surfaces: the guiding surface and the orientation surface. The first one ensures the part geometrical conformity whereas the second one manages the tool axis orientations. As the surface model allows the uncoupling of geometrical and kinematical constraints, tool axis orientations can be optimized by optimizing the orientation surface. In the paper, we have focused on finding the best orientations so that kinematical performances of the axes are optimized. For this purpose, kinematical constraints related to the set {machine tool, NC unit} are expressed as limiting constraints. The explicit formalization of the optimization problem being very complex, the proposed approach is simplified. The problem can be formulated as finding the set of tool orientations so that the values of the maximal kinematical parameters are reached. This optimization is implemented through an example validating its feasibility on a single pass.

## References

- [1] Rao A, Sarma R. On local gouging in five-axis sculptured surface machining using flat-end tools. *Computer Aided Design* 2000;32:409–20.
- [2] Altintas Y. *Manufacturing automation, metal cutting mechanics, machine tool vibrations and CNC design*. Cambridge University Press; 2000.
- [3] Dugas A, Lee JJ, Hascoët JY. High Speed Milling–Solid simulation and machine limits. In: *Integrated design and manufacturing in mechanical engineering*. Kluwer Academic Publishers; 2002. p. 287–94.
- [4] Farouki RT, Tsai YF, Wilson CS. Physical constraints on feedrates and feed accelerations along curved tool paths. *Computer Aided Geometric Design* 2000;17(4):337–59.
- [5] Lavernhe S, Tournier C, Lartigue C. Kinematical performance prediction in multi-axis machining for process planning optimization. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2008;37(5–6):534–44.
- [6] Lavernhe S, Tournier C, Lartigue C. Model for performance prediction in multi-axis machining. In: *CIRP 2nd international conference high performance cutting*. Vancouver (Canada): University of British Columbia; 2006.
- [7] Duc E, Lartigue C, Tournier C, Bourdet P. A new concept for the design and the manufacturing of free-form surfaces: The machining surface. *Annals of the CIRP* 1999;48(1):103–6.
- [8] Lee YS. Admissible tool orientation control of gouging avoidance for 5-axis complex surface machining. *Computer-Aided Design* 1997;29(7):507–21.
- [9] Yoon JH, Pottmann H, Lee YS. Locally optimal cutting positions for 5-axis sculptured surface machining. *Computer-Aided Design* 2003;35(1):69–81.
- [10] Chiou CJ, Lee YS. A machining potential field approach to tool path generation for multi-axis sculptured surface machining. *Computer-Aided Design* 2002;34(5):357–71.
- [11] Ho MC, Hwang YR, Hu CH. Five-axis tool orientation smoothing using quaternion interpolation algorithm. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2003;43(12):1259–67.
- [12] Jun CS, Cha K, Lee YS. Optimizing tool orientations for 5-axis machining by configuration-space search method. *Computer-Aided Design* 2003;35(6):549–66.
- [13] Fleisig RV, Spence AD. Constant feed and reduced angular acceleration interpolation algorithm for multi-axis machining. *Computer-Aided Design* 2001;33(1):1–15.
- [14] Wang N, Tang K. Automatic generation of gouge-free and angular-velocity-compliant five-axis toolpath. *Computer-Aided Design* 2007;39(10):841–52.
- [15] Bohez ELJ. Compensating for systematic errors in 5-axis NC machining. *Computer-Aided Design* 2002;34(5):391–403.
- [16] Munlin M, Makhanov SS, Bohez ELJ. Optimization of rotations of a five-axis milling machine near stationary points. *Computer-Aided Design* 2004;36(12):1117–28.
- [17] Sorby K. Inverse kinematics of five-axis machines near singular configurations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2007;47(2):299–306.
- [18] Makhanov S. Optimization and correction of the tool path of the five-axis milling machine. Part 1. Spatial optimization. *Mathematics and Computers in Simulation* 2007;75:210–30.
- [19] Kim T, Sarma SE. Toolpath generation along directions of maximum kinematic performance; a first cut at machine-optimal paths. *Computer-Aided Design* 2002;34(6):453–68.
- [20] Erkorkmaz K, Altintas Y. High Speed CNC system design – Part I: Jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 2001;41(9):1323–45.
- [21] Altintas Y, Erkorkmaz K. Feedrate optimization for spline interpolation in high speed machine tools. *CIRP Annals* 2003;52:297–302.
- [22] Sencer B, Altintas Y, Croft E. Feed optimization for five-axis CNC machine tools with drive constraints. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2008;48(7–8):733–45.
- [23] López de Lacalle LN, Lamikiz A, Sánchez JA, Salgado MA. Toolpath selection based on the minimum deflection cutting forces in the programming of complex surfaces milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2007;2:388–400.
- [24] Tournier C, Duc E, Lartigue C, Contri A. The concept of the machining surface in 5-axis milling of free-form surfaces. In: *Integrated design and manufacturing in mechanical engineering*. Kluwer Academic Publishers; 2002. p. 279–86.
- [25] Siemens. Description of Functions – Sinumerik 840D/840Di/810D – Basic Machine [www.automation.siemens.com/doconweb/](http://www.automation.siemens.com/doconweb/). 2004.
- [26] Mueller P. STEP-NC new data interface for NC programming. *STEP-NC News Letter* 1 (2 & 3) 2000.
- [27] ISO 14649, draft international standard (ISO TC184/SC1 and ISO TC184/SC4).
- [28] Lo CC. Efficient Cutter-path planning for five-axis surface machining with flat-end cutter. *Computer-Aided Design* 1999;31(9):557–66.
- [29] Anotaipaiboon W, Makhanov SS, Bohez ELJ. Optimal setup for 5-axis machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2006;46(9):964–77.

Provided for non-commercial research and education use.  
Not for reproduction, distribution or commercial use.



This article appeared in a journal published by Elsevier. The attached copy is furnished to the author for internal non-commercial research and education use, including for instruction at the authors institution and sharing with colleagues.

Other uses, including reproduction and distribution, or selling or licensing copies, or posting to personal, institutional or third party websites are prohibited.

In most cases authors are permitted to post their version of the article (e.g. in Word or Tex form) to their personal website or institutional repository. Authors requiring further information regarding Elsevier's archiving and manuscript policies are encouraged to visit:

<http://www.elsevier.com/copyright>



Contents lists available at ScienceDirect

## International Journal of Machine Tools &amp; Manufacture

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/ijmactool](http://www.elsevier.com/locate/ijmactool)

## Geometrical deviations versus smoothness in 5-axis high-speed flank milling

Pierre-Yves Pechard<sup>a,c</sup>, Christophe Tournier<sup>a,\*</sup>, Claire Lartigue<sup>a,b</sup>, Jean-Pierre Lugarini<sup>c</sup><sup>a</sup> LURPA, ENS Cachan, Université Paris Sud 11, 61 av du pdt Wilson, 94235 Cachan, France<sup>b</sup> IUT de Cachan, Université Paris Sud 11, 9 avenue de la division Leclerc, 94234 Cachan, France<sup>c</sup> Missler Software, 7 Rue du Bois Sauvage, 91055 Evry, France

## ARTICLE INFO

## Article history:

Received 14 September 2008

Received in revised form

2 January 2009

Accepted 14 January 2009

Available online 29 January 2009

## Keywords:

Flank milling

Minimum energy

High-speed milling

Singular value decomposition

Geometrical deviations

## ABSTRACT

The paper deals with the Generation of Optimized 5-axis Flank milling trajectories. Within the context of 5-axis High-Speed Machining, oscillatory trajectories may penalize process efficiency. The control of the trajectory smoothness is as essential as the control of geometrical deviations. For this purpose the Geo5XF method based on the surface representation of the tool trajectory has been developed. In flank milling, this surface, also called the Machining Surface (MS), is the ruled surface locus of the tool axes defining the trajectory. Based on a first positioning, the method aims at globally minimizing geometrical deviations between the envelope surface of the tool movement and the designed surface by deforming the MS while preserving trajectory smoothness. The energy of deformation of the MS is used as an indicator of the smoothness. Hence, in most cases, results obtained using Geo5XF show that minimum energy tool paths lead to minimal machining time. As geometrical deviations are not minimized for minimum energy tool paths, a compromise must be reached to find the best solution.

© 2009 Elsevier Ltd. All rights reserved.

## 1. Introduction

By promoting 5-axis HSM and the use of integrated CAD/CAM/CNC systems, a significant improvement in machining efficiency and accuracy has been achieved. Due to many advantages, such as a high removal material rate or a better surface roughness [1], flank milling has become very popular compared with point milling. In particular, this process is now widely used for the machining of slender complex parts like impellers or turbine blades. However, process advantages now motivate industrials to apply high-speed flank milling to any types of surfaces, leading up to new challenges for tool path calculation. Over the last decade, several positioning strategies for flank milling have been developed with the objective of minimizing geometrical deviations [2]. Although the local control of geometrical deviations is still a major issue, the smoothness of the calculated tool trajectory is essential to ensure high performance machining. Indeed, oscillatory trajectories may penalize process efficiency.

Methods proposed in literature aim at developing positioning strategies so that geometrical deviations between the machined surface and the designed surface are minimized. Most flank milling methods rely on a first tool positioning on the surface at one or more points, followed by the tool positioning optimization to reduce geometrical errors [3]. Over the years, methods have

evolved by increasing the number of contact points with the objective of minimizing the geometrical deviations to the detriment of trajectory smoothness and computation time.

Lui [4] developed two methods to machine non-developable ruled surfaces with hemispherical tools. The first one, the Simple Point Offset (SPO), consists in positioning the tool collinear to the surface rule passing through a point offset at the mid-curve. Geometric errors are, thus, divided into overcuts and undercuts. The second method is the Double Point Offset (DPO) method. Two contact points located at the parametric values 0.25 and 0.75 of the rule, are offset by a value equal to the tool radius along the normal to the surface. These two offset points allow to define the tool axis orientation.

Redonnet et al. [5] proposed a positioning strategy based on three contact points. The axis of a cylindrical tool is initially positioned collinear to the rule by an offset distance value equal to the tool radius. A rotation around the normal at the surface at the mid-curve is applied so that the tool becomes tangent to the two directrices while preserving a contact point with a rule. This leads to a system of seven transcendental equations that must be solved. An extension of the method to conical tools was developed in [6]. More recently, the authors proposed an improvement of the method considering that the rotation axis is defined as one of the variables of the seven equations and the contact point is located at the mid-curve [7].

The positioning method developed by Bedi et al. [8] consists in positioning the tool tangent to the two boundary curves of the ruled surface. As contact points are limited to the boundaries, the

\* Corresponding author. Tel.: 33 147 402 996; fax: 33 147 402 211.

E-mail address: [tournier@lurpa.ens-cachan.fr](mailto:tournier@lurpa.ens-cachan.fr) (C. Tournier).



**Nomenclature**

$MS(u, v)$	machining surface	$C_k(u)$	intersection points on the tool surface
$Cb(u)$	bottom curve	$\xi_k(u)$	initial deviation
$Ct(u)$	top curve	$\vec{n}_k(u)$	normal vector to the Machining Surface
$Cb_i$	control point of the bottom curve	$h(u)$	distance between $Cb(u)$ and $Ct(u)$
$Ct_i$	control point of the top curve	$k_B(u)$	distance between $Cb(u)$ and $B_k^p(u)$
$N_{im}(u)$	B-spline basis functions	$\vec{D}_{C_k(u)}$	displacement of point $C_k(u)$
$n_1$	number of control points of the bottom curve	$\vec{D}_{B_k^p(u)}$	displacement of point $B_k^p(u)$
$n_2$	number of control points of the top curve	$e_k(u)$	optimized deviation
$S(u, v)$	design Surface	$\lambda_i$	eigenvalues
$A_k(u)$	sampled points on the tool axis	$W$	sum of squared deviations
$B_k(u)$	projected points on the design surface	$E$	energy of deformation of the machining surface
$B_k^p(u)$	projection of $B_k(u)$ point on the tool axis	$i, j, k$	cosine of the tool axis orientation
		$A, C$	rotary axes of the machine tool

maximum error is located at the mid-curve. To reduce such errors, an optimization is developed in [3]. Contact points are moved along the rule until the deviation between the rule and the tool is minimized. A last step is, thus, carried out by moving contact points in the transverse direction until a third contact point is obtained, decreasing further geometrical errors.

Chiou [9] proposes a strategy in which errors between the envelope surface of the tool movement and the surface to be machined are all positive.

Gong developed the Three Point Offset (TPO) method for flank milling using a cylindrical tool [10]. Each tool axis is positioned thanks to three contact curves belonging to the offset surface of the surface to be machined. The initial position is defined by two points belonging to the boundary curves. One of these points is moved until the deviation between the tool axis and the third curve is less than a threshold. A surface is built by interpolating the tool extremities with B-spline curves. The surface is, thereafter, deformed so that the geometrical deviations between the MS and the offset surface are minimized.

In previous works, a surface-based approach for tool positioning in flank milling has been proposed in [11]. The method relies on a first positioning of the tool according to a two contact point method. Extremity points of the tool axes are approximated by two curves. These two curves define the directrices of a ruled surface, defined as the MS. To improve tool positioning, the MS is deformed so that the geometrical deviations between the envelope surface of the tool movement and the designed surface are minimized according to the least-square criterion. The deformation is performed thanks to the displacement of the curve control points using the small displacement torsor method [12]. This leads to solve a large linear system. First results have shown the benefit of using the surface-based approach to improve tool positioning [11]. The control of the geometrical deviations is as essential as the smoothness of the calculated tool trajectory to ensure high performance machining. Indeed, works have shown that efficiency in 5-axis high-speed machining is better when trajectories are smooth [13,14]. The less solicited the axes are, the better the process performance. The smoothness of the trajectory can be apprehended through the energy; a curve which minimizes its energy then minimizes its curvature variations. As a result a minimum energy trajectory minimizes curvature variations and consequently acceleration and jerk variations are decreased during trajectory processing. Taking advantage of the surface representation of the trajectory, the smoothness is evaluated by calculating the energy of the surface. Therefore, the issue of minimizing geometrical deviations between the envelope surface of the tool movement and the designed surface coupled to the trajectory smoothing in 5-axis flank milling is investigated in this

paper. The method relies on the concept of the MS which has already shown its benefit not only for optimized tool positioning as regards geometrical deviations, but also for general 5-axis milling optimization to answer kinematical criteria [15].

In the next section, the four steps of the method for optimized 5-axis flank milling trajectories are detailed. In particular, specific attention is paid to the calculation of the geometrical deviations between the envelope surface of the tool movement and the designed surface. The deformation of the initial tool positioning, which is expressed as a surface, leads to solve a large linear system. As the system is generally ill-conditioned, it is solved by means of the SVD giving, thus, approximate solutions. In Section 3, the energy of deformation of the surface trajectory is introduced as an indicator of the trajectory smoothness. For each estimate of the solution, the cumulated energy during machining is calculated. A series of machining tests are carried out in Section 4, highlighting that the minimum energy tool trajectory is in general the minimum machining time trajectory. Results demonstrate the efficiency of the surface-based approach for high performance process.

## 2. Generation of optimized flank milling trajectories

The method for Generation of Optimized 5-axis Flank milling trajectories (Geo5XF) is an extension of the method developed in [11] and consists of four main steps: initial tool positioning; approximation of the tool axis extremities by two curves defining the two directrices of the MS; calculation of the deviations between the envelope surface and the designed surface; positioning optimization by deforming the MS (Fig. 1).

### 2.1. Initial positioning

The initial tool positioning is carried out using the SPO positioning method developed by Liu [4] for its robustness and simplicity to implement. Indeed, whatever the nature of the surface to be machined, this method provides a result which is always exploitable in a minimal computation time. At this stage, a set of tool axes is created defining the initial tool positioning for which the values of undercuts and overcuts are generally too large.

### 2.2. Directrix definition

Cubic B-spline curves are then associated to the extremity points of the set of axes according to the least-square criterion.

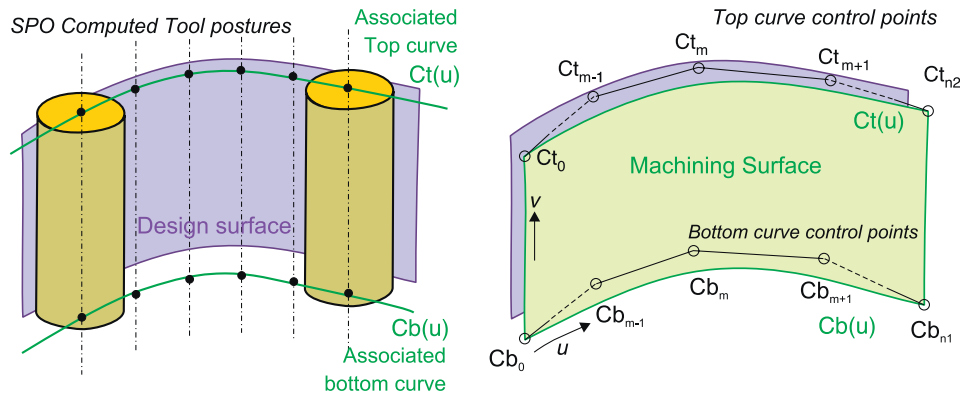


Fig. 1. Geo5XF method: approximation of SPO tool postures (left) and optimization of the Machining Surface (right).

These two curves define the directrices of the ruled parametric surface  $MS(u, v)$  defining the MS (Fig. 1), the equation of which is

$$MS(u, v) = (1 - v)Cb(u) + v \cdot Ct(u) \quad (1)$$

where  $u$  and  $v$  are the parametric coordinates and  $Cb(u)$  and  $Ct(u)$  are the bottom curve and the top curve, respectively. These curves are calculated as follows:

$$\vec{Cb}(u) = \sum_{l=1}^{n_1} N_{l3}(u) \vec{Cb}_l \quad \text{and} \quad \vec{Ct}(u) = \sum_{m=1}^{n_2} N_{m3}(u) \vec{Ct}_m \quad (2)$$

where  $N_{l3}(u)$  and  $N_{m3}(u)$  are the basic spline functions as defined in [16].

### 2.3. Calculation of the geometrical deviations

In the literature, calculation methods of the geometrical deviations between the designed surface and the machined surface are most often based on the envelope surface of the tool movement. More generally, the calculation method is directly linked to the method used for tool path generation [8,9,11,17,18].

Concerning the envelope surface calculation, some methods use the implicit equations of the designed surface to determine the exact representation of the envelope surface [17,18]. Nevertheless, for simplicity reasons, kinematical methods leading to an approximation of the envelope surface are used in [8,9,11]. In [19], the authors compared the main methods of geometrical error calculation proposed in literature and showed that kinematical methods relying on double projection provide good results regarding effective geometrical errors. Therefore, the kinematical approach as developed in [11] relying on a double projection method is adopted in this study.

The envelope surface is approximated by considering static instances of the tool axis movement. To each static instance, defined by a value  $u^*$  of the  $u$  parameter, corresponds a tool axis which is sampled into a set of  $A_k(u^*)$  points (Fig. 2). Each point  $A_k(u^*)$  is normally projected onto the designed surface, giving the point  $B_k(u^*)$  which is in turn projected onto the considered tool axis, giving the point  $B_k^p(u^*)$ . This last projection intersects the tool surface at a point  $C_k(u^*)$ . Therefore, the geometrical deviation  $\xi_k(u^*)$ , between the envelope surface and the designed surface at the point  $B_k(u^*)$  is given by

$$\xi_k(u^*) = \overrightarrow{C_k(u^*)B_k(u^*)} \cdot \vec{n}_k(u^*) \quad (3)$$

where  $\vec{n}_k(u^*)$  is the normal to the machining surface  $MS(u, v)$  at  $C_k(u^*)$ , and  $h(u^*)$  is the height of the tool at  $u^*$  and  $k_p(u^*)$  is the distance  $\|\overrightarrow{Cb(u^*)B_k^p(u^*)}\|$ .

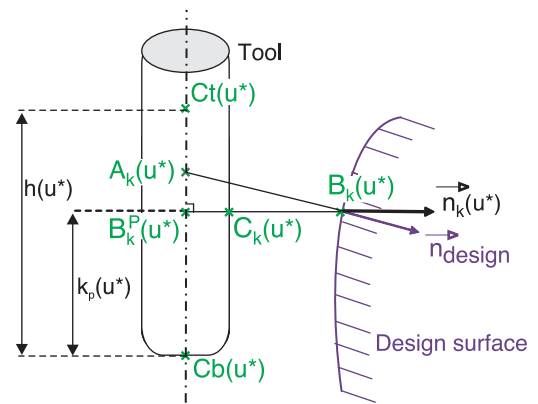


Fig. 2. Double projection to estimate geometrical deviations.

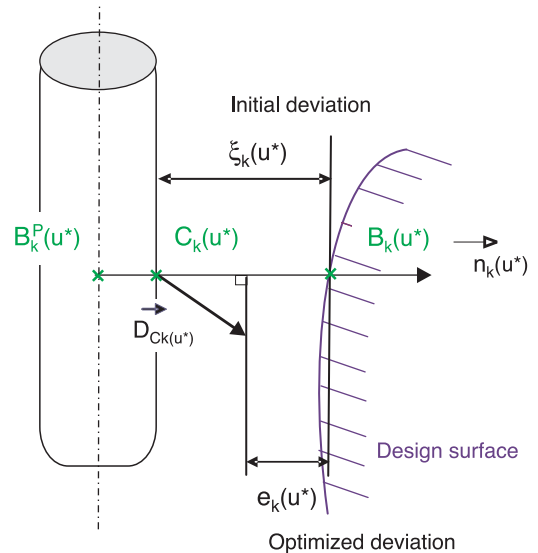


Fig. 3. Computation of optimized deviation.

### 2.4. Optimization through the MS deformation

The optimization is carried out by applying a deformation to the MS so that the envelope surface of the tool movement best fits the designed surface. The surface deformation is obtained by applying a small displacement  $\vec{D}_{C_k(u^*)}$  to each sampled point of

the tool surface, giving the optimized deviation [12] (Fig. 3)

$$e_k(u^*) = \zeta_k(u^*) - \vec{D}_{C_k(u^*)} \cdot \vec{n}_k(u^*) \quad (4)$$

However, considering that displacements are small, the projection of the small displacement of  $C_k(u^*)$  onto the normal to the tool surface  $\vec{n}_k(u^*)$  is assumed to be equal to the projection of the small displacement of  $B_k^p(u^*)$  onto  $\vec{n}_k(u^*)$

$$\vec{D}_{C_k(u^*)} \cdot \vec{n}_k(u^*) = \vec{D}_{B_k^p(u^*)} \cdot \vec{n}_k(u^*) \quad (5)$$

Hence, by expressing  $\vec{D}_{B_k^p(u^*)}$  in function of the displacement of the control points of each directrix, this yields to

$$e_k(u^*) = \zeta_k(u^*) - \left(1 - \frac{k_p(u^*)}{h(u^*)}\right) \sum_{l=0}^{n1} [N_{l3}(u^*) \delta C_{b_l}] \vec{n}_k(u^*) + \left(\frac{k_p(u^*)}{h(u^*)}\right) \sum_{m=0}^{n2} [N_{m3}(u^*) \delta C_{t_m}] \vec{n}_k(u^*) \quad (6)$$

As the objective is to find the optimized MS so that the envelope surface best fits the set of  $B_k(u^*)$  points defining the designed surface, the least-square criterion is used, leading to the following optimization scheme: Find  $\delta C_{b_l}$  and  $\delta C_{t_m}$ , the displacements of the directrices control points so that  $W = \sum_{u^*} \sum_k e_k^2(u^*)$  is minimal. This leads to solve a large linear system,  $A \cdot x = b$  with  $3(n_1 + n_2)$  equations, where  $n_1$  and  $n_2$  are the number of control points of the bottom and the top curve, respectively.

First experiments have highlighted that the large linear system is most generally ill-conditioned; solutions are inconsistent [20]. Hence, the Singular Value Decomposition (SVD) must be used to solve the system.

### 2.5. Resolution by means of the singular value decomposition

In order to solve the linear system, the SVD is used leading thus to an estimate of the solution. Indeed, the SVD gives an estimate of a given matrix by a lower rank matrix of same dimensions. The method consists in the decomposition of a rectangular matrix into a product of three matrices, two orthogonal matrices and a diagonal matrix

$$A = U \cdot \Sigma \cdot V^T \quad (7)$$

with

- $U \in M_{m \times m}(\mathbb{R})$  and  $V \in M_{n \times n}(\mathbb{R})$  are normalized.

$$\bullet \Sigma_{(m \times n)} = \begin{bmatrix} \Sigma_r & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \text{with } \Sigma_r = \begin{bmatrix} \sigma_1 & & \\ & \ddots & \\ & & \sigma_r \end{bmatrix}$$

where  $\sigma_i$  are the singular values of  $A$  such as  $\sigma_1 > \dots > \sigma_r \geq 0$ . Singular values of a matrix  $A \in M_{m \times n}(\mathbb{R})$  are roots of the eigenvalues of  $A^T \cdot A$ :  $\sigma_i = \sqrt{\lambda_i(A^T \cdot A)}$ .

If  $A$  is a positive semi-definite matrix, the pseudo-inverse of  $A$  is obtained from the eigenvalues  $\lambda_i$  of  $A$  as follows:

$$\hat{A}^{-1} = V \cdot \hat{\Sigma}^{-1} \cdot U^T \quad \text{with } \hat{\Sigma}^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{1}{\lambda_1} & & & & \\ & \ddots & & & \\ & & \frac{1}{\lambda_j} & & \\ & & & 0 & \\ & & & & \ddots \\ & & & & & 0 \end{bmatrix} \quad (8)$$

Therefore, the estimate of the solution depends on the rank  $j$  of the pseudo-inverse matrix (limit value of the eigenvalues). The

rank determines the level of approximation. To each  $\lambda_i$  corresponds a pseudo-solution of the system giving optimal values of the control point displacements. The so calculated control points define the directrices of the optimized MS. The pseudo-solution which gives the minimum of  $W = \sum_{u^*} \sum_k e_k^2(u^*)$  is called the *minimal deviations* solution.

### 3. Minimum energy trajectories

As mentioned previously, the smoothness of the trajectories is a key criterion for high performance machining within the context of HSM. Machine tool solicitations are decreased for trajectories at least continuous in curvature [21]. Within the framework of curve and surface fittings, many authors use the energy of deformation as a criterion to control element smoothness [22,23]. The work reported in [24] shows in particular that the energy is the most essential criterion when fitting curves and surfaces to clouds of points. As the tool trajectory is represented as a surface, the evaluation of the smoothness through the energy seems to be relevant. For this purpose, the calculation of the energy of deformation as proposed in [24] is adopted in the present work. The energy of deformation  $E$  of a parametric surface  $S(u, v)$  on a domain  $D$ , is given by the following formula:

$$E = \iint_D \left( \left| \frac{\partial^2 S}{\partial u^2} \right|^2 + 2 \left| \frac{\partial^2 S}{\partial u \partial v} \right|^2 + \left| \frac{\partial^2 S}{\partial v^2} \right|^2 \right) du dv \quad (9)$$

Since we are dealing with a ruled parametric surface, this leads to

$$E = \iint_D \left( \left| \frac{\partial^2 S}{\partial u^2} \right|^2 + 2 \left| \frac{\partial^2 S}{\partial u \partial v} \right|^2 \right) du dv \quad (10)$$

To each estimate of the solution, the energy of the MS is calculated using Eq. (10). The objective is, thus, to find a pseudo-solution that gives minimal geometrical deviations while preserving a correct smoothness of the trajectory. This point is investigated through various examples in the next section. Note that the energy along the tool path is numerically calculated using the trapezium rule. The value next denoted Energy corresponds to the cumulated energy for the whole tool path.

### 4. Applications

To show the efficiency of the Geo5XF method, two different kinds of experiments are conducted. First, *literature surfaces* are tested in order to compare results obtained with Geo5XF to those proposed in literature. The second experimentation concerns the application of the method to an industrial part composed of various patch surfaces. Indeed, literature surfaces are most generally composed of a unique patch surface which simplifies flank milling positioning.

#### 4.1. Literature surfaces: "Senatore" and "Two flipped" surfaces

Various surfaces are proposed in literature to compare flank milling positioning algorithms. Among these surfaces, two test surfaces have been selected, both non-developable ruled surfaces; the first one is called the "Two flipped" surface as defined in [3] (Fig. 4), and the second one is "Senatore" as it was introduced by Senatore in [25] (Fig. 4).

For each test surface, minimal and maximal deviations obtained with the different methods are given and compared to the optimal solution given by Geo5XF. In addition, in order to

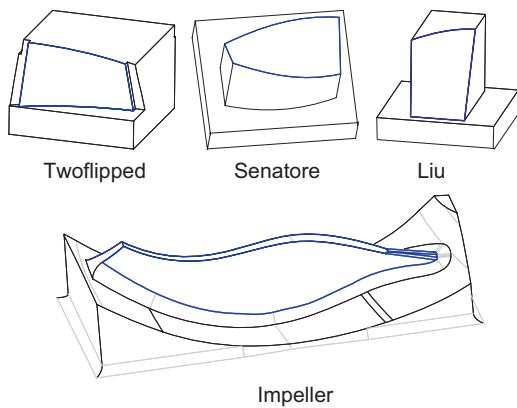


Fig. 4. Test surfaces.

evaluate actual trajectory smoothness, the energy is calculated and then correlated to the kinematical behavior during machining. Particular attention is paid to the evolution of the tool axis during machining and to the effective relative tool/surface velocity. Both surfaces are machined using a cylindrical tool with a diameter equal to 20 mm for the “Two flipped” surface and 25 mm for the “Senatore” one.

4.1.1. Geometrical deviations

Geometrical deviations obtained using the various positioning algorithms are reported in Table 1. Concerning Geo5XF, reported values result from the double projection calculation obtained for the *minimal deviations* solution. Whatever the surface, Geo5XF gives satisfactory results close to the optimal values obtained with methods issued from literature. Values given for the methods mentioned in Table 1 are taken from the authors’ original papers.

4.1.2. Tool path smoothness

To analyze the influence of the energy, three estimates of the solution of the linear system defined by Eq. (8) are tested. That means three pseudo-solutions given for three different eigenvalues: the minimum energy solution (corresponding to *min.E*), the minimal deviations solution (corresponding to *min.W*) and a compromise between energy and deviation, which locally minimizes the energy (corresponding to *comp.*). In Table 2, maximal and minimal deviations as well as the energy and the sum of the squared deviations are reported for all three cases.

For the “Two flipped” surface, results are different according to the considered pseudo-solution. Therefore, the correlation between energy and kinematical behavior is only investigated for this surface. In order to link the energy to the kinematical behavior, the evolution of the tool axis orientation in the Part Coordinate System (PCS) is studied, through the evolution of the coordinates *i*, *j* and *k* of the tool axis. As shown in Fig. 5, the evolution of *k* is smoother for the minimum energy trajectory than for the other ones. Furthermore, when zooming, the correlation between the energy and the level of oscillation is clearly highlighted: the greater the energy, the more important the oscillations. Energy, thus, seems a relevant parameter to characterize trajectory smoothness in the PCS.

In order to check the efficiency of the smoothness criterion in the Machine Coordinate System (MCS), actual machining is performed on a MIKRON UCP 710. The machine tool is a RRTT structure, and the Inverse Kinematical Transformation (IKT) leads

Table 1 Performances of the Geo5XF method in terms of geometrical deviations.

Test surface	“Two flipped”			“Senatore”		
	Bedi	Menzel	Geo5XF	Redonnet	Senatore	Geo5XF
Undercut (mm)	0.2876	0.0061	0.0086	0	0	0.007
Overcut (mm)	0	0.0091	0.016	1.5	0.0165	0.07

Table 2 Results of Geo5XF method in terms of geometrical deviations, energy of deformation and machining time (Two flipped surface).

Test surface	“Two flipped”		
	<i>min.E</i>	<i>comp.</i>	<i>min.W</i>
Undercut (mm)	0.57	0.0086	0.0086
Overcut (mm)	0.035	0.016	0.016
$\sum e_i^2$ (mm <sup>2</sup> )	163	0.0470	0.0468
Energy (mm <sup>-2</sup> )	1.60	2.22	4.68
Time (s)	4.8	5.0	5.1

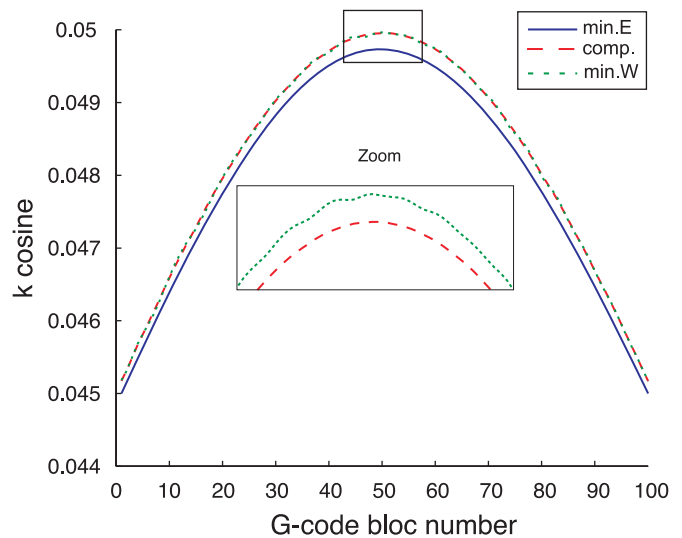


Fig. 5. Evolution of the tool axis orientation (Two flipped surface).

to solve equations below, which have zero, one, two or an infinite number of solutions:

$$A = \pm \arccos(k) \quad \text{and} \quad C = -\arctan\left(\frac{i}{j}\right) [\pi] \tag{11}$$

where *A* and *C* are the two rotational axes of the machine tool. The previous system of equations has two domains of solutions corresponding to *A* > 0 or *A* < 0 which vary in function of the coordinates *i*, *j* and *k* of the tool axis.

The IKT is carried out in real time by the NC unit SIEMENS 840D of the machine tool. Machining conditions are as follows: the tool is cylindrical, with a diameter equal to 20 mm; the programmed feedrate is set to 5 m/min and the spindle speed to 18 000 rev/min. The evolution of machining time is reported in Table 2 for the three pseudo-solutions confirming the correlation between energy and axis evolution smoothness: the less the energy, the shorter the machining time.

As a partial conclusion, the energy of the *MS* is a good parameter to evaluate the smoothness of the trajectory in the PCS.

For the proposed example, as there is no swapping of solution space during the machining (A and C keep the same sign during machining), the smoothness is also effective in the MCS. This result has to be confirmed through various examples.

4.2. Industrial surface: impeller

Among papers dealing with flank milling, only a few one have undertaken the issue of industrial multi patch surfaces. In order to emphasize the efficiency of the Geo5XF method, the second illustration proposed concerns an impeller which is characteristic of the complex surfaces industrials attempt to flank mill (Fig. 4). The impeller is made of several blades each one defined by compound surfaces. The method is applied to one of the blades leading to a unique trajectory for the machining of both sides of the blade. Table 3 gathers results obtained considering, as in the previous example, three different pseudo-solutions: the minimum energy, the minimal deviations and a compromise. Due to the fact that the surface is representative of industrial complex surfaces, deviations are clearly greater than deviations obtained for literature surfaces. Moreover, as it is essential to obtain at the same time smoothness while minimizing geometrical deviations, the compromise makes sense.

The tool trajectory is calculated according to the following machining conditions: a cylindrical tool with a diameter equal to

**Table 3**  
Results of Geo5XF method in terms of geometrical deviations, energy of deformation and machining time (Impeller surface).

Test surface	"Impeller"		
	<i>min.E</i>	<i>comp.</i>	<i>min.W</i>
Pseudo-solution			
Undercut (mm)	0.63	0.19	0.2
Overcut (mm)	0.8	0.42	0.39
$\sum e_i^2$ (mm <sup>2</sup> )	208	85.2	79.3
Energy (mm <sup>-2</sup> )	686	1870	3350
Time (s)	12.5	18.5	19.8

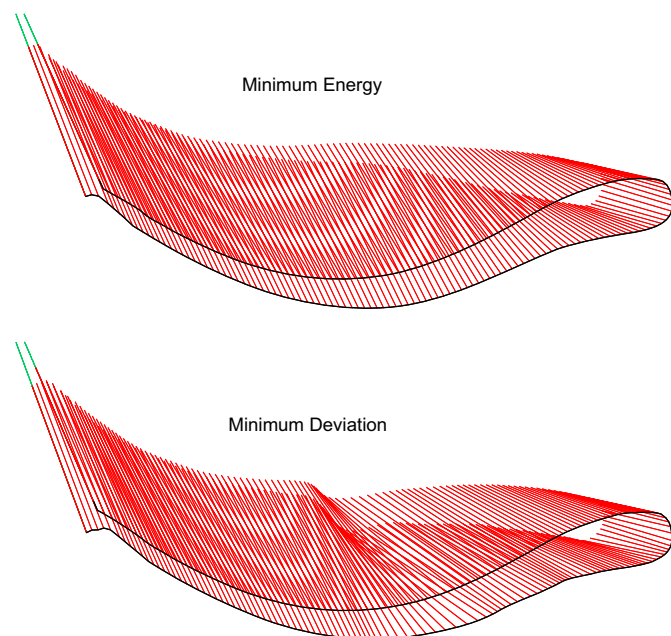


Fig. 6. Computed tool paths (Impeller surface).

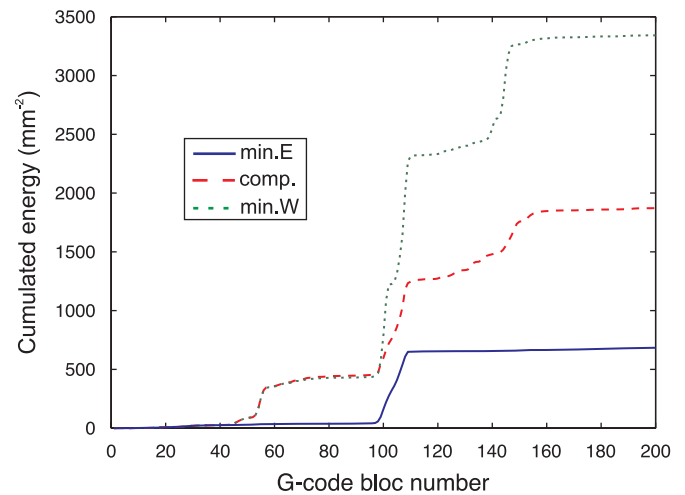


Fig. 7. Cumulated energy of deformation (Impeller surface).

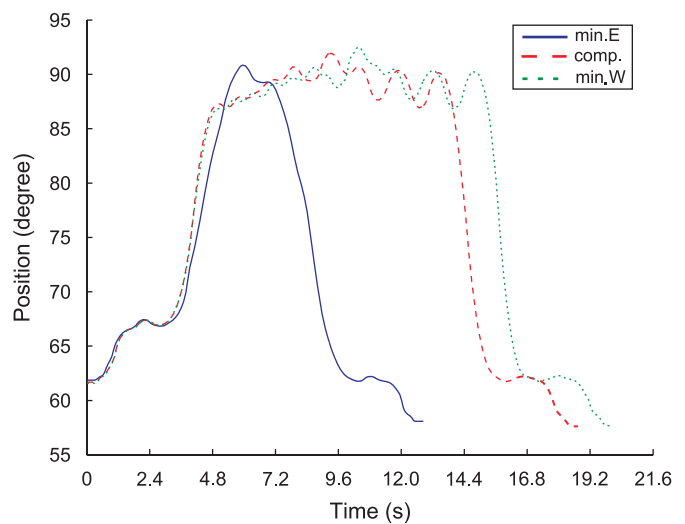


Fig. 8. Evolution of A axis of the machine tool (Impeller surface).

6 mm; the programmed feedrate is set to 5 m/min and the spindle speed to 18 000 rev/min (Fig. 6).

The evolution of the cumulated energy along the trajectory is reported in Fig. 7 for the three estimates of the solution. The figure brings out the adequacy of the energy value to the pseudo-solution; the minimum energy solution gives the minimal cumulated energy. Moreover, for the three trajectories, the gap of energy is clearly visible at the transition edge between the intrados and the extrados where the curvature is important. However, the magnitude of the gap varies according to the pseudo-solution. Hence, a gap in the evolution of the cumulated energy corresponding to the machining of the middle of both the extrados and the intrados only exists for the minimal deviations and the compromise solutions, accounting for trajectories less smooth than with the minimal energy solution.

The evolution of A and C (Figs. 8 and 9) shows that oscillations are more important for the greatest energy pseudo-solution; the smoothest the tool path, the fastest (Table 3). Furthermore, levels are clearly visible in the evolution of C for times belonging to the intervals [2.4;4.8] and [10;12] which seems in adequacy with the energy gaps when machining the intrados and the extrados (Fig. 7).

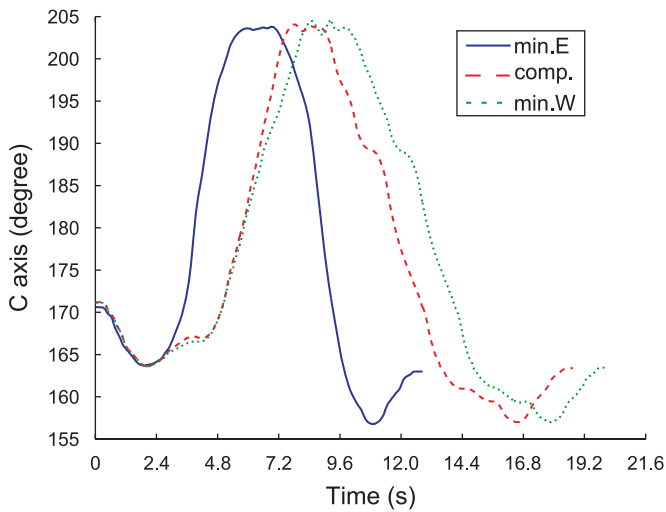


Fig. 9. Evolution of C axis of the machine tool (Impeller surface).

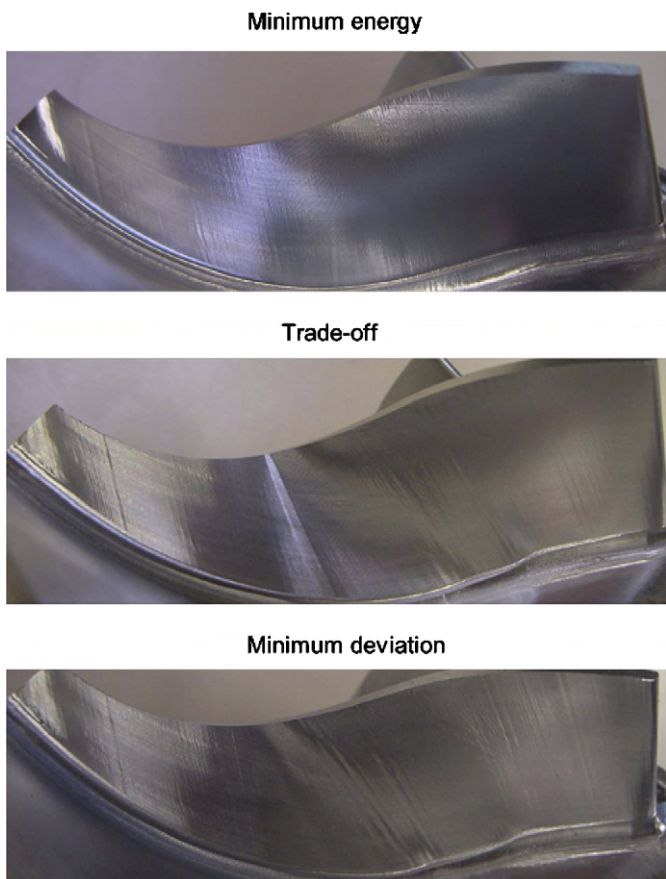


Fig. 10. Effective machined surfaces (Impeller surface).

A picture of each machined surface corresponding to each pseudo-solution is presented in Fig. 10 showing the influence of the energy on the surface finish. Marks at the middle of the extrados are consistent with the energy gaps observed in Fig. 7. The lack of marks confirms the smoothness effect of the energy parameter.

#### 4.3. Limits of the approach

As shown previously, when using the concept of the MS, it is possible to minimize geometrical deviations while preserving the

**Table 4**  
Results of Geo5XF method in terms of energy of deformation and machining time (Liu surface).

Test surface	"Liu"		
	<i>min.E</i>	<i>comp.</i>	<i>min.W</i>
$\sum e_i^2$ (mm <sup>2</sup> )	1013	10.9	7.4
Energy (mm <sup>-2</sup> )	0.47	0.58	0.67
Time (s)	2.6	5.0	4.0

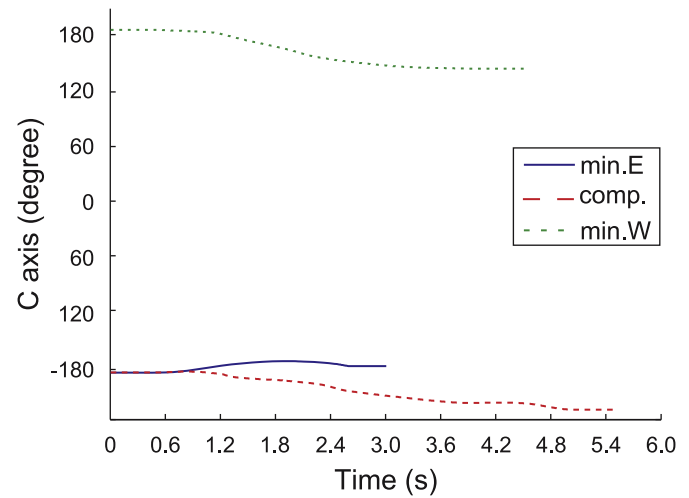


Fig. 11. Evolution of C axis of the machine tool (Liu surface).

trajectory smoothness through the energy of deformation of the MS. This statement is specifically valid when there is a single solution when passing from the PCS to the MCS. This is not always the case. Let us consider the surface proposed by Liu (Fig. 4) which is machined according to the following conditions: a cylindrical tool with a diameter equal to 20 mm, a programmed feedrate of 5 m/min and a spindle speed of 18 000 rev/min.

The smoothness analysis shows that the correlation between machining times and energy values has disappeared (Table 4). Machining time for the minimum deviation tool path is shorter than for the compromise whereas its energy is greater.

The evolution of the rotational axis C (Fig. 11), brings out that C is positive for the minimum deviations solution, whereas it is negative for the two other pseudo-solutions. Indeed, as the sign of *i* is not the same at the machining starting point, the rotational axis C moves to the programmed point along the shortest path, through the negative or positive values, according to the NC unit settings. During machining, IKT may involve solution space changes which are not predictable when considering only the energy of deformation in the PCS.

#### 5. Conclusion

In this paper, the Geo5XF method—a method designed to optimize tool positioning in 5-axis flank milling—has been detailed. Taking advantage of the surface representation of the tool trajectory, the method leads to globally minimize global gouging between the tool and the surface. Indeed, as far as geometrical deviations are concerned, results obtained with Geo5XF are similar to those obtained in literature. However, in 5-axis High-Speed Machining the control of the trajectory smoothness is essential for high performance trajectory. Hence,

as the trajectory is defined as a surface, the smoothness is evaluated through the energy of the surface. Results show that, in general, minimum energy trajectories are the fastest. Energy is, thus, a relevant parameter to account for the trajectory smoothness. The limit of the method is linked to the IKT, as there is no univocity between the PCS in which the tool trajectory is calculated and the MCS system in which it is executed. Investigating smoothness in the MCS will be a future development of the method.

### Acknowledgment

This work is funded by Missler Software and the French Ministry of Research.

### References

- [1] H. Tonshoff, N. Rackow, Optimal tool positioning for five-axis flank milling of arbitrary shaped surfaces, *Annals of the German Academic Society for Production Engineering (WGP)* 7 (1) (2000) 57–60.
- [2] F. Rehsteiner, H. Renker, Collision free five-axis milling of twisted ruled surfaces, *Annals of the CIRP* 42 (1) (1993) 457–461.
- [3] C. Menzel, S. Bedi, S. Mann, Triple tangent flank milling of ruled surfaces, *Computer-Aided Design* 36 (3) (2004) 296–389.
- [4] W.-W. Liu, Five-axis NC cylindrical milling of sculptured surfaces, *Computer-Aided Design* 27 (12) (1995) 887–894.
- [5] J. Redonnet, W. Rubio, G. Desein, Side milling of ruled surfaces; optimum positioning of the milling cutter and calculation of interference, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 14 (7) (1998) 459–465.
- [6] F. Monies, J.-M. Redonnet, W. Rubio, P. Lagarrigue, Improved positioning of a conical mill for machining ruled surfaces: application to turbine blades, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 214 (7) (2000) 625–634.
- [7] J. Senatore, F. Monies, J.-M. Redonnet, W. Rubio, Improved positioning for side milling of ruled surfaces: analysis of the rotation axis's influence on machining error, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47 (6) (2007) 934–945.
- [8] S. Bedi, S. Mann, C. Menzel, Flank milling with flat end milling cutters, *Computer-Aided Design* 35 (3) (2003) 293–300.
- [9] J. Chiou, Accurate tool position for five-axis ruled surface machining by swept envelope approach, *Computer-Aided Design* 36 (10) (2004) 967–974.
- [10] H. Gong, L.-X. Cao, J. Liu, Improved positioning of cylindrical cutter for flank milling ruled surfaces, *Computer-Aided Design* 37 (12) (2005) 1205–1213.
- [11] C. Lartigue, E. Duc, A. Affouard, Tool path deformation in 5-axis milling using envelope surface, *Computer-Aided Design* 35 (4) (2003) 375–382.
- [12] P. Bourdet, L. Mathieu, C. Lartigue, A. Ballu, The concept of small displacement torsor in metrology, *Advanced Mathematical Tools in Metrology II, Series on advances in mathematics for applied sciences* 40 (1996) 22–100.
- [13] M.-C. Ho, Y.-R. Hwang, C.-H. Hu, Five-axis tool orientation smoothing using quaternion interpolation algorithm, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43 (12) (2003) 1259–1267.
- [14] S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, Kinematical performance prediction in multi-axis machining for process planning optimization, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 37 (5–6) (2008) 534–544.
- [15] A. Affouard, E. Duc, C. Lartigue, J.-M. Langeron, P. Bourdet, Avoiding 5-axis singularities using tool path deformation, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44 (4) (2004) 415–425.
- [16] L. Piegl, W. Tiller, *The Nurbs Book*, Second ed., Springer, Berlin, 1997.
- [17] K. Abdel-Malek, H.-J. Yeh, Geometric representation of the swept volume using Jacobian rank-deficiency conditions, *Computer-Aided Design* 29 (6) (1997) 457–468.
- [18] J. Yang, K. Abdel-Malek, Approximate swept volumes of NURBS surfaces or solids, *Computer-Aided Design* 22 (1) (2005) 1–26.
- [19] C. Li, S. Mann, S. Bedi, Error measurements for flank milling, *Computer-Aided Design* 37 (14) (2005) 1459–1468.
- [20] W.H. Press, S.A. Teukolsky, W.T. Vetterling, B.P. Flannery, *Numerical Recipes in C: The Art of Scientific Computing*, Cambridge University Press, Cambridge, 1992.
- [21] A. Dugas, J. Lee, J.-Y. Hascoet, An enhanced machining simulator with error analysis, *Journal of Manufacturing Systems* 21 (6) (2003) 451–564.
- [22] I. Faux, M. Pratt, *Computational Geometry for Design and Manufacture, Mathematics and its Applications*, Ellis Horwood, Chichester, UK, 1979.
- [23] T. Vassilev, Fair interpolation and approximation of B-spline by energy minimization and points insertion, *Computer-Aided Design* 28 (9) (1996) 753–760.
- [24] X. Wang, F. Cheng, B. Barsky, Energy and B-spline interproximation, *Computer-Aided Design* 29 (7) (1997) 485–496.
- [25] J. Senatore, F. Monies, J.-M. Redonnet, W. Rubio, Analysis of improved positioning in five-axis ruled surface milling using envelope surface, *Computer-Aided Design* 37 (10) (2005) 989–998.

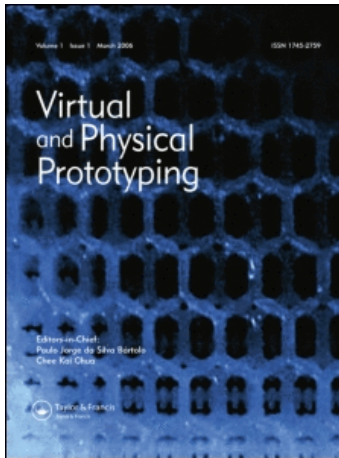
This article was downloaded by: [Lartigue, C.]

On: 2 September 2008

Access details: Access Details: [subscription number 793006136]

Publisher Taylor & Francis

Informa Ltd Registered in England and Wales Registered Number: 1072954 Registered office: Mortimer House, 37-41 Mortimer Street, London W1T 3JH, UK



## Virtual and Physical Prototyping

Publication details, including instructions for authors and subscription information:

<http://www.informaworld.com/smpp/title-content=t716100703>

### Direct duplication of physical models in discrete 5-axis machining

M. Makki<sup>a</sup>; C. Lartigue<sup>ab</sup>; C. Tournier<sup>a</sup>; F. Thiébaud<sup>ab</sup>

<sup>a</sup> LURPA, ENS Cachan, France <sup>b</sup> IUT de Cachan, Université Paris 11, Cachan, France

Online Publication Date: 01 June 2008

**To cite this Article** Makki, M., Lartigue, C., Tournier, C. and Thiébaud, F. (2008) 'Direct duplication of physical models in discrete 5-axis machining', *Virtual and Physical Prototyping*, 3:2, 93 — 103

**To link to this Article:** DOI: 10.1080/17452750802047941

**URL:** <http://dx.doi.org/10.1080/17452750802047941>

PLEASE SCROLL DOWN FOR ARTICLE

Full terms and conditions of use: <http://www.informaworld.com/terms-and-conditions-of-access.pdf>

This article may be used for research, teaching and private study purposes. Any substantial or systematic reproduction, re-distribution, re-selling, loan or sub-licensing, systematic supply or distribution in any form to anyone is expressly forbidden.

The publisher does not give any warranty express or implied or make any representation that the contents will be complete or accurate or up to date. The accuracy of any instructions, formulae and drug doses should be independently verified with primary sources. The publisher shall not be liable for any loss, actions, claims, proceedings, demand or costs or damages whatsoever or howsoever caused arising directly or indirectly in connection with or arising out of the use of this material.



# Direct duplication of physical models in discrete 5-axis machining

M. Makki<sup>a</sup>, C. Lartigue<sup>a,b\*</sup>, C. Tournier<sup>a</sup> and F. Thiébaud<sup>a,b</sup>

<sup>a</sup>LURPA, ENS Cachan, France

<sup>b</sup>IUT de Cachan, Université Paris 11, Cachan, France

This paper deals with the feasibility of direct duplication of physical objects with regard to a classical approach based on reverse engineering. The object surface acquisition is performed using optical devices. Algorithms for tool path generation directly from the cloud of points have been developed in 3-axis machining. A n-buffer simulation completed by the real machining emphasises that direct duplication is efficient in terms of conformity to the geometry. As the surface reconstruction step is removed, the proposed process is faster and simpler to implement. The last step is concerned with the extension to discrete 5-axis machining. The main issue is related to the determination of the part set-ups and the corresponding point cloud segmentation.

*Keywords:* tool path generation; area-by-area machining; point cloud segmentation

## 1. Introduction

Physical object duplication is nowadays an important issue for it permits the recreation of hand-made objects or prototypes. Most methods for physical object duplication rely on reverse engineering (RE). The process basically consists of three major independent steps: (1) data acquisition using three-dimensional (3D) digitising systems; (2) computer aided design (CAD) model construction from the data points and (3) numerical control (NC) tool path generation from the CAD model (Ou Yang *et al.* 2005).

The step of data acquisition consists of measuring the physical object using non contact digitising systems such as 3D laser scanners. This generally provides a large cloud of points representative of the object's surfaces. The process of converting data points into a usable CAD model (also well-known as RE) includes various phases: data pre-processing, data segmentation, data fitting, and final model construction (Varady *et al.* 1997). Despite the advances in CAD modelling of discrete data and the new RE software systems now available, this step is seldom automatic. It is generally time-consuming, tedious and the quality of the resulting surface strongly depends on the possibilities offered by the software, in particular in the area of segmentation and precision surface fitting for complex objects (Feng and Teng

2005). The obtained CAD model is thus an approximation, more or less correct, of the digitised data. Concerning NC tool path generation, many robust methods exist for continuous surfaces applicable in 3-axis machining as well as in 5-axis machining. However, as the calculated tool path is also an approximation of the CAD model, the combined procedure suffers from error accumulation and inefficiency (Feng and Teng 2005).

As the stage of RE is a restraint to automation and precision of the process, recent research has addressed the issue of direct duplication. Direct duplication consists in tool path calculation directly from data points. In the last decade, several investigations have been made in this direction. The first method reported is the work by Lin and Liu (1998). The authors created a rectangular mesh, a Z-map, from the digitising lines obtained with contact or non-contact measuring devices. The rectangular mesh is oriented according to the driving measuring direction, and is the support for tool path generation. Park and Chung (2003) proposed a method for both roughing and finishing. Rough machining is performed slice by slice. Taking advantage of the digitising lines, authors defined finishing tool paths as a series of point sequence curves. When the collected points form an inhomogeneous cloud of data, their algorithms can not be

\*Corresponding author. Email: lartigue@lurpa.ens-cachan.fr

applied. Feng and Teng (Feng and Teng 2005) presented a method to generate tool path for which machining error and surface finish are explicitly considered. A CL-net (Cutter Location net) is created which consists of 2D cells sequentially ordered. The size of the cell net is defined relatively to the machining tolerance (for its length) and the maximum scallop height allowed (for its side size). Each cell node corresponds to a CL point. Owing to the absence of continuity, the authors evaluated machining errors based on two adjacent tool swept surfaces of the ball-end cutter tool. An optimisation method of the position of the cell node is thus proposed to minimise the machining error. More recently, Teng *et al.* (2006) introduced the concept of area by area machining of complex parts in order to increase machining efficiency. The point cloud is segmented in function of the geometric complexity of the points. The complexity is defined considering local curvature, and possible gouging. Therefore, points with the same complexity are grouped together to form distinct machining areas. Tool paths are generated for each machining area using the method developed in the authors' previous work (Feng and Teng 2005). However, the point cloud proposed for illustration comes from the sampling of a CAD model, and not from a part digitising. Peng and Yin (2007) have handled the issue of tool path regeneration if a modification in the design process must be taken into account. The authors assumed that the original tool path is generated from B-spline surfaces constructed by selecting some measured points as control points. With the base of B-spline surfaces, only modified regions are identified and corresponding tool paths are easily regenerated. In their work, Ou Yang *et al.* (2005) detailed the algorithm they have developed to automatically select an optimised cutter-tool size for 3-axis ball end milling of a point cloud. Algorithm efficiency was only tested using simulated point cloud data sets. Concerning 5-axis machining, the approach developed in (Chui *et al.* 2008) is interesting. Authors based their method on a 3D triangular mesh construction directly from the cloud of points. For each facet, the local normal is obtained using the facet and its neighbours. The axis tool is thus oriented from the normal using a value of the tilt angle set by the user.

As can be seen from the existing literature, not much work has been done on tool-path generation from large clouds of points obtained by 3D digitising according to various sensor configurations. Indeed, in this case, collected points form a large cloud of points, non-ordered, dense, noisy, and inhomogeneous. Moreover, few approaches address the problem of discrete 5-axis machining directly from the cloud of points without surface or meshing reconstruction. For each part set-up, the portion of surface accessible by the tool (most generally a ball-end cutter tool) is machined using 3-axis machining algorithms. The issue is to find the minimal number of set-ups allowing the whole surface to be machined.

With the aim of machining large point clouds, dense, inhomogeneous, noisy and incomplete, we have proposed algorithms for tool path generation that evolved from 3-axis machining (Osty *et al.* 2000) to discrete 5-axis machining (Breteau *et al.* 2006). The paper deals with the presentation of those algorithms in the context of direct duplication of physical objects. Hence, specific attention is given to show the efficiency of direct duplication with regard to classical methods of duplication based on surface reconstruction (RE). The paper is organised as follows. Section 2 presents algorithms of tool path generation in 3 axes from massive data points, integrating both the roughing and finishing operations. Meshing or continuous surface construction are not necessary. An illustration of direct duplication of a complex physical object is proposed. A comparison is done with a classical method of duplication relying on RE. Section 3 concerns the extension to 5-axis direct duplication. As discrete machining is used, the first step aims at finding points that can be machined with the same tool orientation, defining thus a part set-up. This involves determining tool visibility and accessibility. The following step concerns the point cloud segmentation into areas, each one corresponding to a part set-up. Each area is machined in 3 axes using algorithms detailed in section 2. The application proposed in section 4 highlights issues that required specific developments and optimisation. Conclusions are proposed at the end of the paper.

## 2. Tool path generation in 3-axis ball end-milling for direct duplication

As the objective is to produce a copy of an existing object, based on data points collected on the physical object surfaces, the main issue is tool path generation directly from discrete data, including both roughing and finishing milling operations. Although there are many methods for tool path finishing trajectories, a few ones address the specific case of roughing. Lin and Liu (1998) have proposed a method based on the classical Z-level roughing method. In order to overcome difficulties linked to the huge amount of data, and the lack of continuity their work relies on a structure of the data through a Z-map calculated from the digitising lines. Hence, to be efficient, algorithms for tool path generation require a structure of the data.

In the present section, we propose a methodology for 3-axis milling duplication which encompasses roughing and finishing. For both milling operations, algorithms developed take advantages of a voxelisation of the data, which consists in splitting up the cloud points into cells, so that each cell contains a minimum of points. As only non-empty cells (or voxels) are considered, attributes linked to points included in the space of the voxel can be calculated, and associated to each voxel. The barycentre of the points and

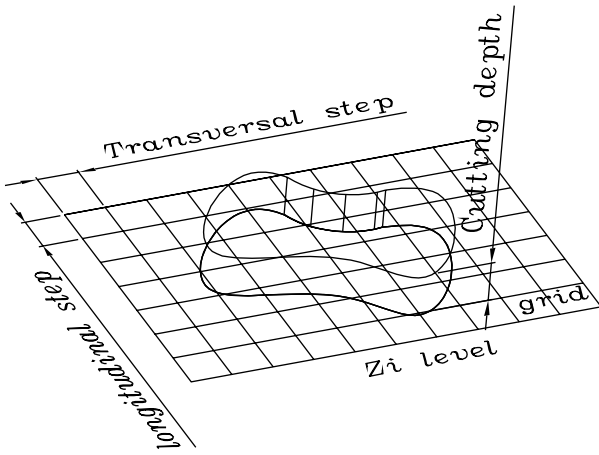


Figure 1. Roughing strategy.

the normal to the least-square plane that best-fits the points included in the voxel are the most useful attributes for tool path generation. Therefore, voxelisation gives data structure, pseudo-continuity and a lightened representation which will facilitate further calculations.

**2.1 Roughing**

The Z-level strategy is adopted, for which the roughing is performed layer-by-layer, in a direction perpendicular to the Z-axis tool. In each level (or layer)  $Z_i$ , the machining mode is the ‘zig-zag’ mode, and the trajectory  $T_i$  is calculated according to the roughing parameters (Figure 1).

For this purpose, the voxelisation of the data is carried out as regards those parameters. The voxel height corresponds to the cutting depth. In each layer, a grid (X,Y) is built. The longitudinal step is defined in the feed rate direction whereas the transversal step corresponds to the step over. Those parameters provide the quality of the milled surface with regard to machining time. Grid nodes  $n_{ij}$  are organised in function of the sweeping direction

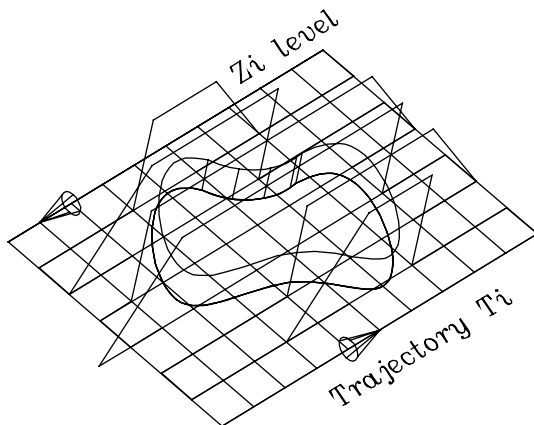


Figure 2. Resulting roughing trajectory.

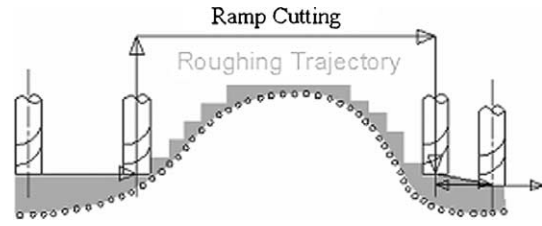


Figure 3. Ramp mode approach.

adopted. For each node  $n_{ij}$ , interferences between the tool and the barycentre of the neighbour voxels are checked. Nodes which are interference free define points of the trajectory  $T_i$  for the layer  $Z_i$ . For each point in interference, an off-machining trajectory is inserted to avoid collision with the part (Figure 2).

The link between trajectories is ensured thanks to off-machining trajectories. To avoid tool damages, axial plunges are forbidden, and the tool must follow a ramp (Figure 3). The tool plunges down to the level  $Z_{i-1}$ , then it follows a slope down to the level  $Z_i$ .

The previously described algorithm has been implemented using Matlab. As the verification of interferences is not yet managed for ramp mode approach, only the machining of part without internal pockets is allowed, which is convenient for the complex free-form parts tested. An illustration will be proposed in section 2.3.

**2.2 Finishing**

The finishing operation is a classical 3-axis ball-end milling. The method we have developed for tool path generation relies on the z-buffer inverse method (Suzuki *et al.* 1991). As for roughing, a grid in the xy-plane is built the dimensions of which are linked to the classical machining parameters, the machining tolerance  $Mt$ , and the maximum scallop height allowed,  $hm$ . The ordering of the grid nodes is processed according to the machining strategy. Let  $R$  be the tool radius, for each grid node  $K_{ij}$ , a tool positioning is calculated as follows (Figure 4) (Breteau *et al.* 2006):

1. Collect the points  $P^k$  belonging to the point cloud that are included in a cylinder the radius of which is  $R$ , and which axis is the Z-axis passing through the considered node.
2. For each point  $P^k$ , calculate the intersection  $Z^k$  between the Z-axis and a sphere of radius  $R$ , centred at the point.
3. Tool positioning  $CL_{ij}$  is defined by the maximal  $Z^k$  value.

For the first implementations, grid parameters are chosen uniform; the final result is thus not optimised with regard to part quality. Indeed, in order to avoid facets, the grid parameter is determined as a function of the most

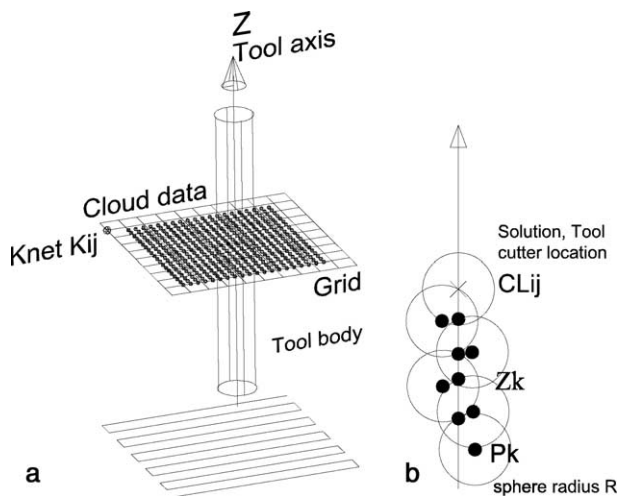


Figure 4. Finishing strategy.

discriminating areas of the point cloud relative to the chord deviation criterion. This involves over-quality for other portions. To overcome this problem, a solution can be the use of an adaptive longitudinal step. In such a case, a maximum distance is imposed between two successive points of the trajectory instead of two successive nodes of the grid. The integration of this solution is presently in progress.

### 2.3 Comparison with classical methods based on RE

In this section, we propose to compare the efficiency of direct duplication relative to a classical approach based on RE. The comparison aims to assess the relevance of direct duplication *vis à vis* the classical RE methods, especially in terms of rapidity and fidelity.

A mask, the CAD model of which is unknown, is first digitised using a laser-scanner mounted on a CMM. Three different orientations are used leading to 470 000 points. The completeness is ensured by using an automated scan planning strategy (Mehdi-Souzani *et al.* 2006). In order to lighten the point cloud, a filtering operation based on the chord error is applied, leading to 170 000 points (Figure 5(a)). Both approaches are thus conducted in parallel.

For the RE method, the surface is reconstructed using the module *Quick Surface Reconstruction* of CATIA V5®. The point cloud is split into sub-sets to which a patch is associated. All the patches are therefore linked together, and remaining holes are filled so that the final surface is at least C0 continuous (Figure 5(b)). In order to decrease processing time, a scaling factor of 7/20 is applied to the surface. Tool paths are afterwards generated from this surface using the module *Advanced Machining* of CATIA V5®. Roughing is performed starting from a raw material, with dimensions of: 100 mm × 100 mm × 60 mm, and using a cylindrical tool with a radius of  $D_R = 10$  mm. The

finishing stage is carried out according to the parallel plane strategy. Machining parameters are reported in Table 1.

The part machining is carried out on the milling centre of the laboratory: Mikron UCP 710 equipped with a CN unit Siemens 840D. In order to smooth trajectories, a real-time polynomial interpolation is applied with a tolerance of 0.01mm.

As direct duplication is concerned, the same scaling factor is applied to the point cloud. Tool paths are generated using the algorithms described above. Tool diameters are identical to those used for the RE method. For the roughing operation, the voxel size is chosen equal to 2 mm, which defines the cutting depth and the longitudinal step. As the tool diameter is  $D_R = 10$  mm, the step over is given by  $D_R/2$ . In order to avoid possible tool breaking and to make uniform the material remaining before finishing, a semi-finishing operation is performed. Trajectories for semi-finishing are the same as that for finishing except that the tool used during machining is chosen of a smaller value ( $D = 6$  mm), which leads to a uniform thickness of 1 mm. For the finishing operation, grid steps are chosen to be identical for both  $x$  and  $y$  directions: 0.2 mm × 0.2 mm. To check that trajectories are interference free, they are integrated into CATIA V5®, and the simulation of the machining is carried out (Figure 5(c)). Algorithms for trajectory simulations based on the voxel-map are presently in progress.

The part is thus machined on the Mikron milling centre with the same feed-rate. The result reported in Figure 5(c) shows the feasibility of the approach. However, it is necessary to assess direct duplication in terms of geometrical conformity to the initial shapes. For this purpose, a comparison is made through simulations.

The method developed is a classical N-buffer simulation method, and consists in, considering finishing only, simulating the envelope of the tool trajectory (Jerard *et al.* 1989). Geometrical deviations between the envelope and the initial cloud of points are calculated for both approaches (Classical RE and direct duplication). N-buffer requires a representation point/surface of the surface to be machined. The CAD model is used as the reference to calculate the normal at each point. Despite imperfections introduced using such approximation, the default in normal orientation is of little influence on the geometrical conformity. Once the surfel (set of points and normals) is obtained, simulation is carried out by intersecting the surfel with the tool trajectory.

The algorithm is applied on a lightened cloud points (20 000 points) (Figure 6). In the case of direct duplication, geometrical deviations reported are nearly all positive, which is consistent with the tool positioning method. Details of the physical object are revealed: deformation of the left cheek, marks on the temples, inferior lip well-drawn, (Figure 7). Therefore, direct duplication quality is essentially linked to tool accessibility (tool diameter) and to the

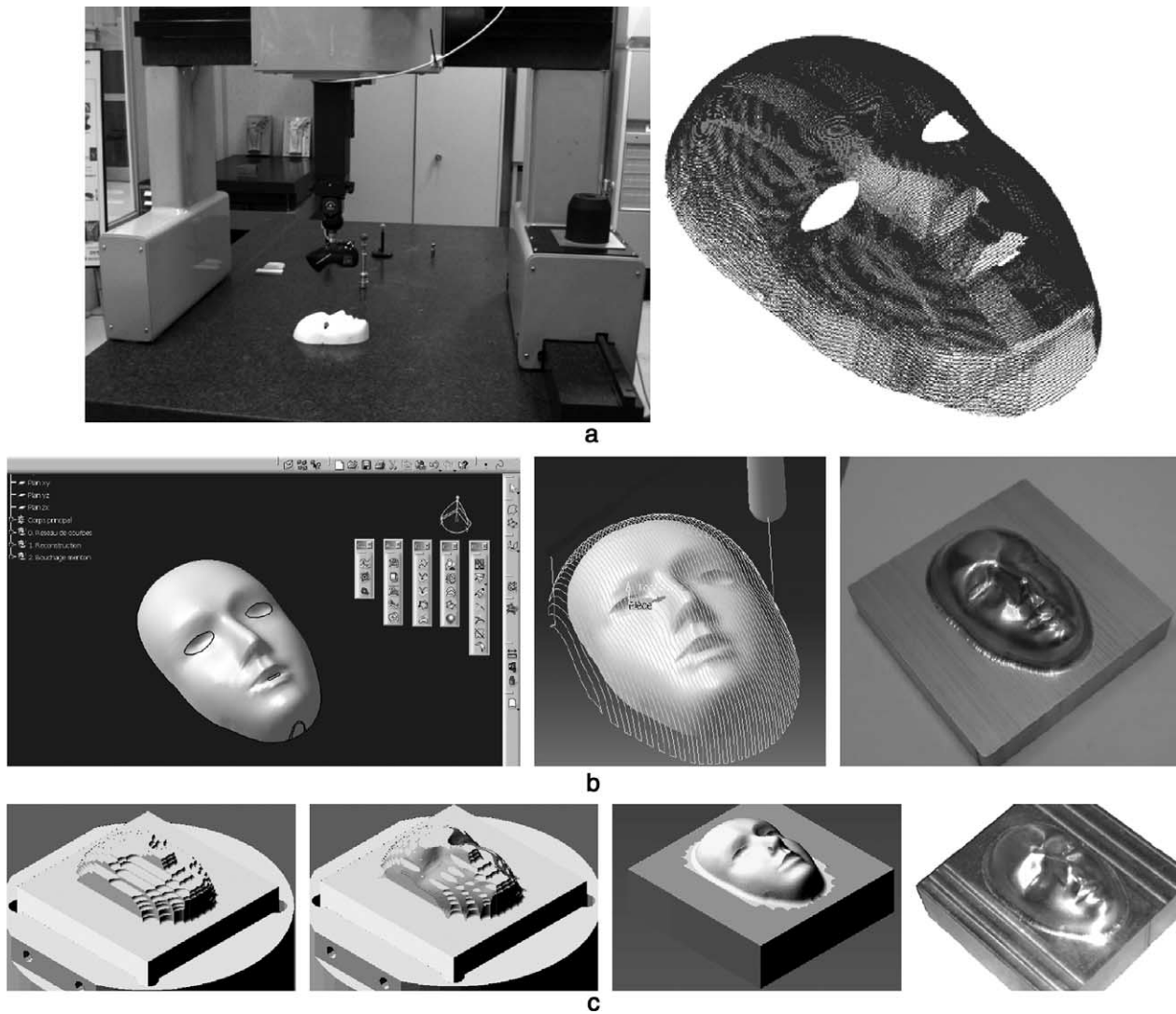


Figure 5. Duplication of a mask using RE and using direct duplication. a. Digitizing system and resulting point cloud, b. Method based on Reverse Engineering, c. Direct duplication.

grid step. Indeed, deviations are negative only for vertical zones located near the chin for which the longitudinal step is too large. Similarly, the large transversal step provides important cups for the vertical zones at the vicinity of the temples. Concerning the approach based on RE, deviations are both positive and negative due to the surface reconstruction: the surface best-fits the points according to the least-square criterion. This provides waves as well as the smoothing of the details, which is particularly noticeable for the nose and the lips (Figures 6 and 7). The geometrical conformity is thus weaker. Nonetheless, the machining tolerance and the maximum scallop height are better managed with the software.

The efficiency of direct duplication has been proven. However, 3-axis machining is not capable of producing parts with complex shapes, such as statues for instance. An

alternative is the use of 5-axis machining. The two additional degrees of freedom, allow the machining of sculptured surfaces with complex shapes. As some difficulties remain in interference-free tool path calculation for 5-axis machining, an alternative is the use of discrete 5-axis machining. In this approach, the surface to be machined is subdivided into areas with similar shapes, so that each area can be machined with the same tool orientation (Chen *et al.* 2003). A valid tool orientation defines a part set-up for which the surface can be machined without gouging and

Table 1. Machining parameters.

Tool diameter:	Machining tolerance:	Feedrate:	Max. Scallop height:
$D = 8\text{mm}$	$Mt = 0.01\text{mm}$	$Vf = 5\text{ m/min}$	$hm = 0.01\text{mm}$

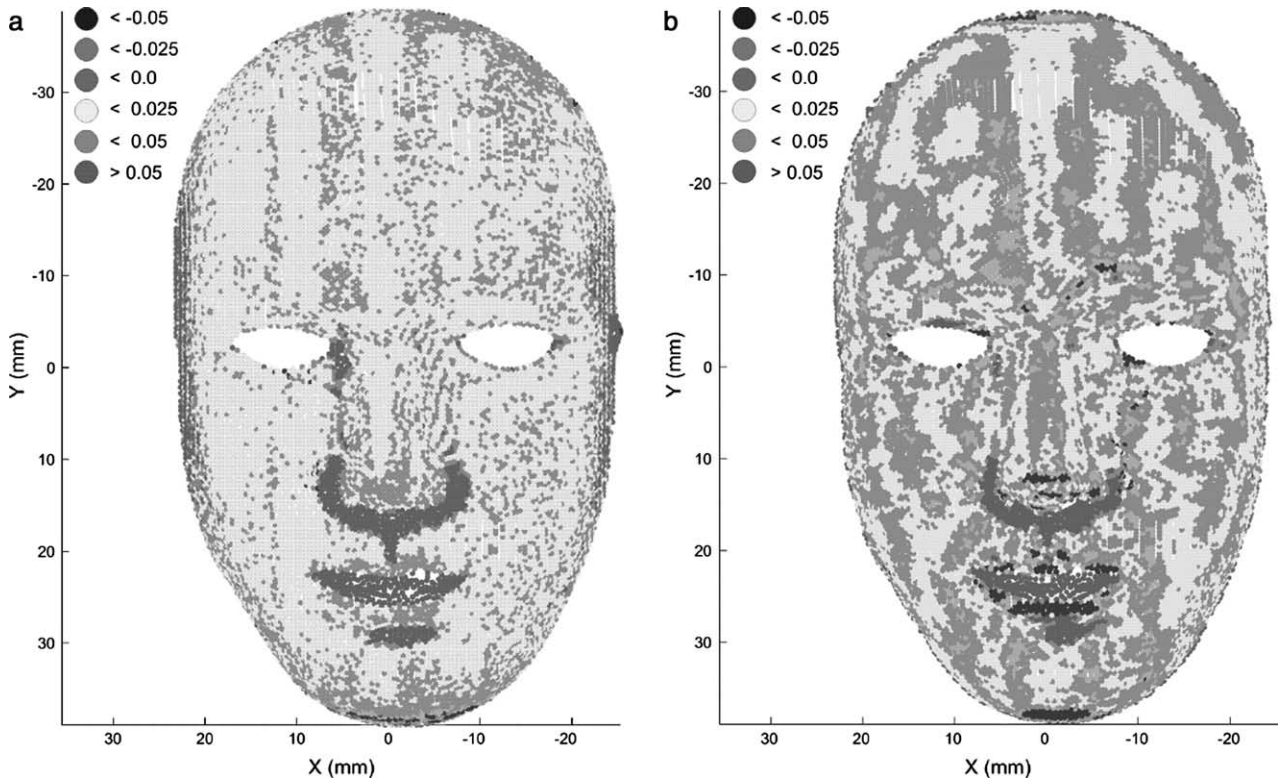


Figure 6. Comparison of machining simulations. a. Direct duplication, b. Reverse Engineering.

interference. Therefore, the area accessible by the tool can be machined according to the 3-axis strategy.

In the next section, we propose an extension of a 3-axis duplication to 5-axis direct duplication in order to increase the diversity of objects that can be reproduced.

### 3. From 3-axis copying to 5-axis direct copying

Basically, 5-axis NC machining is an advanced machining technology, by which geometrically complex shapes can be machined. Thanks to the two additional axes, more generally rotational axes, the tool accessibility is increased. Therefore, for each point the number of tool accessibility orientations is nearly infinite. On the other hand, a minimum number of orientations (part set-ups) is required in order to completely and efficiently machine the part on the 5-axis machine tool (Figure 8).

Hence, the basic issue of discrete 5-axis machining can be formulated as follows: given the point cloud and the 5-axis machine tool, find the minimum number of tool orientations so that all the points are accessible. Actually, this is equivalent to a machining area-by-area problem, for which the data need to be partitioned based on their accessibility (Teng *et al.* 2006). The method developed consists of two main stages: topological and technological data segmenta-

tion, and tool path generation. During the segmentation stage, data are partitioned based on accessibility criteria to form groups of points that will be machined with the same tool orientation. Once, points are grouped, algorithms developed in section 2 are applied to generate tool trajectories for both roughing and finishing operations.

#### 3.1 Data processing for area-by-area machining

For most of the algorithms developed, a crucial issue is the calculation of geometrical differential properties on discrete data. Indeed, the loss of continuity and the lack of data structure imply that these properties can only be estimated. The major problem concerns in particular the calculation of the local normal. Many authors have investigated this issue (Meek and Walton. 2000, Park *et al.* 2006). As for machining, the normal is simply evaluated from a voxelisation of the data (see section 2). For each voxel, the normal is calculated as the normal to the plane that best-fits the points included in the considered voxel. The calculated normal can be interpreted as a local normal, representative of a small portion of the surface (a small sub-set of points). The size of an elementary cell is fixed as a function of the free form surface geometry and of the dimension of the tool radius used for the milling. This method is efficient as long as the point number allows the calculation of the

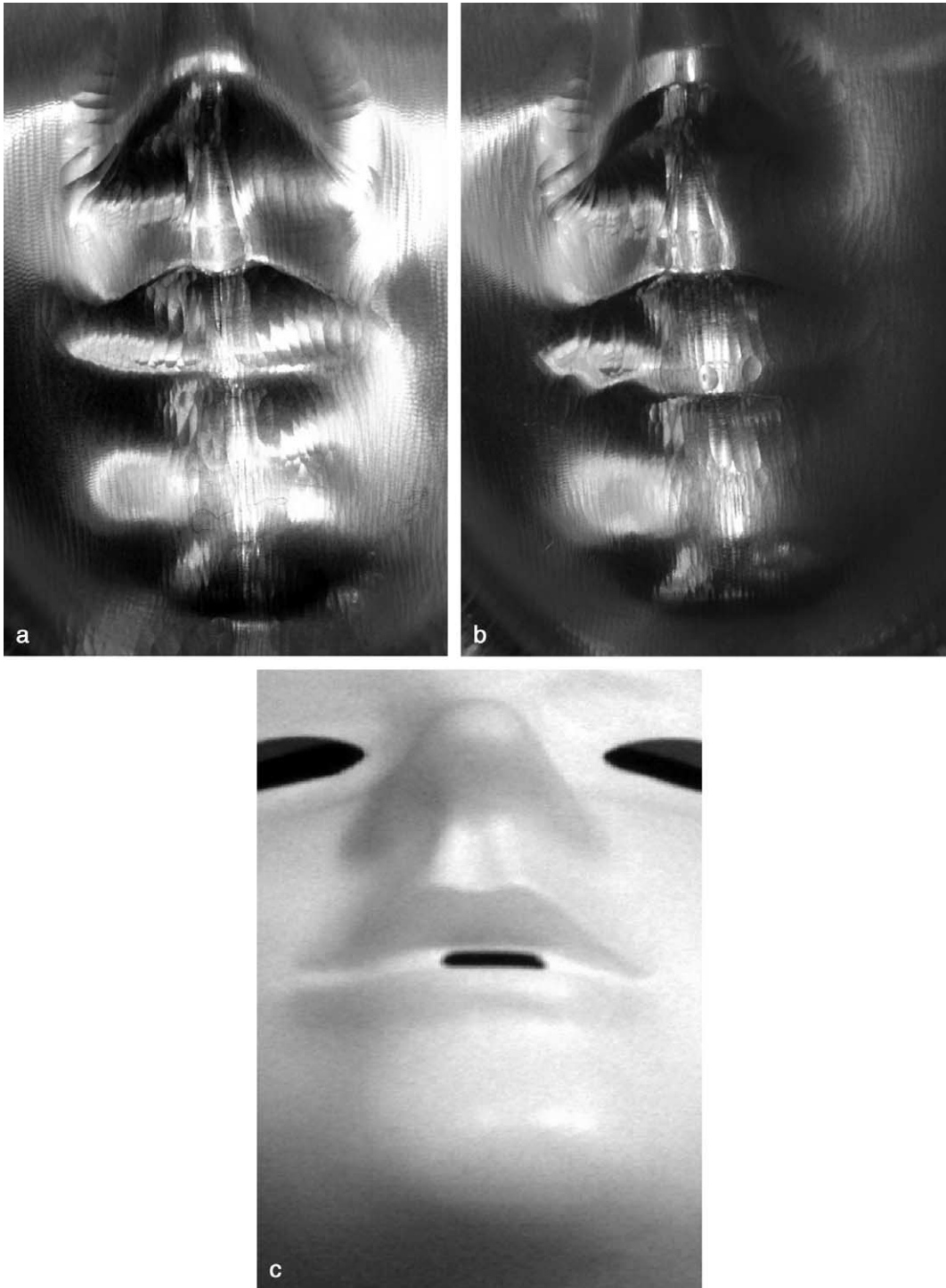


Figure 7. Details of the machined parts. a. Direct duplication, b. Reverse Engineering, c. Physical model.

least-square plane. When the voxel number is not sufficient (generally, when located at the vicinity of boundaries) the normal is calculated using the voxel and its 27 neighbours.

At final, a voxel-map is created: a set of triplets (voxel, normal, barycentre). This voxel-map acts as a filtering of the data.

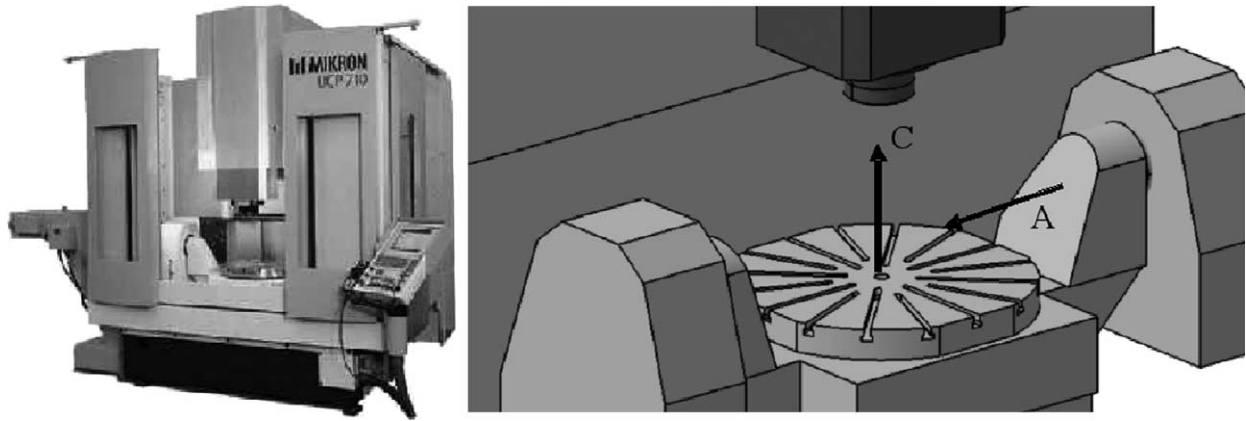


Figure 8. 5-axis machine tool (RRTTT structure).

### 3.2 Global visibility

The computation of tool accessibility at each point is divided into two steps: calculation of the local tool visibility followed by the calculation of the global visibility. The visibility is evaluated at each point of the voxel-map (each barycentre). A visibility cone is built, whereby the axis is defined by the normal, and the angle of which is directly linked to the tool geometry. Let us denote,  $\nu$  the cone angle:  $\nu = 0^\circ$  for cylindrical tool,  $\nu = 90^\circ$  for a ball-end cutter tool (or hemispherical tool) and,  $0 < \nu < 90^\circ$  for a filleted-end tool. In the paper, only the case of the hemispherical tool is investigated (Figure 9). In order to improve the efficiency of the cutting during machining, the cutting zone of the tool is reduced; tool axis orientations parallel to the normal or perpendicular are forbidden. This reduces the visibility zone of the tool as shown in Figure 9, which means the possible orientations of the tool relatively to the surface normal. This visibility is thus called *tool visibility* or *local visibility*.

It is important to notice that as points result from a digitising operation, they are necessarily visible according to the sensor direction that is used to collect them. Although these directions may not be optimal with regard to cutting efficiency, they provide a good process initialisation.

Once local visibility is calculated, it is necessary to check that the tool body is not in interference with the cloud of points. The verification is performed only for the tool body, without considering the cutting zone of the tool. Indeed, by definition the positioning method is interference-free (see section 2.2). To simplify calculations, the tool body is sampled. Finally this provides for each point, tool configurations that are not in interference with the point cloud (Figure 10).

In the last step, machine accessibility must be verified as it is essential to check that each direction of global visibility is included within the visibility space of the machine tool. If not, the tool orientation can not be considered as defining a possible set-up. Machine accessibility requires the geometric model of the machine to be known. This last step provides the global visibility.

### 3.3 Segmentation for area-by-area machining

The point cloud segmentation for area-by-area machining, must provide all the set-ups allowing the complete surface machining; it is thus a key point. The efficiency of the approach relies on the use of a visibility matrix (Figure 11). Rows of the matrix correspond to the voxel-map points, and its columns are tool orientations obtained from the visibility

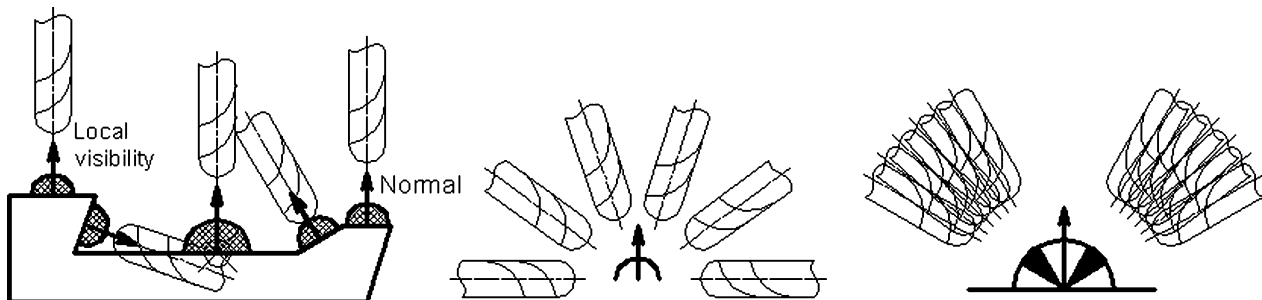


Figure 9. The local visibility. a. Definition of the local visibility, b. Visibility for a hemispherical tool, c. Reduced visibility zone.



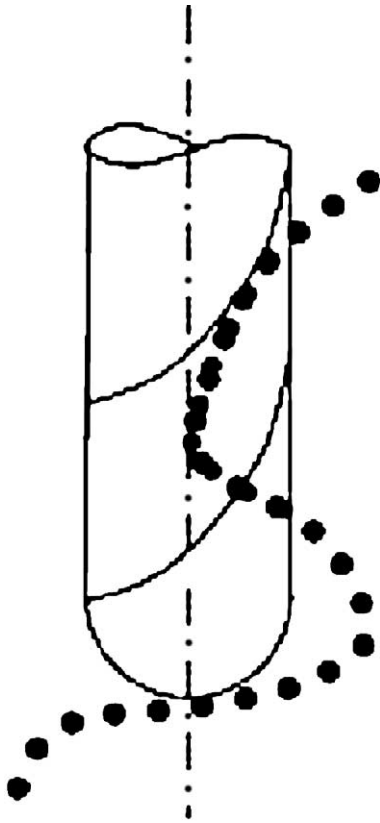


Figure 10. Interference between the tool body and the point cloud.

step. The value is 1 or 0, whether the point is visible or not according to the given orientation. The column with the greatest number of ‘1’ is first retained, and defines the first set-up. Corresponding points are removed from the visibility matrix, and the search continues as follows:

- Find the column with the maximum number of ‘1’,
- Check that the number of points is greater than a given threshold,
- Check that the number of set-ups is less than a given threshold,
- Group the corresponding points to form a sub-set associated to the given set-up
- Remove those points from the matrix

Once, all the set-ups are found according to the previous criteria, isolated points or small point sub-sets are investigated. Most generally, the algorithm attempts to integrate them to neighbour sub-sets.

#### 4. First application

The proposed approach is applied for the duplication of a little figurine representing a cartoon character (see later

	ori_1	ori_2	ori_3	ori_4	ori_5	ori_x
point1	0	0	0	1	0	1
point2	0	1	0	1	0	1
point3	0	0	1	1	1	1
point4	1	1	1	1	0	1
pointn-1	1	0	0	0	0	1
pointn	1	1	0	0	1	0

Figure 11. Matrix of visibility.

in Figure 13). The scanning of the object is carried out thanks to a laser plane sensor mounted on a CMM as discussed in section 2.3. Sensor configurations are chosen to guarantee the completeness of the digitised points as regards the whole object surface (Mehdi-Souzani *et al.* 2006). Five sensor directions are used; z, x, -x, y, -y. The resulting point cloud is strongly dense and inhomogeneous. The voxel-map is thus built from the points, with a cell size of 2mm giving 1437 voxels (see later, Figure 13).

To simplify the problem in this first application, the 5 sensor orientations are considered as possible tool orientations. Corresponding orientations on the machine tool are calculated: (A = 0, C = 0), (A = 90, C = -90), (A = 90, C = 90), (A = 90, C = 180), (A = 90, C = 0). Therefore, for each one, local and global visibilities are checked, with a cone angle equal to 60°. As all the 5 orientations are validated, the point cloud is segmented into 5 areas, defining 5 point sub-sets.

For each set-up, or each point sub-set, the tool-path is calculated according to algorithms developed in section 2.3. The machining zone is defined as follows:

- For each set-up, define a plane perpendicular to the tool axis,
- Project all the voxel vertices that belong to the considered point sub-set; the limits of the rectangular grid are created (Figure 12).
- For each node, if the tool axis intersects the voxels, calculate the Cutter Location point.

Finally, the part machining is carried out on the machine MIKRON UCP 710. Figure 13 shows the result of the milling, which includes both roughing and finishing operations. Due to the limit of the tool radius, some surfaces can not be machined such as the neck of the little character. Nevertheless, some details like the eyes or the wind-breaker buttons are visible which brings out the efficiency of this approach. Although the use of sensor orientations allows limiting the number of part set-ups, the result is not optimised with regard to overlapping areas. Some geometrical defects are clearly visible at the machining area junctions, probably due to re-positioning errors on the machine-tool (Figure 14).

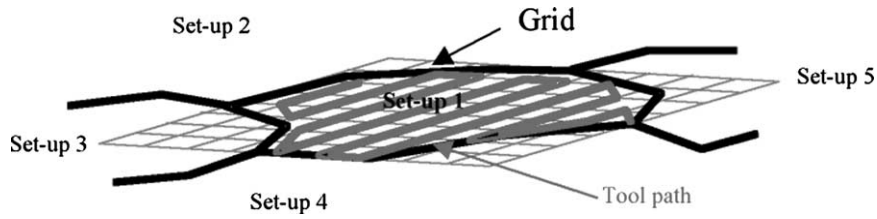


Figure 12. Machining area by set-up.

Those defects are related to machine tool geometric errors (axis straightness, axis perpendicularity ...). Although nowadays machine tools have high-performance, geometric errors still remain. Some authors propose to optimise the part set-up in order to minimise those errors (Anotaipaboon *et al.* 2006). Other works address the issue of trajectory compensation in order to remove kinematics errors (Mir *et al.* 2002). Some tests performed on the Mikron UCP shown that registration errors related to tool orientation changes may be close to 0.1mm in some cases. Additional tests must be performed in order to provide kinematics errors of the considered machine tool. Therefore, overlaps must be limited which adds a constraint to data segmentation.

So, the issue is: finding the best segmentation of the point cloud into sub-sets so that the overlapping length is minimal. The associated optimisation problem is hence the following:

- Find the tool orientations (part set-ups)
- So that: the overlapping length is minimal
- Respecting : – local visibility of the tool
  - global visibility of the tool and machine accessibility
  - minimum number of points to define a machining area
  - maximum number of set-ups

Overlapping zones can be identified as the boundaries of the machining areas. Taking advantages of the voxel-map,

these zones can be identified as contour voxels; voxels defining the contour of the area constitute the overlapping line. The investigation of the optimisation problem is in progress.

## 5. Conclusion

In the paper, a novel method for duplication of physical models has been proposed. The aim is to produce a copy of an existing object which has been digitised using non-contact devices. The step of digitising generally provides a large cloud of points, dense, noisy and inhomogeneous. To avoid critical issues linked to the RE stage, direct machining of the point cloud is implemented. Algorithms developed for 3-axis ball end milling, for roughing and finishing operations are detailed. The efficiency of direct machining is shown thanks to a simple example. The comparison done with classical methods based on RE highlights the efficiency of the approach in terms of geometrical conformity to the initial surface object. An extension to discrete 5-axis machining is carried out to increase the diversity of forms that can be machined. The main problem is the point cloud segmentation in areas that can be machined with the same tool orientation, defining then a part set-up. To solve this difficulty, a visibility matrix is built. For each point, possible tool orientations, corresponding to part set-ups, are identified according to visibility and accessibility criteria. Points that can be machined with the same tool orientation are grouped to form a point sub-set. Each point sub-set is afterwards machined in 3-axis machining according to algorithms

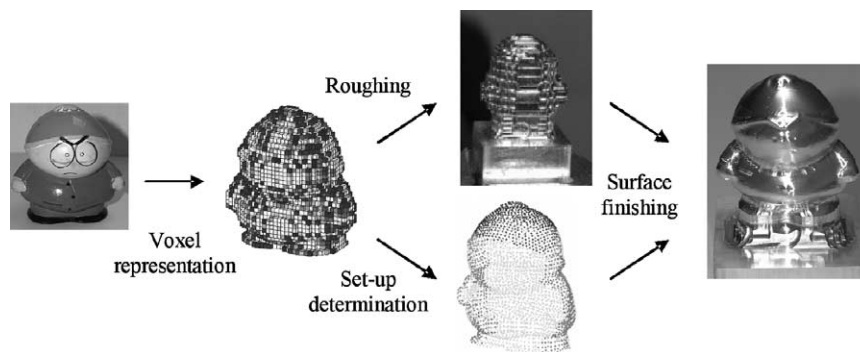


Figure 13. Direct duplication in 5-axis discrete machining.

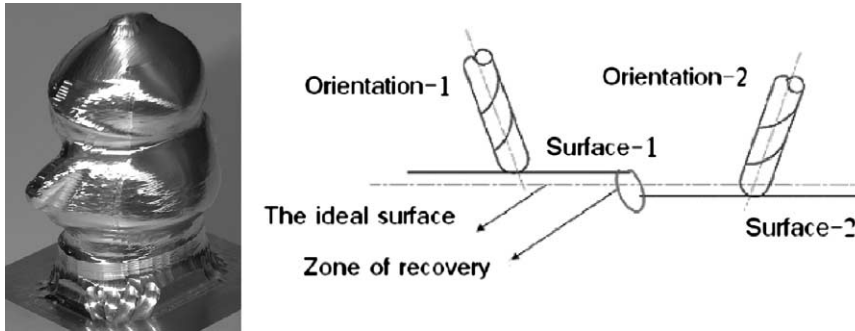


Figure 14. Overlapping defects on the figurine.

previously developed. The feasibility of direct duplication in 5 axis machining is proved through the duplication of a little figurine. The solution is yet not optimised, and some improvements must be done in particular concerning the overlapping areas.

## References

- Anotaipaboon, W., Makhanov, S.S. and Bohez, E.L.J., 2006. Optimal setup for five-axis machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **46** (9), 964–977.
- Breteau P., *et al.*, 2006. Towards an approach for rapid copying of free-form surfaces in 5-axis machining. *6th International Conference on Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering*, Grenoble (France), 17–19 May, cdrom paper.
- Chen, C. Z., Dong, Z. and Vickers, W.G., 2003. Automated surface subdivision and tool path generation for 3 1/2 1/2 axis CNC machining of sculptured parts. *Computers in Industry*, **50**, 319–331.
- Chui, K. L., Chiu, W. K. and Yu, K. M., 2008. Direct 5-axis tool-path generation from point cloud input using 3D biarc fitting. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, **24** (2), 270–286.
- Feng, H-Y. and Teng, Z., 2005. Iso-planar piecewise linear NC tool path generation from discrete measured data points. *Computer-Aided Design*, **37**, 55–64.
- Jerard, R., *et al.*, 1989. Approximate methods for simulation and verification of numerically controlled machining programs. *The Visual Computer*, **5**, 329–348.
- Lin, A-C. and Liu, H-T, 1998. Automatic generation of NC cutter path from massive data points. *Computer-Aided Design*, **30**, 77–90.
- Meek, D.S. and Walton, D.J., 2000. On surface normal and Gaussian curvature approximations given data sampled from a smooth surface. *Computer Aided Geometric Design*, **17**, 521–543.
- Mehdi-Souzani, C., Thiébaud, F. and Lartigue, C., 2006. Scan planning strategy for a general digitized surface. *Journal of Computing and Information Science in Engineering, ASME International*, **6** (4), 331–339.
- Mir, Y.A., Mayer, J.R.R. and Fortin, C., 2002. Tool path error prediction of a five axis machine tool with geometric errors. *Journal of Engineering Manufacture*, **216** (5), 697–712.
- Osty, G., Contri, A. and Duc, E., 2000. Free-form copying from point clouds; A tool-path calculation method using B-Spline interpolation. *RCFAO, Rapid Production*, **15** (2-4), 367–382.
- Ou Yang, D., Van Nest, B.A. and Feng, H-Y, 2005. Determining gouge-free ball-end mills for 3D surface machining from point cloud data. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, **21**, 338–345.
- Park, S-C. and Chung, S-C, 2003. Tool-path generation from measured data. *Computer-Aided Design*, **35**, 467–475.
- Park, J.C., Shin, H. and Choi, B.K., 2006. Elliptic Gabriel graph for finding neighbors in a point set and its application to normal vector estimation. *Computer-Aided Design*, **38** (6), 619–626.
- Peng, Y.H. and Yin, W., 2007. Direct tool path regeneration for physical object modification from digitized points in reverse engineering. *International Journal of Manufacturing Technology*, **33**, 1204–1211.
- Suzuki, H., *et al.*, 1991. Development of the CAD/CAM System based on parallel processing and inverse offset method, *Transputing'91 Proceedings of the World Transputer user Group (WOTUG) Conference*, 22–26 April, IOS Press.
- Teng, Z., Feng, H-S. and Azeem, A, 2006. generating tool paths from point cloud data via machining area segmentation. *International Journal of Manufacturing Technology*, **30**, 254–260.
- Varady, T., Martin, R.R. and Cox, J., 1997. Reverse Engineering of geometric models – an introduction. *Computer-Aided Design*, **29** (4), 255–268.

Provided for non-commercial research and education use.  
Not for reproduction, distribution or commercial use.



This article appeared in a journal published by Elsevier. The attached copy is furnished to the author for internal non-commercial research and education use, including for instruction at the authors institution and sharing with colleagues.

Other uses, including reproduction and distribution, or selling or licensing copies, or posting to personal, institutional or third party websites are prohibited.

In most cases authors are permitted to post their version of the article (e.g. in Word or Tex form) to their personal website or institutional repository. Authors requiring further information regarding Elsevier's archiving and manuscript policies are encouraged to visit:

<http://www.elsevier.com/copyright>



ELSEVIER

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/jmatprotec](http://www.elsevier.com/locate/jmatprotec)

# Automatic polishing process of plastic injection molds on a 5-axis milling center

Xavier Pessoles, Christophe Tournier\*

LURPA, ENS Cachan, 61 avenue du President Wilson, 94230 Cachan, France

## ARTICLE INFO

### Article history:

Received 9 March 2008

Received in revised form

21 August 2008

Accepted 28 August 2008

### Keywords:

Automatic polishing

5-Axis milling center

Mirror effect

Surface roughness

Hilbert's curves

Trochoidal curves

## ABSTRACT

The plastic injection mold manufacturing process includes polishing operations when surface roughness is critical or mirror effect is required to produce transparent parts. This polishing operation is mainly carried out manually by skilled workers of subcontractor companies. In this paper, we propose an automatic polishing technique on a 5-axis milling center in order to use the same means of production from machining to polishing and reduce the costs. We develop special algorithms to compute 5-axis cutter locations on free-form cavities in order to imitate the skills of the workers. These are based on both filling curves and trochoidal curves. The polishing force is ensured by the compliance of the passive tool itself and set-up by calibration between displacement and force based on a force sensor. The compliance of the tool helps to avoid kinematical error effects on the part during 5-axis tool movements. The effectiveness of the method in terms of the surface roughness quality and the simplicity of implementation is shown through experiments on a 5-axis machining center with a rotary and tilt table.

© 2008 Elsevier B.V. All rights reserved.

## 1. Introduction

The development of high speed machining (HSM) has dramatically modified the organization of plastic injection molds and tooling manufacturers. HSM in particular has made it possible to reduce mold manufacturing cycle times by replacing spark machining in many cases. In spite of these evolutions, HSM is not able to remove the polishing operations from the process. In this paper, we deal with the realization of surfaces with high quality of surface finishing and mirror effect behavior. This means that the part must be perfectly smooth and reflective, without stripes. Such a quality is for example necessary on plastic injection mold cavities in order to obtain perfectly smooth or completely transparent plastic parts. From an economic point of view, polishing is a long and tiresome process requiring much experience. As this process is expensive in terms of price and downtime of the mold, automatic polishing

has been developed. Our objective is to use the same means of production from machining to polishing, leading to cost reduction. The aim of the paper is thus to propose a method of automatic polishing on a 5-axis machine tool.

Literature provides various automated polishing experiments. Usually, the polishing is carried out by an anthropomorphic robot (Wu et al., 2007). Anthropomorphic robots are used for two main reasons. First, their number of axes enables them to have an easy access to any area of complex form. Second, it is possible to attach a great variety of tools and particularly spindles equipped with polishing force control mechanisms. Automatic polishing studies have been also carried out on 3- or 5-axis NC milling machines with specially designed tools to manage polishing force (Huissoon et al., 2002) as well as on parallel robots (Roswell et al., 2006). Indeed, the polishing force is a key parameter of the process. The abrasion rate increases when the polishing pressure

\* Corresponding author. Tel.: +33 147 402 996; fax: +33 147 402 211.

E-mail address: [christophe.tournier@lurpa.ens-cachan.fr](mailto:christophe.tournier@lurpa.ens-cachan.fr) (C. Tournier).  
0924-0136/\$ – see front matter © 2008 Elsevier B.V. All rights reserved.  
doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.08.034

### Nomenclature

#### Geometric parameters

$C_E(X_E, Y_E, Z_E)$  tool extremity point  
 $(u, v)$  coordinates in the parametric space

#### Trochoidal curve parameters

$A$  amplitude of the trochoid  
 $C(s)$  parametric equation of the guiding curve  
 $D_{tr}$  diameter of the useful circle to construct the trochoid  
 $n(s)$  normal vector of the guiding curve  
 $p$  step of the trochoid  
 $P(s)$  parametric equation of the trochoid curve  
 $s$  curvilinear abscissa

#### Preston's law parameters

$h$  rate of material removed  
 $K_P$  Preston coefficient  
 $P$  pressure or force per unit area  
 $V$  velocity of the tool relative to the part

#### Technological parameters

$C_c$  point onto the trochoidal curve  
 $D$  tool diameter  
 $D_{eff}$  effective diameter of the tool during polishing  
 $e$  displacement induced by the compression of the tool  
 $E$  amplitude of the envelope of the polishing strip  
 $f$  tangent vector of the guide curve  
 $u(i, j, k)$  tool axis  
 $\theta$  tilt angle of the tool axis

#### Machining parameters

$a_p$  cutting depth  
 $a_t$  working engagement  
 $f_z$  feed per cutting edge  
 $N$  spindle speed  
 $T$  machining time  
 $V_c$  cutting speed  
 $V_f$  feed speed

#### Surface roughness parameters

$R_a$  arithmetic average deviation of the surface (2D)  
 $S_a$  arithmetical mean height of the surface (3D)  
 $S_{ku}$  kurtosis of topography height distribution  
 $S_q$  root-mean-square deviation of the surface  
 $S_{sK}$  skewness of topography height distribution

increases (Lin and Wu, 2002). But as mentioned in (Roswell et al., 2006) the contact pressure depends on the polishing force and also on the geometrical variations of the part. An adequate polishing force facilitates the removal of cusps and stripes left on the part during milling or previous polishing operations. Nevertheless, the contact stress has to be as constant as possible to avoid over-polishing and respect form deviation tolerances. Many authors have thus chosen to develop abrasive systems allowing a dynamic management of the polishing force. In (Nagata et al., 2007), Nagata et al. use an

impedance model following force control to adjust the contact force between the part and the sanding tool. In (Ryuh et al., 2006), Ryuh et al. have developed a passive tool, using a pneumatic cylinder to provide compliance and constant contact pressure between the surface and the part. A passive mechanism is also used in (Mizugaki and Sakamoto, 1990). The contact force is given by the compressive force of a spring coil.

In order to carry out an automatic polishing, it is important to use adapted tool trajectories. According to (Tsai and Huang, 2006), polishing paths should be multidirectional rather than monotonic, in order to cover uniformly the mold surface and to produce fewer undulation errors. Moreover, the multidirectional polishing path is close to what is made manually. If we observe manual polishers, we can notice that they go back on surface areas according to various patterns such as trochoidal polishing paths (or cycloidal weaving paths) (Tsai and Huang, 2006) (Fig. 1). Therefore, it could be profitable to follow such a process in order to obtain the required part quality. For instance, some papers use fractal trajectories like the Peano curve fractal (Mizugaki and Sakamoto, 1992), which is an example of a space-filling curve, rather than sweepings along parallel planes (Tam et al., 1999).

This brief review of the literature shows that there is no major difficulty in using a 5-axis machine for automatic polishing with a passive tool. This paper aims at showing the feasibility of automatic polishing using 5-axis machine tools and proposing some polishing strategies. In the first section, we expose how automatic polishing is possible using a 5-axis HSM center. In particular, we present the characteristics of the passive and flexible tools used. A specific attention is paid to the correlation between the imposed displacement of the tool and the resulting polishing force. First, the feasibility of 5-axis automatic polishing is proved, then the various dedicated polishing strategies we have developed are detailed in Section 2. These strategies are for the most part issued from previous experiences as for fractal tool trajectories coming from robotized polishing or cycloidal weaving paths representative of manual polishing. In Section 3, the efficiency of our approach is tested using various test part surfaces. All the parts are milled then polished on the same production means: a 5-axis Mikron UCP710 milling center. In the literature, the effectiveness of polishing is evaluated using the arithmetic roughness  $R_a$  (Huissoon et al., 2002). However, as it is a 2D parameter, this criterion is not really suited to reflect correctly the 3D polished surface quality. We thus suggest qualifying the finish quality of the polished surface through 3D parameters. This point is discussed in the last section as well as the comparison of the surface roughness obtained using automatic polishing with that obtained using manual polishing, a point hardly

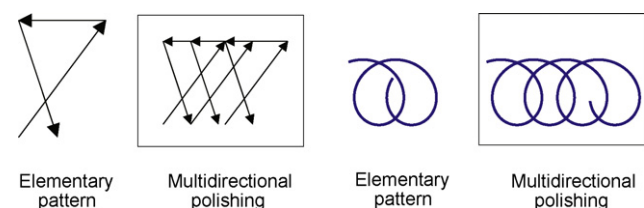


Fig. 1 – Manual polishing patterns.

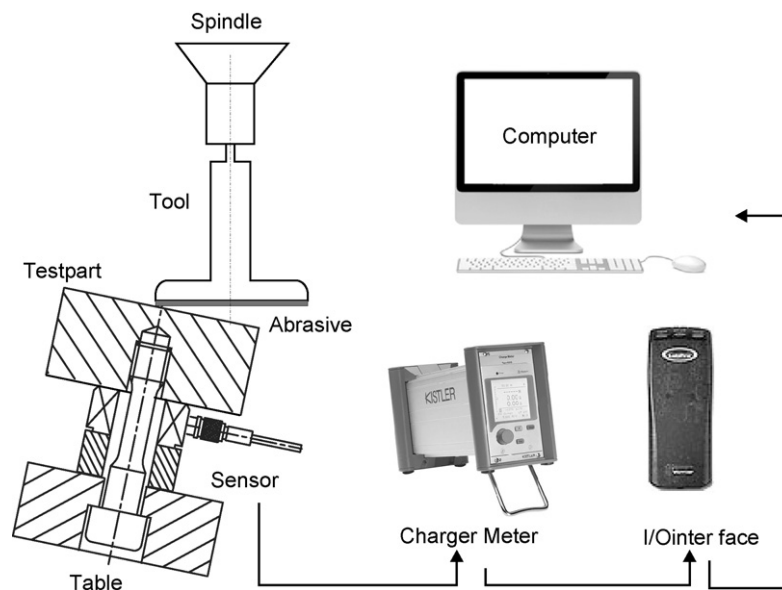


Fig. 2 – Experimental set-up.

addressed in the literature. 3D surface roughness measurements are performed using non-contact measuring systems.

## 2. Experimental procedure

### 2.1. Characteristics of the tools

As said previously, our purpose is to develop a very simple and profitable system. Therefore, the tools used are the same as those used in manual polishing. The polishing plan is divided into two steps, pre-polishing and finishing polishing. Pre-polishing is performed with abrasive discs mounted on a suitable support. The abrasive particle size is determined by the Federation of European Producers of Abrasives standard (FEPA). This support is a deformable part made in an elastomer material fixed on a steel shaft that allows mounting in the spindle. We thus deal with a passive tool. Hence, we do not have a force feedback control but a position one. We have studied the relation between the deflection of the disc support and the polishing force applied to the part. To establish this relationship, we use a Quartz force sensor Kistler 9011A mounted on a specially designed part-holder. The sensor is connected to a charger meter Kistler 5015 itself connected to the computer through a data-collection device Vernier LabPro to save the data. The experimental system is depicted in Fig. 2. In addition, the used sensor is a dynamic sensor. The effort must therefore change over time otherwise there would be a drift of the measure. To do so, the movement imposed on the tool over time is a triangular signal. In order to ensure the evacuation of micro chips during the polishing and guarantee a nonzero abrasion speed at the contact between the part and the tool, the tool axis  $u$  is tilted relatively to the normal vector to the polished surface  $n$  and to the feed direction  $f$ . The tilt angle  $\theta$  (Fig. 3) is defined as follows:

$$u = \cos \theta \cdot n + \sin \theta \cdot f \quad (1)$$

Polishing tests have been conducted considering three different tilt angles (5, 10, 15) between the tool axis and the normal vector to the surface in the feed direction. The correlation between the tool deflection and the polishing force is shown in Fig. 4.

The green curve (5°) is interrupted because the abrasive disks unstick when the tool deflection is too large. In this configuration, the tilt angle is too low and the body of the disk support, which is more rigid, comes in contact with the workpiece, which deteriorates and unsticks the disk. With a 10° or 15° tilt angle, this phenomenon appears for a higher value of tool deflection, outside the graph. However, low tilt angle configurations allow faster tool movements since the rotation axes of the 5-axis machine tool are less prompted (Lavernhe et al., 2008). Furthermore, it has been shown that trochoidal tool path requires a dynamic machine tool to respect the programmed feedrate (Rauch and Hascoet, 2007).

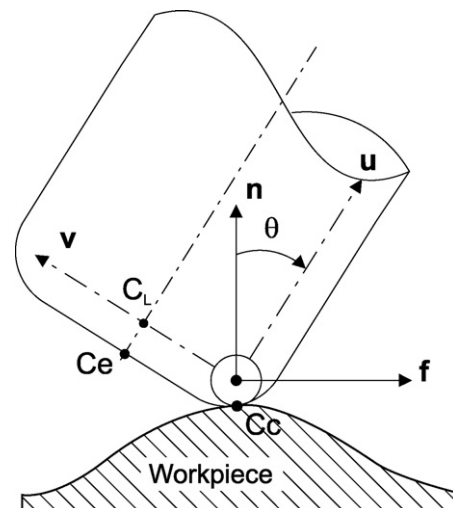


Fig. 3 – Tool axis tilting.

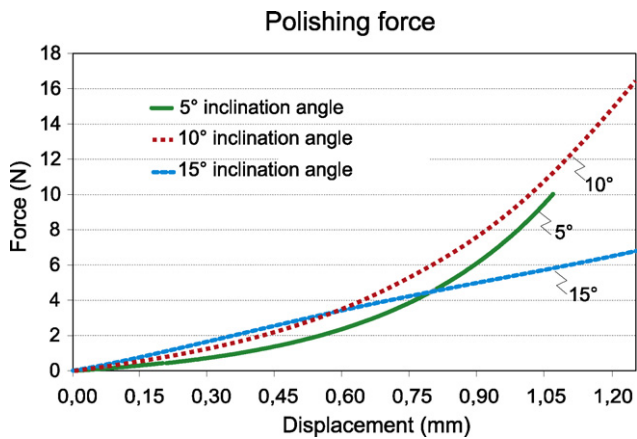


Fig. 4 – Polishing forces vs displacement.

Then in simultaneous 5-axis configurations, polishing time will be greater with low tilt angles. In addition, the flexibility of the tool will help to reduce or avoid 5-axis kinematic errors (Munlin et al., 2004). Indeed, interferences between the tool and the part could happen because of great tool axis orientation evolutions between two successive tool positions. Therefore, the disc support deflection would avoid the alteration of the mold surface.

If one considers the law of Preston (1927), the material removal rate  $h$  (cutting depth per unit time) in polishing is proportional to the average pressure of contact,  $P$ , and to the tool velocity relative to the workpiece,  $V$ :

$$h = K_p PV \tag{2}$$

where  $K_p$ , the Preston coefficient, is a constant ( $m^2/N$ ) including all other parameters (part material, abrasive, lubrication, etc.). Hence, in order to reach an adequate contact pressure, we must increase the tool deflection and consequently we raise the shear stress and the disk unsticks. From a kinematical behavior point of view, low rotational axes movements lead to decrease the polishing time. So we must use a rather low tilt angle (5–10°) and a quite high tool deflection to ensure a satisfactory rate of material removal.

### 2.2. 5-Axis polishing tool path planning

To generate the polishing tool path, the classical description of the tool path in 5-axis milling with a flat end cutter is used.

This leads to define the trajectory of the tool extremity point  $C_E$  as well as the orientation of the tool axis  $u(i, j, k)$  along the tool path. With regards to polishing strategy, we use trochoidal tool path in order to imitate the movements imparted by the workers to the spindle. To avoid marks or specific patterns on the part, we choose to generate trochoidal tool path on fractal curves in order to cover the surface in a multidirectional manner. We use more particularly Hilbert's curves which are a special case of the Peano's curve. These curves are used in machining as they have the advantage of covering the entire surface on which they have been generated (Griffits, 1994). We will develop below the description of the Hilbert's curve which is used as a guide curve for the trochoidal curve then we will examine the trochoidal curve itself.

#### 2.2.1. Hilbert's curve definition

The use of fractal trajectories presents two major interests. The first one is that tool path does not follow specific directions, which guarantees a uniform polishing. The second one is linked to the tool path programming. Indeed, tool paths are computed in the parametric space  $u, v$  of the surface, that is restricted to the  $[0, 1]^2$  interval. Hilbert's curves are known as filling curves, covering the full unit square in the parametric space (Sagan, 1994), and consequently, the Hilbert's curves fill the 3D surface to be polished. Hilbert's curves can be defined with a recursive algorithm, the  $n$ -order curve is defined as follows:

- If  $n=0$ :

$$\begin{cases} x_0 = 0 \\ y_0 = 0 \end{cases} \tag{3}$$

- Else :

$$\begin{cases} x_n = 0.5[-0.5 + y_{n-1} - 0.5 + x_{n-1}0.5 + x_{n-1}0.5 - y_{n-1}] \\ y_n = 0.5[-0.5 + x_{n-1}0.5 + y_{n-1}0.5 + y_{n-1} - 0.5 - x_{n-1}] \end{cases} \tag{4}$$

Then the  $n$ -order Hilbert's curve can be easily computed (Fig. 5).

In order to maintain a tangency continuity along the Hilbert's curve which is the guide curve of the trochoidal tool path, we have decided to introduce fillets on the corners of the polishing fractals. Otherwise, at each direction change on the fractal curve, the polishing tool path would be discontinuous. Resulting Hilbert's curve is depicted in Fig. 6. Based on this representation, the curve is easy to manipulate. For example, this parametric representation could be directly projected in the 3D space or used as the guide curve

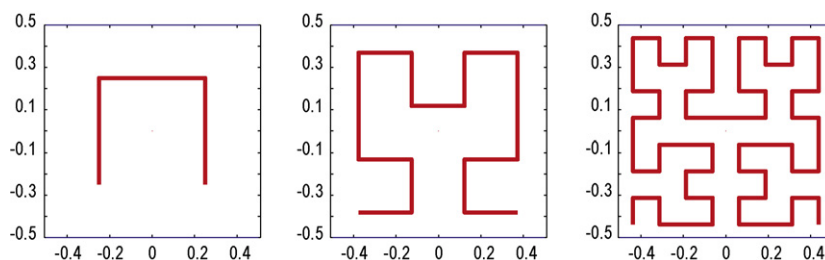


Fig. 5 – Hilbert's curves (first, second and third order curve).



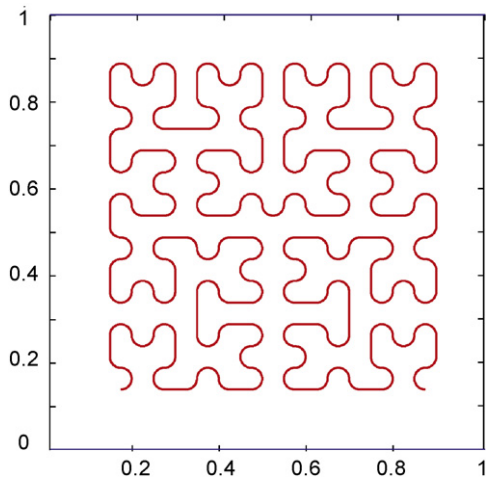


Fig. 6 – Fourth order cornered Hilbert's curve.

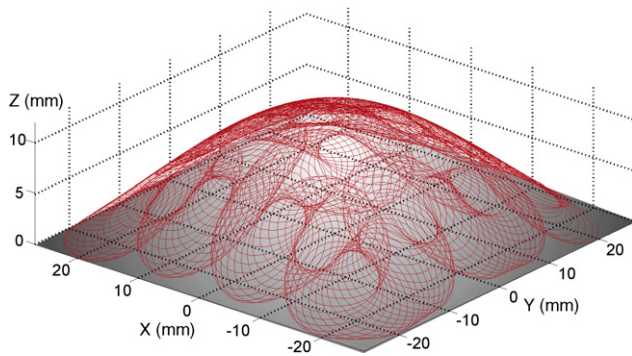


Fig. 7 – Polishing trajectories on a convex free form.

for building trochoidal curves (Fig. 7) as can be seen in the next section.

### 2.2.2. Mathematical definition of trochoidal curves

Based on the description of trochoidal curves proposed in (Yates, 1952), we define a trochoidal curve as follows. Let  $C(s)$  be a 2D parametric curve, where  $s$  is the curvilinear length (Fig. 8).  $C(s) = (s, f(s))$  is the guide curve of the trochoidal curve and  $n(s)$  the normal vector to the curve  $C(s)$  at the considered point.  $p$  is the step of the trochoidal curve and we denote  $D_{tr}$  its diameter. The parametric equation of the trochoidal curve

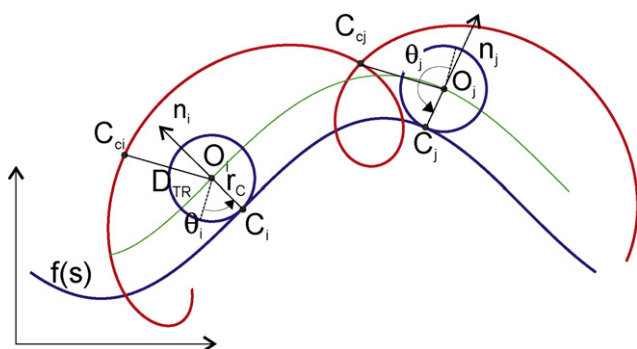


Fig. 8 – Trochoidal curve parameters.

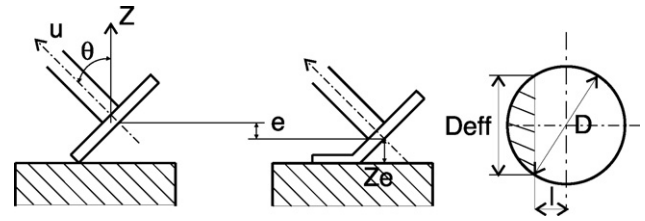


Fig. 9 – Contact area between the tool and the part.

is the following:

$$P(s) = C(s) + \frac{p}{2\pi} n(s) + D_{tr} \begin{pmatrix} \cos\left(\frac{2\pi s}{p}\right) & \sin\left(\frac{2\pi s}{p}\right) \\ -\sin\left(\frac{2\pi s}{p}\right) & \cos\left(\frac{2\pi s}{p}\right) \end{pmatrix} n(s) \quad (5)$$

The issue is now to link the trochoidal curve parameters to the polishing parameters. The amplitude  $A$  of the trochoidal curve is equal to twice its diameter  $A = 2D_{tr}$ . However, from a tool path generation point of view, we are more interested in the tool envelope amplitude than in the trochoidal curve amplitude. One of the difficulties of modelling the envelope surface of the tool movement is the tool itself, as abrasive polishing tools are mounted on flexible supports. The tool polishing amplitude depends on the contact surface between the tool and the part. This contact is influenced by the tilt angle  $\theta$ , the tool diameter  $D$  and the imposed tool displacement  $e$  to be able to polish the surface. Indeed, when the tool is laid flat, the contact area is a disk, as can be seen in Fig. 9. However, when the tool is tilted and a given displacement  $e$  is imposed to the tool, the contact area is a disc portion.

The effective tool diameter can be computed with the following expressions:

$$D_{eff} = 2\sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - l^2} \quad (6)$$

with:

$$l = \frac{(D/2) \sin \theta - e}{\tan \theta} \quad (7)$$

and:

$$E = A + 2\frac{D_{eff}}{2} = 2D_{tr} + D_{eff} \quad (8)$$

This yields to the definition of the parameter  $D_{tr}$  adjusted to build the trochoidal curve.

$$D_{tr} = \frac{E - D_{eff}}{2} = \frac{D_{eff}}{6} = \frac{1}{3}\sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{(D/2) \tan \theta - e}{\tan \theta}\right)^2} \quad (9)$$

### 2.2.3. Tool path generation

Whatever the nature of the considered surface, the polishing tool path generation consists of three steps: computation of the tool path in the parametric space, computation of the resulting tool path in the 3D space and computation of the tool

axis orientation. Tool path generation relies on the trochoidal curve as described above. The trajectory is defined discretely. The only difficulty is to calculate the normal vector. This is done by using the points  $C_{i-1}$  and  $C_{i+1}$  and by calculating the next cross product:

$$\mathbf{n}_i = \mathbf{Z} \wedge \overrightarrow{C_{i-1}C_{i+1}} \quad (10)$$

We now describe the method for calculating the direction of the tool axis  $\mathbf{u}$  (Fig. 3). In a first approach we only use the tilt angle defined in the plane  $(\mathbf{f}; \mathbf{n})$  where  $\mathbf{f}$  is the tangent vector to the guide curve, i.e., the Hilbert's curve and  $\mathbf{n}$  the normal vector to the machined surface. The tool axis  $\mathbf{u}$  is tilted in relation to the Hilbert's curve tangent  $\mathbf{f}$  rather than to the trochoidal curve in order to minimize the movements' amplitude of the rotational axes of the machine tool.

In order to compute the tangent vector  $\mathbf{f}_i$  at the contact point  $C_{Ci}$  between the tool and the part, the following expression is used:

$$\mathbf{f}_i = \mathbf{n} \wedge \left( \frac{\overrightarrow{C_{Ci}C_{C(i+1)}} \wedge \mathbf{n}}{\|\overrightarrow{C_{Ci}C_{C(i+1)}}\|} \right) \quad (11)$$

The location of the tool extremity  $C_E$ , which is the driven point during machining, depends on the polishing mode, i.e., by pulling or pushing the tool. The polishing mode is defined by the parameter  $\delta$ :

$$\overrightarrow{OC_E} = \overrightarrow{OC_C} + r \cdot \mathbf{n} + \delta(R - r) \cdot \mathbf{v} - r \cdot \mathbf{u} - e \cdot \mathbf{z} \quad (12)$$

with:

$$\mathbf{v} = \frac{\mathbf{u} \wedge \mathbf{n}}{\|\mathbf{u} \wedge \mathbf{n}\|} \wedge \mathbf{u} \quad (13)$$

by noting  $\delta = 1$  when  $\theta > 0$  and  $\delta = -1$  when  $\theta < 0$ .

### 2.3. Experiments

Within the context of plastic injection mold, we study more particularly the injection molds of electrical devices such as power sockets and switches (Fig. 10). We thus deal with small slender surfaces. In order to test our approach, we use two single patch test surfaces, a plane surface and a convex surface (Fig. 7), whose curvature is a little bit larger than the mold cur-

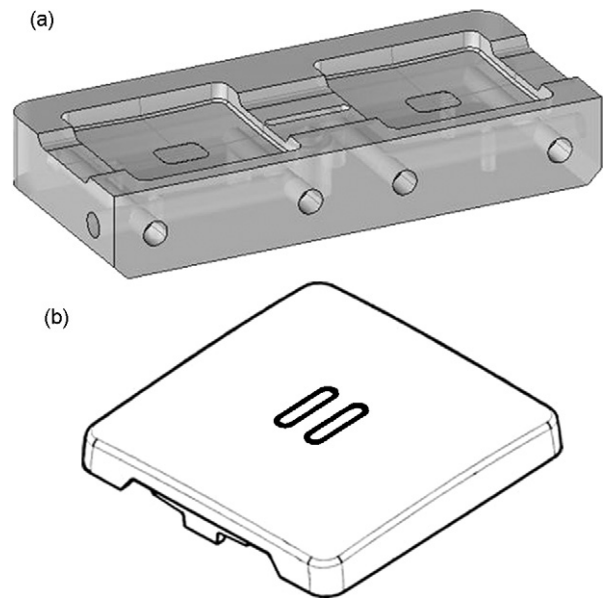


Fig. 10 – Industrial part and mold.

vature. These are machined in 50 mm × 50 mm section blocks made of X38CrMoV5 steel. The Rockwell hardness of the part is 53 HRC after heat treatment. The part is machined on a 5-axis Mikron UCP710 machine tool to reach a milling finishing state before polishing. We use four different grades of abrasive for pre-polishing (FEPA 120, 240, 600, 1200). Abrasives are 18 mm diameter disks stuck on the flexible support. For 120, 240 and 600 grades, the abrasive is made of aluminium oxide ( $Al_2O_3$ ) within a polymeric material and of silicon carbide on paper for 1200 grade. For the final polishing, we use three synthetic diamond pastes of grade 9  $\mu m$ , 3  $\mu m$  and 1  $\mu m$ . Concerning the tool path, trochoidal trajectories based on Hilbert's curves for final polishing and based on straight lines for pre-polishing are used. The milling and polishing sequence is summarized in Table 1. In order to reach high feedrates during polishing, the optimization features of the Siemens Sinumerik 840D controller have been activated. In particular, the real-time inverse kinematical transformation (TRAORI) as well as real-time polynomial interpolation (COMPCURV) to produce smoother axes movements. Once the parts are polished, we perform 3D surface roughness measurements using a non-contact measuring system (Talysurf CCI 6000). We perform

Table 1 – Milling and polishing operations

Operations (tool)	N (rpm)	$V_c$ (m/min)	$V_f$ (mm/min)	$f_z$ (mm/tooth)	$a_p$ (mm)	$a_t$ (mm)	T (min)
Parallel planes (end mill ( $\phi$ 3))	9438	89	8000	0.057	0.2	0.03	35
Operations (tools)	A (mm)	Step (mm)	$V_f$ (mm/min)	N (rpm)	$\theta^\circ$	e (mm)	T (min)
P grade 120 ( $\phi$ 18)	12	1	1000	2000	3	0.4	15
P grade 240 ( $\phi$ 18)	12	1	1000	2000	3	0.4	15
P grade 600 ( $\phi$ 18)	12	1	1000	2000	3	0.4	15
P grade 1200 ( $\phi$ 18)	12	1	1000	2000	3	0.4	15
Diamond abrasive emulsion (9 $\mu m$ ) ( $\phi$ 6)	12	1	1000	2000	3	0.3	15
Diamond abrasive emulsion (3 $\mu m$ ) ( $\phi$ 6)	12	1	1000	2000	3	0.3	15
Diamond abrasive emulsion (1 $\mu m$ ) ( $\phi$ 6)	12	1	1000	2000	3	0.3	15

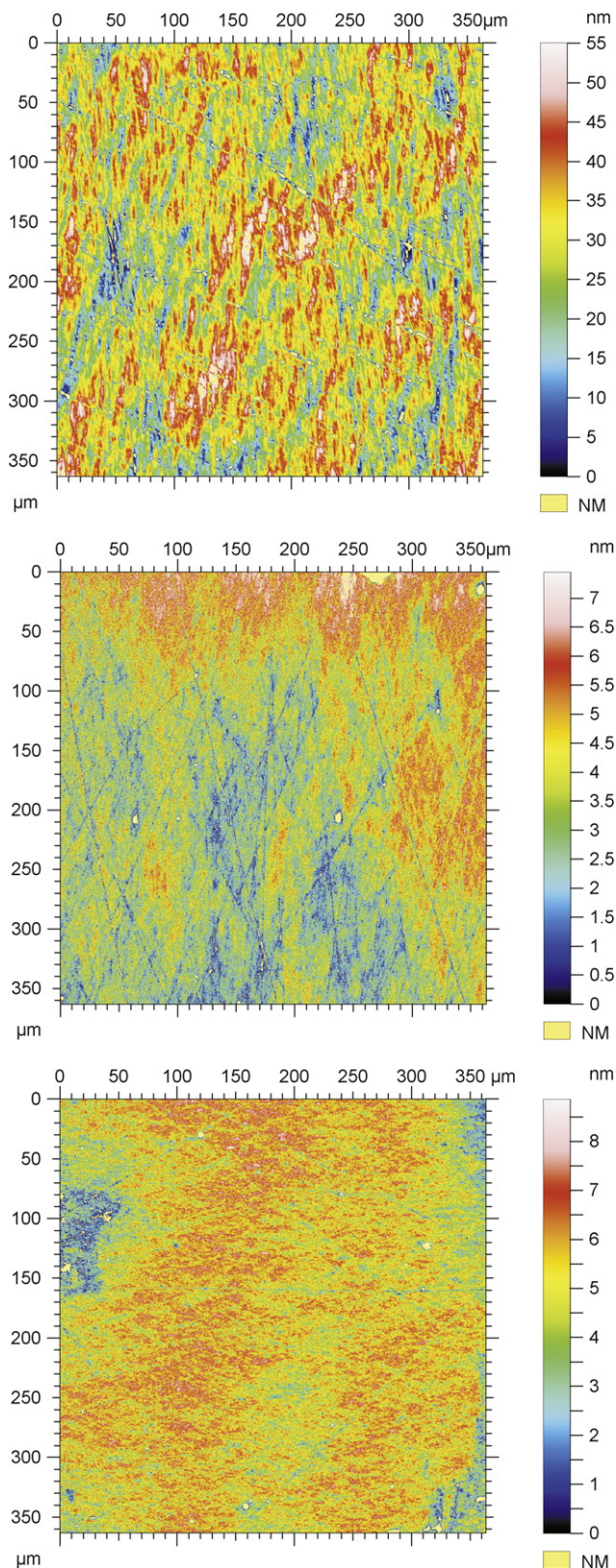


Fig. 11 – 3D surface roughness : convex surface (top), planar automatic (middle), planar manual (bottom).

Table 2 – 3D roughness parameters

Surface	Sa (nm)	Sq (nm)	Ssk	Sku
Convex automatic	7.6	9.5	-0.23	2.92
Plane automatic	1.0	1.3	0.10	2.71
Plane manual	1.0	1.3	-0.59	3.74

measurements on polished parts with our approach (the plane and the convex surface) and on a plane that has been polished manually by a professional (Fig. 11). Surface roughness measurement results are reported in Table 2. It can be observed that the convex surface automatically polished presents larger geometric deviations as well as a higher Sa and Sq than those observed for the planar surface. In other words, the rate of material removal is not as good as on the planar surface while trajectories are the same in the  $(u, v)$  parametric space. There are several explanations for this behavior. First, the used polishing pattern, generated in the parametric space, is the same as the planar surface whereas the surface area of the convex part is greater. The result is a lower coverage rate. This can also be explained by the machine kinematical behavior during polishing for each part. The planar surface is polished with a three axes kinematic while the convex surface requires simultaneous interpolation of the five axes of the machine tool. During machining, the relative feedrate between the tool and the part does not match the programmed one due to the slow rotary axes of the 5-axis machining (A: 15 rpm; C: 20 rpm) (Lavernhe et al., 2008). This leads to a slower and less smooth trajectory, reducing the polishing efficiency.

### 3. Results and discussion

Industrially, the resulting quality of the polished surfaces is first validated by the polisher himself by visual inspection. Surface roughness measurements with contact devices is strictly forbidden to avoid surface damages. However, new non-contact measuring technologies allow the scanning of the 3D topography of the part and data processing according to the International Standard Organisation (ISO) set of parameters for 3D surface roughness. The ISO standard [ISO25178-2, 2008] aims at characterizing 3D surface roughness through numerous parameters. Among them, it is important to identify those which are the most appropriate to qualify a mirror effect behavior. To our knowledge, there are no 3D parameter set features of a mirror effect surface. Industrial practices indicate only a Ra around 20 nm.

A study by Suh et al. (2003) on the surface texture parameters shows that Sa and Sq parameters are not adequate to identify scratches on surfaces. They advise to use the parameter Ssk. Hilerio et al. (2004) also give an interpretation of the standard criteria Ssk and Sku in the context of the control of a polished prosthetic knee. Ssk represents the symmetry of the profile:

- Ssk = 0: profile is symmetrical to the median line;
- Ssk > 0: profile has more peaks than valleys;
- Ssk < 0: profile has more valleys than peaks.

Sku represents the distribution averaging:

- $Sku > 3$ : the distribution is wide (the surface is rather plane),
- $Sku < 3$ : the distribution is tightened (the surface has a tendency to present peaks or valleys).

Sa and Sq are larger for the convex surface but the polished part provides a mirror effect behavior anyway. This confirms the remarks mentioned in (Suh et al., 2003) and (Hilerio et al., 2004) as well as the “mean effect” of these parameters. Mirror effect behavior seems to depend on the Ssk and Sku parameters. Indeed, their values for the convex surface are in adequation with those observed for planar surfaces, which also provide mirror effect behavior. Regarding the peaks and valleys, the three examples exhibit the same order of magnitude for the parameter Sku with a small advantage for manual polishing. The numerical values correspond fairly well with the observations. Finally, we can suppose that the polishing process should be optimized regarding the Ssk and Sku parameters prior to the Sa and Sq parameters.

#### 4. Conclusion

In this article, we propose a solution to produce mirror effect polished surfaces on a 5-axis machine tool normally dedicated to molds' milling. The passive tool used is simple to implement. A preliminary calibration allows us to correlate the polishing force and the tool deviation. We have also developed polishing tool paths similar to the patterns used in manual polishing in order to avoid marks on the polished part. The polishing quality is comparable to the manual method and polishing time is similar. However, in order to maintain a constant coverage rate, we should take into consideration the effective area of the part to be polished when generating the tool paths in the  $(u, v)$  plane. From a roughness point of view, the polishing process must reduce the amplitude of the peaks and valleys which is characterized by a Sku parameter superior to 3. For complex shapes, kinematic performances of the machine tool are very important in order to guarantee a tool feedrate as high as possible and smooth, thus leading to a good rate of material removal. In particular, rotary axes have to be very performing to respect the programmed feedrate. We seek now to develop polishing strategies that allow the polishing of small radius blending surfaces on the injection molds.

#### Appendix A. 3D surface roughness parameters

Sa: Arithmetical mean height of the surface.

$$Sa = \frac{1}{A} \iint_A Z(x, y) dx dy \quad (14)$$

Sq: Root-mean-square deviation of the surface. This is a dispersion parameter defined as the root mean square value of the surface departures within the sampling area.

$$Sq = \sqrt{\frac{1}{A} \iint_A Z^2(x, y) dx dy} \quad (15)$$

Ssk: Skewness of topography height distribution. This is the measure of asymmetry of surface deviations about the mean plane.

$$Ssk = \frac{1}{(Sq)^3} \left[ \frac{1}{A} \iint_A Z^3(x, y) dx dy \right] \quad (16)$$

Sku: Kurtosis of topography height distribution. This is a measure of the peakedness or sharpness of the surface height distribution.

$$Sku = \frac{1}{(Sq)^4} \left[ \frac{1}{A} \iint_A Z^4(x, y) dx dy \right] \quad (17)$$

#### REFERENCES

- Griffits, J., 1994. Toolpath based on hilbert's curve. *Computer-Aided Design* 26, 839–844.
- Hilerio, I., Mathia, T., Alepee, C., 2004. 3d measurements of the knee prosthesis surfaces applied in optimizing of manufacturing progress. *Wear* 257, 1230–1234.
- Huissoon, J., Ismail, F., Jafari, A., Bedi, S., 2002. Automated polishing of die steel surfaces. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 19 (4), 285–290.
- ISO25178-2, 2008. Geometrical Product Specifications (gps)—Surface Texture: Areal. Part 2. Terms, Definitions and Surface Texture Parameters.
- Lavernhe, S., Tournier, C., Lartigue, C., 2008. Kinematical performance prediction in multi-axis machining for process planning optimization. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 37, 534–544.
- Lin, S.-C., Wu, M.-L., 2002. A study of the effects of polishing on material removal rate and non-uniformity. *International Journals of Machine Tools and Manufacture* 42, 99–103.
- Mizugaki, Y., Sakamoto, M., 1990. Development of a metal-mold polishing robot system with contact pressure control. *Annals of the CIRP* 39 (1), 523–526.
- Mizugaki, Y., Sakamoto, M., 1992. Fractal path generation for a metal-mold polishing robot system and its evaluation by the operability. *Annals of the CIRP* 41 (1), 531–534.
- Munlin, M., Makhanov, S., Bohez, E., 2004. Optimization of a 5-axis milling machine near stationary points. *Computer-Aided Design* 36, 1117–1128.
- Nagata, F., Kusumoto, Y., Fujimoto, Y., Watanabe, K., 2007. Robotic sanding system for new designed furniture with free-formed surface. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 23 (4), 371–379.
- Preston, F., 1927. The theory and design of plate glass polishing machine. *Journal of the Society of Glass Technology* 11, 214–256.
- Rauch, M., Hascoet, J., 2007. Rough pocket milling with trochoidal and plunging strategies. *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 2, 161–175.
- Roswell, A., Xi, F., Liu, G., 2006. Modelling and analysis of contact stress for automated polishing. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46 (3–4), 424–435.
- Ryuh, B.-S., Park, S., Pennock, G.R., 2006. An automatic tool changer and integrated software for a robotic die polishing station. *Mechanism and Machine Theory* 41, 415–432.
- Sagan, H., 1994. *Space-Filling Curves*. Springer-Verlag, New York.
- Suh, A.Y., Polycarpou, A.A., Conry, T.F., 2003. Detailed surface roughness characterization of engineering surfaces undergoing tribological testing leading to scuffing. *Wear* 255, 556–568.

- 
- Tam, H.-Y., Lui, O.H., Mok, A., 1999. Robotic polishing of free-form surfaces using scanning paths. *Journal of Materials Processing Technology* 95, 191–200.
- Tsai, M.J., Huang, J.F., 2006. Efficient automatic polishing process with a new compliant abrasive tool. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 30, 817–827.
- Wu, X., Kita, Y., Ikoku, K., 2007. New polishing technology of free form surface by gc. *Journal of Materials Processing Technology* 187–188, 81–84.
- Yates, R., 1952. *A Handbook on Curves and Their Properties*. Edwards Brothers, Inc., Ann Arbor.