



Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV

Sylvain Lavernhe

► To cite this version:

Sylvain Lavernhe. Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV. Sciences de l'ingénieur [physics]. École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2006. Français. NNT : . tel-00362983

HAL Id: tel-00362983

<https://theses.hal.science/tel-00362983>

Submitted on 19 Feb 2009

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.



N° ENSC-2006

**THESE DE DOCTORAT
DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN**

Présentée par

Monsieur Sylvain LAVERNHE

pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN

Domaine :

MECANIQUE - GENIE MECANIQUE – GENIE CIVIL

Sujet de la thèse :

**Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN
en génération de trajectoires 5 axes UGV**

Thèse présentée et soutenue à Cachan le 30 novembre 2006 devant le jury composé de :

Jean-Pierre CORDEBOIS	PTC - CNAM Paris	Président
Jean-Yves HASCOËT	PU - Ecole Centrale de Nantes	Rapporteur
Henri PARIS	PU - Université Joseph Fourier Grenoble	Rapporteur
Emmanuel DUC	MCF HDR - IFMA Clermont-Ferrand	Examineur
Claire LARTIGUE	PU - Université Paris XI	Directeur de thèse
Christophe TOURNIER	MCF - ENS Cachan	Co-encadrant
Didier DUMUR	Professeur HDR - Supélec Gif sur Yvette	Invité

Laboratoire Universitaire de Recherche en Production Automatisée
(ENS CACHAN / EA 1385)
61, avenue du Président Wilson, 94235 CACHAN CEDEX (France)

à Karine,

à mes parents.

Remerciements

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire ont été réalisés au Laboratoire Universitaire de Recherche en Production Automatisée (LURPA) au sein de l'équipe Géométrie tridimensionnelle des pièces et des mécanismes (Géo3D).

Je tiens tout d'abord à remercier Claire Lartigue et Christophe Tournier de m'avoir accompagné et soutenu durant ces trois années. Je leur suis reconnaissant de tous les aspects scientifiques qu'ils ont su partager et que nous avons pu développer, mais aussi pour leurs qualités humaines.

Mes remerciements s'adressent à Mr Jean-Pierre Cordebois pour avoir accepté de présider le jury, à messieurs Jean-Yves Hascoët, Henri Paris pour avoir consacré du temps à rapporter mes travaux ainsi qu'à messieurs Emmanuel Duc et Didier Dumur pour avoir participé au jury.

Un grand merci à l'ensemble des personnes du laboratoire et du Département de Génie-Mécanique de l'ENS pour toutes les discussions que nous avons pu avoir, tout particulièrement à Oliver, Bruno et François pour leurs nombreux conseils et le temps précieux qu'ils m'ont accordé, à Patrice et Marc pour les dépannages express.

Enfin, l'ambiance n'aurait pas été si agréable sans les doctorants, les étudiants et tous les moments partagés, notamment à l'heure du goûter : Gaëlle, Steve, Vincent ; Grégory pour ses brillantes prestations en séminaire externe ; les mexicains Zulema, Israel et Antonio pour les saveurs et festivités mexicaines ; Charyar, Pierre, Thomas... sans oublier les fabuleux week-ends passés au bord de l'eau ou à la montagne avec Claire et Grégory.

Table des matières

Remerciements.....	v
Table des matières	vii
Liste des figures	xi
Liste des tableaux	xvii
Notations.....	xix
Introduction	1
Chapitre 1 :	
Processus d'élaboration des pièces de formes complexes en usinage 5 axes	3
1. Introduction	4
2. Processus d'élaboration des pièces de formes complexes en usinage 5 axes.....	5
2.1. Description du processus	5
2.2. Erreurs et approximations liées au processus	8
2.3. Problématique associée à l'optimisation des trajectoires 5 axes UGV	11
3. Génération de trajectoires 5 axes.....	11
3.1. Définition d'une trajectoire 5 axes	12
3.1.1. Positionnement outil	12
3.1.2. Parcours de l'outil sur la surface.....	14
3.1.3. Description de la géométrie de la trajectoire	19
3.1.4. Synthèse	21
3.2. Génération et optimisation géométrique des trajectoires 5 axes	21
3.3. Autres méthodes de génération et d'optimisation des trajectoires 5 axes	28
3.4. Synthèse.....	35
4. Conclusion.....	35

Chapitre 2 :

Analyse du suivi de trajectoires 5 axes UGV	37
1. Introduction	38
2. Processus d'exécution des trajectoires	39
3. Analyse de la réalisation du mouvement.....	42
3.1. Comportement des axes.....	42
3.2. Commandes d'axes.....	44
3.3. Synthèse.....	48
4. Analyse de l'interpolation de la trajectoire.....	48
4.1. Principe.....	48
4.2. Transformation de coordonnées	49
4.3. Génération de consignes de position au cours du temps	50
4.3.1. Performances cinématiques maximales des axes.....	51
4.3.2. Adaptation locale de la trajectoire	51
4.3.3. Lecture anticipée de la trajectoire : « look ahead »	54
4.4. Synthèse.....	54
5. Conséquences sur le suivi des trajectoires	55
5.1. Influence des limitations des axes sur le suivi.....	56
5.1.1. Influence des capacités cinématiques maximales des axes	56
5.1.2. Influence de l'adaptation des trajectoires - cas du 3 axes.....	57
5.1.3. Influence de l'adaptation des trajectoires - cas du 5 axes.....	60
5.2. Influence des limitations du DCN sur le suivi.....	64
5.2.1. Influence du temps de cycle d'interpolation.....	64
5.2.2. Influence de la capacité d'anticipation	67
5.3. Problèmes de suivi liés à la TGI.....	70
5.3.1. Résolution de la TGI pour la Mikron.....	70
5.3.2. Conséquences de la TGI sur le suivi.....	71
5.4. Développement d'un outil de simulation	76
5.4.1. Calcul de la trajectoire outil-pièce résultante	77
5.4.2. Simulation de l'enlèvement matière	79
5.5. Synthèse.....	79
6. Conclusion.....	80

Chapitre 3 :

Contraintes associées au couple MO-CN	81
1. Introduction	82
2. Modèle d'évaluation de performances cinématiques.....	83

2.1. Objectifs	83
2.2. Structure du modèle.....	84
2.3. Expression des données du programme d'usinage dans l'espace articulaire	87
2.3.1. Calcul de la trajectoire articulaire	87
2.3.2. Calcul des consignes de vitesse	91
2.4. Expression des contraintes en « inverse du temps ».....	92
2.4.1. Ecriture en « inverse du temps ».....	93
2.4.2. Expression des caractéristiques cinématiques en inverse du temps	95
2.4.3. Contraintes cinématiques le long de chaque segment	96
2.4.4. Contraintes cinématiques aux transitions entre segments.....	101
2.4.5. Synthèse	106
2.5. Génération des profils cinématiques	106
2.5.1. Pilotage des axes par le jerk.....	107
2.5.2. Gestion du look ahead.....	107
2.5.3. Construction des profils cinématiques en « inverse du temps »	110
2.6. Reconstruction de la vitesse relative outil-pièce	114
3. Validations du modèle d'évaluation	116
3.1. Exemple 1 : Passage d'un rayon de raccordement	116
3.2. Exemple 2 : Usinage d'une surface complexe	118
3.3. Conclusion	120
4. Conclusion.....	121

Chapitre 4 :

Optimisation des trajectoires	123
1. Introduction	124
2. Structure d'optimisation des trajectoires	125
3. La surface d'usinage en génération de trajectoires 5 axes	127
3.1. Présentation du modèle.....	127
3.2. Génération des trajectoires basée sur le modèle de SU	129
3.3. Usinage d'une surface gauche	131
4. Optimisation des trajectoires par optimisation de l'orientation.....	134
4.1. Démarche proposée	134
4.2. Etude de faisabilité	136
4.3. Ecriture du problème d'optimisation.....	138
4.3.1. Expression de la fonction objectif	139
4.3.2. Expression des contraintes du problème.....	140
4.3.3. Synthèse	141

4.4. Etude du problème dégradé	141
4.4.1. Démarche proposée.....	141
4.4.2. Réécriture du problème d'optimisation	143
4.4.3. Implémentation	144
5. Application.....	146
5.1. Passage du bord d'attaque d'une aube de turbine	146
5.1.1. Construction du modèle de SU et génération de trajectoires.....	146
5.1.2. Analyse du suivi.....	148
5.1.3. Optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil.....	150
5.2. Usinage du paraboloïde hyperbolique	154
5.3. Synthèse.....	157
6. Conclusion.....	157
Conclusion et perspectives	159
Références bibliographiques	163
Annexes.....	171
Annexe A : Analyse du suivi pour différentes lois de commande.....	172
Annexe B : Transformation géométrique directe et inverse de la Mikron	175
Annexe C : Calcul de la vitesse relative outil-pièce.....	180
Annexe D : Interface du modèle d'évaluation des performances	182
Annexe E : Mesures d'état de surface sur le paraboloïde	183
Annexe F : Définition du profil NACA 6412.....	185

Liste des figures

Figure 1-1 : Exemple de pièce aéronautique.....	5
Figure 1-2 : Processus d'élaboration des pièces de forme complexe d'après [TOURNIER 01].....	6
Figure 1-3 : Chaîne numérique en 5 axes d'après [TOURNIER et al. 06]	7
Figure 1-4 : Exemple d'une trajectoire 5 axes	12
Figure 1-5 : Points caractéristiques suivant la géométrie de l'outil [DUC 98].....	13
Figure 1-6 : Paramétrisation de l'orientation de l'axe outil	13
Figure 1-7 : Définition d'un contact multi-points	14
Figure 1-8 : Mode de balayage par plans parallèles	15
Figure 1-9 : Mode de balayage par isoparamétriques	15
Figure 1-10 : Visualisation de l'erreur de corde	16
Figure 1-11 : Hauteur de crête en 5 axes	16
Figure 1-12 : Différents types d'interférences en usinage 5 axes [JUN et al. 03]	17
Figure 1-13 : Description par interpolation linéaire	19
Figure 1-14 : Définition d'une trajectoire avec le format « 5xNurbs » [LANGERON et al. 04].....	20
Figure 1-15 : Trajectoires théorique et calculée [LANGERON et al. 04]	20
Figure 1-16 : Optimisation des trajectoires basée sur un raisonnement géométrique	22
Figure 1-17 : Etude de la largeur coupée [LEE et al. 97]	23
Figure 1-18 : Positionnement relatif de deux surfaces [RADZEVICH 06].....	24
Figure 1-19 : Recherche de l'orientation outil optimale dans le C-Space [JUN et al. 03]	24
Figure 1-20 : Surface d'usinage en 5 axes avec outil torique [TOURNIER et al. 02]	26
Figure 1-21 : Recherche de la position adjacente [LEE 98]	26
Figure 1-22 : Illustration du lissage sur l'orientation outil-pièce [HO et al. 03]	27
Figure 1-23 : Trajectoires basées sur un champ de vecteurs [CHIOU et al. 02a].....	28
Figure 1-24 : Décomposition du processus de réalisation des trajectoires	28
Figure 1-25 : Déformation de la trajectoire pour éviter la singularité [AFFOUARD 04]	29
Figure 1-26 : Ecartés générés lors de l'interpolation [BOHEZ 02].....	30

Figure 1-27 : Passage d'un point singulier [SORBY 06]	30
Figure 1-28 : Calcul de trajectoires donnant l'avance maximale [KIM et al. 02]	31
Figure 1-29 : Splines définissant une trajectoire 5 axes selon [FLEISIG et al. 01].....	32
Figure 1-30 : Limites associées aux performances des moteurs [FAROUKI et al. 00].....	32
Figure 1-31 : Domaine admissible pour l'accélération [TIMAR et al. 05]	34
Figure 1-32 : Position du processus d'exécution	36
Figure 2-1 : Architecture globale d'une MOCN [DUGAS 02]	40
Figure 2-2 : Structure de transformation de l'information.....	41
Figure 2-3 : Courbe caractéristique d'un moteur d'axe	42
Figure 2-4 : Structure de commande numérique d'axe [SUSANU 05]	44
Figure 2-5 : Filtres extraits de la boucle de vitesse [SIEMENS 04d].....	45
Figure 2-6 : Comparaison des réponses suivant les structures de commande [COLAS et al. 06].....	46
Figure 2-7 : Structure avancée de commande d'axe [SUSANU 05]	46
Figure 2-8 : Mesure et simulation d'écarts de position sur l'axe Z [SUSANU 05].....	47
Figure 2-9 : Schéma de principe de fonctionnement de l'interpolateur.....	49
Figure 2-10 : Génération des « erreurs cinématiques »	50
Figure 2-11 : Rééchantillonnage de la trajectoire	50
Figure 2-12 : Lois de pilotages bang-bang de jerk et d'accélération.....	51
Figure 2-13 : Sauts de vitesse des axes.....	52
Figure 2-14 : Passage des discontinuités à vitesse nulle.....	53
Figure 2-15 : Différents paramètres pour le contrôle de l'écart à la trajectoire.....	53
Figure 2-16 : Influence du nombre de blocs anticipés sur la vitesse d'avance.....	54
Figure 2-17 : Présentation du centre d'usinage Mikron UCP 710.....	55
Figure 2-18 : Saturations de l'axe A suivant les différentes grandeurs cinématiques	57
Figure 2-19 : Influence de discontinuités en tangence sur le suivi	58
Figure 2-20 : Arrondissement des discontinuités en tangence.....	58
Figure 2-21 : Modélisation de l'arrondissement d'une discontinuité en tangence [DUGAS 02].....	59
Figure 2-22 : Comparaison vitesse d'avance mesurée - évaluée	60
Figure 2-23 : Usinage multi-axes et trajectoire du point piloté de l'outil.....	60
Figure 2-24 : Déplacement des axes suite à une variation d'orientation de l'axe de l'outil.....	61
Figure 2-25 : Modèle de passage de discontinuités en tangence [TERRIER 05]	62
Figure 2-26 : Influence du défaut d'orientation de l'axe de l'outil sur la précision	63
Figure 2-27 : Variation de l'orientation de l'axe de l'outil.....	64

Figure 2-28 : Influence d'un segment de faible longueur sur la vitesse d'avance.....	65
Figure 2-29 : Essai d'identification du look ahead	69
Figure 2-30 : Géométrie de la pièce test et exemple de positionnements outils.....	72
Figure 2-31 : Evolutions des axes rotatifs mesurées sur une passe lors de l'usinage	72
Figure 2-32 : Extrait des programme ISO et APT correspondants	73
Figure 2-33 : Positions de C en fonction de i et j	73
Figure 2-34 : Valeur de C suivant le quotient i/j et le domaine de solution	74
Figure 2-35 : Mouvement outil-pièce selon le mode de programmation.....	74
Figure 2-36 : Position de la transformation 5 axes suivant le mode de programmation	75
Figure 2-37 : Collisions générées lors du basculement du berceau	76
Figure 2-38 : Schéma de calcul de la trajectoire résultante	78
Figure 2-39 : Simulation enlèvement matière - prédiction des collisions	79
Figure 3-1 : Objectifs du modèle d'évaluation de performances cinématiques.....	83
Figure 3-2 : Structure détaillée du modèle.....	85
Figure 3-3 : Définition de la géométrie à usiner	86
Figure 3-4 : Lieu du point piloté de l'outil dans l'espace pièce.....	87
Figure 3-5 : Tracé de la trajectoire dans l'espace articulaire	88
Figure 3-6 : Segment de la trajectoire outil-pièce.....	89
Figure 3-7 : Calcul du nombre de rééchantillonnages	89
Figure 3-8 : Calcul des positionnements outils insérés.....	90
Figure 3-9 : Exemple de vitesses articulaires des axes	91
Figure 3-10 : Définition des deux types de contraintes	93
Figure 3-11 : Comparaison des vitesses d'axes de translation et de rotation	93
Figure 3-12 : Représentation de la position courante d'un axe	94
Figure 3-13 : Synchronisation des axes dans l'espace articulaire.....	96
Figure 3-14 : Comparaison des limites de vitesse en inverse du temps.....	98
Figure 3-15 : Limite de vitesse résultante	99
Figure 3-16 : Limite de vitesse résultante sur le mouvement outil-pièce	99
Figure 3-17 : Comparaison des limites d'accélération et de jerk en inverse du temps.....	100
Figure 3-18 : Contraintes d'accélération et de jerk résultantes.....	101
Figure 3-19 : Saut de vitesse dans l'espace articulaire	101
Figure 3-20 : Modèle de franchissement des transitions entre segments.....	103
Figure 3-21 : Contraintes de vitesse aux transitions entre segments	106

Figure 3-22 : Exemple de profils de jerk et d'accélération obtenus	107
Figure 3-23 : Limite de vitesse liée à l'anticipation sur le segment	108
Figure 3-24 : Simplification du passage des transitions	109
Figure 3-25 : Algorithme de construction des profils cinématiques.....	110
Figure 3-26 : Profil de vitesse calculé représenté en inverse du temps	112
Figure 3-27 : Profils de vitesse des axes reconstruits	113
Figure 3-28 : Reconstruction de la vitesse relative outil-pièce.....	114
Figure 3-29 : Profil de vitesse après filtrage	115
Figure 3-30 : Comparaison des vitesses des axes mesurées et estimées - exemple 1.....	116
Figure 3-31 : Comparaison des vitesses d'avance mesurées et évaluées - exemple 1.....	117
Figure 3-32 : Visualisation des positionnements outils calculés sur la surface de guidage	119
Figure 3-33 : Comparaison des vitesses des axes mesurées et estimées - exemple 2.....	119
Figure 3-34 : Comparaison des vitesses d'avance mesurées et évaluées - exemple 2.....	120
Figure 4-1 : Décomposition du processus de fabrication en niveaux	125
Figure 4-2 : Structure d'optimisation proposée	126
Figure 4-3 : Modèle d'usinage surfacique en 5 axes	128
Figure 4-4 : Calcul des positions de l'outil.....	131
Figure 4-5 : Visualisation du paraboloïde hyperbolique.....	131
Figure 4-6 : Positions et orientations outil calculées sur l'instance du modèle.....	132
Figure 4-7 : Vitesse des axes mesurée et avance calculée	132
Figure 4-8 : Photo du paraboloïde usiné	133
Figure 4-9 : Mesures du profil dans la direction d'avance	133
Figure 4-10 : Structure d'optimisation des trajectoires avec la SU [LAVERNHE et al. 06b]	135
Figure 4-11 : Instance du modèle de SU pour le paraboloïde hyperbolique	136
Figure 4-12 : Evaluation des vitesses des axes de rotation.....	137
Figure 4-13 : Surface d'orientation modifiée	137
Figure 4-14 : Influence de la déformation sur les vitesses des axes	138
Figure 4-15 : Démarche en 3 étapes pour le problème dégradé.....	143
Figure 4-16 : Structure de la fonction minimisée lors de l'optimisation	145
Figure 4-17 : Profil NACA 6411 reconstruit	147
Figure 4-18 : Instance du modèle de SU et positionnements outils générés	147
Figure 4-19 : Relevés des vitesses des axes lors de l'exécution	148
Figure 4-20 : Limitations des axes sur la vitesse d'avance en inverse du temps.....	149

Figure 4-21 : Contraintes de vitesse maximale des axes sur la vitesse d'avance en CC	149
Figure 4-22 : Contrainte de vitesse résultante.....	150
Figure 4-23 : Solution calculée pour l'orientation de l'axe de l'outil le long de la passe	151
Figure 4-24 : Comparaison des évolutions de l'axe C	152
Figure 4-25 : Gain obtenu par l'optimisation pour la contrainte V_{max}	152
Figure 4-26 : Influence de l'optimisation sur les contraintes d'accélération et de jerk.....	153
Figure 4-27 : Comparaison des vitesses d'avance	154
Figure 4-28 : Orientation initiale et optimisée	155
Figure 4-29 : Comparaison des contraintes de vitesse.....	155
Figure 4-30 : Comparaison des contraintes d'accélération et de jerk.....	156
Figure 4-31 : Comparaison des vitesses d'avance	156
Figure 4-32 : Simulation de la crête générée	157
Figure annexes-1 : Définition de la 1re trajectoire	172
Figure annexes-2 : 1ers relevés de position des axes au passage des discontinuités	172
Figure annexes-3 : Comparaison des vitesses d'avance sur la 1re trajectoire	173
Figure annexes-4 : Définition de la 2e trajectoire.....	173
Figure annexes-5 : 2e relevés de position des axes au passage des discontinuités.....	174
Figure annexes-6 : Comparaison des vitesses d'avance sur la 2e trajectoire.....	174
Figure annexes-7 : Modélisation de la Mikron et repères associés	175
Figure annexes-8 : Définition des rotations entre les bases	176
Figure annexes-9 : Interface du modèle.....	182
Figure annexes-10 : Définition des zones de mesure.....	183
Figure annexes-11 : Mesure zone 1	183
Figure annexes-12 : Mesure zone 2	183
Figure annexes-13 : Mesure zone 3	184
Figure annexes-14 : Mesure des hauteurs de crêtes dans les zones 4 et 5	184
Figure annexes-15 : Définition des coordonnées du profil	185

Liste des tableaux

Tableau 1-1 : Défauts influents sur la qualité géométrique et la productivité	10
Tableau 2-1 : Paramètres CN des performances cinématiques maximales des axes	56
Tableau 2-2 : Période de l'horloge du DCN et temps de cycle d'interpolation.....	65
Tableau 2-3 : Comparaison des vitesses mesurées et prédites.....	66
Tableau 2-4 : Identification du temps de cycle équivalent	67
Tableau 2-5 : Paramètres CN concernant le « look ahead »	68
Tableau 2-6 : Domaines de solution (A1, C1) et (A2, C2)	70
Tableau 2-7 : Ensembles de solutions pour la TGI.....	71
Tableau annexes-1 : Domaines de solution (A1, C1) et (A2, C2)	178
Tableau annexes-2 : Ensembles de solutions pour la TGI.....	179
Tableau annexes-3 : Coordonnées des points du profil NACA 6412	185

Notations

- CAO : conception assistée par ordinateur
- CN : commande numérique
- DCN : directeur de commande numérique
- FAO : fabrication assistée par ordinateur
- MO : machine outil
- MOCN : machine outil à commande numérique
- SU : modèle de surface d'usinage
- TGD : transformation géométrique directe
- TGI : transformation géométrique inverse
- TIT : tolérance d'interpolation de la trajectoire
- UGV : usinage à grande vitesse
- Ra : rugosité arithmétique
- Rt : profondeur totale de rugosité
- Q : caractéristique cinématique (position, vitesse, accélération ou jerk)
- $\hat{Q}$: caractéristique cinématique exprimée en inverse du temps

Introduction

Dans les domaines aéronautique et automobile, le processus d'élaboration des pièces de formes complexes fait de plus en plus appel à l'usinage 5 axes grande vitesse. Si le choix du 5 axes est étroitement lié à la géométrie complexe des formes à réaliser, l'UGV assure un certain niveau de productivité.

Cependant, le processus d'élaboration des pièces de formes complexes en 5 axes UGV fait appel à diverses activités qui présentent, au sein de chacune d'elles de nombreux verrous technologiques. La gestion combinée du multi-axes et des vitesses élevées crée en particulier un certain nombre de problèmes au couple MO-CN lors de l'exécution de la trajectoire outil. Celle-ci est généralement calculée par un logiciel de FAO, indépendamment des conditions de réalisation physiques.

Dans la plupart des cas, seules les considérations géométriques sont prises en compte dans le calcul des trajectoires afin de respecter les spécifications géométriques de la surface. Or, le cas de l'usinage 3 axes a montré que pour l'UGV, une telle approche est trop limitative, car un suivi à grande vitesse impose un certain nombre de contraintes au niveau de la trajectoire pour atteindre la productivité attendue. De même, le multiaxes impose un changement d'espace non univoque entre la trajectoire programmée par rapport à la pièce et la trajectoire effectivement réalisée par la machine.

Fort de ce constat, le travail doctoral présenté s'attache à analyser et à optimiser l'usinage 5 axes UGV au travers de l'étude des trajectoires et de leur suivi. Nous nous sommes en particulier intéressés à proposer une structure d'optimisation des trajectoires 5 axes prenant en compte les contraintes cinématiques associées au couple MO-CN qui interviennent lors du suivi. Ainsi, le présent mémoire est organisé comme suit :

Le chapitre 1, intitulé « Processus d'élaboration des pièces de formes complexes en usinage 5 axes », situe le cadre des travaux proposés mettant en avant l'importance des trajectoires et de leur exécution au coeur du processus. Les principales méthodes de génération des trajectoires 5 axes proposées dans la littérature sont exposées ainsi que les méthodes d'optimisation les plus courantes. Des travaux plus récents issus de la littérature montrent que dans un contexte multiaxes UGV, il n'est plus possible de dissocier la trajectoire de son suivi. Ce constat nous amène alors à redéfinir la problématique de la thèse : « comment générer des trajectoires 5 axes adaptées au suivi UGV respectant au mieux les con-

traintes qui apparaissent lors de l'exécution ? »

Le chapitre 2 est consacré à la présentation des limites associées au processus de réalisation des trajectoires. Le processus est détaillé, faisant apparaître deux principales étapes de traitement et de transformation de l'information. Ces deux étapes, interpolation par la CN et réalisation des mouvements, sont ensuite approfondies pour mettre en avant les phénomènes physiques intervenants ainsi que les paramètres influants. Basée sur une étude bibliographique, cette analyse du processus est complétée et justifiée par une série d'expérimentations sur centre d'usinage 5 axes UGV afin d'illustrer les limitations rencontrées. De plus, au travers d'un exemple d'usinage 5 axes, cette analyse met en avant certains phénomènes non encore contrôlés intervenant lors de l'exécution de la trajectoire ainsi que les conséquences sur le suivi en terme de précision et de vitesse.

Une fois les diverses limitations identifiées, il est nécessaire de qualifier le suivi résultant avant de procéder à l'optimisation des trajectoires. Pour cela, nous proposons un modèle d'évaluation des performances cinématiques du suivi lors de l'exécution des trajectoires afin de juger de la qualité et de la productivité des pièces usinées. L'évaluation est effectuée au travers de la prédiction de la vitesse outil-pièce et du temps d'usinage. Le troisième chapitre est ainsi dédié à la formalisation des contraintes associées au couple MO-CN dans un modèle d'évaluation. Nous basons notre approche sur un formalisme original, en « inverse du temps ». Il devient alors possible de localiser les portions de trajectoires critiques ainsi que les axes limitants le suivi. Un atout de cette démarche est d'être applicable pour toute évaluation du comportement en suivi de trajectoire, quel que soit le type de machine outil, sérielle ou parallèle, et plus généralement à toute structure mécanique articulée.

Le quatrième chapitre porte sur l'optimisation des trajectoires 5 axes et de leur suivi UGV. Nous proposons une structure d'optimisation permettant une approche globale, et articulée autour du modèle d'évaluation précédemment évoqué. Dans cette structure, les trajectoires sont calculées à partir d'un modèle de génération de trajectoires surfacique développé au LURPA : la surface d'usinage. Ce modèle permet un découplage entre le respect de la géométrie nominale et l'optimisation du suivi. Parmi les différentes voies proposées, nous nous attachons plus spécifiquement à l'optimisation de l'orientation du suivi, par la prise en compte des contraintes liées au couple MO-CN. La faisabilité d'une telle démarche est évaluée au travers d'exemples.

Une conclusion permet de synthétiser le travail réalisé et propose un ensemble de perspectives associées à cette étude.

Ces travaux de thèse, réalisés dans le cadre d'une allocation couplée, font suite aux travaux menés au LURPA en génération de trajectoires ; ils ont donné lieu à 6 communications internationales (dont 2 sélectionnées pour publication en revue) et 1 communication nationale.

Chapitre 1 :

Processus d'élaboration des pièces de formes complexes en

usinage 5 axes

1. Introduction

L'élaboration de pièces de formes complexes par usinage 5 axes à grande vitesse est un processus complexe, constitué de différentes activités. La première activité porte sur l'obtention d'un modèle CAO de la pièce à réaliser. Ce modèle géométrique est basé sur les spécifications géométriques et fonctionnelles qui sont traduites à partir des intentions du designer. La deuxième activité consiste à créer un modèle FAO qui dans le cadre de l'usinage, est constitué principalement de trajectoires d'usinage. Enfin, la pièce est réalisée au cours de la troisième étape par l'exécution des trajectoires d'usinage précédemment calculées. Le grand nombre de paramètres intervenant dans chacune de ces activités ainsi que les échanges d'informations entre activités constituent des difficultés et des limites pour la maîtrise du processus global afin de respecter les critères de productivité et de qualité du produit fini.

En effet, de nombreux verrous technologiques existent au sein de chacune de ces activités. La traduction des intentions du designer est bien souvent limitée par les outils CAO à sa disposition qui ne permettent pas d'exprimer complètement toutes les caractéristiques voulues (lignes de style, etc.). Le modèle CAO obtenu est une représentation approchée du concept initial. Il constitue cependant le modèle de référence pour les activités suivantes. En ce qui concerne l'activité de génération de trajectoires, la gestion des collisions, les positionnements précis de l'outil ou encore la prédiction de la géométrie usinée sont des points d'étude à considérer afin de garantir la conformité de la pièce vis-à-vis de la qualité requise. Lors de l'exécution des trajectoires, des défauts et/ou des pertes de productivité peuvent également apparaître selon les performances du couple MO-CN utilisé (influence de la structure de la machine outil, gestion de ses défauts géométriques, commande par la CN, etc.). Enfin, selon les typologies de pièces usinées, le procédé de coupe nécessite également une certaine maîtrise des efforts de coupe, des déformations ainsi que des vibrations qui peuvent être générées. Ainsi, ces verrous technologiques sont source d'écarts géométriques entre le produit fini et l'intention du designer.

Parmi les différentes activités du processus d'élaboration, le travail doctoral proposé se concentre sur la génération des trajectoires 5 axes dans un contexte d'usinage grande vitesse (UGV). Si l'on considère le modèle de CAO comme donnée géométrique de référence, le calcul de trajectoires devient le point d'entrée du processus de réalisation des formes. Ainsi, la maîtrise du calcul des trajectoires 5 axes associée à la maîtrise de leur suivi en UGV doit permettre de réduire les écarts géométriques tout en maintenant une certaine productivité. Pour cela, il est tout d'abord nécessaire de s'assurer de la correcte spécification des trajectoires 5 axes. Une fois le positionnement de l'outil défini, la construction

de la trajectoire sur la pièce peut être optimisée afin de contrôler le comportement du couple MO-CN lors du suivi avec des objectifs de qualité ou de productivité.

La première partie de ce chapitre présente plus en détail le processus d'élaboration des pièces de formes complexes en usinage 5 axes. Elle situe le cadre de nos travaux et présente de manière plus détaillée les différents verrous technologiques des diverses activités.

Dans la seconde partie, nous passons en revue différentes méthodes de génération de trajectoires 5 axes présentes dans la littérature. Après avoir défini la nature d'une trajectoire 5 axes, les principes de calcul des trajets sont présentés au travers d'une analyse bibliographique. Les méthodes d'optimisation de trajectoires les plus courantes sont alors détaillées, mettant en avant l'évolution de la problématique d'optimisation dans un contexte multi-axes UGV. Il n'est en effet plus possible de dissocier l'optimisation des trajectoires de leur suivi lors de l'exécution.

La synthèse de ces deux parties nous permet de définir de façon plus précise la problématique traitée dans cette thèse à savoir l'optimisation des trajectoires 5 axes UGV intégrant des contraintes cinématiques.

2. Processus d'élaboration des pièces de formes complexes en usinage 5 axes

2.1. Description du processus

Les pièces de formes complexes des domaines de l'aéronautique et de l'automobile sont souvent réalisées en 5 axes UGV. Le choix de l'usinage 5 axes est souvent étroitement lié à la géométrie de la pièce. En effet, la géométrie de ces pièces est généralement définie par un ensemble de surfaces gauches dont la complexité limite le nombre de procédés possibles pour leur fabrication (figure 1-1).



Figure 1-1 : Exemple de pièce aéronautique

En comparaison avec l'usinage 3 axes, les deux degrés de libertés supplémentaires apportés par la libre orientation de l'axe de l'outil par rapport à la pièce autorisent un gain de productivité significatif lié à une augmentation de l'accessibilité de l'outil et à une augmentation de l'efficacité le long des trajets [DUC 98]. En particulier, la minimisation du nombre de posages de la pièce et l'augmentation de la largeur coupée en usinage 5 axes en bout avec un outil torique permettent d'accroître la productivité.

L'utilisation de l'UGV¹ permet d'augmenter significativement la productivité [HOCK 97] [BAGARD 97]. En effet, les grandes vitesses d'avance réduisent le temps d'usinage des surfaces pour une qualité donnée. Compte tenu de la spécificité du procédé de coupe, l'UGV permet également d'accroître le type de pièces réalisables : les qualités de surface atteintes autorisent la suppression de la phase de polissage, les efforts de coupe réduits par rapport à un usinage conventionnel rendent possible l'usinage de parois minces telles que les hauts d'ailes.

Dans ce contexte, nous pouvons présenter le processus d'élaboration des pièces de formes complexes sous forme de trois activités principales (figure 1-2).

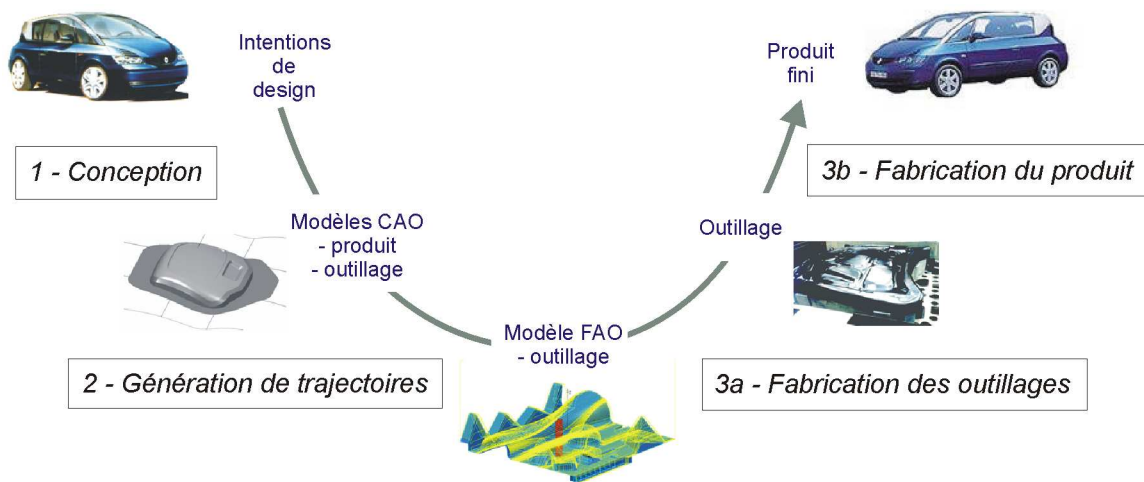


Figure 1-2 : Processus d'élaboration des pièces de forme complexe d'après [TOURNIER 01]

La première consiste à créer un modèle CAO à partir de la définition du designer. La géométrie des formes ainsi que les spécifications géométriques associées sont définies à partir des intentions du designer. Certaines exigences, souvent liées à des besoins esthétiques restent difficiles à formaliser : la forme doit être tendue, la forme doit conserver une même concavité, les lignes de style doivent être

1. Dans la suite de nos travaux, nous considérons que le domaine UGV est défini par une gamme de vitesses d'avance élevée, allant de 1 à 20 m/min. Pour obtenir une définition plus détaillée, suivant les matériaux et les vitesses de coupe associées, le lecteur est invité à consulter les références suivantes : [SCHULZ et al. 92] [HUG 98] [FALLBÖHMER et al. 00]

respectées... Un modèle CAO est ensuite créé à l'aide d'un modelleur géométrique afin de traduire ces spécifications sous forme d'éléments géométriques. Le modèle du produit ainsi construit devient le modèle géométrique de référence.

La deuxième activité porte sur le calcul d'un modèle FAO. Dans le cadre de l'usinage, ce modèle est constitué des trajectoires et de paramètres associés permettant de décrire le mouvement de l'outil par rapport à la pièce afin de générer la surface désirée.

Les pièces sont ensuite fabriquées sur une MOCN par exécution des trajectoires 5 axes calculées. Dans le cas de l'usinage 5 axes, il est important de rappeler que les mouvements des axes sont différents des trajectoires décrites par le modèle FAO. En effet, les consignes de position des axes sont calculées en fonction la cinématique de la MO utilisée à partir des positionnements outil-pièce programmés dans un repère lié à la pièce à l'aide d'une transformation géométrique inverse (TGI). Cette étape de transformation de coordonnées peut être réalisée en amont par un post-processeur dédié ou en temps réel par la CN lors de l'exécution de la trajectoire (figure 1-3).

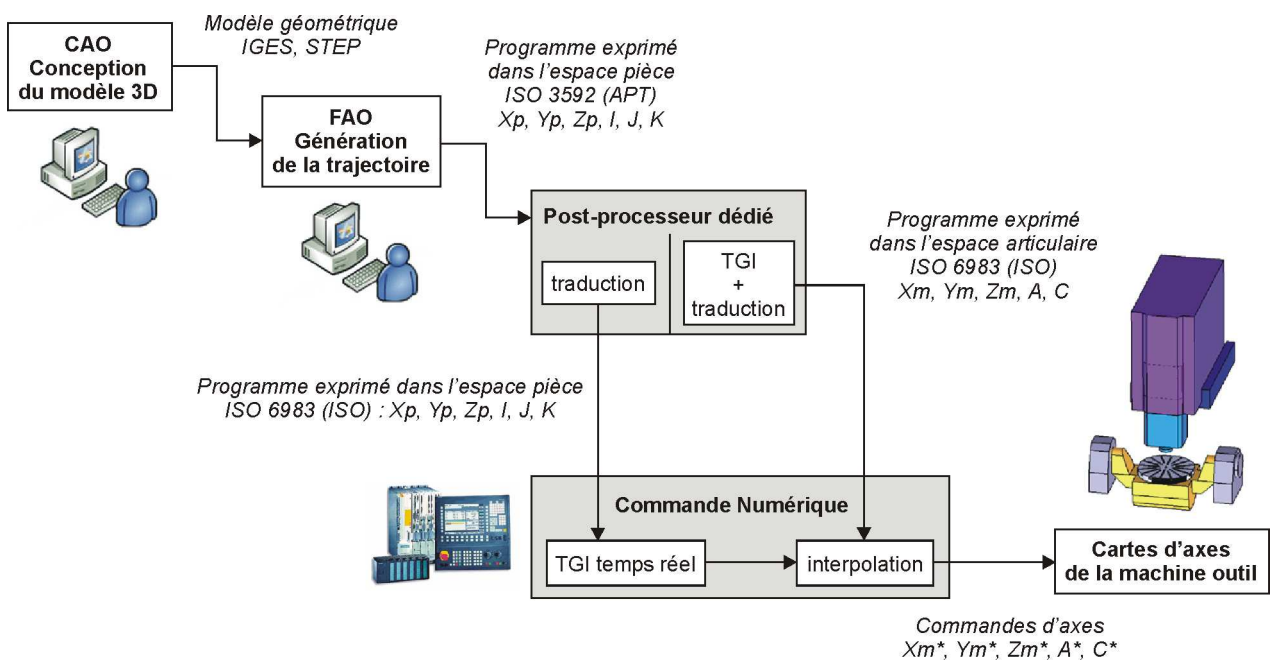


Figure 1-3 : Chaîne numérique en 5 axes d'après [TOURNIER et al. 06]

Les activités associées au processus ne doivent pas être indépendantes. Elles doivent en particulier favoriser le dialogue et les échanges d'informations pour faciliter la réalisation du produit [DUC 98]. En effet, diverses erreurs ou approximations présentes dans le processus de réalisation sont sources d'écarts entre les contraintes fonctionnelles associées au produit et le produit réalisé.

2.2. Erreurs et approximations liées au processus

Les erreurs associées au processus peuvent être classées selon deux catégories : les erreurs générées au sein de chaque activité et les erreurs dues aux difficultés de communication entre activités, ces dernières étant essentiellement liées à l'utilisation de modèles géométriques différents au niveau de chacune des activités [TOURNIER 01][LARTIGUE 01].

En conception, certaines limites sont imposées par les modelleurs géométriques actuels qui ne donnent pas une grande souplesse pour la définition des formes gauches. L'utilisateur est limité par les fonctionnalités qui sont à sa disposition, il ne peut donc pas toujours modéliser de manière précise l'idée du concepteur. Certaines évolutions sont cependant en cours : possibilités de déformation des surfaces, modèles plus souples (surfaces de subdivision), modelleur géométrique basé sur des exigences de style [CHEUTET et al. 05]... Cependant, quelles que soient les difficultés de modélisation, le modèle issu de l'étape de conception, généralement constitué d'un agencement de surfaces ou d'éléments géométriques, est le modèle de référence. Il n'est jamais remis en cause.

En génération de trajectoires, il est important de noter que le modèle FAO ou trajectoire est défini par un ensemble de points caractéristiques. Ces points sont des points de passage ou points de contrôle, calculés par le positionnement de l'outil sur la surface de référence. Des erreurs peuvent apparaître lors du calcul du positionnement de l'outil sur la surface [DUC 98]. Elles résultent soit d'un positionnement peu précis de l'outil sur la surface à usiner, soit de collisions entre l'outil et la surface. A l'issue de cette activité, l'enveloppe de la trajectoire de l'outil constitue une approximation de la surface à usiner.

En ce qui concerne l'activité de réalisation de la pièce sur la machine outil, les erreurs engendrées sont de diverses natures, et l'identification des écarts est ici plus complexe. Il est ainsi nécessaire de séparer l'activité principale en sous activités. Pour la partie exécution des trajectoires réalisée par la CN, les phases de préparation, d'interpolation ou encore la résolution de la TGI sont sources d'erreurs pour la génération des consignes de position des axes, et donc de défauts pour le suivi. Le pilotage des axes, (performances cinématiques, qualité des asservissements) et les phénomènes dynamiques en usinage (vibrations des composants mécaniques, efforts de coupe, déformations de l'outil et de la pièce...) influent également sur le déplacement relatif de l'outil par rapport à la pièce [DUGAS 02] [CHANAL et al. 06]. La géométrie de la forme usinée résulte alors du mouvement de l'outil calculé en FAO, altéré par les erreurs d'exécution et par le comportement dynamique en cours d'usinage ; ces difficultés de planification et de suivi des trajectoires entraînent des pertes de productivité par le non respect des vitesses d'avance.

A chaque activité correspond un modèle de représentation du produit : des contraintes géométriques à l'étape initiale de conception, une géométrie surfacique pour la conception et une séquence de points et de paramètres pour la génération de trajectoires et enfin un ensemble de consignes pour l'exécution. Ainsi, chaque activité possède un modèle différent qui ne comprend pas la même quantité et le même niveau d'informations sur le produit. Ceci explique les difficultés de communication et d'échange entre activités, les erreurs ou encore les manques d'information qui apparaissent. Pour que la pièce soit conforme au cahier des charges d'un point de vue géométrique les écarts au modèle nominal doivent être contenus. Ainsi, les diverses erreurs du processus interviennent dans ce critère d'acceptation de la pièce. Cependant, toutes les erreurs n'influent pas de la même façon, ou avec la même importance sur la géométrie de la pièce usinée.

Le tableau 1-1 liste de manière non exhaustive les principaux défauts observés, classés selon deux catégories : les écarts au niveau de la géométrie et les pertes de productivité.

Impact sur :	Phénomène entrant en jeu	Causes possibles	Paramètres influents
Géométrie	Déformation outil	Efforts de coupe	Section copeau - Matériau outil Attachement outil (technologie) Géométrie outil (diamètre, géométrie de l'extrémité, longueur)
Géométrie	Déformation pièce	Efforts de coupe	Section copeau Montage d'usinage (rigidité) Matériau de la pièce Mode d'obtention du brut Trajectoire d'usinage (séquencement)
Géométrie	Vibrations Dynamique	Efforts de coupe Rigidité - Structures - Modes propres des ensembles {pièce-porte pièce} et {outil/broche/axes/bâti}	Trajectoire d'usinage (moins accidentée, modifier la stratégie d'usinage) Montage d'usinage Outil (matériau, attachement, longueur)
Géométrie	Mouvement relatif outil-pièce (enveloppe du mouvement outil=pièce)	Génération de trajectoires au sens calcul	Valeurs des paramètres d'usinage Format d'interpolation Méthode de calcul du positionnement outil
Géométrie	Mouvement relatif outil-pièce (enveloppe du mouvement outil=pièce)	Défauts géométriques des liaisons géométriques de la machine et des règles de mesure	
Géométrie Productivité	Mouvement de l'outil dans le repère machine et/ou mouvement relatif outil-pièce non désiré (singularité géométrique)	Architecture machine Génération de trajectoires (géométrie) CN (transformation géométrique)	Montage d'usinage (posage+orientation pièce) Programme CN Mode de pilotage de la CN Architecture machine
Géométrie	Dilatation thermique	Frottements - Echauffements	Mise en chauffe - Stabilité thermique
Géométrie Productivité	Vitesse d'avance réelle limitée	Saturation des moteurs (surtout les moteurs rotatifs)	Posage pièce (solicitation des axes différente rotation/translation)
Géométrie Productivité	Vitesse d'avance réelle limitée	CN (temps de cycle faible)	Format d'interpolation Trajectoire (longueur des segments)
Géométrie Productivité	Ralentissements de la vitesse d'avance	Inertie des axes (accélération, jerk maxi)	Trajectoire (changement de direction, courbure, mode de parcours, longueur des segments) Réglage des asservissements CN

Tableau 1-1 : Défauts influents sur la qualité géométrique et la productivité

Ce tableau permet de montrer les défauts influents vis-à-vis de l'objectif de réalisation d'une pièce géométriquement conforme tout en respectant des critères de productivité. Pour chaque défaut, le phénomène physique entrant en jeu et les causes potentielles sont cités. Enfin, les paramètres influents et modifiables sont également recensés [RAMESH et al. 00a][RAMESH et al. 00b].

Parmi ces éléments, nous retiendrons plus particulièrement ceux qui sont spécifiques à l'usinage 5 axes UGV, c'est à dire les points liés :

- à la géométrie de la trajectoire : la gestion de la position de l'outil et celle de l'orientation de son axe, le format de description ;
- à l'architecture des machines 5 axes : la TGI, la multiplicité éventuelle de ses solutions, les points singuliers ;

- à l'exécution et à la réalisation des trajets : les performances associées au directeur de commande numérique (DCN) (temps de cycle et look ahead) et les celles associées aux axes (performances cinématiques maximales) ;
- à l'enlèvement de matière : procédé de coupe spécifique.

2.3. Problématique associée à l'optimisation des trajectoires 5 axes UGV

Nous venons de voir que le processus d'élaboration des pièces de formes par usinage 5 axes est long et complexe ; il fait intervenir de nombreuses activités. L'objectif global de maîtrise du processus est de limiter les écarts entre le produit fini et l'intention de design qui apparaissent tout au long du processus avec une certaine productivité. Dans la majorité des approches proposées, le modèle CAO est considéré comme modèle géométrique de référence. Le problème peut alors être reformulé de la façon suivante : limiter les écarts entre le modèle de référence et la pièce usinée avec une certaine productivité. Ainsi, le point d'entrée permettant de résoudre en partie cette problématique est l'activité de génération de trajectoires.

Nous avons donc choisi de limiter le cadre de notre étude aux activités de génération des trajectoires 5 axes ainsi qu'à leur exécution. Pour répondre au problème posé, nous proposons de déterminer les trajectoires d'usinage 5 axes les plus adaptées afin de réduire les écarts géométriques tout en limitant les pertes de productivité. Nos travaux se situent dans le cadre de l'usinage de pièces de formes complexes en fraisage 5 axes en bout et en phase de finition dans un contexte UGV.

Pour atteindre cet objectif, nous devons tout d'abord étudier la définition et la génération des trajectoires 5 axes. Nous souhaitons ainsi mettre en avant les paramètres les plus influents en génération des trajectoires vis à vis des écarts et pouvoir extraire des règles ou principes de calcul des trajets pour notre étude. Le paragraphe suivant est consacré à l'étude des différents principes de génération des trajets ainsi qu'aux optimisations proposées dans la littérature.

3. Génération de trajectoires 5 axes

La génération de trajectoires est une activité essentielle dans le processus de réalisation des pièces de formes complexes puisqu'elle fait le lien entre le modèle virtuel de la pièce qu'est le modèle CAO et sa réalisation physique lors de l'exécution. La difficulté de la génération est double puisqu'elle est tributaire de la définition numérique de la pièce et conditionne le comportement du couple MO-CN. Pour déterminer les paramètres les plus influents en génération de trajectoires, il est nécessaire d'approfondir les méthodes employées pour la définition et le calcul des trajectoires.

Pour cela, nous définissons dans un premier temps une trajectoire 5 axes pour préciser les éléments qui la composent puis nous présentons les méthodes de génération et d'optimisation présentes dans la littérature.

3.1. Définition d'une trajectoire 5 axes

Considérons une surface ou face à usiner pouvant être décrite sous une forme bi-paramétrée $S(u,v)$, une trajectoire 5 axes peut être définie par les trois points suivants (figure 1-4) :

- le positionnement outil, ou comment définir la position et l'orientation de l'outil par rapport à la pièce ;
- le parcours de l'outil sur la surface, ou comment enchaîner les positionnements outils sur la surface pour l'usiner ;
- la description de la géométrie de la trajectoire.

A ce niveau, la génération de trajectoires est classiquement calculée dans l'espace pièce (repère FAO).

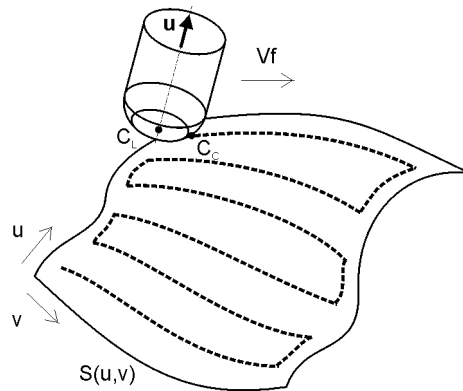


Figure 1-4 : Exemple d'une trajectoire 5 axes

3.1.1. Positionnement outil

Le positionnement de l'outil sur la surface consiste à déterminer un couple $(P, \mathbf{u})$, où P représente le point piloté, caractéristique de la géométrie de l'outil, et $\mathbf{u}$ le vecteur directeur de l'axe de l'outil. Classiquement, le point piloté de l'outil est le point C_L , point extrémité. Ce couple est défini localement par rapport à la surface à usiner, au niveau du point de contact outil-pièce C_C . Le repère local associé $(C_C, \mathbf{f}, \mathbf{n}, \mathbf{t})$ est tel que $\mathbf{f}$ représente le vecteur tangent à la courbe suivie, $\mathbf{n}$ le vecteur normal à la surface, et $\mathbf{t}$ le vecteur issu du produit vectoriel de $\mathbf{f}$ par $\mathbf{n}$.

La figure 1-5 positionne les points caractéristiques de l'outil suivant sa géométrie par rapport à la base locale ; C_E représente le centre de l'outil, R le rayon principal de l'outil et r le rayon de coin.

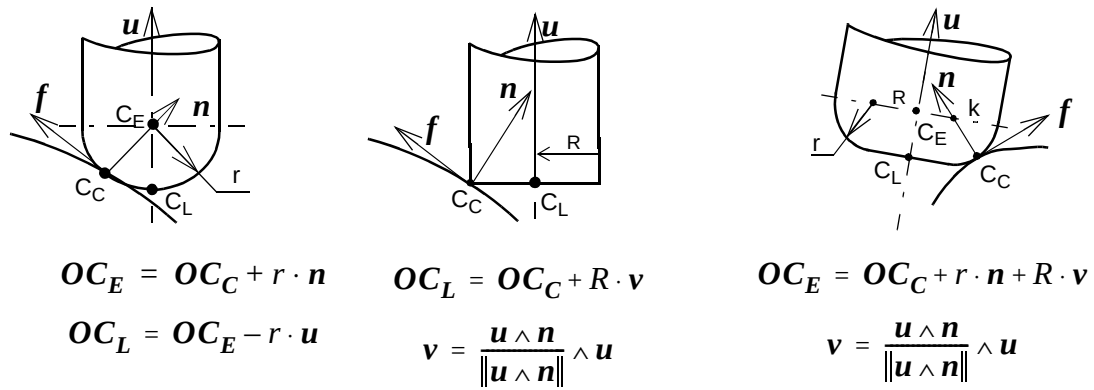


Figure 1-5 : Points caractéristiques suivant la géométrie de l'outil [DUC 98]

Une fois la position de l'extrémité de l'outil déterminée, il reste à définir l'orientation de son axe. Elle est donnée dans le repère local $(C_C, \mathbf{f}, \mathbf{n}, \mathbf{t})$ par deux angles de rotation. La figure 1-6 présente les deux méthodes utilisées pour définir l'orientation de l'axe de l'outil [LAUWERS et al. 03] :

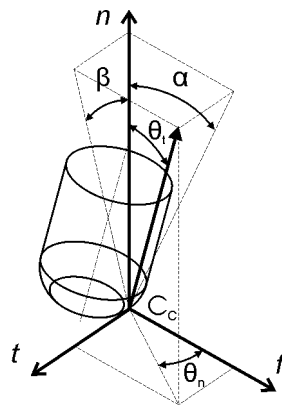


Figure 1-6 : Paramétrisation de l'orientation de l'axe outil

- La notation la plus communément utilisée dans la littérature, consiste à définir le couple d'angles (θ_t, θ_n) ; θ_t représente l'angle d'inclinaison (« inclination angle »), angle entre $\mathbf{u}$ et $\mathbf{n}$, θ_n l'angle de pivotement (« screw angle ») autour de $\mathbf{n}$; l'orientation de l'axe de l'outil est obtenue par une première rotation de θ_t autour de $\mathbf{t}$ puis une seconde rotation de θ_n autour de $\mathbf{n}$.
- La seconde notation, utilisée notamment dans les logiciels de FAO, est définie par le couple (α, β) , où α est l'angle de détalonnage (« lead angle »), défini dans le plan contenant la direction d'avance, autour de $\mathbf{t}$, et β est l'angle d'inclinaison latérale (« tilt angle »), défini dans le plan perpendiculaire à la direction d'avance autour de $\mathbf{f}$.

Ce positionnement basé sur un point de contact est celui qui est le plus communément utilisé aujourd'hui. Nous pouvons noter un positionnement plus atypique proposé par [WARKENTIN et al. 00] qui consiste à mettre deux points C_{C1} et C_{C2} en contact entre l'outil et la pièce (figure 1-7). L'orientation de l'axe de l'outil est définie par un seul angle représentant l'inclinaison de l'outil autour de la droite (C_{C1}, C_{C2}) .

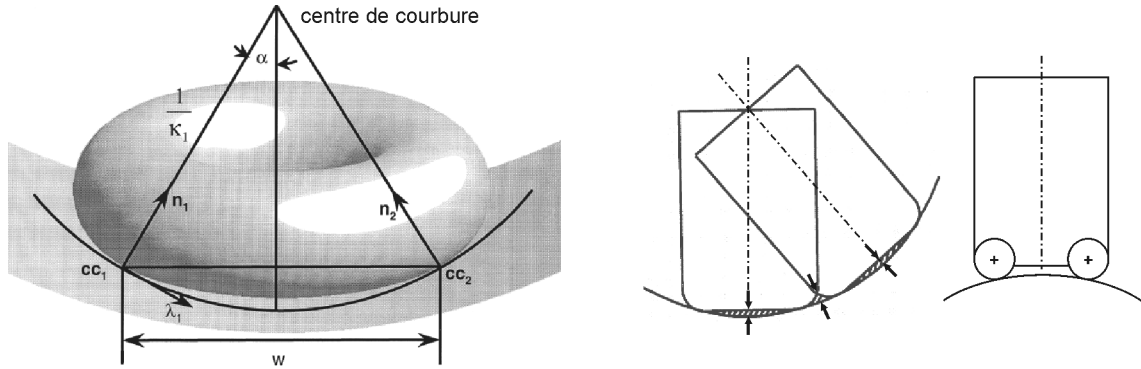


Figure 1-7 : Définition d'un contact multi-points

Nous retiendrons de cette partie que le positionnement de l'outil sur la surface à usiner est donné par le couple $(C_L, \mathbf{u})$ définissant la position de l'outil et l'orientation de son axe. Ces deux éléments sont calculés à partir du point de contact outil-pièce C_C et de deux angles (θ_r, θ_n) définis dans la base locale $(\mathbf{f}, \mathbf{n}, \mathbf{t})$. La trajectoire est donc localement définie par le choix de ces trois paramètres. Le parcours de l'outil sur la surface permet ensuite d'enchaîner et de situer de manière relative ces positions discrètes.

3.1.2. Parcours de l'outil sur la surface

Le parcours de l'outil est déterminé par la donnée d'un mode de balayage permettant d'usiner la totalité de la surface tout en évitant les collisions et par la donnée d'un ensemble de paramètres opératoires.

Parmi le grand nombre de modes de balayage existants, nous ne présentons ici que les deux plus classiques associés à l'usinage 5 axes des surfaces complexes : les plans parallèles et les isoparamétriques de surface. Les paramètres de discrétisation de la trajectoire dans le sens longitudinal (selon la direction de l'avance) et dans le sens de propagation (direction transversale à l'avance) ainsi que les critères associés sont également exposés.

La méthode par plans parallèles consiste à déterminer sur la surface $S(u, v)$ des passes $C(s)$ pour lesquelles les points de contacts outil-pièce C_C ou les points C_L sont contenus dans des plans parallèles P_i de la surface [BOBROW 85]. Au sein de chaque passe, les positionnements outils sont dé-

terminés par cheminement le long des plans de guidage P_i (figure 1-8) ; les paramètres de discrétisation associés sont la variation entre deux positions successives $(\Delta u, \Delta v)$ dans l'espace paramétrique (sens longitudinal) et la distance entre deux plans successifs Δp (sens transversal).

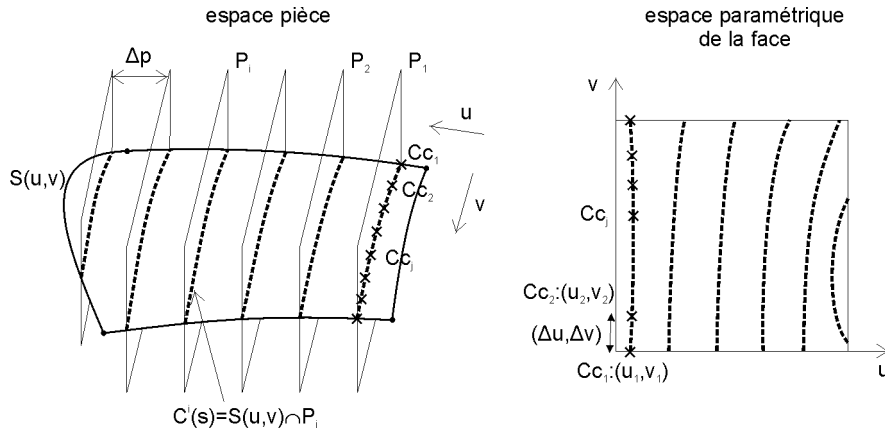


Figure 1-8 : Mode de balayage par plans parallèles

La méthode par isoparamétriques de surface consiste à balayer la surface $S(u, v)$ selon une succession de courbes isoparamétriques $C^*(v) = S(u^*, v)$ obtenues en fixant l'un des paramètres u ou v [BROOMHEAD et al. 86]. Dans ce cas, les paramètres de discrétisation de la trajectoire dans les deux directions sont directement les variations Δu et Δv définies dans l'espace paramétrique (figure 1-9).

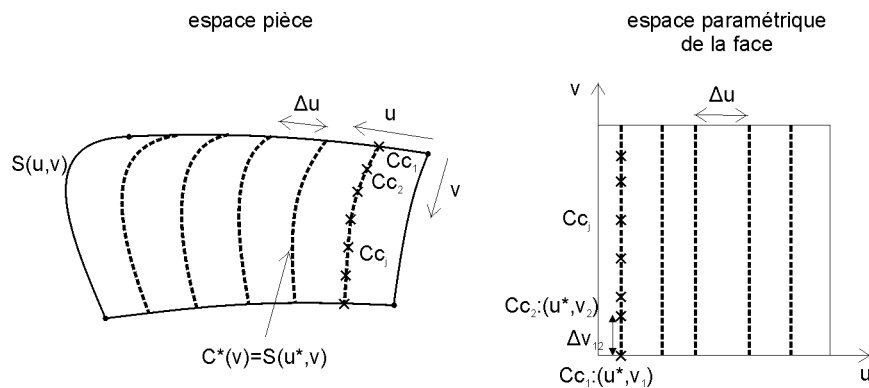


Figure 1-9 : Mode de balayage par isoparamétriques

Pour chaque mode de balayage, les calculs des paramètres de discrétisation sont liés à la géométrie de la surface ; il est nécessaire de contrôler localement que l'enveloppe du mouvement de l'outil définie par la trajectoire respecte les écarts géométriques admissibles. Pour cela, les valeurs des paramètres de discrétisation doivent respecter des critères géométriques, dont les deux plus courants sont l'erreur de corde maximale e_{max} et la hauteur de crête maximale hc_{max} .

L'erreur de corde également nommée « tolérance d'usinage » représente l'écart maximal entre la surface à usiner et l'enveloppe du mouvement de l'outil généré par l'interpolation des positionnements outils le long d'une passe (figure 1-10). Il est important de noter que dans le cas des trajectoires 5 axes, l'évaluation de l'erreur de corde doit prendre en compte l'écart généré par la variation de l'orientation de l'axe de l'outil [BOHEZ 02].

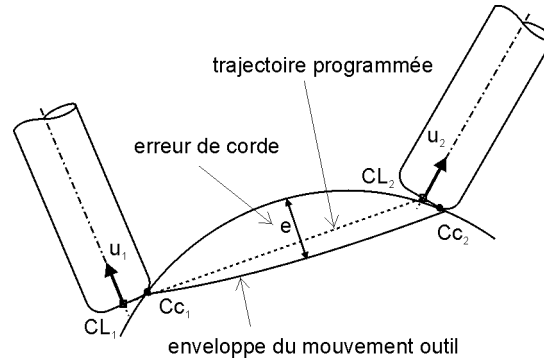


Figure 1-10 : Visualisation de l'erreur de corde

Ainsi, [CHO et al. 93] proposent une adaptation du critère utilisé en 3 axes en découplant l'interférence générée selon les deux composantes : une interférence due à la translation de l'outil et une interférence due à la rotation de l'axe ; chacune est évaluée par subdivision du trajet élémentaire en portions linéaires. La somme de ces écarts à la surface doit respecter l'erreur de corde maximale spécifiée.

La hauteur de crête qualifie le surplus de matière laissée entre deux passes successives. En 5 axes, l'évaluation de la hauteur de crête est complexe du fait de la libre orientation de l'axe de l'outil ; le profil générateur de la passe est 3D. Pour évaluer la hauteur de crête, l'approximation couramment utilisée dans la littérature consiste à rendre le problème plan en projetant le profil de l'outil dans un plan perpendiculaire à la direction d'avance (figure 1-11).

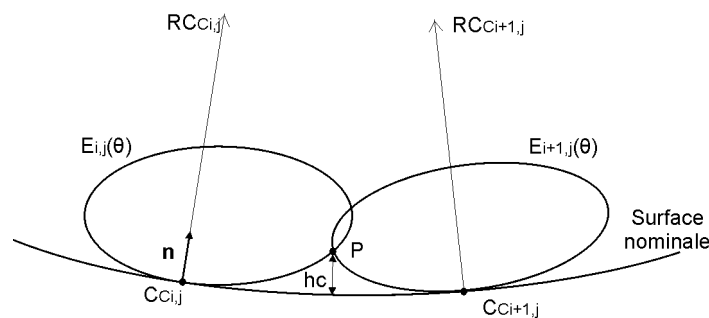


Figure 1-11 : Hauteur de crête en 5 axes

[LEE et al. 96] proposent une évaluation de la hauteur de crête assez réaliste. A partir de deux positionnements outils adjacents, le plan d'étude est construit passant par les deux points de contact $C_{Ci,j}$, $C_{Ci+1,j}$ et contenant la normale à la surface $\mathbf{n}$ en $C_{Ci,j}$. Les deux profils apparents des outils sont les ellipses $E_{i,j}(\theta)$ et $E_{i+1,j}(\theta)$; leur point d'intersection est noté P . La hauteur de crête hc est calculée comme étant la distance entre P et la courbe intersection du plan d'étude et de la surface nominale. Cette distance est calculée par approximation de la courbe par un cercle dont le rayon est le rayon moyen entre les rayons de courbures $RC_{Ci,j}$ et $RC_{Ci+1,j}$.

Ainsi, le respect des deux critères géométriques $e \leq e_{max}$ et $hc \leq hc_{max}$ permet de valider, pour des orientations de l'axe de l'outil données, les valeurs des paramètres de discrétisation. Cependant, si il n'y a pas de gestion particulière de l'orientation de l'axe de l'outil, les trajectoires calculées ne sont pas optimales en terme d'efficacité de balayage de la surface. Par exemple, en plans parallèles, la distance entre passes Δp est contrainte par la plus grande des hauteurs de crête générée ; il en est de même pour la variation du paramètre Δu du mode isoparamétrique présenté en figure 1-9. Le long de la passe, les hauteurs de crêtes sont plus faibles, ce qui est synonyme de chevauchement inutile des passes c'est à dire de surqualité : l'orientation de l'axe de l'outil apparaît donc comme un moyen d'optimisation des trajectoires 5 axes pour les modes de balayage par plans parallèles et par isoparamétriques de faces. De manière générale, les méthodes de génération de trajectoires de la littérature font couramment l'objet d'une optimisation géométrique visant à maximiser son efficacité en terme de balayage de la surface à usiner. Par exemple, les trajectoires isocrêtes visent à conserver une hauteur de crête constante et égale à hc_{max} entre toutes les passes successives [TOURNIER et al. 05a]. Ces méthodes de génération et d'optimisation des trajets sont présentées dans le §3.2..

La maîtrise des interférences outil/pièce lors de la génération de trajectoires est une condition nécessaire pour garantir la conformité de la pièce en terme de géométrie. Les interférences sont en général classées selon trois types : les interférences locales, les interférences vers l'arrière et les interférences globales ou collisions (figure 1-12).

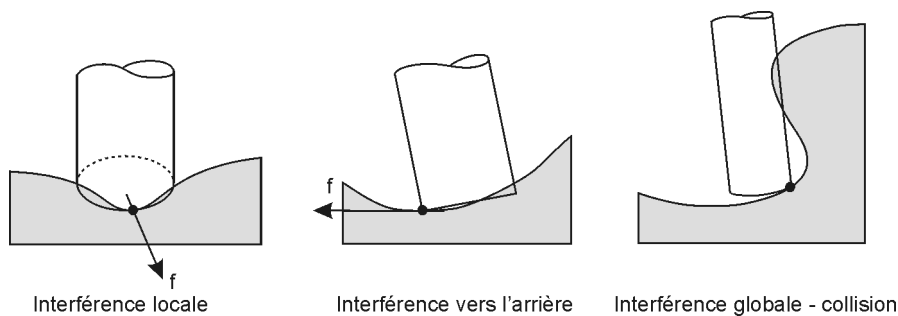


Figure 1-12 : Différents types d'interférences en usinage 5 axes [JUN et al. 03]

Les interférences locales traduisent un enlèvement de matière excessif par la partie active de l'outil sur la surface à usiner. Elles sont principalement dues aux différences de courbures de la partie active de l'outil et de la surface au point de contact. Les interférences vers l'arrière sont des pénétrations intempestives de l'arrière de l'outil dans la surface à usiner. Les interférences globales quant à elles représentent de manière générale des collisions entre l'ensemble {corps d'outil, porte outil, broche} et l'ensemble {pièce, porte pièce, éléments de structure...}.

Du fait des deux rotations supplémentaires, le risque de collision est plus fréquent en usinage 5 axes qu'en usinage 3 axes ; celles-ci peuvent apparaître au niveau des positionnements outils calculés, lors de l'interpolation de la trajectoire ou encore lors des mouvements hors matière. Pour un point de contact outil pièce donné, toute la difficulté consiste à déterminer l'orientation de l'axe de l'outil qui soit la plus efficace. Le positionnement et le parcours de l'outil sur la surface ne peuvent pas être dissociés ; ils font l'objet d'une optimisation qui consiste le plus souvent à maximiser la largeur coupée avec comme contrainte la non interférence.

Le problème de la détection des interférences locales ou globales est très largement développé dans la littérature que ce soit dans le domaine de l'usinage multi-axes ou des domaines autres tels que la robotique, l'infographie, la réalité virtuelle.

Certaines méthodes s'attachent à vérifier que l'outil n'est pas en interférence avec la pièce lors de la génération de la trajectoire. Ces méthodes sont principalement basées sur la comparaison locale de la surface de l'outil avec la surface à usiner. L'objectif consiste alors à positionner l'outil hors interférence afin d'obtenir un enlèvement matière maximum [LEE 97][RAO et al. 00][RADZEVICH 06]. D'autres méthodes sont consacrées à la détection a posteriori des interférences ou collisions en prenant en compte les positionnements outils déjà calculés, l'interpolation des positionnements ou encore la trajectoire réellement suivie par l'outil étant donnée la structure de la machine [LAUWERS et al. 03].

Parmi les nombreux travaux, nous pouvons citer les méthodes C-Space [JUN et al. 03], par répartition d'espace [DING et al. 04], par surface enveloppe [CHIOU et al. 02b][DU et al. 05], les méthodes basées sur de la visibilité [BALASUBRAMANIAM et al. 03], sur des maillages [ILUSHIN et al. 05], la méthode du volume frontière [HO et al. 01]... Pour plus de détail, le lecteur est invité à consulter les articles cités.

Dans cette partie, nous avons vu les difficultés du calcul des trajectoires 5 axes. L'objectif est de déterminer les positionnements outils successifs et de les enchaîner afin d'usiner la surface désirée. La conformité de la surface usinée passe par l'évaluation des critères d'erreur de corde et de hauteur de

crête pour déterminer les paramètres de discrétisation de la trajectoire. Les méthodes de génération de trajectoires présentes dans la littérature font l'objet d'une optimisation visant à augmenter la productivité. Le calcul des positionnements outils sans interférence et le balayage de la surface font partie d'une d'optimisation géométrique où points de contact, orientations axe outil, directions d'avance, critères géométriques et géométries locales de l'outil et de la pièce sont liés (voir §3.2.).

3.1.3. Description de la géométrie de la trajectoire

En usinage 5 axes, il existe deux types de formats de description des trajectoires : sous forme de segments de droites (interpolation linéaire) et sous forme de courbes (interpolation polynomiale).

L'interpolation linéaire permet de décrire une trajectoire comme une succession de positionnements outils. Les points pilotés C_{Li} sont reliés par des segments et les orientations de l'axe outil u_i sont interpolés dans le repère de la pièce (figure 1-13). Chaque positionnement outil constitue un bloc du programme d'usinage comportant les trois composantes (x, y, z) pour la position et les trois cosinus directeurs (i, j, k) pour l'orientation.

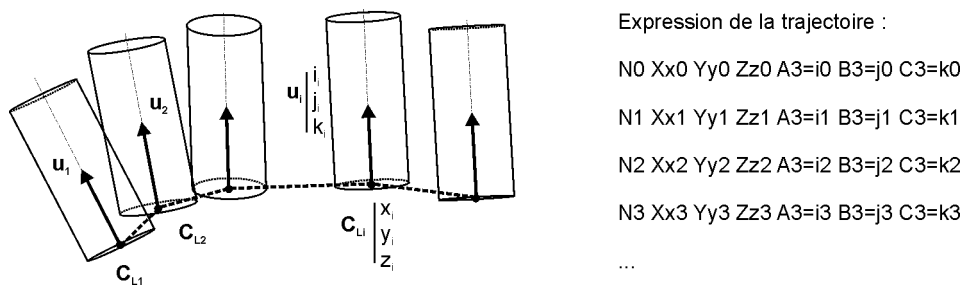


Figure 1-13 : Description par interpolation linéaire

Cette méthode de description des trajectoires 5 axes, est la plus communément utilisée. Elle a l'avantage d'être très simple car elle est directement définie par la liste les positionnements outils calculés (format APT [ISO 3592]). Cependant, un tel format génère des discontinuités en tangence au niveau de la trajectoire du point piloté et des discontinuités sur le mouvement de l'axe outil. Une telle trajectoire est donc source de facettisation des surfaces. De plus, comme nous le verrons au chapitre 2 §4.3.2., dans un contexte UGV, les discontinuités sollicitent fortement les axes et la structure de la machine outil et engendrent de grands ralentissements de la vitesse d'avance [AFFOUARD 04].

[LANGERON et al. 04] proposent un format d'interpolation « 5xNurbs » basé sur deux courbes polynomiales. Dans l'article présenté, les courbes sont définies par des Bsplines de degré 3. La première courbe $P(u)$ décrit la position du point extrémité de l'outil C_L . Elle est décrite dans le programme par les coordonnées de ses points de contrôle (XT_i, YT_i, ZT_i) dans le repère pièce. La seconde courbe

$Q(u)$ décrit la position d'un point appartenant à l'axe de l'outil et situé à une longueur donnée de C_L ; de même, cette courbe est décrite dans le programme par ses points de contrôle (XH_i, YH_i, ZH_i) . Ces deux courbes possèdent la même paramétrisation selon la longueur de corde, assurant leur synchronisation ; les valeurs du paramètre DK représentent les variations successives de la séquence nodale. Le couple $(P(u), Q(u))$ permet ainsi de définir la position et l'orientation de l'axe de l'outil le long d'une trajectoire polynomiale 5 axes (figure 1-14).

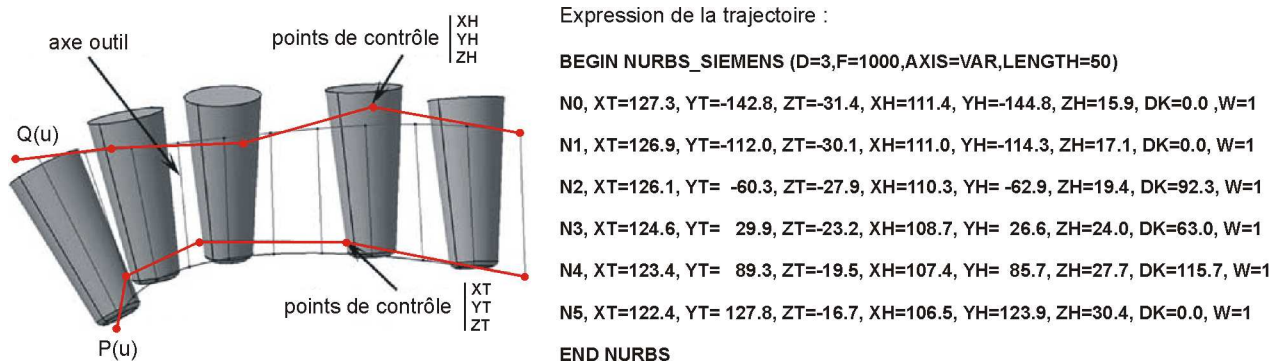


Figure 1-14 : Définition d'une trajectoire avec le format « 5xNurbs » [LANGERON et al. 04]

Le calcul de la trajectoire est effectué par association de courbes polynomiales sur les positionnements outils obtenus par échantillonnage de la trajectoire théorique. La courbe contrôlant la position de l'extrémité de l'outil doit rester dans un tuyau enveloppe d'une sphère parcourant la trajectoire théorique, le rayon de la sphère définit alors la zone de tolérance de la trajectoire (figure 1-15).

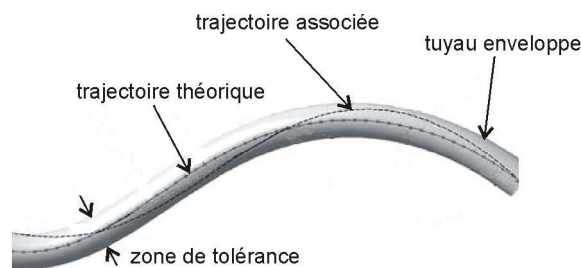


Figure 1-15 : Trajectoires théorique et calculée [LANGERON et al. 04]

En résumé, il existe aujourd'hui deux formats de description des trajectoires 5 axes qui sont adaptés respectivement à l'interpolation linéaire et polynomiale. Pour le premier, les positionnements outils sont décrits de manière discrète (position + vecteur directeur unitaire) ; pour le second le positionnement est défini de manière continue par deux courbes polynomiales. Ce second format reste peu utilisé en 5 axes, car peu de CN industrielles actuelles possèdent les algorithmes adéquats pour réaliser l'interpolation.

3.1.4. Synthèse

Une trajectoire 5 axes est définie par un ensemble de positionnements outils permettant le balayage d'une surface et par son format de description dans le programme d'usinage. Les positionnements sont déterminés à partir d'un point de contact outil-pièce, et de deux angles d'orientation de l'outil dans une base locale basée sur la normale à la surface et la direction d'avance. Le choix de ces paramètres et le parcours de l'outil sont calculés lors de la génération de la trajectoire en faisant intervenir des critères géométriques pour assurer la conformité de la pièce. Une fois la trajectoire calculée, elle est décrite dans le programme CN sous forme discrète ou polynomiale, en vue de son interpolation.

La génération de trajectoires 5 axes fait l'objet d'une optimisation des positionnements outils successifs (C_C , θ_r , θ_n), visant à maximiser la productivité. Nous présentons dans les paragraphes suivants les méthodes de génération et d'optimisation de trajectoires 5 axes présentes dans la littérature. Nous avons distingué les méthodes basées sur un raisonnement purement géométrique des méthodes prenant en compte d'autres contraintes situées en aval dans le processus de réalisation.

3.2. Génération et optimisation géométrique des trajectoires 5 axes

Les méthodes de génération de trajectoires ont pour objectif le calcul de trajets d'outils tels que l'enveloppe du mouvement de l'outil corresponde à la surface désirée. Cependant, comme vu au §3.1.2., le procédé même d'usinage de forme ne permet pas d'obtenir une surface correspondant exactement à la surface de référence sans écart géométrique. Ainsi, le calcul de trajectoires doit intégrer les valeurs des écarts géométriques admissibles (tolérances géométriques) issues du cahier des charges afin de conclure quant à la conformité de la pièce fabriquée.

Les méthodes basées sur un raisonnement purement géométrique s'attachent à calculer une trajectoire à partir de la donnée du modèle CAO, des tolérances géométriques et de la géométrie outil (figure 1-16). L'objectif du problème d'optimisation consiste alors à maximiser la productivité tout en respectant ces contraintes géométriques. Cette optique est la plus courante.

N.B. : nous considérons que le procédé, le moyen de production et la gamme d'usinage sont figés ; les optimisations portent uniquement sur la construction de trajectoires 5 axes pour la phase de finition.

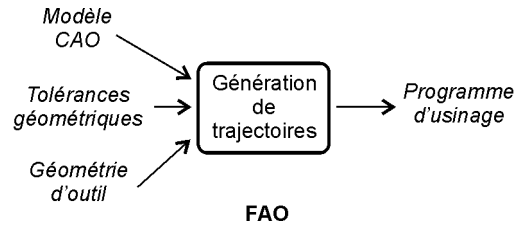


Figure 1-16 : Optimisation des trajectoires basée sur un raisonnement géométrique

Dans la littérature, la problématique de la maximisation de la productivité est traitée comme celle de la minimisation du temps d'usinage. En abordant ce problème avec une vision purement géométrique, l'objectif consiste à trouver la trajectoire la plus efficace. Pour cela, différentes voies d'optimisation sont étudiées :

- maximisation de la largeur coupée à chaque instant ;
- maximisation du taux d'enlèvement matière ;
- hauteur de crête constante ;
- taux de conformité de surface maximal ;
- minimisation de la longueur de la trajectoire ;
- ...

Le calcul de trajectoires optimales conduit à résoudre deux problèmes qui sont liés et situés à deux niveaux différents :

- un problème local : comment positionner l'outil sur la surface (C_C, θ_t, θ_n) ?
- un problème global : comment enchaîner ces positionnements pour parcourir la surface (direction d'avance locale, base $\mathbf{f}, \mathbf{n}, \mathbf{t}$) ?

La majorité des travaux abordent cette difficulté en deux temps. A partir de la passe précédente et d'un positionnement outil, le positionnement outil suivant est optimisé en fonction du critère retenu, construisant ainsi la trajectoire de proche en proche.

Concernant le problème local, le raisonnement géométrique proposé par [LEE et al. 97] est effectué dans le plan ($C_C, \mathbf{Y}_L, \mathbf{Z}_L$), perpendiculaire à la direction d'avance $\mathbf{X}_L$ et passant par le point de contact C_C (figure 1-17). $E(\theta)$ représente le profil apparent de l'outil dans le plan d'étude. Son équation est fonction de l'angle d'inclinaison λ_L , de l'angle de pivotement ω_L et du rayon r de l'outil cylindrique utilisé :

$$E(\theta) = \begin{pmatrix} 0 \\ -r \cdot \sin \lambda_L \cdot \sin \theta + r \cdot \sin \lambda_L \\ r \cdot \cos \lambda_L \cdot \sin \omega_L \cdot \sin \theta - r \cdot \cos \lambda_L \cdot \sin \omega_L + r \cdot \cos \omega_L \cdot \cos \theta \end{pmatrix}_{(C_C, X_L, Y_L, Z_L)} \quad (1-1)$$

La largeur de coupe w est évaluée en calculant les coordonnées des points C_a et C_b :

$$w = w_a + w_b \quad (1-2)$$

Ces dernières sont obtenues par le calcul de l'intersection entre $E(\theta)$ et la surface offset de la surface nominale d'une valeur h . L'intersection de cette surface avec le plan (C_C, Y_L, Z_L) est la courbe d'équation :

$$Y_L = \left(\frac{K_{max} \cdot (\sin \alpha)^2 + K_{min} \cdot (\cos \alpha)^2}{2} \right) \cdot Z_L^2 + h \quad (1-3)$$

où K_{max} et K_{min} représentent les courbures principales de la surface nominale. Pour un positionnement outil donné, la largeur de coupe maximale est atteinte lorsque la direction d'avance X_L correspond à la direction de courbure minimale Z_P .

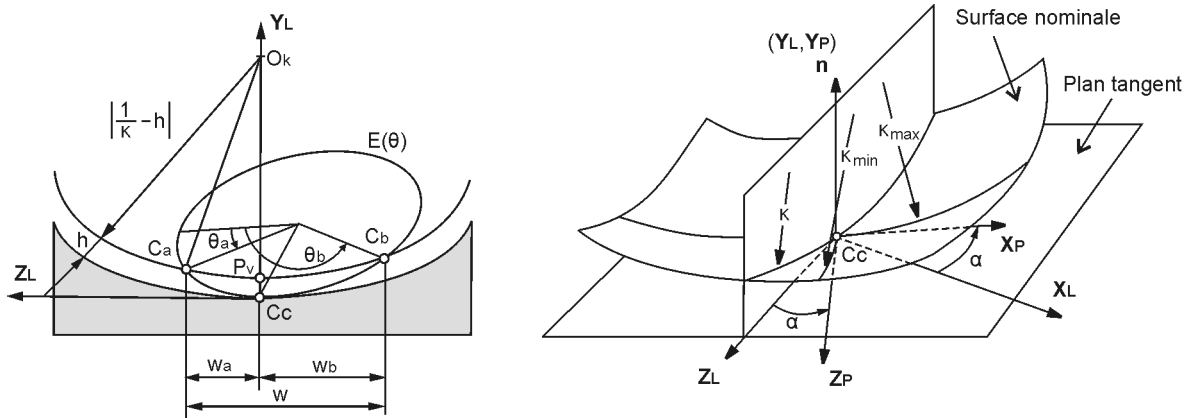


Figure 1-17 : Etude de la largeur coupée [LEE et al. 97]

Ces travaux ont été approfondis par le calcul exact des courbures du profil effectif de coupe de l'outil [RAO et al. 00] et par l'approximation au second ordre de l'évaluation de la largeur coupée [YOON et al. 03]. [RADZEVICH 06] généralise l'étude au positionnement relatif optimal de deux surfaces. Sur la figure 1-18 la première surface T représente l'outil et la seconde P la surface à usiner.

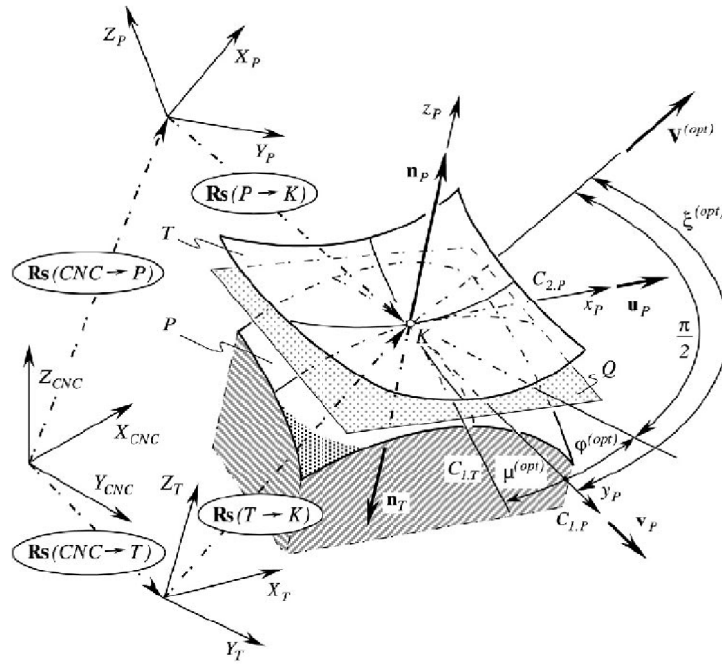


Figure 1-18 : Positionnement relatif de deux surfaces [RADZEVICH 06]

Lorsque les deux surfaces sont en contact, les angles définissant l'orientation relative des deux surfaces sont calculés en maximisant un taux de conformité des surfaces, basé sur la géométrie locale des surfaces (1^{re} et 2^e formes fondamentales). Nous retiendrons de cette étude son approche générique, permettant l'analyse pour toute géométrie d'outil dont on peut donner une équation de surface paramétrée, ainsi que sa grande complexité.

[JUN et al. 03] proposent une méthode d'optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil basée sur la recherche des angles admissibles dans un espace de configurations (C-Space). L'espace des configurations admissibles est l'espace paramétrique de l'orientation de l'axe de l'outil, à savoir deux angles α et β . Des tests de collision sont effectués dans cet espace paramétrique suivant une grille pour former deux domaines, avec et sans interférence (figure 1-19 droite).

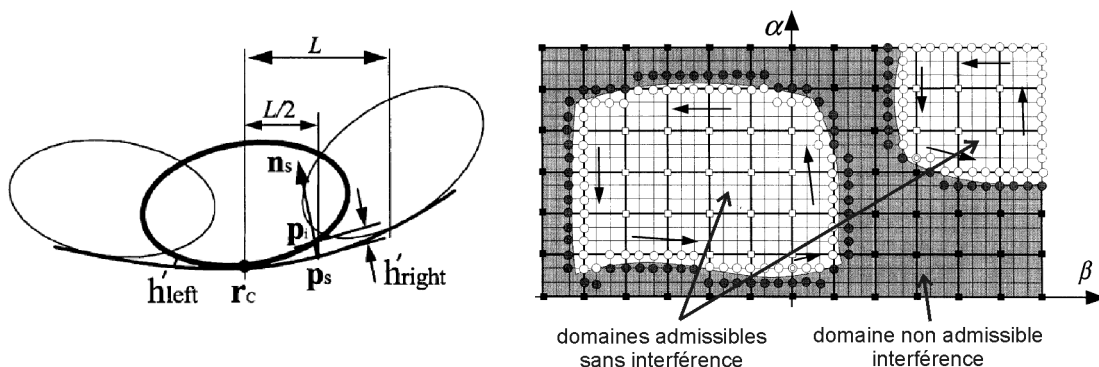


Figure 1-19 : Recherche de l'orientation outil optimale dans le C-Space [JUN et al. 03]

A partir d'une séquence de points de contact outil-pièce C_C donnée, l'objectif est de déterminer les orientations de l'axe de l'outil correspondantes qui génèrent une hauteur de crête minimale tout en étant hors interférence (équation (1-4) et figure 1-19 gauche). Dans le cas d'un balayage par plans parallèles, la minimisation de la hauteur de crête sur une passe permet de réduire l'écart géométrique lorsque les distances entre passes sont fixées. Dans le cas contraire, cette méthode permet de diminuer le nombre de passes en recherchant les plus petites distances entre les plans afin de respecter une hauteur de crête donnée.

$$\text{Min}\{\text{Max}_{\alpha, \beta}[h_{left}h_{right}]\} \quad (1-4)$$

Sachant que la solution optimale de positionnement se trouve sur la frontière entre le domaine admissible et le domaine non admissible, le calcul est effectué par cheminement le long des frontières entre les domaines. L'avantage de cette méthode est de réduire le nombre de tests en ne considérant que les orientations admissibles proches de la frontière.

[TOURNIER et al. 02] proposent de générer les trajectoires en se basant sur le concept de surface d'usinage (SU). En 5 axes, la SU est constituée de deux surfaces : une surface de guidage S_1 et une surface d'orientation S_2 permettant de définir respectivement la position de l'outil et l'orientation de son axe (figure 1-20). Une présentation plus détaillée de ce modèle est effectuée dans le chapitre 4 au §3.1. Le calcul des trajectoires consiste alors à construire deux courbes basées sur S_1 et S_2 . La détection des interférences est différente des méthodes de génération de trajectoires classiques car elle revient à vérifier que la surface d'orientation est comprise dans un espace défini par deux surfaces enveloppes S_{inf} et S_{sup} :

$$\begin{cases} \mathbf{S}_{sup}(\xi^1, \xi^2) = \mathbf{S}(\xi^1, \xi^2) + (r + R) \cdot \mathbf{n}(\xi^1, \xi^2) \\ \mathbf{S}_{inf}(\xi^1, \xi^2) = \mathbf{S}(\xi^1, \xi^2) + r \cdot \mathbf{n}(\xi^1, \xi^2) \end{cases} \quad (1-5)$$

où r représente le rayon de coin de l'outil, R le rayon principal et (ξ^1, ξ^2) les deux paramètres des surfaces. La suppression des interférences peut être réalisée par une modification de la surface d'orientation affectant ainsi toute une zone et non un positionnement outil unique.

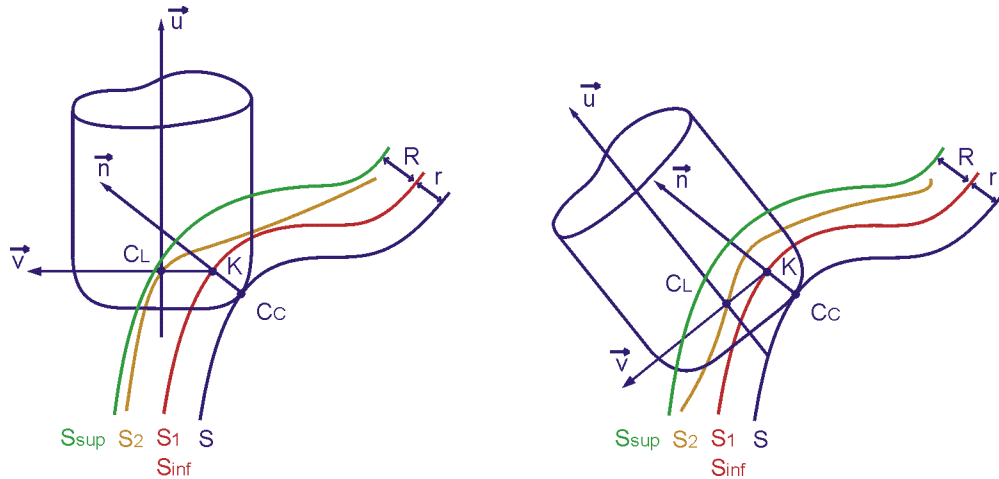


Figure 1-20 : Surface d'usinage en 5 axes avec outil torique [TOURNIER et al. 02]

Pour le problème global, c'est à dire pour le problème d'enchaînement des passes ou de la construction du parcours sur la surface, plusieurs travaux partent de l'optimisation locale du positionnement de l'outil effectuée sur une passe pour construire de proche en proche les positionnements de la passe suivante.

A titre d'exemple, [LEE 98] détermine la position du point de contact C^* de la passe S_{i+1} à partir de la position du point de contact C_0 appartenant à la passe précédente S_i (figure 1-21). La nouvelle position C^* est recherchée dans le plan $(C_0, \mathbf{Y}_L, \mathbf{Z}_L)$, perpendiculaire à la direction d'avance $\mathbf{X}_L$ de la passe S_i . Dans ce plan, C^* doit respecter la hauteur de crête h tolérée sur la surface [LEE et al. 97]. La méthode utilisée consiste à cheminer sur la surface le long de $(C_0, \mathbf{Y}_L, \mathbf{Z}_L)$, à chaque pas de calcul δk , les variations correspondantes dans l'espace paramétrique $(\Delta u_k, \Delta v_k)$ sont évaluées pour calculer la position atteinte $C_k(u_0 + \Delta u_k, v_0 + \Delta v_k)$. L'itération s'arrête juste avant que la hauteur de crête générée ne dépasse celle tolérée.

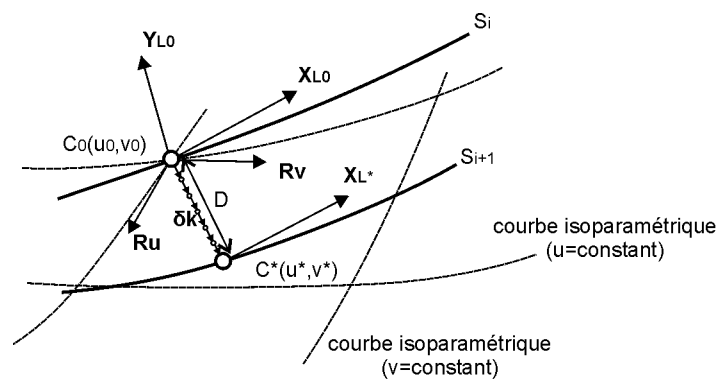


Figure 1-21 : Recherche de la position adjacente [LEE 98]

De manière plus générale, cette optimisation des trajectoires conduit à laisser une hauteur de crête constante sur toute la surface, reprenant ainsi, le principe des trajectoires isocrêtes mais en conservant une orientation outil/pièce identique. Dans le cas du 5 axes, les deux degrés de liberté apportés par les angles de pivotement et d'orientation permettent d'accroître la productivité. [TOURNIER et al. 05a] proposent ainsi une méthode de calcul des trajectoires 5 axes isocrêtes avec outil torique.

Cependant, bien que ces trajectoires soient construites avec des positionnements outils optimisés localement, la méthode de construction de proche en proche peut générer des passes et des balayages de surfaces non optimum vis à vis du problème global. En effet, l'optimisation locale peut faire apparaître au niveau global des phénomènes non souhaités tels que l'apparition de boucles ou de grandes variations d'orientation de l'axe de l'outil [TOURNIER 01][JUN et al. 03]. Ces phénomènes sont nuisibles à la productivité ainsi qu'à la qualité de la surface usinée, des marques ou des collisions peuvent être générées lors de l'exécution.

Afin de réduire ces phénomènes, certains travaux ajoutent lors de la génération des trajectoires une phase d'optimisation globale, passe par passe, ou sur la totalité du parcours de l'outil afin d'augmenter la qualité de la surface usinée. Le mouvement de l'axe de l'outil par rapport à la surface fait l'objet de diverses études avec pour objectif de contenir les variations d'orientations outil-pièce : citons par exemple [HO et al. 03] qui utilisent un algorithme d'interpolation basé sur les quaternions pour « lisser » les variations d'orientation (figure 1-22).

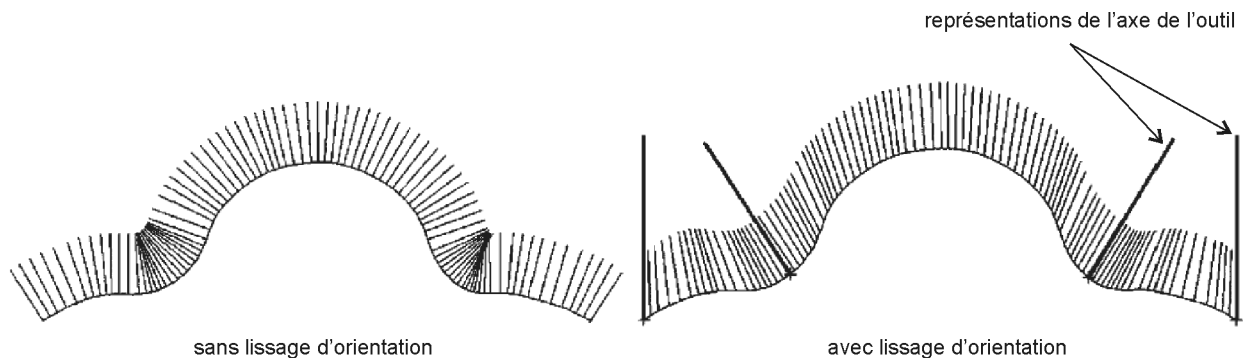


Figure 1-22 : Illustration du lissage sur l'orientation outil-pièce [HO et al. 03]

[CHIOU et al. 02a] proposent de déterminer les trajectoires les plus efficaces au sens de la largeur coupée par une approche globale, basée sur un champ de vecteurs (figure 1-23). La première étape consiste à construire un champ de vecteurs sur la surface à usiner qui indique la direction d'usinage privilégiée. Pour cela, on choisit une première direction d'usinage θ_a en un point P de la surface, puis on recherche l'orientation de l'axe de l'outil qui maximise la largeur coupée w_a . En répétant ce calcul pour différentes directions d'usinage, on retient comme direction d'usinage privilégiée en P

celle qui donne la plus grande largeur coupée. La seconde étape consiste à générer les trajectoires en se basant sur ce champ de vecteurs. A partir d'une passe initiale, les passes adjacentes sont construites par interpolation du champ de vecteurs en s'assurant d'un recouvrement avec la passe précédente. L'itération s'arrête lorsqu'il existe des points non recouverts. Le processus recommence alors sur une nouvelle région non usinée, conduisant ainsi à un découpage de la surface en zones.

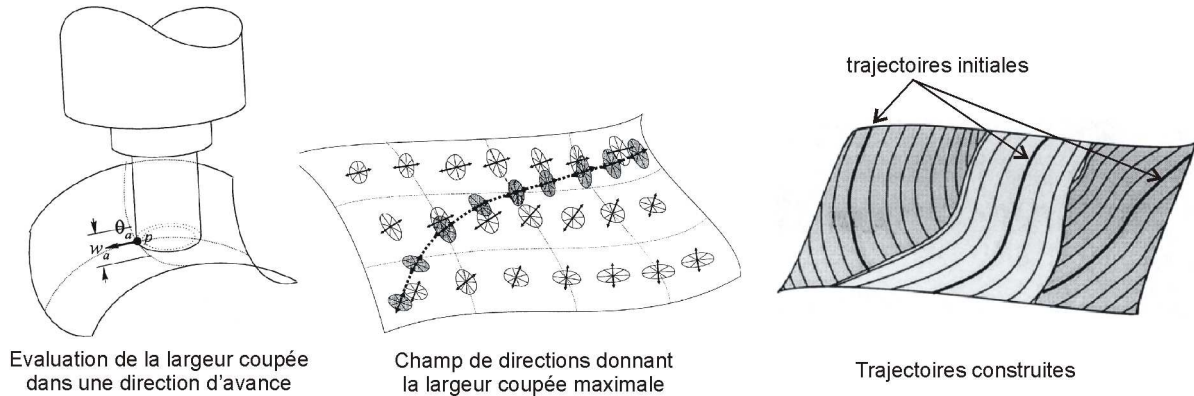


Figure 1-23 : Trajectoires basées sur un champ de vecteurs [CHIOU et al. 02a]

3.3. Autres méthodes de génération et d'optimisation des trajectoires 5 axes

Après avoir parcouru les principes de génération des trajectoires 5 axes et leurs optimisations purement géométriques basées sur le modèle CAO, intéressons nous aux autres méthodes qui englobent dans l'optimisation d'autres contraintes ou objectifs situés en aval dans le processus de réalisation (figure 1-24). On trouve dans la littérature une grande diversité de travaux due à la complexité de l'exécution des trajectoires ainsi qu'à celle du procédé de coupe. En effet, de nombreux éléments, traitements et phénomènes interviennent entre le programme d'usinage et la surface usinée obtenue.

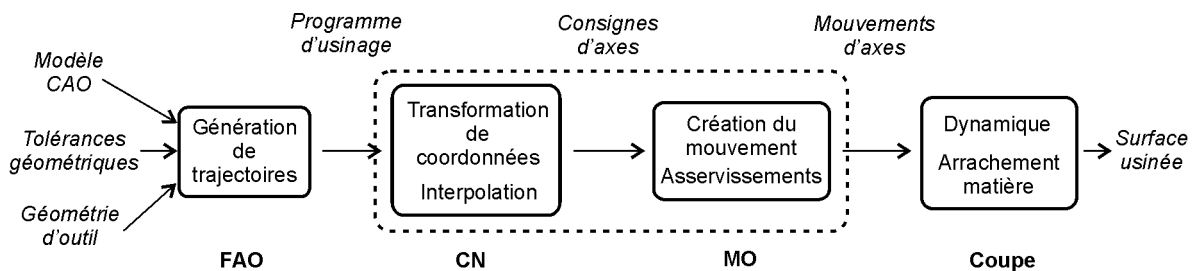


Figure 1-24 : Décomposition du processus de réalisation des trajectoires

Parmi les travaux qui ont pour finalité la génération de trajectoires, nous retenons trois principales approches :

- la première consiste à intégrer dans le calcul de la trajectoire les phénomènes liés à la transformation de coordonnées ainsi qu'à l'interpolation de la trajectoire ;

- la deuxième, s'intéresse aux contraintes liées aux composants de la MOCN ;
- la troisième, pour laquelle les effets dynamiques liés à la coupe sont pris en compte.

En usinage 5 axes, la transformation de coordonnées consiste à transformer le mouvement relatif de l'outil par rapport à la pièce en déplacements d'axes. Les configurations articulaires correspondants aux positionnements outils sont calculés par la TGI. Couplées, à l'interpolation de la trajectoire, ces deux éléments sont sources de défauts géométriques sur la surface et de pertes de productivité (voir chapitre 2 §4.).

[AFFOUARD 04] s'intéresse au comportement cinématique de la machine au voisinage des points singuliers en usinage 5 axes. En effet, lorsque l'outil passe par une position singulière, des mouvements incohérents apparaissent sur les axes, faisant chuter la vitesse d'avance et pouvant causer des interférences avec la pièce. La solution adoptée consiste à générer des trajectoires qui ne passent pas par ces positions critiques. Etant donnée la précision de positionnement des axes de rotation, la notion de singularité est étendue à un volume délimité par une cône. L'évitement de ce cône par la trajectoire est réalisé à l'aide d'une déformation des trajectoires initialement calculées (figure 1-25). Dans le cas des trajectoires décrites par des courbes Bsplines, la déformation est réalisée par un déplacement des points de contrôle au voisinage de la singularité.

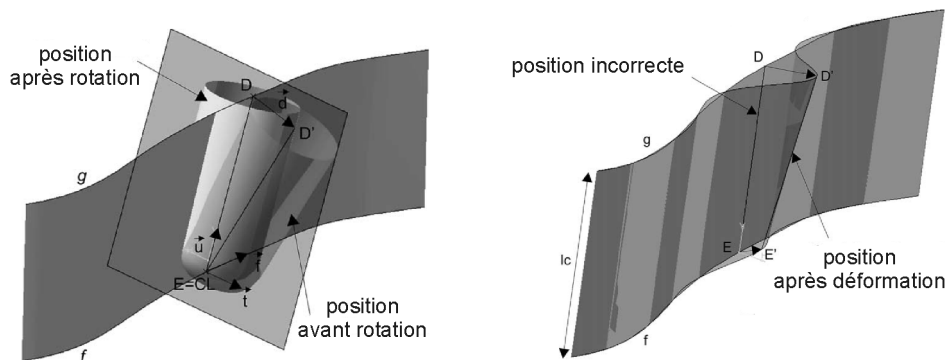


Figure 1-25 : Déformation de la trajectoire pour éviter la singularité [AFFOUARD 04]

D'autres travaux portent plus précisément sur l'influence de l'interpolation des trajectoires multi-axes sur la précision de la géométrie usinée. Du fait de la transformation de coordonnées, une interpolation linéaire dans l'espace de la pièce correspond à une courbe dans l'espace articulaire de la machine. Inversement, l'interpolation linéaire des configurations articulaires génère un trajet courbe sur la pièce. Ainsi, lors de l'exécution des trajectoires 5 axes, des écarts qualifiés d'« erreurs cinématiques » apparaissent entre la trajectoire théorique et la trajectoire réelle du point de contact (figure 1-26). Les modifications apportées aux trajectoires pour réduire les écarts géométriques sont souvent situées au niveau de post-processeurs spécifiques à la MO utilisée [BOHEZ 02][MUNLIN et al. 04].

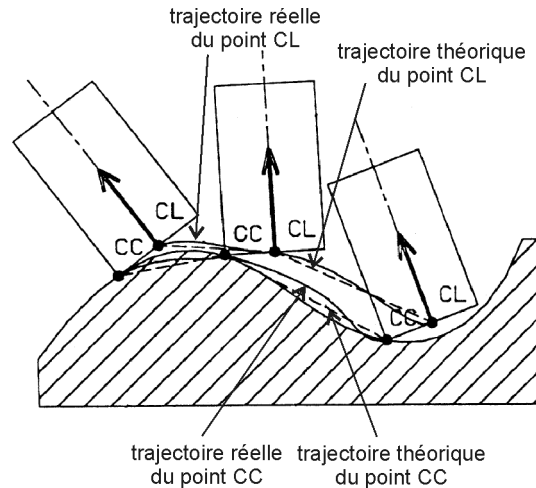


Figure 1-26 : Ecartés générés lors de l'interpolation [BOHEZ 02]

Lors de la résolution de la TGI, la configuration articulaire solution peut générer des sauts de position sur les axes vis à vis de la configuration articulaire précédente. Dans ce cas, de grands mouvements sources de collision apparaissent lors de l'interpolation afin de lier les deux configurations articulaires éloignées. Sur l'exemple de la figure 1-27 gauche, alors que l'axe B est proche de zéro, un saut de 180° apparaît sur la courbe de position de l'axe C. Pour le supprimer, une consigne modifiée C_{mod} est calculée par interpolation linéaire de -90° à +90° en fonction de la position de B :

$$C_{mod} = C \cdot \frac{B}{\varepsilon} \text{ si } B < \varepsilon \quad (1-6)$$

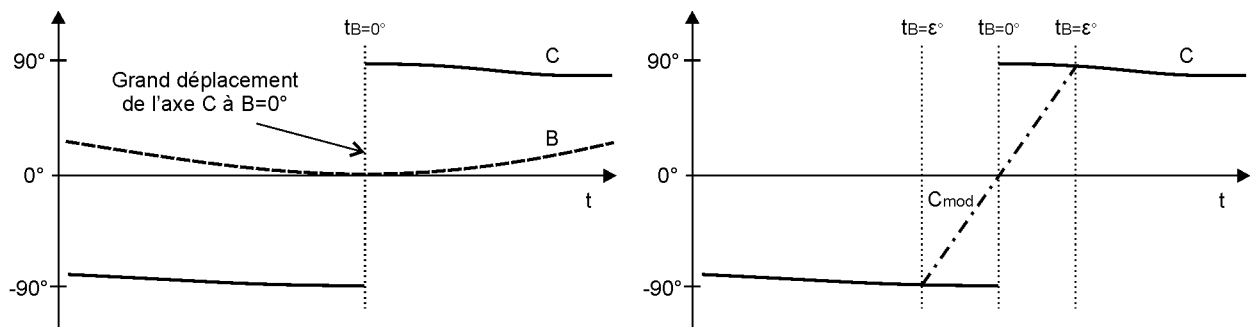


Figure 1-27 : Passage d'un point singulier [SORBY 06]

Lorsque la conformité géométrique de la pièce usinée est assurée, la recherche d'une productivité maximale au sens vitesse d'avance est également recherchée car la vitesse outil-pièce lors de l'exécution des trajectoires est souvent bien en dessous de la vitesse d'avance programmée. Cette perte de productivité due à l'ensemble des contraintes cinématiques situées au niveau du DCN et des axes de la machine outil est tout particulièrement présente en usinage 5 axes UGV.

[KIM et al. 02] présentent une méthode de calcul des trajectoires minimisant le temps d'usinage T_c , composé d'un temps effectif de coupe T_e et d'un temps non effectif T_{ne} . Le principal intérêt des travaux proposés est qu'ils intègrent une limite liée aux performances des moteurs de la MO, à savoir les vitesses maximales des axes. A partir des vitesses maximales des axes, les directions maximisant la vitesse outil-pièce sont déterminées en tout point de la surface. Ce champ de vecteurs est ensuite utilisé pour générer des trajectoires d'usinage selon les directions d'avance privilégiées tout en respectant une hauteur de crête maximale (figure 1-28). Les enchaînements des passes sont enfin déterminés par la minimisation des trajets hors matière.

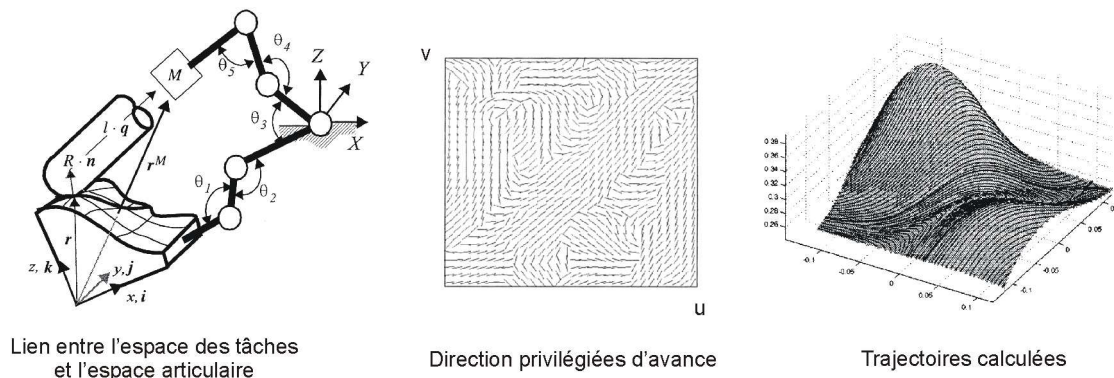


Figure 1-28 : Calcul de trajectoires donnant l'avance maximale [KIM et al. 02]

Une autre voie d'optimisation des trajectoires consiste à choisir un format de description des trajectoires qui soit adapté au suivi. Issue des travaux effectués en 3 axes, l'interpolation polynomiale 5 axes permet de supprimer l'apparition des facettes et augmente la qualité et la précision des surfaces en finition. La réduction du temps d'usinage est également obtenue grâce à la continuité en courbure des trajectoires, ce qui correspond à une évolution plus souple des axes après TGI.

En comparaison avec la description adaptée à l'interpolation linéaire, la description des trajectoires 5 axes sous forme polynomiale est plus compliquée à obtenir. Ne connaissant pas de manière explicite les équations des trajectoires calculées en FAO, les courbes polynomiales sont générées par approximation des positionnements outils générés avec les méthodes usuelles. La difficulté du calcul réside dans la gestion des écarts géométriques à la surface [LANGERON et al. 04].

A partir des positionnements outils calculés en FAO, [FLEISIG et al. 01] génèrent trois splines afin de décrire une trajectoire 5 axes (figure 1-29) : la première est une spline de degré 5 décrivant la position du point extrémité de l'outil ; la deuxième décrivant l'orientation de l'axe de l'outil est une spline de degré 5 située sur une sphère de rayon unité. Ces deux courbes sont paramétrées suivant la longueur de corde. Enfin, la synchronisation entre les courbes est effectuée à l'aide d'une troisième

spline de reparamétrisation. Leur méthode permet de maintenir une vitesse d'avance quasi constante tout en contenant l'accélération angulaire de l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la pièce.

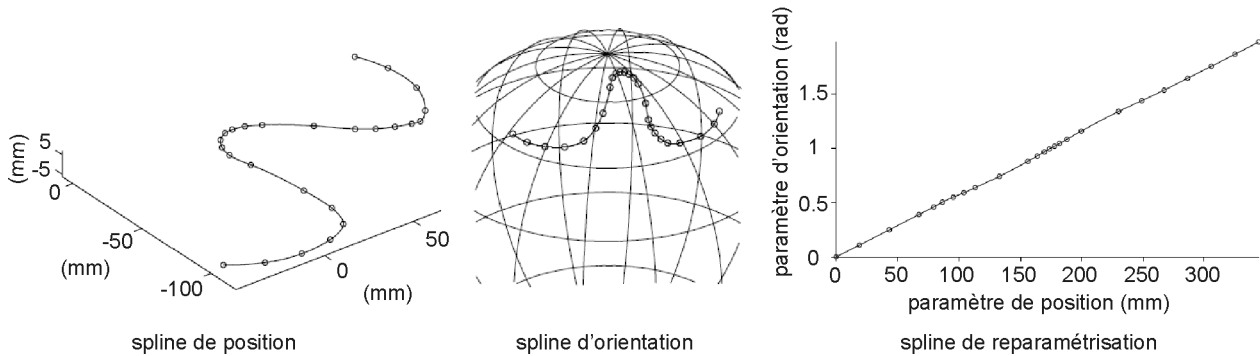


Figure 1-29 : Splines définissant une trajectoire 5 axes selon [FLEISIG et al. 01]

Concernant les effets dynamiques liés à la coupe, nous pouvons citer les travaux visant à intégrer dans la planification des trajectoires les déformations outils créés par les efforts de coupe [LARUE et al. 03][DEPINCE et al. 05]. Aujourd'hui ces travaux portent sur de l'usinage 3 axes et ne sont pas encore appliqués à l'usinage 5 axes.

Peu de travaux portent sur la prise en compte des limitations liées au couple MO-CN dans la génération même des trajectoires. De telles approches sont plus utilisées par exemple dans les domaines des interpolateurs temps réel des trajectoires et en robotique.

[FAROUKI et al. 00] proposent une méthode pour déterminer la vitesse maximale à laquelle peut être parcourue une trajectoire donnée afin de ne pas dépasser le couple maximal et la puissance maximale des moteurs d'une machine outil (figure 1-30).

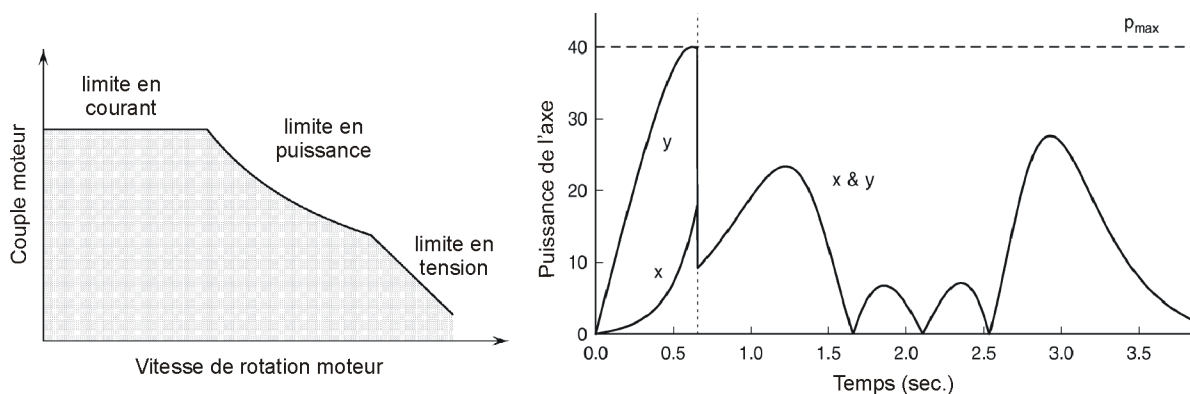


Figure 1-30 : Limites associées aux performances des moteurs [FAROUKI et al. 00]

L'application est présentée dans le cadre de l'usinage 3 axes, où la base liée à la pièce est identique à la base de la machine. Les contraintes d'accélération, équation (1-7), et les contraintes de puissance,

équation (1-8), exprimées sur la trajectoire dans le repère pièce correspondent directement aux contraintes des axes.

$$\begin{cases} |a_x| \leq a_{x, max} \\ |a_y| \leq a_{y, max} \end{cases} \quad (1-7)$$

$$\begin{cases} |V_x \cdot a_x| \leq p_{x, max} \\ |V_y \cdot a_y| \leq p_{y, max} \end{cases} \quad (1-8)$$

Cette technique permet de prendre en compte les inerties de la machine ainsi que les efforts de coupe. La démarche présentée peut également être utilisée en sens inverse : à partir de la vitesse maximale et l'accélération maximale désirée le long d'une trajectoire, il est possible de trouver le couple et la puissance maximum des axes qui sont nécessaires à son exécution.

Dans l'optique de construire un interpolateur temps réel, [TIMAR et al. 05] recherchent la loi de vitesse optimale $v(\xi)$ à appliquer lors de l'exécution d'une courbe 3D définie de manière polynomiale qui minimise le temps de parcours T tout en respectant des contraintes sur l'accélération (équation (1-9)).

$$\min_{v(\xi)}(T) = \int_0^1 \frac{\sigma}{v} \cdot d\xi \text{ respectant } \begin{cases} |a_x(\xi)| \leq A_x \\ |a_y(\xi)| \leq A_y \\ |a_z(\xi)| \leq A_z \end{cases} \text{ pour } \xi \in [0, 1] \quad (1-9)$$

où $\sigma(\xi) = ds/d\xi$ représente la vitesse paramétrique, (a_x, a_y, a_z) les composantes cartésiennes du vecteur accélération et (A_x, A_y, A_z) les limites des valeurs des accélérations. Les limites en vitesse et en couple des moteurs présentées en figure 1-30 gauche permettent de construire un domaine (v^2, a) admissible (figure 1-31) ; les performances cinématiques maximales sont atteintes sur la frontière de ce domaine.

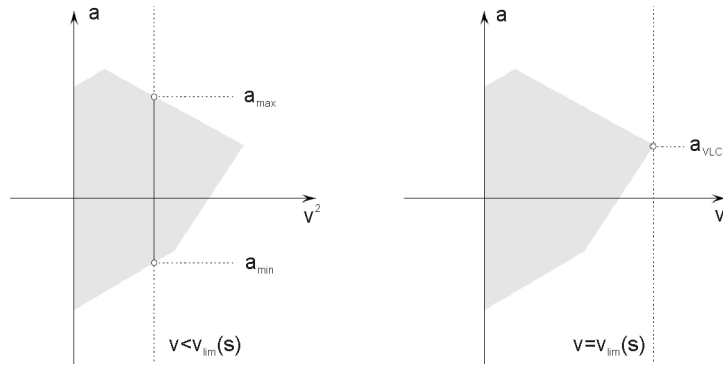


Figure 1-31 : Domaine admissible pour l'accélération [TIMAR et al. 05]

Sont intégrés également dans les interpolateurs temps-réel ou dans les interpolateurs off-line des contraintes cinématiques liées à la dynamique de la machine outil. Afin de réduire les vibrations de la structure qui sont engendrées par des mouvements brusques, des limitations d'accélération et des limitations de jerk, dérivée de l'accélération sont prises en compte [ERKORKMAZ et al. 01][NAM et al. 04][LIU et al. 05].

En robotique, on retrouve divers travaux sur la construction d'une trajectoire d'un effecteur embarqué sur un robot. Le premier type de problème consiste à minimiser le temps de parcours de la trajectoire en construisant des trajectoires « lisses » pour moins solliciter les axes. Les méthodes adoptées sont essentiellement géométriques [ELNAGAR et al. 00] : les critères concernent la longueur de la trajectoire, les courbures, les dérivées de courbures, les accélérations centripètes ou les accélérations le long de la trajectoire... Le second type de problème étudié est la minimisation d'énergies. Nous pouvons citer la minimisation des interactions dynamiques entre les composants d'un robot, la minimisation de l'énergie électrique nécessaire à la réalisation de la trajectoire et enfin la minimisation des couples moteurs [GARG et al. 02].

Cependant, les problématiques de génération de trajectoires rencontrées en robotique sont qualitativement différentes de celles rencontrées en usinage. Les problèmes portent sur la construction d'une trajectoire à partir de positionnements outils donnés. Les positionnements de l'effecteur en début et fin de trajectoire sont connues, et parfois, certains points de passages sont également spécifiés. Le problème s'apparente alors plus à l'interpolation de ces positionnements. Le problème de l'usinage porte sur la construction d'une trajectoire permettant de parcourir une surface. D'une part, les positionnements outils ne sont pas connus, ils sont conditionnés par les interférences entre l'outil et la pièce ainsi que par les passes adjacentes. Le problème réside non pas dans la construction d'une seule passe, mais dans la construction d'un ensemble de passes permettant de balayer une surface. Dans ce problème, les positionnements outils, les passes et les modes de balayages sont couplés.

3.4. Synthèse

L'objectif de l'activité de génération de trajectoires 5 axes est de construire des trajectoires permettant d'usiner une surface en garantissant sa conformité géométrique. Les trajectoires doivent assurer un balayage de la surface nominale par l'outil tout en contenant les écarts géométriques créés par le principe même d'usinage.

Le calcul des trajets consiste alors à déterminer une séquence de positionnements outils pour parcourir la surface. La position et l'orientation de l'axe de l'outil sont classiquement définis par la donnée d'un point de contact outil-pièce et de deux angles définis dans une base locale de la surface ; le mode de parcours fait intervenir des critères géométriques tels que la hauteur de crête et l'erreur de corde pour assurer que la surface usinée respecte les tolérances géométriques. Enfin, une fois calculée, la trajectoire est décrite sous un format spécifique dans le programme d'usinage en vue de son interpolation par la CN.

Il existe de nombreuses méthodes de génération. Les plus classiques, plans parallèles et isoparamétriques, sont simples à calculer mais présentent des chevauchements des passes, synonymes de perte de productivité. Les optimisations des trajectoires 5 axes présentes dans la littérature peuvent être classées en deux approches : la première est basée sur le modèle de référence de la surface et sur la géométrie de l'outil, elle s'attache à trouver de manière géométrique un parcours d'outil le plus efficace. Dans la seconde approche, des points situés en aval de la FAO dans le processus de réalisation des pièces de formes complexes sont pris en compte pour générer les trajectoires. On trouve ainsi quelques travaux traitant de problèmes spécifiques (points singuliers, interpolation, limites d'accélération...).

Une réflexion plus générale est à mener, car les limitations situées en aval de la FAO influent sur la précision et la rapidité du suivi de la trajectoire. Ainsi, la génération de trajectoires optimales ne peut pas reposer sur un problème géométrique mais doit intégrer ces contraintes pour maximiser la productivité et garantir la conformité de la pièce usinée.

4. Conclusion

L'étude du processus de réalisation des pièces de formes complexes par usinage 5 axes à grande vitesse fait apparaître, au sein de chacune de ces activités divers verrous technologiques sources de différences entre la pièce finie et l'intention du design.

Concernant l'activité de génération de trajectoires, nous avons vu qu'il est nécessaire de prendre en compte dans le calcul des trajets des défauts et ralentissements pouvant intervenir lors de l'exécution.

Cependant, les travaux présents dans la littérature ne traitent que de cas particuliers et n'étudient pas le problème général du suivi. La problématique peut être formulée par la question suivante : « Comment générer des trajectoires 5 axes adaptées au suivi UGV telles que l'enveloppe du mouvement de l'outil respecte un ensemble de contraintes géométriques ? »

La démarche que nous proposons consiste à parcourir tout d'abord le processus d'exécution pour situer les éléments les plus critiques et analyser leur influence sur le suivi (figure 1-32).

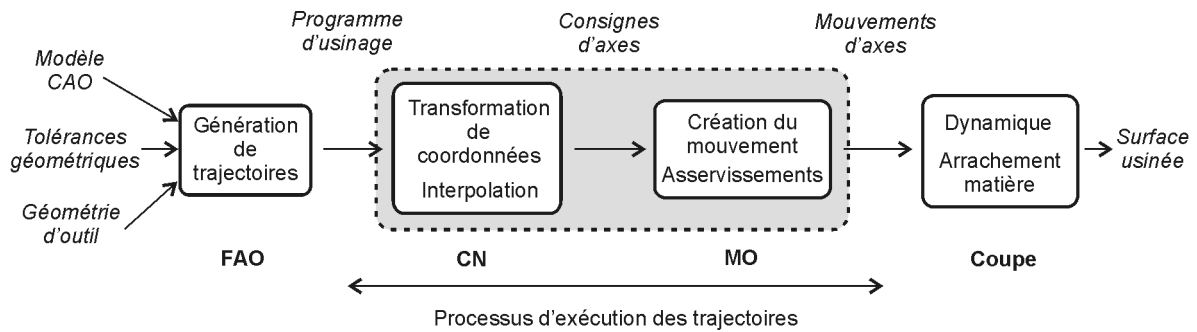


Figure 1-32 : Position du processus d'exécution

Une fois les phénomènes analysés, l'étape suivante porte sur la formalisation des contraintes associées au suivi de trajectoires 5 axes UGV. Cette formalisation nous permet de localiser les portions critiques des trajectoires vis à vis du suivi et de donner les paramètres limitant qui sont en cause.

Enfin, nous proposons une démarche de génération de trajectoires 5 axes optimales basée sur un modèle de description surfacique des trajets. L'optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil est présentée comme une solution pour intégrer les contraintes du couple MO-CN et maximiser le suivi tout en respectant les tolérances géométriques définies.

Chapitre 2 :

Analyse du suivi de trajectoires 5 axes UGV

1. Introduction

Dans un objectif d'optimisation des trajectoires 5 axes et de leur suivi en UGV, il est nécessaire de comprendre les différentes limites du processus d'exécution ainsi que leurs origines afin de déterminer les trajectoires qui sont les plus adaptées.

Le processus d'exécution des trajectoires 5 axes est composé d'un ensemble de traitements et de transformations de données pour créer, à partir du programme d'usinage, le mouvement relatif outil-pièce. La première partie de ces traitements est effectuée par la CN, elle détermine les consignes de déplacement des axes afin de respecter au mieux la trajectoire et la vitesse d'avance programmée. Les cartes d'axe contrôlent ensuite par le biais des asservissements les déplacements effectifs des axes pour suivre les consignes précédemment calculées. Le suivi résultant de la trajectoire est donc tributaire de la qualité et de la pertinence des traitements effectués ainsi que des performances des composants mis en jeu. Les capacités de calcul de la CN, les performances cinématiques des axes, le pilotage et le suivi des axes sont, entre autres, des éléments qui influencent le suivi de la trajectoire, c'est à dire le comportement cinématique de l'outil par rapport à la pièce. Dans un contexte UGV, ces limitations sont particulièrement contraignantes, les vitesses de déplacements étant plus élevées et la rapidité d'exécution devant être augmentée. Ainsi, la qualité de l'exécution des trajectoires, en terme de précision et de rapidité du suivi se voit affectée.

L'objectif de ce chapitre est de mettre en avant les éléments du processus qui influencent le suivi en soulignant les phénomènes intervenants et les limitations.

La première partie de ce chapitre détaille le processus d'exécution des trajectoires. Les différents composants et leur rôle, la chaîne de transformation des données et les traitements associés sont présentés faisant apparaître deux principales phases : l'interpolation par la CN et la réalisation des mouvements par les axes.

La deuxième partie reprend la phase de réalisation des trajectoires afin de soulever les phénomènes physiques intervenants ainsi que les limitations associées. Pour cela, les caractéristiques liées aux moteurs d'axes et celles associées à la structure de pilotage sont détaillées. Elles permettent de mettre en avant la nécessité d'adapter le suivi de trajectoire lors de la phase d'interpolation.

La phase d'interpolation est analysée dans la troisième partie. Les deux points clés, la transformation de coordonnées et la génération de consignes temporelles sont explicitées successivement mettant en avant les spécificités liées au suivi 5 axes UGV.

Dans la quatrième partie de ce chapitre, nous illustrons puis justifions au travers d'essais certains phénomènes intervenant au cours du processus d'exécution. Les diverses expérimentations menées sur le

centre d'usinage 5 axes UGV du LURPA mettent en évidence les conséquences sur le suivi de trajectoire en terme de précision et de vitesse.

L'analyse que nous proposons s'appuie sur une étude bibliographique du processus d'exécution et du suivi des trajectoires, complétée et argumentée par diverses expérimentations sur centre d'usinage 5 axes UGV. Le couple MO-CN utilisé présente certaines spécificités : structure, valeurs de paramètres CN, fonctions spécifiques CN... qui seront présentées au cours de ce chapitre. Cependant la démarche adoptée et les conclusions tirées n'enlèvent rien à la genericité de l'étude. En effet, les phénomènes présentés et les limites au suivi sont semblables sur tout type de centre d'usinage 5 axes UGV. Notre objectif est de conclure quant aux paramètres influents, éléments limitatifs à l'exécution des trajectoires avant de les formaliser sous forme de contraintes à intégrer au calcul de trajectoires.

2. Processus d'exécution des trajectoires

Dans un contexte d'UGV les vitesses d'avance de l'outil peuvent atteindre plusieurs dizaines de mètres par minute. Les composants technologiques, notamment les moteurs, sont aujourd'hui capables d'atteindre ces vitesses grâce à une dynamique importante (forte capacité d'accélération, jerk élevé). Cependant, de telles vitesses ne sont réellement atteintes que sur des trajets suffisamment longs et quasi rectilignes. Pour des trajets quelconques pouvant présenter des discontinuités de différents ordres, les sollicitations générées sur les axes sont trop élevées pour que la trajectoire décrite puisse être parcourue à la vitesse programmée. La vitesse d'avance réelle est bien souvent en dessous de la consigne.

Par ailleurs, le contexte UGV a entraîné une augmentation des données à traiter. Le calcul des consignes des axes ne peut plus être effectué séquentiellement bloc à bloc. Des phases de lecture anticipée de la trajectoire à suivre sont nécessaires pour atteindre des vitesses de parcours élevées. Les capacités de calcul des DCN, ainsi que la précision et la robustesse des diverses fonctions spécifiques qui y sont implantées conditionnent les consignes d'axe qui sont calculées. Enfin, le déplacement effectif des axes est directement dépendant de la performance des asservissements réalisant le pilotage (précision, rapidité, robustesse...).

L'usinage multi-axes complexifie le traitement et l'exécution des mouvements par rapport à un usinage 3 axes. Il est tout d'abord nécessaire de faire la correspondance entre le mouvement de l'outil par rapport à la pièce et les déplacements des différents axes au travers d'une transformation géométrique. Les axes sont bien souvent de différentes natures, rotation ou translation, et peuvent présenter des performances différentes. A titre d'exemple, pour les structures comportant une table pivotante,

les vitesses maximales et accélérations maximales des axes rotatifs sont plus faibles compte tenu des masses embarquées ; ces axes apparaissent alors souvent comme limitatifs. Ces différences de nature, de performance ainsi que la transformation géométrique à assurer complexifient le traitement dans le cas de l'usinage multi-axes.

Nous proposons donc d'étudier plus en détail le processus d'exécution des trajectoires afin de comprendre sa structure et de situer les contraintes associées au suivi.

Le processus d'exécution s'appuie sur de nombreux éléments : CN, cartes d'axes, variateurs, moteurs, axes... Chacun effectue une action, numérique ou physique qui influe sur le suivi. Afin de mieux comprendre le processus, il est souhaitable de le décomposer suivant l'architecture utilisée dans les centres d'usinage industriels pour l'analyser étape par étape.

D'après [DUGAS 02], l'architecture d'une MOCN peut se décomposer en quatre niveaux :

- le niveau 1 : l'étage numérique ;
- le niveau 2 : l'étage numérique / analogique ;
- le niveau 3 : l'étage cinématique ;
- le niveau 4 : l'étage mécanique.

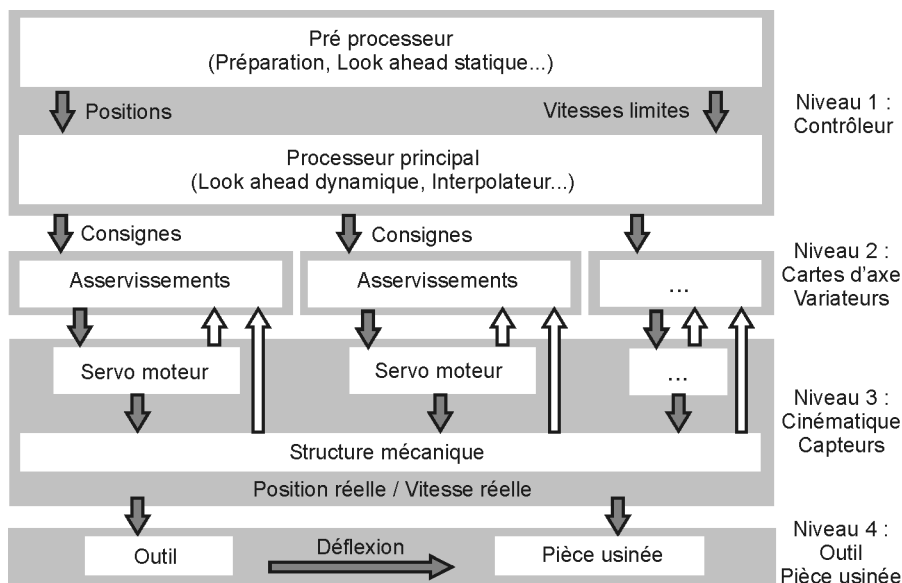


Figure 2-1 : Architecture globale d'une MOCN [DUGAS 02]

Le niveau 1 correspond au DCN ou « contrôleur ». Son rôle est d'établir à partir du programme CN une séquence de consignes de position pour chaque axe à piloter. Il adapte ainsi le suivi de la trajectoire d'un point de vue géométrique et temporel pour qu'elle puisse être physiquement réalisée par la MO. En particulier, les consignes de position calculées au cours du temps doivent donc être compa-

tibles avec les limites technologiques des différents composants (capacités de traitement de la CN, performances des moteurs...).

Le niveau 2 correspond aux cartes d'axes et aux variateurs. Leur rôle est de réaliser la conversion numérique / analogique et de piloter les moteurs au travers des asservissements.

Le niveau 3 regroupe les actionneurs, les capteurs ainsi que la structure mécanique de la machine. C'est à ce niveau qu'est réalisée la composition des mouvements d'axes afin de créer le mouvement relatif entre l'outil et la pièce.

Le niveau 4 comprend la broche, l'outil et la pièce. Il regroupe le procédé de coupe et les phénomènes physiques associés : génération d'actions mécaniques, déformations, vibrations...

Cette architecture peut également être vue sous forme de la structure globale présentée en figure 2-2. Ce découpage met en avant les transformations des informations entre le programme d'usinage et les mouvements réels des axes. Par rapport à l'usinage 3 axes classique, il faut souligner que la partie contrôleur (ou interpolateur - niveau 1) comprend deux étapes : une étape de transformation des positionnements outils sous forme de coordonnées articulaires par la TGI ; une étape de transformation des coordonnées spatiales et de la vitesse d'avance programmée sous forme de coordonnées temporelles X_i^* (consignes de position des axes en fonction du temps). Le passage des consignes X_i^* délivrées de manière échantillonnée au mouvement continu des axes $X_i(t)$ correspond aux niveau 2 et 3, c'est la réalisation du mouvement.

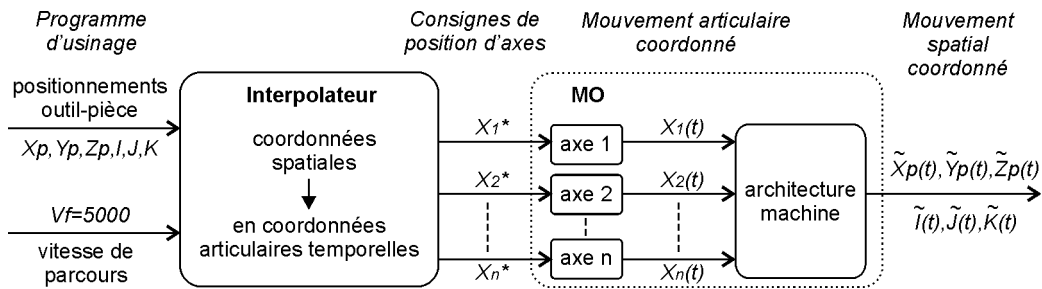


Figure 2-2 : Structure de transformation de l'information

Ainsi, les limitations associées au suivi de trajectoires sont essentiellement liées aux possibilités effectives des éléments réalisant la création du mouvement. Il convient donc d'analyser plus en détail les niveaux 2 et 3, c'est à dire les asservissements et la création du mouvement afin de mettre en évidence les structures de commande utilisées et les phénomènes physiques intervenants.

Le niveau 4 ne sera pas détaillé dans cette étude bien qu'il ait une influence sur la qualité de la pièce usinée. En effet, la précision de la géométrie de l'outil (diamètre, longueur, forme) influence la géométrie de la surface usinée. De plus, les interactions de l'outil avec la pièce génèrent des déformations

et vibrations des deux éléments, sources d'écarts géométriques et de marques. Dans le cadre de nos travaux, nous avons considéré que les défauts engendrés n'étaient pas prépondérants par rapport aux écarts associés à l'exécution de trajectoires 5 axes UGV (erreurs cinématiques, collisions, écarts à la trajectoire programmée...). Lors des opérations de finition, la section de copeau est réduite, les déformations et écarts géométriques générés sont plus faibles. Ces défauts devront faire l'objet d'une étude complémentaire, notamment pour les pièces présentant des difficultés particulières d'usinage (parois minces, poches profondes, tolérances géométriques très faibles...).

3. Analyse de la réalisation du mouvement

Les limitations les plus évidentes sont directement liées aux capacités des moteurs des axes. Cependant, le suivi d'une trajectoire avec précision nécessite un pilotage des axes par asservissement en boucle fermée. Ainsi, les performances de la commande influent également sur la réponse du système. Nous proposons donc dans cette partie de regarder les limites du suivi associées aux moteurs, puis de présenter les structures de pilotage des axes et leur influence sur le déplacement des axes.

3.1. Comportement des axes

La figure 2-3 présente la courbe caractéristique d'un moteur d'axe. Le domaine de fonctionnement est défini par les limitations en courant $I_{\max}$, en puissance $P_{\max}$ et en tension $U_{\max}$ disponibles sur le réseau électrique et admissibles par le moteur.

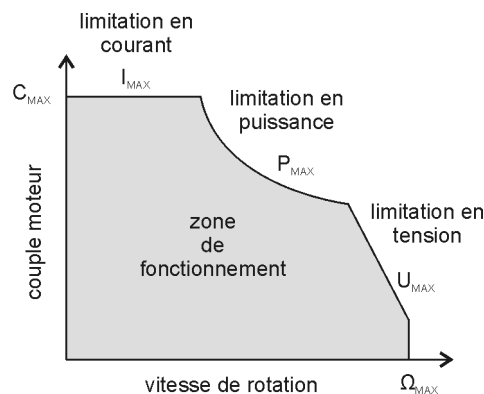


Figure 2-3 : Courbe caractéristique d'un moteur d'axe

Ces limites physiques se traduisent sur le moteur en terme de couple maximal $C_{\max}$ et de vitesse de rotation maximale $\Omega_{\max}$ (équation (2-1)).

$$\begin{cases} C_{\max} = K_T \cdot I_{\max} \\ U_{\max} = K_E \cdot \Omega_{\max} \end{cases} \quad (2-1)$$

où K_T et K_E représentent respectivement des constantes de couple et de vitesse qui sont spécifiées par le constructeur. Dans le cas d'un axe de translation, le système de réduction et d'entraînement par vis à bille convertit $C_{\max}$ en effort maximal disponible sur l'axe $F_{\max}$ et $\Omega_{\max}$ en vitesse maximale de déplacement $V_{\max}$. L'accélération maximale de l'axe $A_{\max}$ s'exprime alors en fonction de $F_{\max}$ et de la masse à entraîner M (équation (2-2)).

$$A_{\max} = \frac{F_{\max}}{M} \quad (2-2)$$

Lors du suivi, l'accélération et la vitesse le long de la trajectoire sont donc contraintes par ces valeurs maximales au niveau des axes en fonction de la cinématique de la machine. Dans le cas des machines 3 axes, les composantes des vitesses et accélérations maximales le long de la trajectoire sont directement données par ces valeurs limites. Pour les machines 5 axes comportant des axes de translation et des axes de rotation, et pour les machines à structure parallèle, le lien entre le suivi et les capacités des axes n'est pas direct, il est nécessaire d'effectuer une transformation de coordonnées pour relier les mouvements des axes à celui de l'outil par rapport à la pièce. Ce point est développé au §4.1.

Outre les limites liées aux capacités maximales des moteurs, d'autres limites peuvent intervenir lors du déplacement des axes. Le comportement d'un axe associé à son moteur peut être représenté par l'équation (2-3), dans laquelle x représente la position de l'axe et u , la tension aux bornes du moteur [BRUN-PICARD 00]. M représente la masse totale entraînée par l'axe, f le coefficient de frottements visqueux, R la résistance du moteur, L son inductance. F inclut le frottement sec et les efforts de coupe ; K_f et K_v sont les constantes de force et de vitesse.

$$u = \frac{1}{K_f} \left(L \cdot M \cdot \frac{d^3 x}{dt^3} + (R \cdot M + L \cdot f) \cdot \frac{d^2 x}{dt^2} + (R \cdot f + K_f \cdot K_v) \cdot \frac{dx}{dt} - L \cdot \frac{dF}{dt} - R \cdot F \right) \quad (2-3)$$

Une discontinuité en vitesse entraîne une dérivée seconde de la position infinie. De même, une discontinuité d'accélération entraîne une dérivée troisième infinie. Ces discontinuités ne sont pas réalisables physiquement, car elle nécessiteraient une tension de commande infinie. Etant données les limitations en tension et courant, les vitesses de rotation des moteurs sont réduites. Les déplacements résultants au niveau des axes sont différents des consignes, ce qui fait apparaître un écart au niveau du positionnement outil-pièce vis à vis du programme d'usinage.

La présence de discontinuités dans les consignes de déplacement ainsi que les perturbations extérieures éventuelles nécessitent un pilotage précis des axes par le biais d'asservissements en boucle fermée afin de contrôler la position, la vitesse... Les commandes d'axes jouent un rôle important dans le processus de réalisation, car elles influent sur la rapidité, la précision et la stabilité des déplacements des axes et donc de l'exécution des trajectoires. Le paragraphe suivant présente les principales commandes d'axes existantes et s'attache à les qualifier vis à vis des deux paramètres significatifs pour le suivi : précision et rapidité.

3.2. Commandes d'axes

Les commande dites « classiques » sont celles qui sont le plus utilisées industriellement. On les retrouve pour les commandes d'axes de machine de production où les dynamiques élevées sont recherchées : robot, machine-outil... Leur structure cascade, composée de plusieurs boucles imbriquées de dynamique croissante est présentée sur la figure 2-4 sous forme de schéma-blocs [SUSANU 05].

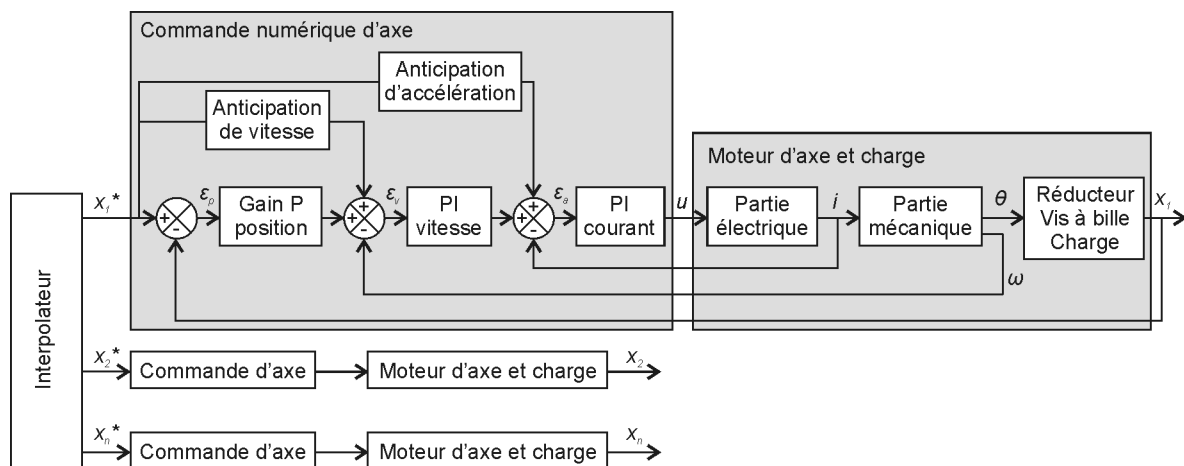


Figure 2-4 : Structure de commande numérique d'axe [SUSANU 05]

La boucle interne, boucle de courant, est formée par la partie électrique du convertisseur de puissance et du moteur. Elle comporte un correcteur proportionnel intégral et sa dynamique est élevée par rapport aux autres phénomènes physiques intervenant dans le système. La boucle de vitesse est également dotée d'un correcteur proportionnel intégral, tandis que la boucle de position possède généralement un simple correcteur proportionnel.

Pour compenser les erreurs de traînage, une boucle d'anticipation de vitesse, constituée d'un correcteur à actions proportionnelle et intégrale, est rajoutée. Elle est en général activée au niveau du programme d'usinage par l'appel de la fonction spécifique de la CN (fonction *feedforward*, *FFWON*,

pour la CN [SIEMENS 04a]). Pratiquement, elle est réalisée par une dérivation approchée de la référence de position. Les structures cascade présentent également une anticipation d'accélération.

Des modules de filtrage sont souvent présents dans la structure d'asservissement afin de limiter les différentes grandeurs selon les performances maximales des composants ou encore pour filtrer les excitations des fréquences propres, atténuant ainsi les résonances de la structure de la machine (figure 2-5). Ces atténuations vibratoires sont alors réalisées au détriment du temps de cycle de commande.

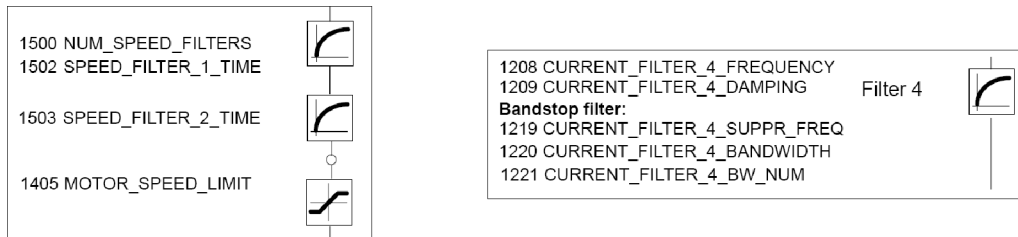


Figure 2-5 : Filtres extraits de la boucle de vitesse [SIEMENS 04d]

Concernant la structure cascade, on peut noter que ses principaux avantages sont une mise en route et un réglage simple, une gestion facilitée des saturations et des surveillances, et enfin une bonne régulation [BARRE 04]. Ses principaux inconvénients sont liés à la structure elle-même qui impose une dynamique d'ensemble moyennement rapide ; le comportement vibratoire de la structure demande également à être amélioré.

Il existe cependant d'autres types de structure de commande permettant d'atteindre des performances plus élevées. Par exemple, les commandes par retour d'état ou par retour accélérométrique avec contrôle des vibrations permettent de diminuer le temps de cycle de la commande tout en améliorant le comportement vibratoire de la structure. La figure 2-6 présente les mesures de la position d'un axe soumis à un déplacement de 900 mm en bang-bang d'accélération (profil de vitesse trapézoïdal).

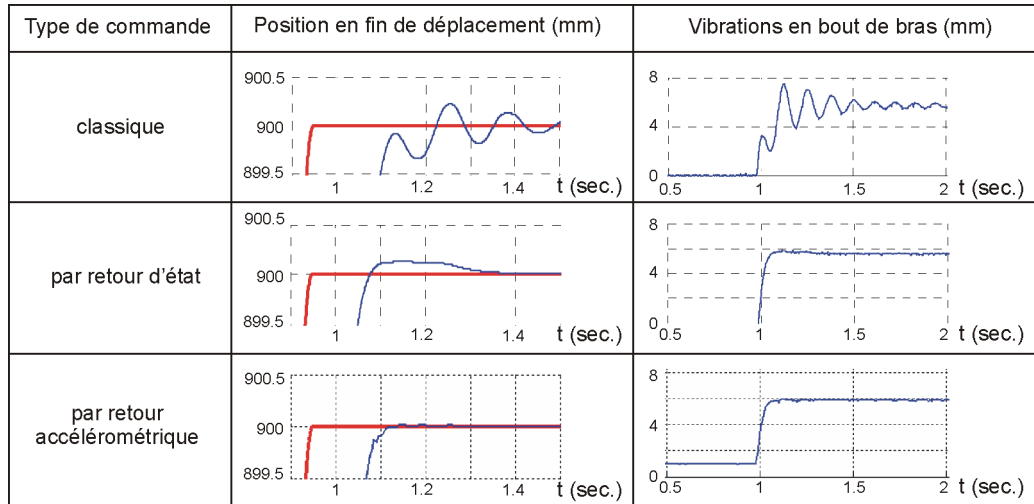


Figure 2-6 : Comparaison des réponses suivant les structures de commande [COLAS et al. 06]

Nous pouvons remarquer qu'une commande classique génère des oscillations de plusieurs dixièmes de millimètres pour la position de l'axe. La commande par retour d'état atténue ce caractère oscillatoire tandis que la commande par retour accélérométrique diminue grandement le dépassement et les oscillations. De même, nous pouvons remarquer que les sollicitations dynamiques de l'axe engendrent des vibrations en bout de bras qui sont bien plus importantes avec une commande classique qu'avec les commandes par retour d'état et retour accélérométrique. Ces solutions ne nécessitent pas une algorithmique importante et sont donc potentiellement implantables dans les systèmes de commande modernes [COLAS et al. 06].

[SUSANU 05] propose d'implanter une loi de Commande Prédictive Généralisée (GPC) dans la structure d'asservissement afin d'améliorer le comportement des axes en terme de précision et rapidité. Le formalisme « RST » retenu permet de représenter toute loi de commande numérique par trois polynômes R, S et T. Cette écriture permet de dissocier la dynamique de suivi de la dynamique de rejet de perturbation. La figure 2-7 montre la structure cascade à commande prédictive proposée.

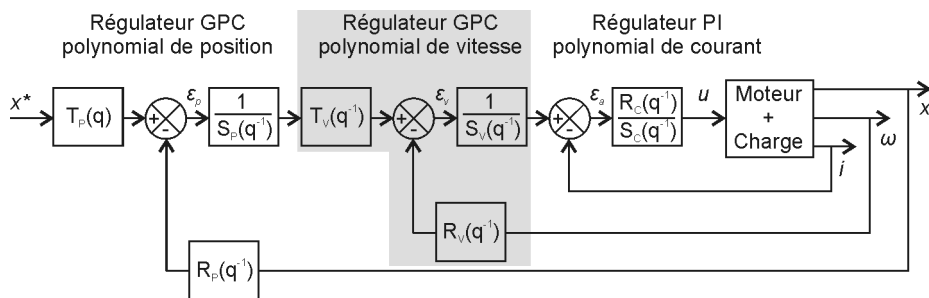


Figure 2-7 : Structure avancée de commande d'axe [SUSANU 05]

L'avantage de ce formalisme est de pouvoir implanter très facilement une loi de commande adaptée à l'application désirée, permettant ainsi d'augmenter les performances des machines outils, notamment en terme de précision. Les résultats simulés sur des trajectoires circulaires, 2D ou 3D, montrent un gain de précision vis à vis de la structure classique [SUSANU 04]. La figure 2-8 compare les écarts à la trajectoire obtenus sur l'axe Z pour une trajectoire 3D avec la structure classique PI et avec une structure GPC.

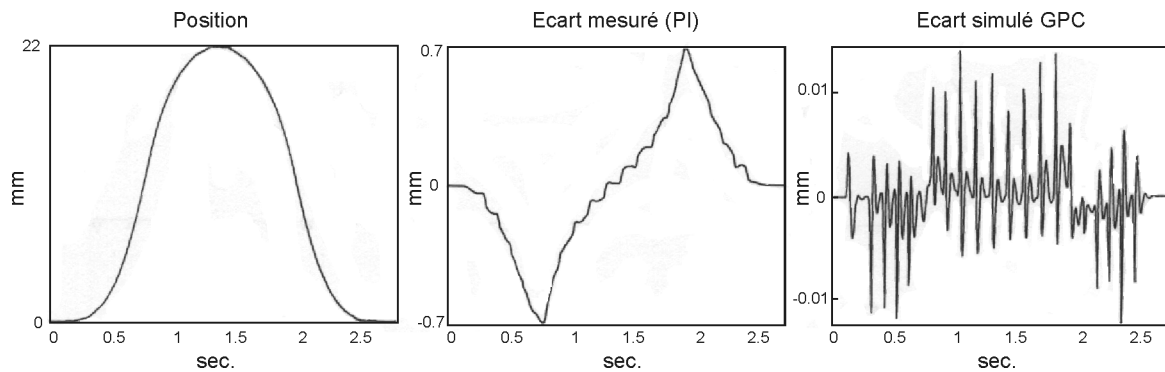


Figure 2-8 : Mesure et simulation d'écarts de position sur l'axe Z [SUSANU 05]

Le type de la loi de commande utilisée, bang-bang (profil carré), harmonique ou polynomiale, est choisi en fonction de l'application considérée selon les critères de rapidité et de précision. Pour les MO, on retrouve couramment dans les CN industrielles deux lois de type bang-bang : à accélération limitée (profil de vitesse trapézoïdal) ; et à jerk limité (profil d'accélération trapézoïdal). Le choix de la loi de commande est effectué dans le programme d'usinage ou directement dans le DCN, permettant à l'interpolateur de calculer pour chaque axe les consignes de position temporelles (figure 2-2). Le choix du type de loi est présenté au §5.1.1. par une analyse de leur influence sur la précision.

Différents projets internationaux, groupements de fabricants ou initiatives académiques portent sur le développement de systèmes de commande à architecture ouverte. De tels systèmes doivent pouvoir se décomposer en modules fonctionnels dans lesquels les applications implantées pourraient fonctionner et communiquer avec d'autres applications. Ces modules doivent s'intégrer et être validés facilement, sans reconfiguration du système complet ; les caractéristiques essentielles sont la portabilité, l'extensibilité, l'interopérabilité et la mise à l'échelle. Ainsi, ces systèmes ouverts permettraient de réduire les coûts de production, ils donnent de la flexibilité en pouvant être reconfigurés suivant les spécificités du besoin et répondre ainsi à diverses applications. Il procureraient également une certaine indépendance vis à vis des constructeurs [DUMUR et al. 98].

3.3. Synthèse

Les architectures des MOCN industrielles actuelles sont fermées, les constructeurs ne donnent pas accès aux stratégies de pilotage des axes et de façon générale seules les commandes classiques en cascades sont utilisées. Quelques exemples de CN développées dans le milieu académique présentent une telle ouverture. Dans un contexte industriel, nous ne pouvons donc pas modifier l'architecture de la commande ainsi que les stratégies de pilotage. Les niveaux 2 et 3 sont alors considérés comme des paramètres fixes, ne pouvant pas participer à l'amélioration du suivi.

Cette partie a toutefois fait apparaître un certain nombre de problèmes : limitations cinématiques des axes, passage des discontinuités temporelles, filtrage des phénomènes vibratoires, performance de la structure d'asservissement (temps-précision)... Ces phénomènes et limitations sont en partie pris en compte en amont dans la CN lors de l'interpolation des trajectoires pour le calcul des consignes de déplacement des axes.

Nous nous proposons maintenant d'étudier plus en détail le niveau 1 de l'architecture de la MOCN pour assimiler les spécificités liées à l'usinage 5 axes UGV et les adaptations de la trajectoire qui y sont réalisées.

4. Analyse de l'interpolation de la trajectoire

4.1. Principe

Le rôle de la phase d'interpolation de la trajectoire est de délivrer des consignes de positions pour chaque axe de manière échantillonnée suivant la période de la boucle de position. Ces consignes sont calculées à partir du programme d'usinage (positionnements outils et vitesse d'avance) et de paramètres permettant de contrôler les écarts à la trajectoire. On peut découper les tâches effectuées lors de l'interpolation en deux parties (figure 2-9) :

La première consiste à transformer la trajectoire outil-pièce en une trajectoire articulaire coordonnant les positions des axes de la machine. Cette transformation réalise le passage de l'espace à 5 dimensions dans lequel est définie la trajectoire (espace de la pièce : (X_p, Y_p, Z_p, I, J, K) , K étant redondant si le vecteur directeur de l'axe outil est unitaire) vers l'espace articulaire de la machine comportant N dimensions $(X_{axe1}, X_{axe2}, \dots, X_{axeN})$ ou N est le nombre d'axes, nécessairement supérieur ou égal à 5.

Une fois la trajectoire articulaire calculée, il faut réaliser la coordination entre l'espace géométrique et l'espace temporel. Cette coordination est effectuée de manière échantillonnée, pour délivrer à intervalles réguliers les consignes de positions aux cartes d'axes. L'objectif est de délivrer les consignes

de position des axes permettant d'atteindre la vitesse outil-pièce programmée. Cependant cette coordination doit respecter les limitations des axes vues au §3.1. Pour cela, il est nécessaire d'adapter la géométrie de la trajectoire ainsi que la vitesse d'avance pour que les consignes de position des axes soient physiquement réalisables.

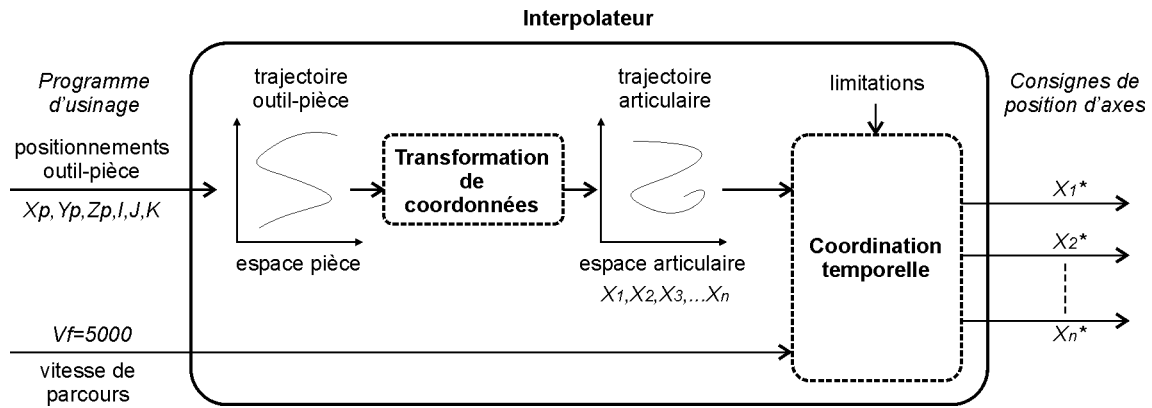


Figure 2-9 : Schéma de principe de fonctionnement de l'interpolateur

Dans la suite de cette partie, nous nous attachons à présenter les principes d'interpolation 5 axes et les problèmes associés dans le cas de l'interpolation linéaire. Ainsi, les autres méthodes d'interpolation polynomiales 5 axes temps réel ou native ne seront pas étudiées, elle présentent des spécificités pour la transformation de coordonnées (par exemple, association courbes Bsplines sur les positionnements outils...) et/ou pour la coordination temporelle (paramétrisation, gestion de l'erreur de corde...).

4.2. Transformation de coordonnées

Le calcul de la trajectoire articulaire à partir du programme d'usinage nécessite deux étapes : la première consiste à déterminer les configurations articulaires correspondant aux positionnements outils définis par chaque bloc du programme ; puis la seconde porte sur la traduction de l'interpolation linéaire de ces positionnements de l'espace pièce vers l'espace articulaire.

Le calcul des configurations articulaires correspondant aux positionnements outils est réalisé par la TGI. Ce calcul fait intervenir la cinématique de la machine outil. Sa résolution, plus ou moins complexe suivant l'architecture (parallèle ou sérielle), peut présenter certaines spécificités tels les points singuliers, le choix d'une solution parmi un ensemble de solutions, ... [AFFOUARD et al. 04][MUNLIN et al. 04].

Cependant, le seul calcul des configurations articulaires correspondant aux positionnements outils est insuffisant pour réaliser un suivi correct de la trajectoire. En effet, entre deux consignes de positions envoyées aux cartes d'axes, le trajet articulaire peut être assimilé à un segment ; ce qui se traduit par une courbe dans l'espace pièce, d'où l'apparition d'écarts à la trajectoire programmée (figure 2-10).

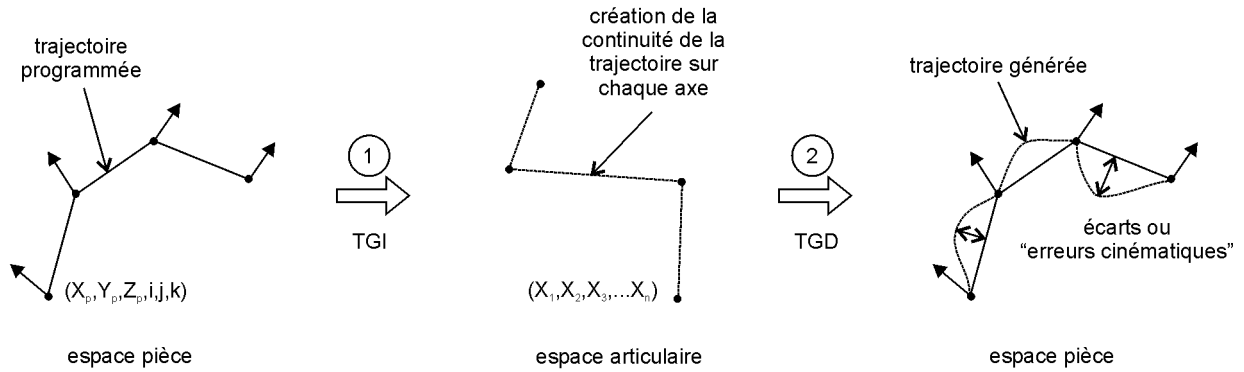


Figure 2-10 : Génération des « erreurs cinématiques »

Ces écarts, également nommés « erreurs cinématiques » dans la littérature, sont fonction de nombreux paramètres tels que la géométrie de la trajectoire, l'architecture de la machine, le posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine, etc. [BOHEZ 02][ANOTAIPAIBOON et al. 06]. La précision de la trajectoire générée est contrôlée par un rééchantillonnage de la trajectoire effectuée en temps réel (figure 2-11) : de nouveaux positionnements outils sont calculés dans l'espace pièce par interpolation des positionnements outils écrits dans le programme CN ; après la TGI, les configurations articulaires correspondantes permettent ainsi de réduire les erreurs cinématiques [TERRIER 05].

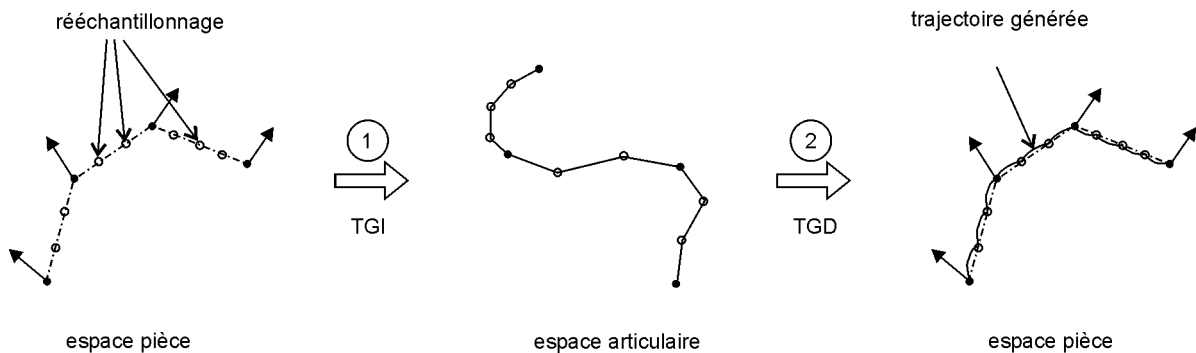


Figure 2-11 : Rééchantillonnage de la trajectoire

La TGI des positionnements outils définis dans le programme CN et le rééchantillonnage temps réel permettent ainsi de calculer la trajectoire articulaire, dans un espace à N dimensions. Pour créer un mouvement sur chaque axe, il reste maintenant à paramétrer cette trajectoire en fonction du temps.

4.3. Génération de consignes de position au cours du temps

La génération des consignes de position intègre dans sa procédure d'échantillonnage les limitations associées aux moteurs. Elles sont prises en compte sous différentes formes : en limitant les performances par des grandeurs cinématiques maximales définies sous forme de variables CN, en adaptant

localement la géométrie de la trajectoire pour réduire les sollicitations ou encore en faisant appel à des fonctions spécifiques au contexte UGV.

4.3.1. Performances cinématiques maximales des axes

Le lien entre géométrie et temps est donné par les lois de commande des axes. Comme nous l'avons cité précédemment, les lois utilisées pour le pilotage des axes de MO sont de type « bang-bang ». Cette méthode consiste à piloter chaque axe par une grandeur cinématique en lui appliquant la valeur maximale, minimale ou nulle. Les deux lois que l'on retrouve sont les bang-bang d'accélération et bang-bang de jerk. Le pilotage par le jerk, dérivée de l'accélération, permet de réduire les sauts d'accéléérations, sources de vibrations de la structure de la MO.

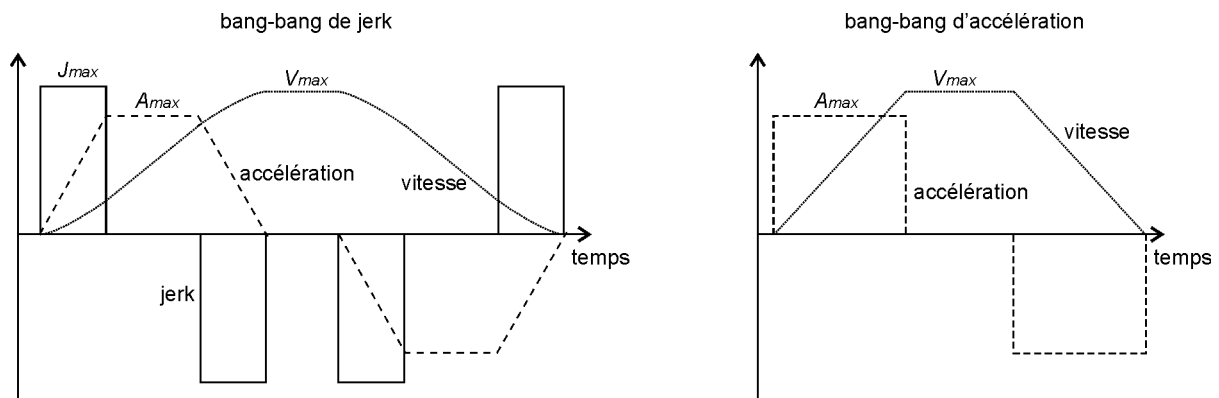


Figure 2-12 : Lois de pilotages bang-bang de jerk et d'accélération

La figure 2-12 présente des limitations vis à vis de chaque grandeur cinématique de l'axe (vitesse, accélération, jerk). Comme nous l'avons vu au §3.1., les capacités des moteurs limitent les performances cinématiques maximales des axes. Afin de préserver les composants mécaniques, les comportements cinématiques des axes sont limités au niveau du DCN. Ainsi, des paramètres d'axes associés aux grandeurs cinématiques maximales sont définis sous forme de variables du DCN [PATELOUP 05].

Ces valeurs des paramètres limitant la vitesse maximale V_{max} , l'accélération maximale A_{max} et le jerk maximal J_{max} ne sont pas identiques pour tous les axes du fait de l'architecture (sérielle) de la machine. En effet, les masses déplacées par les axes et les effets de la gravité ne sont pas les mêmes pour tous ; ils n'engendrent donc pas les mêmes sollicitations au niveau des moteurs.

4.3.2. Adaptation locale de la trajectoire

Le suivi multi-axes n'est limité par les vitesses maximales des axes que lorsque les portions de déplacement sur chaque axe sont suffisamment grandes. D'une façon générale, les limitations au suivi sont plutôt liées aux fortes variations d'orientation de l'axe de l'outil, aux discontinuités géométriques de

la trajectoire outil-pièce qui génèrent au niveau des axes des tensions de commande infinies (équation (2-3)). Les capacités d'accélération et de jerk sont particulièrement sollicitées, ainsi la réalisation de la trajectoire nécessite parfois une modification locale de sa géométrie associée à une diminution de la vitesse d'avance.

Pour bien comprendre le phénomène, intéressons nous d'abord au cas spécifique de l'usinage 3 axes où il y a correspondance entre la trajectoire outil-pièce et la trajectoire articulaire. Considérons une trajectoire 2D présentant une discontinuité en tangence (figure 2-13) ; les deux axes sollicités correspondent ici aux axes du repère de programmation. Les vitesses de chaque axe le long de la trajectoire sont obtenues par projection de la vitesse d'avance programmée sur les axes du repère ; le respect de la vitesse d'avance V_f génère sur les axes X et Y deux sauts de vitesse.

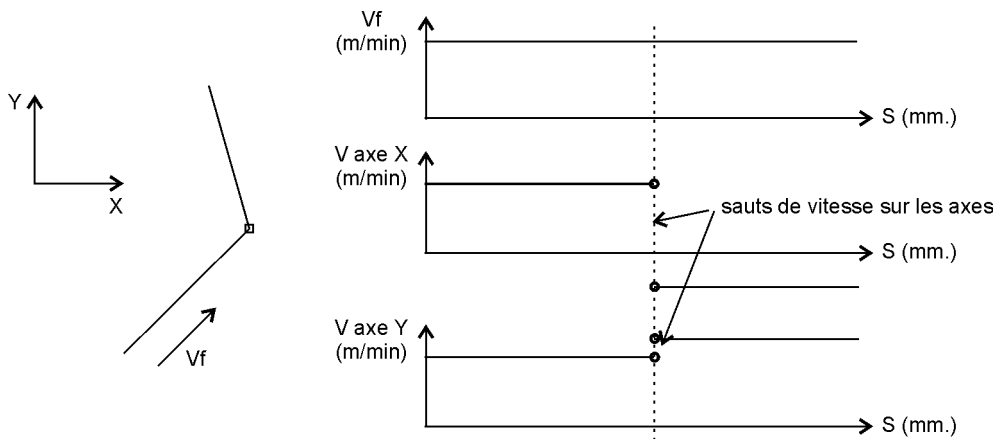


Figure 2-13 : Sauts de vitesse des axes

Le phénomène physique de saturation en tension rend impossible un suivi effectif lors des sauts de vitesse ou d'accélération sur les axes (§3.1.). Si l'on souhaite suivre la trajectoire programmée sans tolérer d'écart, la synchronisation des axes impose que le passage de la discontinuité se fasse à une vitesse nulle sur chaque axe (figure 2-14).

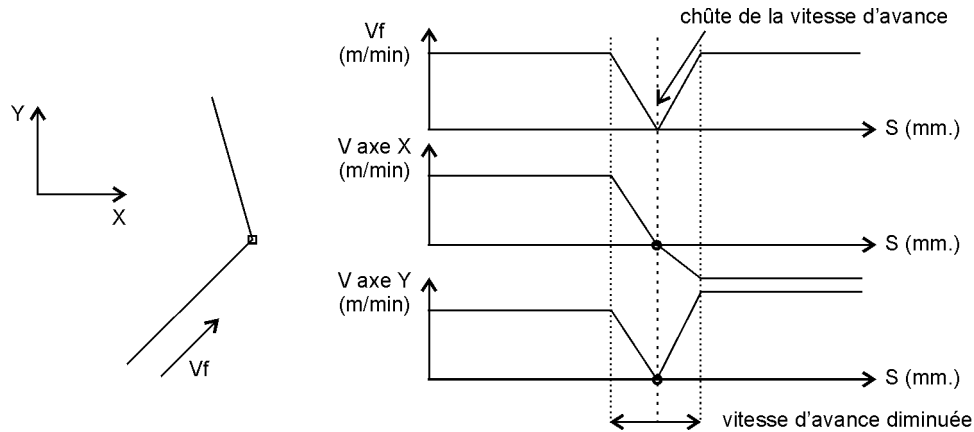


Figure 2-14 : Passage des discontinuités à vitesse nulle

Cependant, un tel comportement est rarement envisagé car il augmente considérablement le temps d'usinage, tout en générant des marques de l'outil sur la pièce par la modification des conditions de coupe. Il n'est donc pas compatible avec le contexte UGV de l'étude.

La méthode la plus couramment utilisée consiste à supprimer les discontinuités de la trajectoire à parcourir. Pour cela, deux approches sont proposées dans la littérature. La première approche consiste à modifier la trajectoire à parcourir pour la rendre continue en courbure. La CN réalise une interpolation polynomiale à la volée (temps réel) de la trajectoire initiale, supprimant ainsi les discontinuités en tangence et courbure [CHENG et al. 02][MULLER et al. 04][TIMAR et al. 05]. La seconde approche modifie localement la trajectoire en supprimant les discontinuités en tangence par insertion de portions courbes ; un écart à la trajectoire apparaît au profit d'une vitesse de franchissement de la transition non nulle [DUGAS 02][MONREAL et al. 03]. Le contrôle de l'écart induit peut être effectué de différentes façons :

- par l'écart à la trajectoire toléré ou tolérance d'interpolation (figure 2-15 gauche) ;
- par la distance de début d'arrondissement (figure 2-15 centre) ;
- par les écarts axe par axe (figure 2-15 droite).

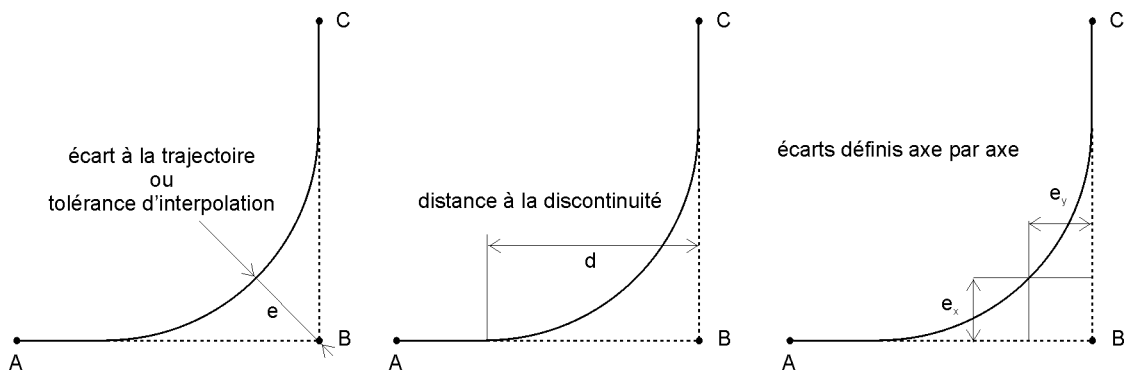


Figure 2-15 : Différents paramètres pour le contrôle de l'écart à la trajectoire

En 5 axes, il n'y a plus de correspondance directe entre la trajectoire outil-pièce et la trajectoire articulaire. Ainsi, le raisonnement doit être mené là où sont situées les contraintes, c'est à dire sur la trajectoire articulaire. Le principe d'arrondissement est le même qu'en 3 axes sauf qu'il s'applique sur chaque axe pour supprimer les discontinuités. Nous développons ce point au §5.1.2.

4.3.3. Lecture anticipée de la trajectoire : « look ahead »

Parmi les nombreuses fonctions spécifiques qui peuvent être utilisées par les DCN actuels, la lecture anticipée de la trajectoire est une fonction essentielle en UGV. Cette fonction également nommée « look ahead » a pour but d'accroître la vitesse d'avance atteignable en cours de suivi. En effet, sans look ahead, l'élaboration des consignes du bloc à parcourir est faite uniquement à partir de la géométrie du segment associé. Ne connaissant pas la géométrie de la trajectoire au delà du bloc en cours d'exécution, le contrôleur commande les axes de façon à pouvoir s'arrêter à la fin du segment, ramenant ainsi la vitesse à zéro. Avec une lecture anticipée, le DCN a la connaissance d'un certain nombre de blocs en aval du programme, ce qui lui permet de prédire les ralentissements nécessaires, permettant ainsi d'atteindre une avance plus élevée lorsque la géométrie de la trajectoire le permet.

Le suivi UGV dépend donc de la capacité de lecture anticipée de la trajectoire et des traitements associés effectués par le DCN. En effet, plus le nombre de blocs anticipés est grand, plus l'avance maximale atteignable peut être élevée, notamment sur les trajectoires présentant de nombreux segments de faible longueur (figure 2-16).

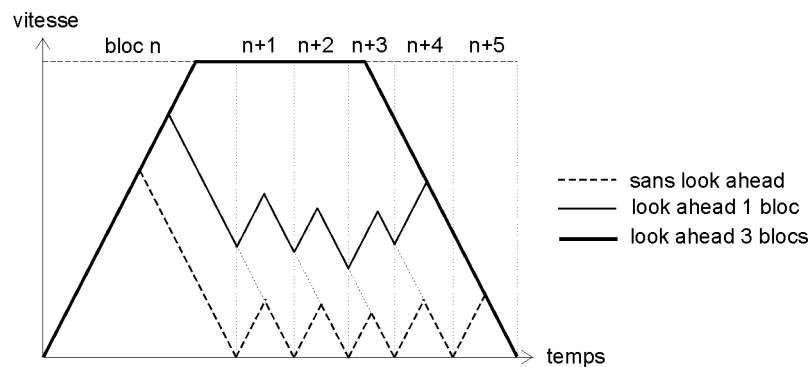


Figure 2-16 : Influence du nombre de blocs anticipés sur la vitesse d'avance

4.4. Synthèse

Dans cette partie, nous venons de voir les spécificités du processus d'interpolation des trajectoires 5 axes UGV. La transformation de coordonnées pour passer de l'espace pièce à l'espace articulaire ainsi que les adaptations de la trajectoire et les fonctions spécifiques UGV sont spécifiques à la structure de la MO et à la CN utilisée. Ces traitements permettent de prendre en compte les limitations appa-

raissant dans la partie réalisation du mouvement.

Cependant, ces transformations d'informations ne sont pas sans conséquences sur le suivi de la trajectoire. En effet, en plus des écarts à la trajectoire, le suivi est altéré par des ralentissements de la vitesse d'avance et des collisions peuvent apparaître. Après avoir présenté le principe d'interpolation des trajectoires 5 axes de manière générique, nous nous proposons de détailler l'influence de ces traitements lors du suivi au travers d'expérimentations sur le centre d'usinage du LURPA.

5. Conséquences sur le suivi des trajectoires

Le centre de fraisage 5 axes UGV Mikron UCP 710 est une structure sérielle composée d'un berceau (axe A) et d'un plateau (axe C) permettant d'orienter la pièce par rapport à l'outil (figure 2-17). Il est équipé d'une commande numérique Siemens 840D et d'une broche Step-Tec de 16 kW et de vitesse de rotation 18000 tr/min.

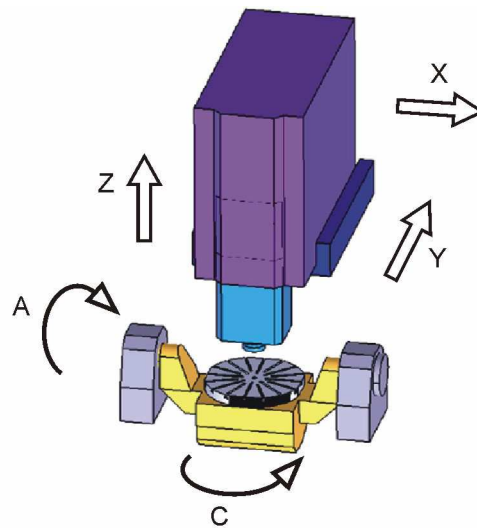


Figure 2-17 : Présentation du centre d'usinage Mikron UCP 710

Nous nous proposons d'analyser le suivi au travers d'essais que nous avons effectués sur la Mikron. Les expérimentations menées peuvent être reproduites sur tout couple MO-CN dans la mesure où les données de position, vitesse, accélération sur chaque axe sont accessibles. Pour cette expérimentation, les données proviennent des règles de mesures situées sur les axes et relevées par le biais de l'oscilloscope numérique intégré à la CN. L'objectif de ces essais est de soulever des problèmes liés au suivi 5 axes UGV, d'évaluer les performances du couple MO-CN qui y sont associées et d'identifier les paramètres intervenants.

5.1. Influence des limitations des axes sur le suivi

Nous présentons ci-dessous l'influence des limitations des axes sur le suivi de trajectoires puis l'influence associée aux traitements effectués par le DCN vis à vis de la position, la vitesse, l'accélération et le jerk.

5.1.1. Influence des capacités cinématiques maximales des axes

Le tableau 2-1 récapitule les valeurs des paramètres limitant les capacités cinématiques des axes pour la Mikron. Ces paramètres CN ou variables définies dans la commande numérique, sont des limites «logicielles» au comportement cinématique de chaque axe. Ainsi, les paramètres 36100 et 36110 délimitent les courses ; il est à noter que l'axe C ne présente pas de limites inférieure et supérieure de position, sa course est infinie car c'est un axe de rotation de type n-tours. Les paramètres 32000, 32300 et 32431 bornent respectivement la vitesse maximale de chaque axe, son accélération maximale ainsi que son jerk maximum.

Numéro du paramètre	Nom du paramètre	Valeur axe X	Valeur axe Y	Valeur axe Z	Valeur axe A	Valeur axe C
36100	POS_LIMIT_MINUS	49.5 mm	-714.1 mm	-538.85 mm	-30.5 °	$-\infty$
36110	POS_LIMIT_PLUS	759.6 mm	-64 mm	-38.75 mm	120.5 °	$+\infty$
32000	MAX_AX_VELO	30 m/min	30 m/min	30 m/min	15 tr/min	20 tr/min
32300	MAX_AX_ACCEL	2.5 m/s ²	3 m/s ²	2.1 m/s ²	0.8333 tr/s ²	0.8333 tr/s ²
32431	MAX_AX_JERK	5 m/s ³	5 m/s ³	50 m/s ³	5 tr/s ³	50 tr/s ³

Tableau 2-1 : Paramètres CN des performances cinématiques maximales des axes

Il est important de souligner ici que compte tenu de la nature différente des axes, translation ou rotation, les capacités cinématiques ne sont pas directement comparables ; il n'est donc pas évident de déterminer quel est l'axe le plus limitant lors de l'exécution d'une trajectoire 5 axes. Nous y reviendrons au chapitre suivant.

Les limites de position liées aux courses des axes limitent l'espace de travail de la machine. Cet espace est d'autant plus réduit en 5 axes à cause des collisions pouvant intervenir entre la broche et la structure berceau-plateau.

Les valeurs limites peuvent être mises en évidence en exécutant sur la MO un programme qui sollicite chaque axe de manière indépendante permettant ainsi de faire apparaître les saturations des grandeurs cinématiques au cours de l'exécution d'une trajectoire. Cependant, un déplacement suffisamment grand est nécessaire. A titre d'exemple, la figure 2-18 présente les relevés cinématiques effectués lors

de l'exécution d'un déplacement de l'axe A de la valeur $A = -25^\circ$ à la valeur $A = 60^\circ$. L'accélération, la vitesse et la position sont directement relevées à l'aide de l'oscilloscope intégré à la CN. Le jerk est obtenu par différentiation de l'accélération sur deux positions consécutives.

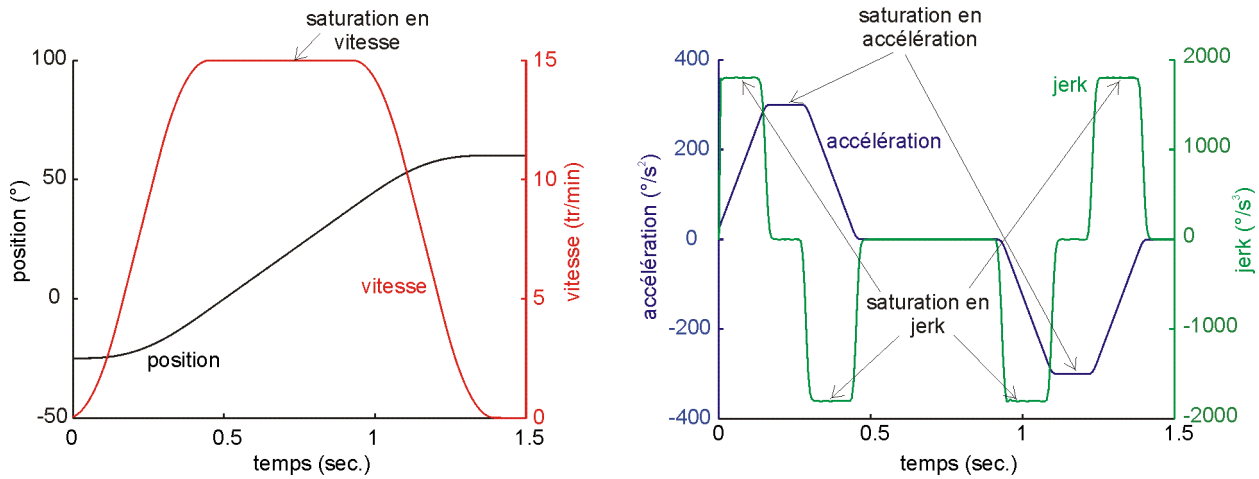


Figure 2-18 : Saturations de l'axe A suivant les différentes grandeurs cinématiques

Sur ces tracés, nous retrouvons la valeur de la vitesse maximale (15 tr/min), la valeur de l'accélération maximale (300 °/s soit 0.8333 tr/s) et celle du jerk maximal (1800 °/s soit 5 tr/s).

Les allures des profils cinématiques correspondent avec la loi de pilotage utilisée : un bang-bang de jerk, nommé « *mode SOFT* » sur la Siemens [SIEMENS 04a]. Une autre loi de commande en bang-bang d'accélération est disponible sur la Siemens. Cependant, cette loi n'est pas adaptée au contexte UGV car bien que permettant de diminuer le temps d'usinage, elle engendre des secousses importantes sur la structure de la machine et ne permet pas d'obtenir une précision géométrique acceptable. En effet, des écarts de position à la trajectoire programmée allant jusqu'à 0.9 mm ont été relevés pour des tolérances de 0.02 mm (annexe A). Le pilotage par le jerk sera donc retenu pour l'interpolation.

5.1.2. Influence de l'adaptation des trajectoires - cas du 3 axes

Avant d'analyser le suivi de trajectoires 5 axes, nous avons repris le cas de trajectoires 2D présentant des discontinuités en tangence significatives (figure 2-19 gauche). La vitesse d'avance programmée est de 2.5 m/min, l'écart à la trajectoire toléré est fixé à 0.02 mm. Le passage des discontinuités par arrondissement local est programmé par l'appel du mode « *Continuous path mode* » [SIEMENS 04a]. Le profil de la vitesse d'avance recomposé d'après les mesures des vitesses des axes met en avant des ralentissements de la vitesse d'avance au niveau des discontinuités (figure 2-19 droite).

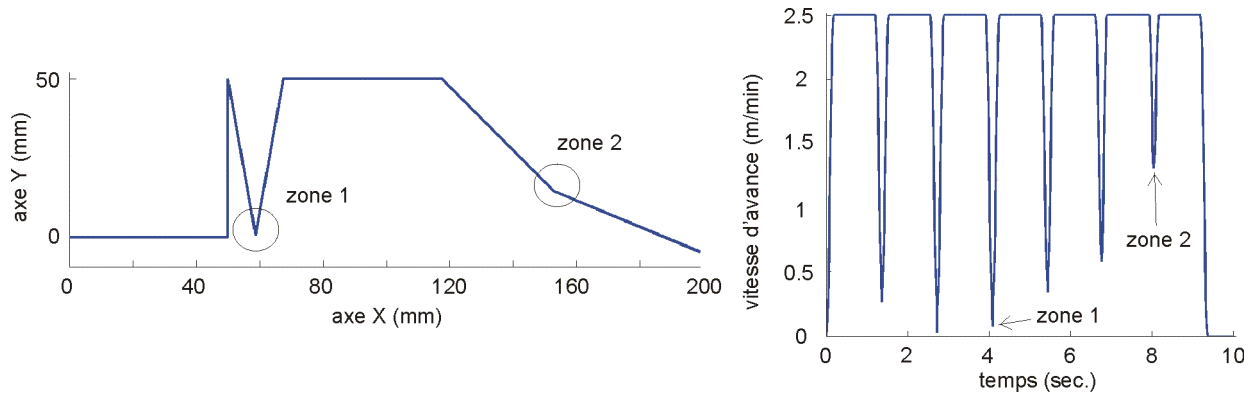


Figure 2-19 : Influence de discontinuités en tangence sur le suivi

En fonction des angles entre les trajets, les valeurs des ralentissements ne sont pas les mêmes. La figure 2-20 présente l'arrondissement de la trajectoire effectuée par le DCN au voisinage des discontinuités en tangence de la trajectoire dans les zones 1 et 2. Les écarts à la trajectoire mesurés sont d'environ 0.03 mm, valeur proche de la tolérance allouée.

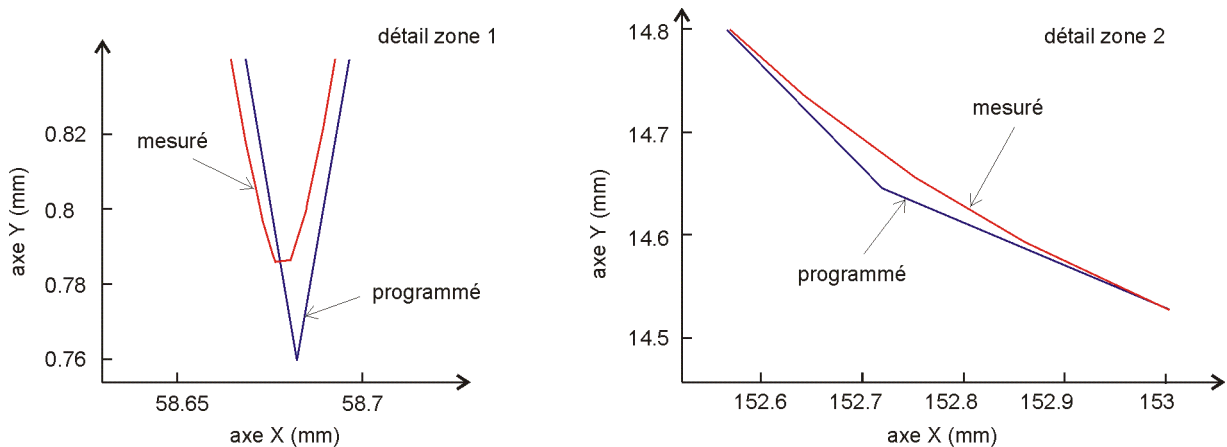


Figure 2-20 : Arrondissement des discontinuités en tangence

Il est en général intéressant de pouvoir prédire la chute de vitesse en fonction des discontinuités présentes sur la trajectoire. [DUGAS 02], [MONREAL et al. 03] ou encore [BLOCH et al. 01], [PATELOUP et al. 04] proposent des modèles de franchissement pour les discontinuités en tangence et en courbure qui permettent d'évaluer la vitesse d'avance effective.

Etudions le modèle de [DUGAS 02], puis regardons comment il a été étendu au suivi de trajectoires 5 axes [TERRIER 05]. Les arrondissements effectués au niveau des discontinuités en tangence sont modélisés par des arcs de cercle dont le rayon R dépend de la tolérance d'interpolation de la trajectoire TIT , de la longueur des segments voisins l_1 et l_2 , et de l'angle β formé par la discontinuité (figure 2-21).

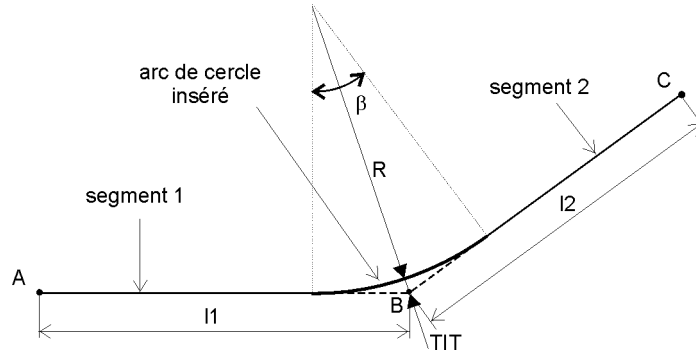


Figure 2-21 : Modélisation de l'arrondissement d'une discontinuité en tangence [DUGAS 02]

L'équation (2-4) définit la valeur de R . Celle-ci est donnée soit pour un écart à la trajectoire en B égal à TIT lorsque le début et la fin de l'arrondissement n'atteignent pas les points A et C, sinon, elle est limitée par les longueurs des segments voisins (segments 1 et 2).

$$R = \min \left(TIT \times \frac{\cos\left(\frac{\beta}{2}\right)}{1 - \cos\left(\frac{\beta}{2}\right)}, \frac{l}{\sin\left(\frac{\beta}{2}\right)} - TIT \right) \text{ avec } l = \min(l1, l2) \quad (2-4)$$

En supposant que l'arc de cercle introduit est parcouru à vitesse constante, l'étape suivante consiste à déterminer quelle est la valeur maximale de la vitesse tenant compte de l'accélération centripète que sont capables de délivrer les axes sollicités sur la portion courbe. La vitesse d'avance maximale $Vfls_{acc}$ est donc fonction du rayon R et de l'accélération centripète A issue de l'axe de plus restrictif qui est déterminé de manière géométrique en fonction de l'orientation des segments 1 et 2, et des capacités maximales des axes.

$$Vfls_{acc} = \sqrt{A \times R} \quad (2-5)$$

Si l'on applique ce modèle à la trajectoire définie en figure 2-19, on constate que son suivi est correctement prédit (figure 2-22) : l'évaluation de la vitesse d'avance faite par ce modèle est équivalente à la vitesse d'avance mesurée.

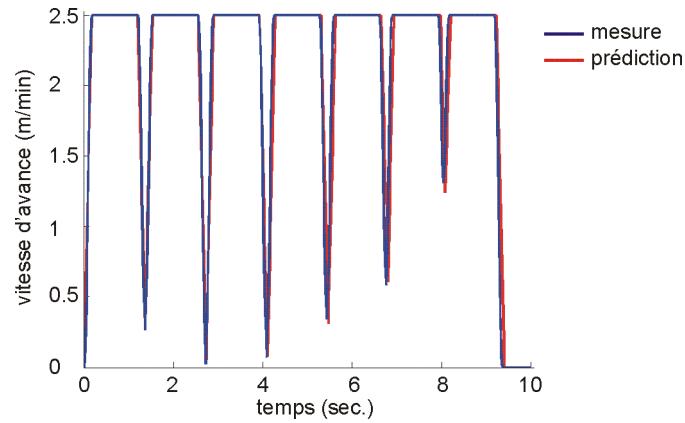


Figure 2-22 : Comparaison vitesse d'avance mesurée - évaluée

Ainsi, les modèles proposés sont valides mais souvent uniquement adaptés au cas de l'usinage à 3 axes. Ils sont en effet basés sur la correspondance qui existe en 3 axes entre la base de définition de la trajectoire (espace pièce x_{pr} , y_{pr} , z_{pr}) et la base constituée des axes machines (espace articulaire x_m , y_m , z_m). Ceci justifie que les analyses puissent être directement menées sur les discontinuités géométriques de la trajectoire car ces dernières correspondent directement aux discontinuités temporelles de sollicitation des axes (équation (2-3)).

5.1.3. Influence de l'adaptation des trajectoires - cas du 5 axes

Afin de mettre en évidence les problèmes générés lors du suivi trajectoires multi-axes, intéressons-nous au comportement cinématique du couple MO-CN au cours de l'exécution d'une trajectoire présentant des variations d'orientations de l'axe de l'outil. Dans un souci de facilité de représentation et de simplicité nous présentons le cas d'un usinage plan comportant une inclinaison constante de l'outil par rapport à la pièce (figure 2-23). Le posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine est tel que cet usinage sollicite les deux axes de translations Y et Z et l'axe de rotation A.

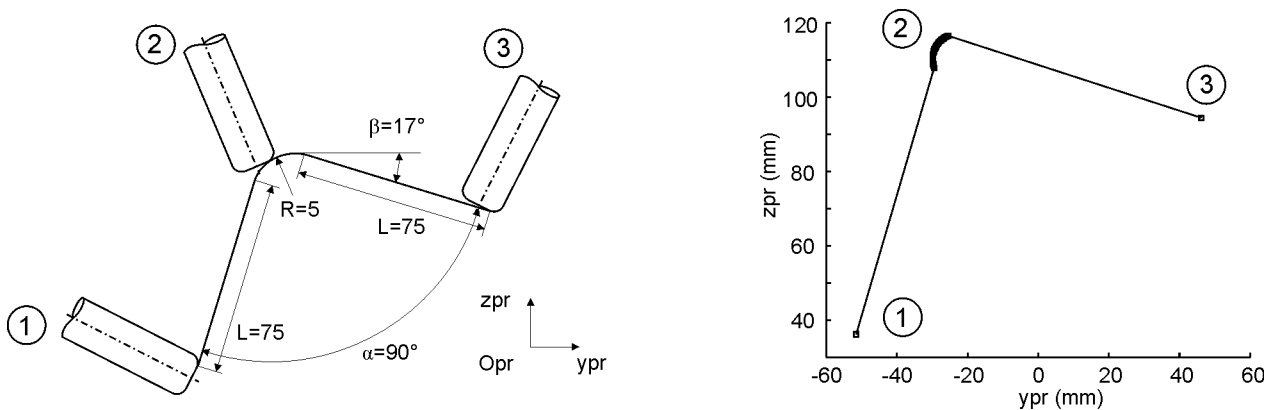


Figure 2-23 : Usinage multi-axes et trajectoire du point piloté de l'outil

Les déplacements engendrés sur les axes, c'est à dire la trajectoire dans l'espace articulaire, sont représentés sur la figure 2-24.

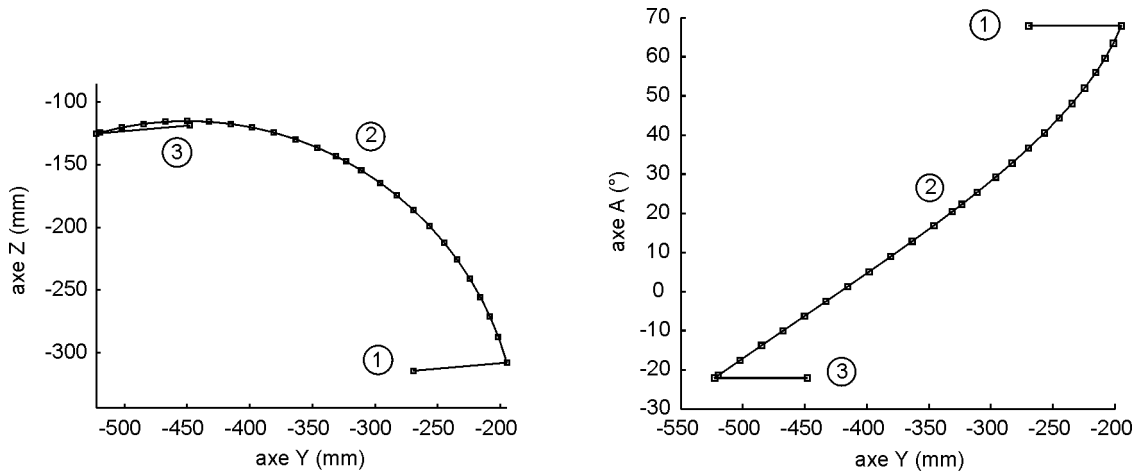


Figure 2-24 : Déplacement des axes suite à une variation d'orientation de l'axe de l'outil

En comparant la figure 2-23 droite avec la figure 2-24, nous constatons qu'il n'existe plus de correspondance directe entre la géométrie de la trajectoire et les sollicitations des axes ; les déplacements des axes dépendent de la structure de la machine outil et du posage de la pièce : par exemple, une même trajectoire 5 axes n'a pas le même suivi sur une machine sérielle que sur une machine parallèle. Ainsi, l'évaluation du suivi ne peut se faire directement sur la trajectoire définie dans le repère de la pièce, elle doit être effectuée à partir des sollicitations des axes de la MO utilisée.

Dans ses travaux de thèse, Terrier propose une extension du modèle de Dugas qu'elle applique à une machine parallèle [TERRIER 05]. L'arc de cercle de rayon R et de portion angulaire β est supposé parcouru à vitesse constante $V_{fls_{acc}}$ pendant une durée Δt (figure 2-25 gauche) :

$$V_{fls_{acc}} = \frac{R \cdot \beta}{\Delta t} \quad (2-6)$$

Cette vitesse correspond à la vitesse maximale de passage de la discontinuité géométrique limitée par les capacités d'accélération des axes. Le calcul de Δt est mené dans l'espace articulaire de la MO, indépendamment de sa structure et du nombre d'axes (figure 2-25 droite).

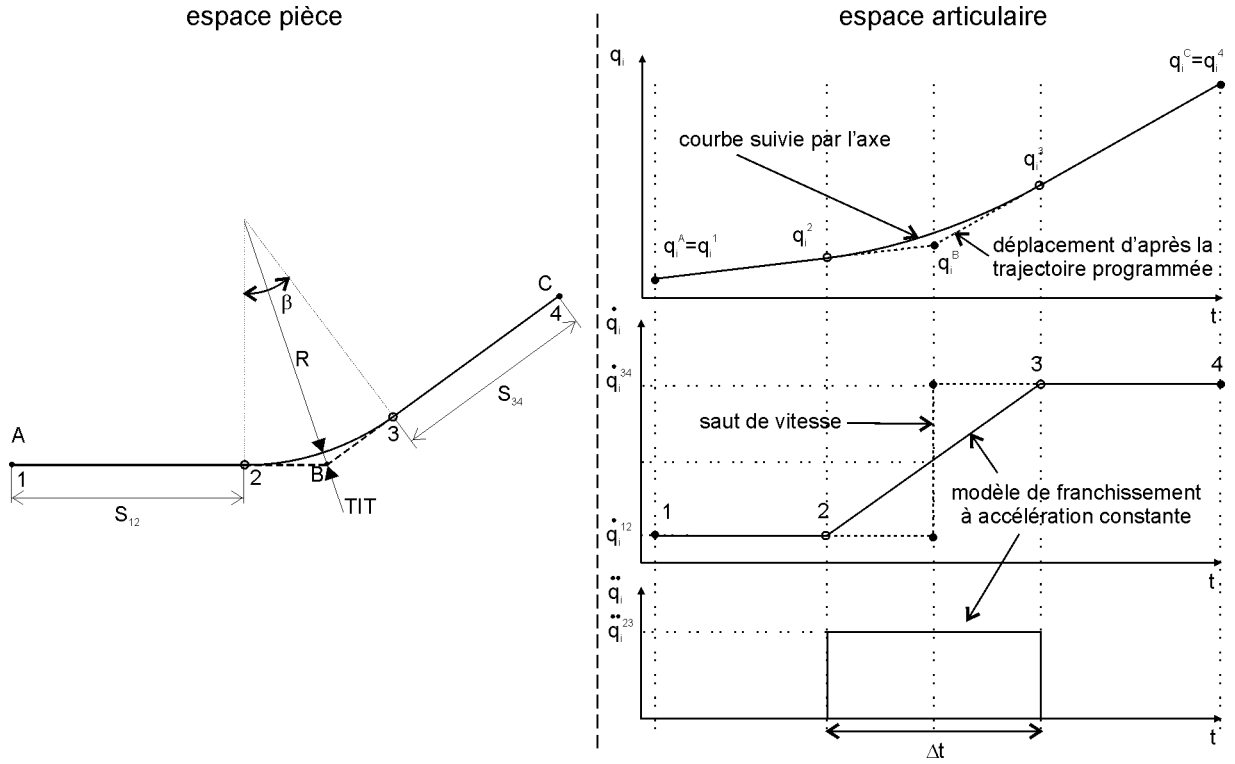


Figure 2-25 : Modèle de passage de discontinuités en tangence [TERRIER 05]

La durée Δt dépend du saut de vitesse à réaliser $\dot{q}_i^3 - \dot{q}_i^2$ et de l'accélération maximale disponible sur l'axe i $\ddot{q}_i^{23}$.

$$\ddot{q}_i^{23} = \frac{\dot{q}_i^3 - \dot{q}_i^2}{\Delta t} \quad (2-7)$$

Dans le cas où les capacités d'accélération des axes ne sont pas identiques, la valeur de $\ddot{q}_i^{23}$ est la plus faible des accélérations maximales des axes. Le raisonnement mené parallèlement dans l'espace articulaire et dans l'espace pièce permet d'aboutir à l'expression de la vitesse maximale de franchissement de la transition :

$$Vfls_{acc} = \sqrt{\frac{\ddot{q}_i^{23} \times R \times \beta}{\left(\frac{q_i^4 - q_i^3}{S_{34}} - \frac{q_i^2 - q_i^1}{S_{12}} \right)}} \quad (2-8)$$

S_{12} et S_{34} représentent les longueurs des segments en amont et en aval de la portion courbe dans l'espace de la pièce, les q_i^j représentent les positions de l'axe i dans l'espace articulaire.

Un tel raisonnement permet de s'affranchir d'outils géométriques 3D tels que le produit vectoriel, et le modèle convient donc aussi bien pour les machines sérielles que parallèles. Cependant, un tel mo-

dèle n'est pas générique car il est basé uniquement sur le contrôle de la trajectoire 3D décrite par le point piloté de l'outil par *TIT* ; l'orientation de son axe n'apparaît pas. De plus, l'auteur ne précise pas comment sont pris en compte les éventuels axes de rotation, notamment dans la détermination de l'axe limitant vis à vis de l'accélération ; ce point est important car selon la structure de la machine, les axes de rotation peuvent être limitant.

Le contrôle de l'orientation de l'axe de l'outil et la prise en compte conjointe d'axes de translation et d'axes de rotation sont essentiels dans le suivi de trajectoires 5 axes car ils ont une influence non négligeable sur la précision et sur la productivité. Une erreur de positionnement sur un axe rotatif lors du suivi se traduit par un défaut d'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la pièce. Un défaut d'orientation génère un écart au niveau de la pièce usinée, fonction du rayon de l'outil, et influe directement sur la précision (figure 2-26).

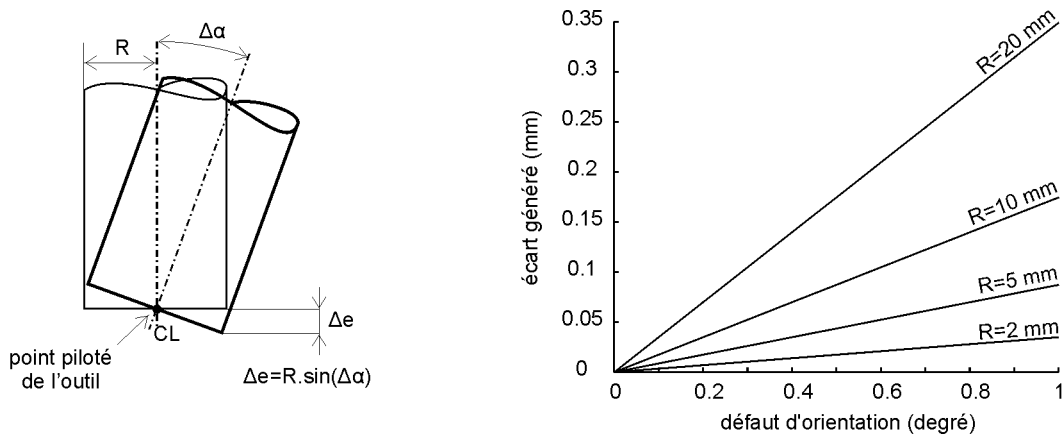


Figure 2-26 : Influence du défaut d'orientation de l'axe de l'outil sur la précision

Les grandes variations de l'orientation de l'axe de l'outil affectent le suivi en terme de vitesse. En effet, l'étude seule des discontinuités géométriques de la pièce n'est pas suffisante. Considérons la trajectoire outil-pièce tracée sur la figure 2-27. Sur cet exemple, le point piloté est le centre outil C_E , la trajectoire comporte trois segments de droite. Sur le premier et dernier segment, l'inclinaison de l'outil est fixe, tandis qu'elle varie sur le deuxième. La trajectoire du point piloté de l'outil ne possède pas de discontinuités géométriques, cependant, la variation d'orientation sur le deuxième segment provoque un ralentissement de la vitesse d'avance car elle affecte la trajectoire articulaire. De plus, il est nécessaire de démarrer les axes de rotation, d'accélérer... puis de les arrêter en fin de segment 2 ; les axes de translations sont également ralentis pour respecter la synchronisation.

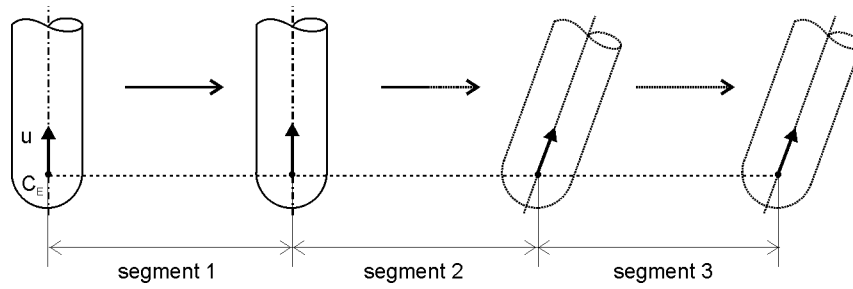


Figure 2-27 : Variation de l'orientation de l'axe de l'outil

En résumé, nous venons de mettre en évidence dans ce paragraphe une des spécificités des trajectoires 5 axes, à savoir la différence entre la trajectoire outil-pièce et la trajectoire articulaire. Les grandes variations de l'orientation de l'axe de l'outil affectent le suivi en terme de vitesse et de précision. Le contrôle de l'orientation de l'axe de l'outil et la prise en compte conjointe d'axes de translation et d'axes de rotation sont essentiels pour évaluer le suivi de trajectoires 5 axes. Ainsi, cette étude ne doit plus reposer sur la géométrie de la trajectoire dans l'espace de la pièce mais, pour être générique, elle doit considérer les sollicitations de tous les axes, indépendamment de leur nombre et de leur nature. Une des principales difficultés consiste alors prendre en compte à la fois les axes de translation et les axes de rotation.

5.2. Influence des limitations du DCN sur le suivi

Les performances du DCN sont également sources de limitations du suivi, tout particulièrement dans le contexte UGV. Le temps de cycle d'interpolation ralentit le suivi lors du franchissements de segments de faible longueur. De même, la capacité du DCN à réaliser le look ahead peut limiter la vitesse d'avance, de par un nombre trop faible de blocs anticipés ou de par une charge de calcul élevée à effectuer. Toutefois, lors de l'exécution de trajectoires 5 axes avec les performances cinématiques « de référence », les limitations du suivi de trajectoire associées au look ahead n'ont pu être constatées sur la Mikron, celles liées au temps de cycle d'interpolation apparaissant en premier.

5.2.1. Influence du temps de cycle d'interpolation

Pour réaliser l'interpolation d'une portion de trajectoire, le contrôleur doit effectuer un grand nombre d'opérations pour calculer les consignes de position des axes pour les communiquer ensuite aux cartes d'axes. Le contrôleur doit donc avoir mené à bien ses calculs avant la date à laquelle il doit délivrer le résultat. La plus petite durée dont il dispose pour effectuer les différents traitements est nommée « temps de cycle d'interpolation ».

Pour la Siemens 840D, le temps de cycle d'interpolation (« *IPO cycle time* ») est un multiple de la

période de l'horloge du DCN (« Sysclock cycle time ») d'un coefficient multiplicateur (« IPO sysclock time ratio ») [SIEMENS 04b]. Les valeurs correspondantes sont spécifiées dans des variables CN (tableau 2-2).

Numéro	Nom	Valeur
10050	Sysclock cycle time	6 ms
10070	IPO sysclock time ratio	2
10071	IPO cycle time	12 ms

Tableau 2-2 : Période de l'horloge du DCN et temps de cycle d'interpolation

Lors du parcours de trajectoires, les consignes sont calculées en temps réel par l'interpolateur, généralement sur plusieurs temps de cycle. Cependant, le cas particulier des très petits segments à parcourir à grande vitesse pose problème [DUGAS et al. 02]. En effet, le temps mis pour parcourir un segment de $L_{parcours} = 1$ mm de longueur à la vitesse d'avance $V_{avance} = 10$ m/min est $T_{parcours} = 0.006$ secondes (équation (2-9)). Ainsi, pour que le suivi de ce segment ne soit pas limité (ou soit effectué à la vitesse programmée) par le DCN, le temps de cycle doit être inférieur à 6 ms.

$$T_{parcours} = \frac{L_{parcours}}{V_{avance}} = \frac{1 \cdot 10^{-3}}{\frac{10}{60}} = 6 \cdot 10^{-3} \text{ ms} \quad (2-9)$$

Ainsi, lorsque le temps de parcours du segment est supérieur au temps de cycle d'interpolation, le rôle de la phase de préparation de la trajectoire est d'adapter le suivi de la trajectoire en fonction du temps de cycle d'interpolation ; une réduction de la vitesse d'avance V_f est alors nécessaire. La figure 2-28 met en évidence le ralentissement de V_f constaté au passage d'un segment de faible longueur.

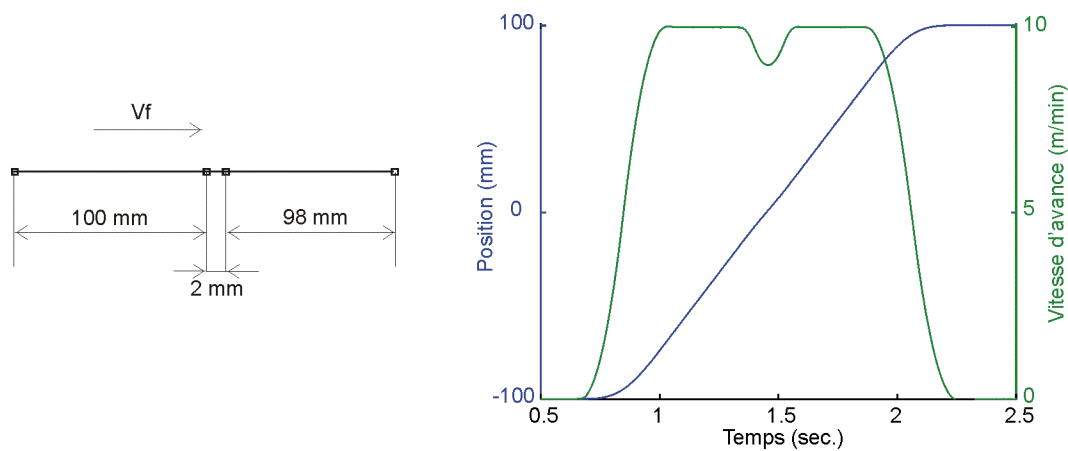


Figure 2-28 : Influence d'un segment de faible longueur sur la vitesse d'avance

[DUGAS 02] propose de déterminer la vitesse maximale V_f de parcours d'un segment de longueur L donnée en fonction de l'avance programmée $V_{f_{prog}}$ et du temps de cycle d'interpolation T_{cy} :

$$V_f = \min\left(V_{f_{prog}}, \frac{L}{T_{cy}}\right) \quad (2-10)$$

Cependant, lors de divers essais réalisés, nous avons constaté une réduction de la vitesse d'avance plus importante que celle donnée par l'équation (2-10) ; le tableau 2-3 regroupe les valeurs des vitesses mesurées lors du parcours de segments de faible longueur pour deux avances différentes.

Numéro de l'essai	Vf programmée (m/min)	L (mm)	Tcy (ms)	Vf mesurée (m/min)	Vf prédite (m/min)
1	10	3	12	10	10
2	10	2	12	8.983	10
3	10	1	12	4.503	5
4	10	0.1	12	0.453	0.5
5	5	2	12	5	5
6	5	1	12	4.487	5
7	5	0.5	12	2.227	2.5
8	5	0.1	12	0.428	0.5

Tableau 2-3 : Comparaison des vitesses mesurées et prédites

Dans le cas de la CN 840D, un coefficient de pondération de 0.9 est rajouté lors du calcul de la vitesse d'avance maximale afin de garder une réserve de temps [SIEMENS 04a]. D'une façon générale, il est préférable d'identifier un temps de cycle d'interpolation équivalent $\tilde{T}_{cy}$ prenant en compte un éventuel coefficient réducteur. En reprenant les essais du tableau 2-3, $\tilde{T}_{cy}$ peut être identifié lorsque l'on a constaté une réduction de la vitesse d'avance en mesurant V_f et en calculant $\tilde{T}_{cy}$ par l'équation (2-10) :

Numéro de l'essai	$\tilde{T}_{cy}$ identifié (ms)
2	13.36
3	13.32
4	13.25
6	13.37
7	13.47
8	14

Tableau 2-4 : Identification du temps de cycle équivalent

Nous retiendrons donc ici la moyenne des $\tilde{T}_{cy}$ identifiés, soit 13.46 ms comme étant le facteur limitant la vitesse d'avance sur les segments de faible longueur.

5.2.2. Influence de la capacité d'anticipation

Nous avons vu au §4.3.3. que le look ahead permettait d'atteindre des vitesses d'avance plus élevées lorsque la trajectoire est composée d'une succession de segments de faible longueur. Cependant, plus le nombre de blocs à anticiper est grand, plus le nombre de calculs augmente ; une trop grande quantité de traitements à effectuer pourrait alors être pénalisante pour le suivi. De plus, une anticipation complète de la trajectoire s'avère très souvent inutile. Le bon compromis consiste alors à anticiper le nombre de blocs aval garantissant un respect de la trajectoire programmée étant données les capacités cinématiques des axes. La qualité et la pertinence des algorithmes de calcul implantés dans les DCN ainsi que la capacité d'anticipation en terme de mémoire sont donc deux caractéristiques des CN qui influent sur le suivi de trajectoire.

Pour la Siemens 840D, le constructeur présente dans sa documentation un principe de calcul du look ahead qui est indépendant de la trajectoire à parcourir [SIEMENS 04a]. Le nombre de blocs anticipés est déterminé en considérant que l'anticipation doit porter sur la distance nécessaire pour décélérer et arriver avec une vitesse nulle en fin de trajectoire. L'équation suivante donne le résultat obtenu pour ce calcul en choisissant une loi en bang-bang d'accélération :

$$N_{\text{look ahead}} = \frac{\text{longueur nécessaire à la décélération}}{\text{longueur minimale des segments}} = \frac{(\beta \times V_{\text{prog}})^2}{2 \times A} \times \frac{1}{\beta \times V_{\text{prog}} \times T_B} \quad (2-11)$$

où V_{prog} représente l'avance programmée, A l'accélération disponible et T_B le temps minimum de parcours d'un bloc. Le coefficient β correspond au facteur de surcharge ou d'« override » autorisé ;

en le multipliant à la vitesse programmée, on obtient la vitesse d'avance maximale que l'on peut avoir le long de la trajectoire. Cependant, ce nombre de blocs est limité par la taille de la pile mémoire utilisée pour l'interpolation, majorant ainsi l'anticipation. Les noms et valeurs de différents paramètres CN intervenants sont donnés dans le tableau 2-5 :

Numéro du paramètre	Nom du paramètre	Valeur
12100	OVR_FACTOR_LIMIT_BIN	1.2
20060	MM_IPO_BUFFER_SIZE	120

Tableau 2-5 : Paramètres CN concernant le « look ahead »

Ainsi, le nombre de blocs anticipé se réduit à la formule suivante :

$$N_{\text{look ahead}} = \min\left(\frac{1.2 \times V_{\text{prog}}}{2 \times a \times T_B}, 120\right) \quad (2-12)$$

En fonction de la vitesse programmée et des performances cinématiques maximales des axes données dans le tableau 2-1, la valeur de $N_{\text{look ahead}}$ varie de 1 à 15 blocs environ.

Une procédure d'identification de ces caractéristiques est proposée dans [DUGAS 02]. L'objectif est de faire apparaître une limitation de la vitesse d'avance due à la capacité d'anticipation en parcourant une trajectoire composée de nombreux segments de faible longueur. Ces segments doivent être suffisamment grands vis à vis de la vitesse d'avance programmée pour ne pas faire intervenir la limitation de suivi associée au temps de cycle d'interpolation (équation (2-10)). Ainsi, nous avons retenu des segments de 2.25 mm de longueur pour une vitesse d'avance de 10 m/min. La trajectoire est une droite à parcourir le long de l'axe X, balayant toute la course disponible. Pour « obliger » la CN à anticiper un grand nombre de segments, nous avons diminué la valeur du jerk à 0.08 m/sec³. Cette valeur est utilisée car elle permet de ralentir la dynamique de l'axe tout en lui permettant d'atteindre la vitesse programmée. Nous avons réalisé 2 essais : le premier programme fait intervenir 7 segments courts tandis que le second est composé de 311 segments courts (figure 2-29). La vitesse de l'axe est ensuite mesurée au cours de leurs exécutions.

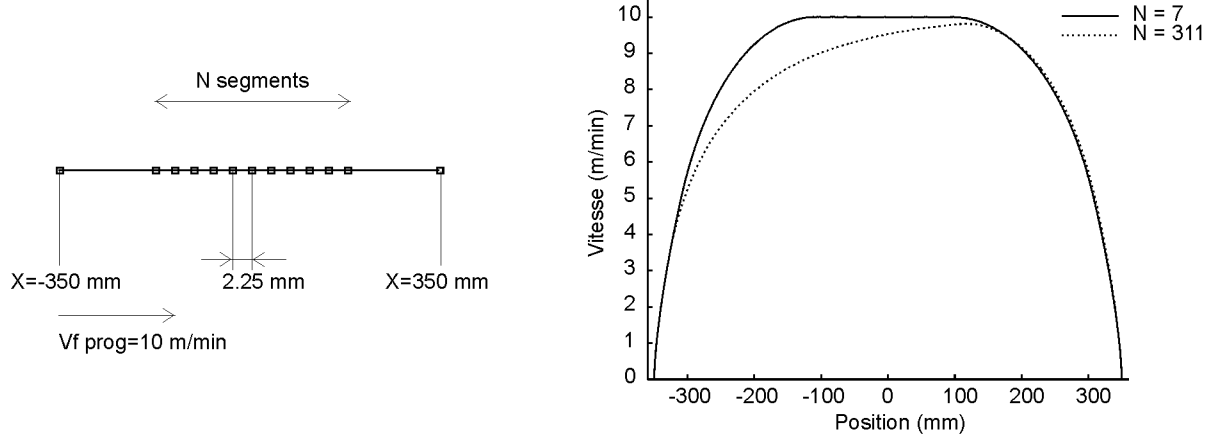


Figure 2-29 : Essai d'identification du look ahead

D'après le relevé, l'exécution du premier programme, composé de 7 segments courts, ne comporte pas de ralentissement particulier de vitesse : le « look ahead » joue son rôle en permettant d'atteindre l'avance programmée et amorçant la décélération à temps.

Concernant le suivi lors de l'exécution du second programme, le comportement est différent. Deux points sont à distinguer :

Le premier concerne la vitesse d'avance maximale atteinte qui est de 9.8 m/min à $x=116.7$ mm soit 104 blocs avant la fin de la trajectoire, ce qui correspond presque à la vitesse programmée. Ainsi, on peut dire qu'il n'y a pas de réduction significative de l'avance liée à la capacité d'anticipation ; elle est suffisamment grande (ici >104) pour permettre d'atteindre l'avance maximale vis à vis des performances cinématiques des axes. En se basant sur le principe de calcul proposé par Siemens, nous avons adapté la formule de l'équation (2-11) à la loi de commande en bang-bang de jerk. Dans le cas où la capacité de décélération maximale de l'axe n'est pas atteinte au cours de la phase de décélération, on obtient :

$$N_{\text{look ahead}} = \frac{\sqrt{\frac{(\beta \times V_{\text{prog}})^3}{J}}}{\beta \times V_{\text{prog}} \times T_B} \quad (2-13)$$

En prenant la valeur du temps de cycle d'interpolation pour T_B , on trouve $N_{\text{look ahead}} = 131$ blocs qui est ramené à 120 étant donnée la taille du buffer. Ce résultat est cohérent vis à vis du relevé effectué lors de l'essai car il est supérieur au nombre de blocs restant au début de la phase de décélération. En résumé, nous pouvons dire que sur cet essai, l'anticipation porte sur plus de 100 blocs et donc que le nombre de blocs anticipés ne limite pas le suivi malgré un jerk très faible.

Le second point concerne la vitesse d'avance mesurée sur les deux premiers tiers de la trajectoire. Le

profil de vitesse relevé est en dessous du profil attendu. Un tel comportement ne semble pas directement lié à la capacité d'anticipation mais pourrait être attribué à la grande quantité de traitements à effectuer. En effet, une charge de calcul élevée pour réaliser le look ahead (calculs sur une centaine de blocs) semble ralentir le suivi.

5.3. Problèmes de suivi liés à la TGI

Dans cette partie, nous soulevons des problèmes liés à la transformation de coordonnées de l'espace pièce vers l'espace articulaire. Les phénomènes qui sont présentés sont liés aux difficultés de résolution de la TGI et d'interpolation pour calculer la trajectoire articulaire. Bien que basé sur la structure et les paramètres du centre d'usinage Mikron, le raisonnement mené reste générique et peut être appliqué à toute autre structure de MO.

5.3.1. Résolution de la TGI pour la Mikron

Pour le centre d'usinage considéré, la TGI calcule les positions des 5 axes (X_m, Y_m, Z_m, A, C) correspondant au positionnement outil ($X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, i, j, k$). La modélisation cinématique de la Mikron et la mise en équation de la TGI que nous proposons sont données en annexe B. Le tableau 2-6 reprend les solutions de la TGI pour les angles A et C . Il fait apparaître les deux domaines de solutions (A_1, C_1) et (A_2, C_2) avec $A_1 \geq 0$ et $A_2 \leq 0$ ainsi qu'une singularité géométrique pour $i = j = 0$.

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

Tableau 2-6 : Domaines de solution (A_1, C_1) et (A_2, C_2)

Cependant, les deux domaines de solution ne sont pas toujours atteignables sur la machine étant donnée la course limitée de l'axe A de $[-30^\circ, +120^\circ]$ (tableau 2-1). En prenant en considération ces restrictions, le tableau 2-7 résume les différents cas possibles suivant la valeur de k .

valeur de k	$[-1, -0.5[$	$[-0.5, 0.866[$	$[0.866, 1[$	1
nombre de solutions	0	1	2	∞
solutions	$\emptyset$	(A_2, C_2)	(A_1, C_1) ou (A_2, C_2)	$A = 0$ et C quelconque

Tableau 2-7 : Ensembles de solutions pour la TGI

Les difficultés de résolution de la TGI se répercutent sur le suivi de la trajectoire, notamment, lors de l'interpolation des positionnements outils. En effet, lorsque plusieurs solutions existent, le choix de l'une d'entre elles influence le suivi de la trajectoire car la création de la continuité du mouvement des axes provient de l'interpolation des positionnements outils. Ainsi, partant d'une configuration articulaire, les déplacements générés par les consignes calculées par la TGI ne sont pas les mêmes si l'on choisit le domaine 1 ou 2 ou encore si l'on calcule un point sur la singularité.

De plus étant donnée la course limitée de l'axe A, les variations d'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la pièce peuvent nécessiter un renversement du plateau. Ce renversement génère un grand déplacement dans l'espace de travail durant lequel la vitesse relative outil-pièce est quasi nulle et des collisions peuvent apparaître [JUN et al. 03].

Le paragraphe suivant présente et explique les conséquences des choix de solutions de la TGI sur le suivi de la trajectoire.

5.3.2. Conséquences de la TGI sur le suivi

Pour mettre en évidence les influences sur les mouvements des axes et sur le suivi de la trajectoire, prenons l'exemple de l'usinage d'une pièce test présentant un bord d'attaque d'une aube de turbine (figure 2-30). Cette pièce test présente une évolution du rayon de courbure du bord d'attaque afin d'étudier les performances en usinage suivant différentes stratégies [TOURNIER et al. 06]. La partie développée ici est consacrée à l'analyse du suivi pour un usinage par isoparamétriques de face avec une inclinaison de 5° et un pivotement nul à l'aide d'un outil boule de rayon 5 mm. La génération de trajectoires est réalisée à l'aide d'un logiciel de CFAO, la tolérance d'usinage est fixée à 0.01 mm.

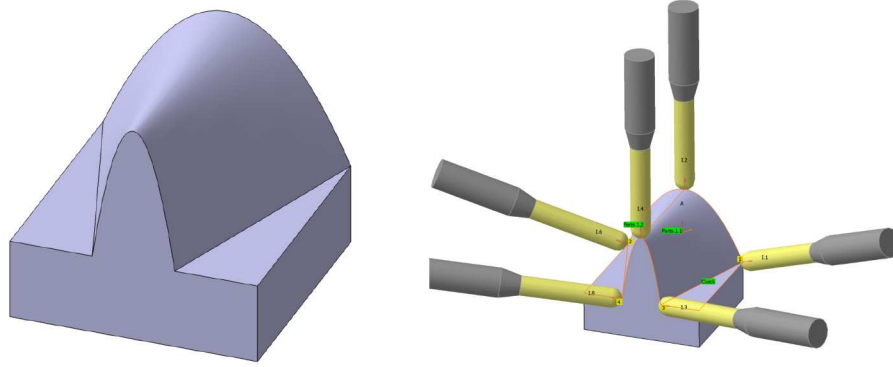


Figure 2-30 : Géométrie de la pièce test et exemple de positionnements outils

Lors de l'exécution de la trajectoire programmée, deux types de mouvements des axes non prévus sont constatés (figure 2-31) :

- des mouvements à priori incohérents au niveau de la rotation du plateau (axe C) ;
- des basculements du plateau, faisant brusquement varier l'angle A de -30° à $+30^\circ$ et l'angle C de 180° à 0° .

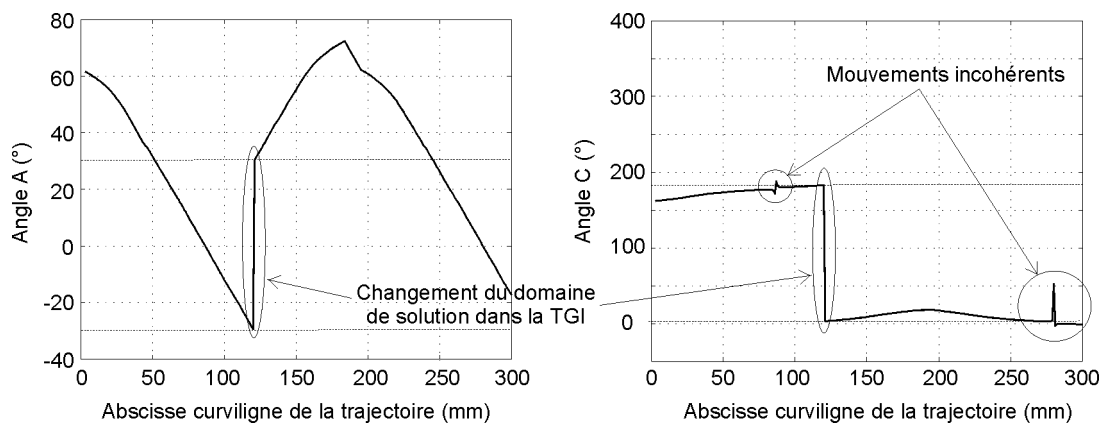


Figure 2-31 : Evolutions des axes rotatifs mesurées sur une passe lors de l'usinage

Pour le premier point, les mouvements incohérents de l'axe C sont observés lorsque l'outil est proche du point singulier $k = 1$. Ces mouvements apparaissent localement pour chaque passe avec différentes amplitudes ; lors de ce mouvement « aller » puis « retour » de l'axe, le positionnement de l'outil sur la pièce est quasi immobile, faisant ainsi chuter la vitesse d'avance et marquant la pièce. Sur le programme d'usinage correspondant, nous pouvons retrouver cette discontinuité au niveau de la ligne N2930 où l'orientation de l'outil génère une variation de position de l'axe C importante entre les trois positionnements successifs (figure 2-32).

```

Programme CN :
N2910 G1 X-28.38197 Y-2.14469 Z59.86773 A2.042 C3.358
N2920 G1 X-28.38474 Y-1.84041 Z59.90263 A1.047 C4.822
N2930 G1 X-28.38709 Y-1.53565 Z59.93222 A0.081 C52.595
N2940 G1 X-28.38873 Y-1.28023 Z59.95290 A-0.79 C-3.086
N2950 G1 X-28.39015 Y-1.01049 Z59.97066 A-1.676 C-0.905

Programme APT :
GOTO / -28.38197, -2.14469, 59.86773, 0.002087, -0.035573, 0.999365
GOTO / -28.38474, -1.84041, 59.90263, 0.001538, -0.018231, 0.999833
GOTO / -28.38709, -1.53565, 59.93222, 0.001071, -0.000819, 0.999999
GOTO / -28.38873, -1.28023, 59.95290, 0.000744, 0.013799, 0.999905
GOTO / -28.39015, -1.01049, 59.97066, 0.000462, 0.029251, 0.999572
    
```

Figure 2-32 : Extrait des programme ISO et APT correspondants

Pour expliquer l'apparition de ces variations importantes de l'axe C , il est nécessaire de tracer l'évolution de C en fonction des cosinus directeurs de l'orientation de l'axe de l'outil. La figure 2-33 représente le tracé de la solution de la TGI pour C , c'est à dire la fonction $C = -\text{atan}(i/j)$ le long de la passe. Les lignes correspondent aux isovaleurs de C et les ronds correspondent aux positionnements outils du programme APT.

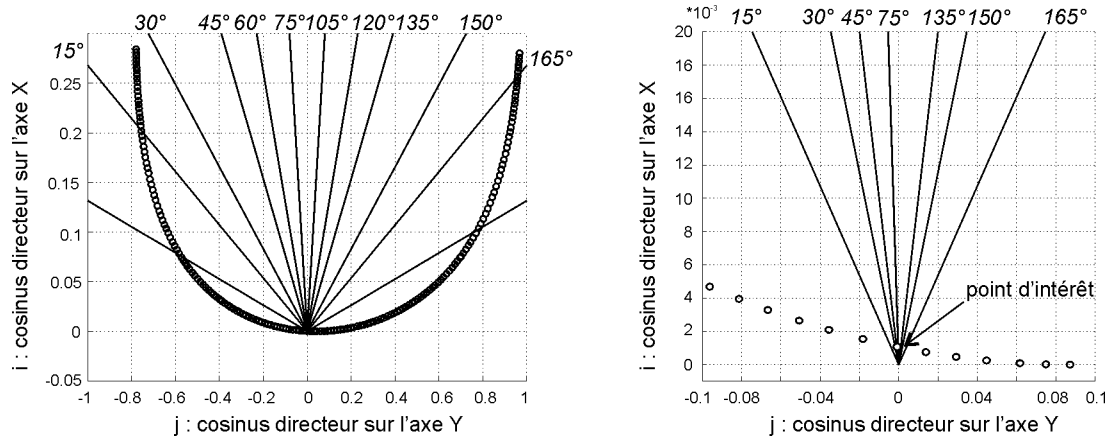


Figure 2-33 : Positions de C en fonction de i et j

Bien que l'évolution de l'orientation de l'outil par rapport à la pièce soit régulière, elle génère des variations des axes de rotation qui sont différentes le long de la passe. Nous pouvons remarquer sur la figure de droite que le positionnement outil correspondant à $C = 52^\circ$ est très proche de la singularité et qu'à cet endroit, les isovaleurs de C sont très resserrées. Ainsi, une faible variation d'orientation engendre en grand déplacement de l'axe rotatif.

Néanmoins, si l'on peut expliquer les grandes variations de position par ce raisonnement, les mouvements incohérents observés sont également dus à l'existence de plusieurs solutions à la TGI. En effet, le passage de $j < 0$ à $j > 0$ correspond à un changement du domaine de solution, car l'on peut voir sur la figure 2-31 que A est positif puis devient négatif. Ainsi, l'on passe de la solution d'indice 1 $A_1 = \text{acos}(k)$ et $C_1 = -\text{atan}(i/j)$ à la solution d'indice 2 $A_2 = -\text{acos}(k)$ et $C_2 = -\text{atan}(i/j)$.

Lors de ce passage, une discontinuité de position apparaît sur C (figure 2-34) : lorsque le ratio i/j est négatif, C_1 est proche de 90° alors que lorsqu'il est positif, C_2 tend vers -90° ; la discontinuité de l'axe C au changement du domaine de solution est de 180° . Ainsi, suivant la fréquence du rééchantillonnage qui est effectué en temps réel l'amplitude du mouvement lié à la discontinuité est plus ou moins importante.

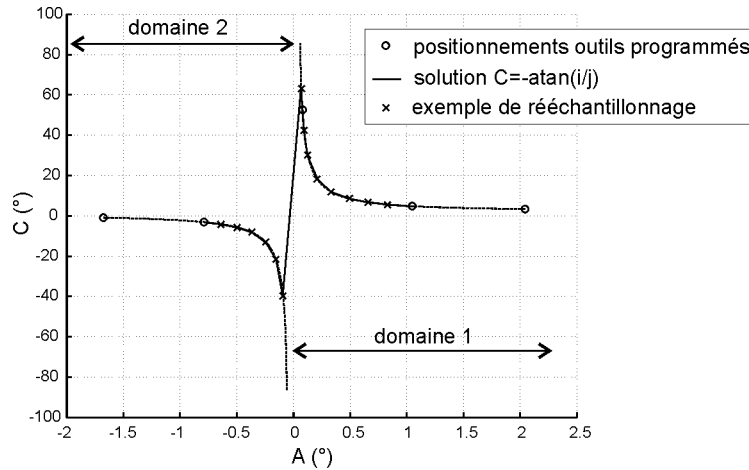


Figure 2-34 : Valeur de C suivant le quotient i/j et le domaine de solution

Pour le second point, le basculement du plateau, l'angle A varie brusquement de -30° à $+30^\circ$ et l'axe C fait un demi-tour de 180° à 0° . Le mouvement résultant entre ces deux positionnements outils, avant et après le basculement, dépend du mode de programmation choisi pour la transformation 5 axes (figure 2-35).

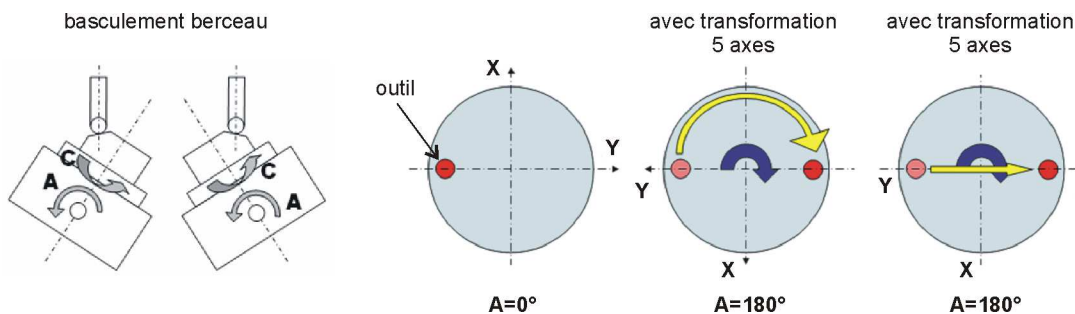


Figure 2-35 : Mouvement outil-pièce selon le mode de programmation

Sur la commande numérique utilisée, il en existe trois (figure 2-36) [SIEMENS 04c] :

- Avec le premier, les positionnements outils sont directement exprimés dans le repère lié à la pièce par les 6 composantes $(X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, i, j, k)$. La CN assure en temps réel la TGI, le choix du domaine de solution, la synchronisation des axes et un rééchantillonnage pour réaliser une interpolation linéaire dans l'espace de la pièce.

- Dans le deuxième, les positionnements outils sont exprimés dans le repère de la pièce tandis que l'orientation de l'axe de l'outil est directement exprimée dans l'espace articulaire par les valeurs des angles A et C ($X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, A, C$). Ce mode permet de spécifier le domaine de solution choisi pour chaque positionnement outil. La CN assure en temps réel la TGI, la synchronisation des axes et un rééchantillonnage pour réaliser une interpolation linéaire dans l'espace de la pièce.
- Le troisième mode consiste à piloter directement chacun des axes (X_m, Y_m, Z_m, A, C) et les vitesses doivent être exprimées en inverse du temps puisque l'on se situe dans l'espace articulaire. La TGI et le rééchantillonnage de la trajectoire sont déportés en amont de la CN, dans un post-processeur. L'interpolation est linéaire dans l'espace articulaire entre chaque positionnement outil programmé.

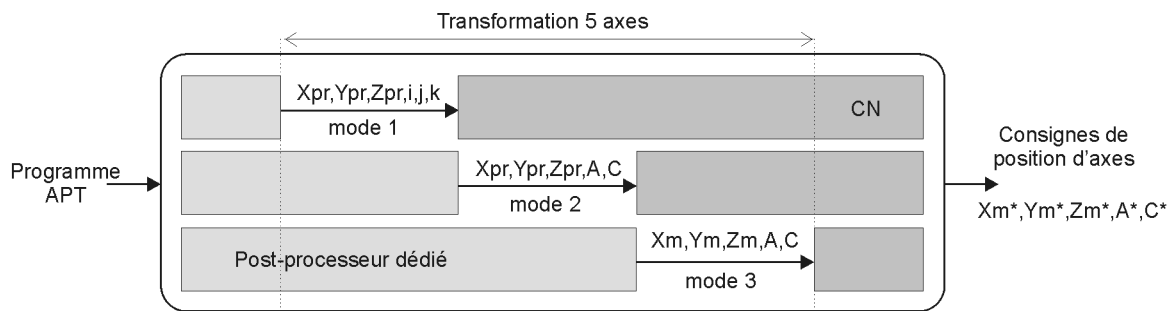


Figure 2-36 : Position de la transformation 5 axes suivant le mode de programmation

Le premier mode de programmation est le plus courant. Mais dans notre cas, le mode 2 est utilisé car en mode 1 la CN détecte que l'axe A arrive en fin de course puis se met en défaut sans proposer la solution du deuxième domaine.

Si le point piloté de l'outil est le point extrémité C_L , le passage du domaine 2 ($A_2 = -\cos(k)$, $C_2 = -\tan(i/j) + \pi$) au domaine 1 ($A_1 = \cos(k)$, $C_1 = -\tan(i/j) + \pi$) génère une collision entre l'outil et la pièce (figure 2-37 gauche). La position du point piloté de l'outil est calculée par un logiciel de FAO pour assurer un point de contact avec la pièce pour une orientation de l'axe de l'outil donnée. Pour relier les deux configurations articulaires solutions de la TGI (A_2, C_2) et (A_1, C_1) et assurer une continuité dans le mouvement, la CN ne peut respecter l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la pièce ; ce qui modifie le point de contact. Ainsi, bien que la position du point piloté de l'outil dans l'espace de la pièce soit respectée, la modification de l'orientation peut entraîner une collision lors de l'interpolation de (A_2, C_2) à (A_1, C_1). De plus, pendant ce mouvement, le déplacement de l'outil par rapport à la pièce est très faible, la vitesse d'avance chute affectant la productivité.

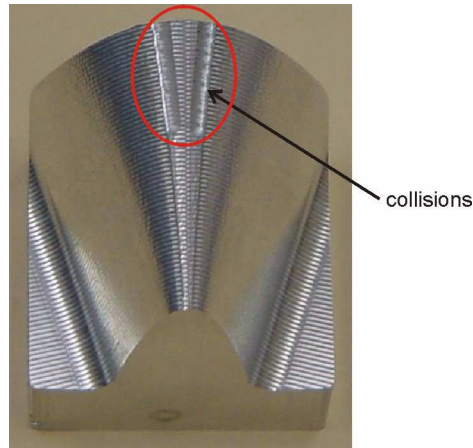


Figure 2-37 : Collisions générées lors du basculement du berceau

5.4. Développement d'un outil de simulation

Il n'existe pas à ce jour d'outil permettant de détecter de tels phénomènes lors de la génération des trajectoires ou lors de la simulation d'usinage. De manière générale, les logiciels de FAO et les logiciels de simulation et vérification des trajets commencent à prendre en compte les cinématiques des MO. Ils les utilisent aujourd'hui principalement pour détecter les collisions entre différents composants : outil, brides, table, machine... Les tests consistent à simuler le trajet de l'outil par rapport à la pièce en interpolant dans l'espace de la pièce les positionnements programmés.

Nous venons d'illustrer dans le paragraphe précédent une des conséquences du processus d'exécutions des trajectoires. Il est donc nécessaire de mieux prendre en compte les traitements effectués par la CN et les problèmes 5 axes associés (choix des configurations articulaires, changement de domaine de solution, espace d'interpolation, rééchantillonnage...).

Au vu de ce constat, nous avons développé un outil de simulation d'enlèvement de matière basé sur le processus d'exécution des trajectoires. L'objectif de cet outil de simulation est de prévoir et estimer les défauts géométriques liés à l'interpolation de la trajectoire par la CN et à son exécution sur la MO. Il permet donc de mettre en évidence les écarts géométriques ou collisions pouvant apparaître lors du changement d'espace de solution, notamment lors du basculement du plateau pour une structure de type CAXYZ.

Cet outil se décompose en deux parties : la première consiste à déterminer la trajectoire outil-pièce résultant du processus d'interpolation et d'exécution ; la seconde porte sur la simulation de l'enlèvement matière d'une trajectoire donnée.

5.4.1. Calcul de la trajectoire outil-pièce résultante

En interpolation linéaire, la trajectoire outil-pièce programmée est définie par un ensemble de positionnement outil $\{X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, i, j, k\}$. Un échantillonnage de cette trajectoire est effectué en temps réel par la CN ; il aboutit à une nouvelle séquence de positionnements $\{X_{pr}^e, Y_{pr}^e, Z_{pr}^e, i^e, j^e, k^e\}$. Le calcul des configurations articulaires $(X_m^e, Y_m^e, Z_m^e, A^e, C^e)$ correspondant à chacun de ces positionnements est assuré par la transformation géométrique inverse pour réaliser la transformation de coordonnées. Ces configurations articulaires sont les consignes qui sont envoyées aux cartes d'axes...

Nous nous intéressons ici à la trajectoire outil-pièce réellement suivie lors du changement de domaine de solution. Nous avons vu que le passage d'un domaine de solution à l'autre ne conserve pas l'orientation programmée de l'axe de l'outil par rapport à la pièce. Ce phénomène est d'autant plus important au cours du renversement du plateau, où l'on doit passer de la configuration (A_2^e, C_2^e) , avec $A_2^e \approx -30^\circ$ à la configuration (A_1^e, C_1^e) avec $A_1^e \approx 30^\circ$. Pour effectuer cette phase de renversement, la CN calcule des consignes de position d'axes intermédiaires (A^{int}, C^{int}) permettant de passer du domaine 2 au domaine 1 tout en conservant la position du point piloté de l'outil par rapport à la pièce. Pour simuler un tel comportement, nous avons modélisé la trajectoire résultante par des positionnements outils intermédiaires $(X_{pr}^{int}, Y_{pr}^{int}, Z_{pr}^{int}, i^{int}, j^{int}, k^{int})$ pris entre deux échantillonnages successifs :

Le calcul des positions intermédiaires des axes de rotation (A^{int}, C^{int}) correspondant aux orientations $(i^{int}, j^{int}, k^{int})$ est réalisé par interpolation linéaire des configurations (A_2^e, C_2^e) et (A_1^e, C_1^e) :

$$\begin{cases} A^{int} = A_2^e + \frac{z}{n+1} \cdot (A_1^e - A_2^e) \\ C^{int} = C_2^e + \frac{z}{n+1} \cdot (C_1^e - C_2^e) \end{cases}, z = 1 \dots n+1 \quad (2-14)$$

n représente le nombre de positions intermédiaires qui sont calculées. Sa valeur est choisie en fonction de la précision voulue ; par exemple la valeur $n = 20$ est acceptable pour traduire un renversement du berceau. L'orientation résultante de l'axe de l'outil par rapport à la pièce est reconstruite en utilisant la transformation géométrique directe (annexe B) :

$$\begin{cases} i^{int} = \sin(C^{int}) \sin(A^{int}) \\ j^{int} = -\cos(C^{int}) \sin(A^{int}) \\ k^{int} = \cos(A^{int}) \end{cases} \quad (2-15)$$

Le calcul de la position du point piloté de l'outil est quand à lui réalisé dans l'espace de la pièce, le point piloté de l'outil ne s'écarte donc pas de la trajectoire qu'il doit suivre :

$$\begin{cases} X_{pr}^{int} = X_{pr2}^e + \frac{z}{n+1} \cdot (X_{pr1}^e - X_{pr2}^e) \\ Y_{pr}^{int} = Y_{pr2}^e + \frac{z}{n+1} \cdot (Y_{pr1}^e - Y_{pr2}^e) \\ Z_{pr}^{int} = Z_{pr2}^e + \frac{z}{n+1} \cdot (Z_{pr1}^e - Z_{pr2}^e) \end{cases}, z = 1 \dots n+1 \quad (2-16)$$

Ainsi, lors du changement de domaine de solution, la trajectoire outil-pièce résultante est donnée par la séquence de positionnements $(X_{pr}^{int}, Y_{pr}^{int}, Z_{pr}^{int}, i^{int}, j^{int}, k^{int})$. L'implémentation de ce raisonnement dans l'outil de simulation est schématisée sur la figure 2-38.

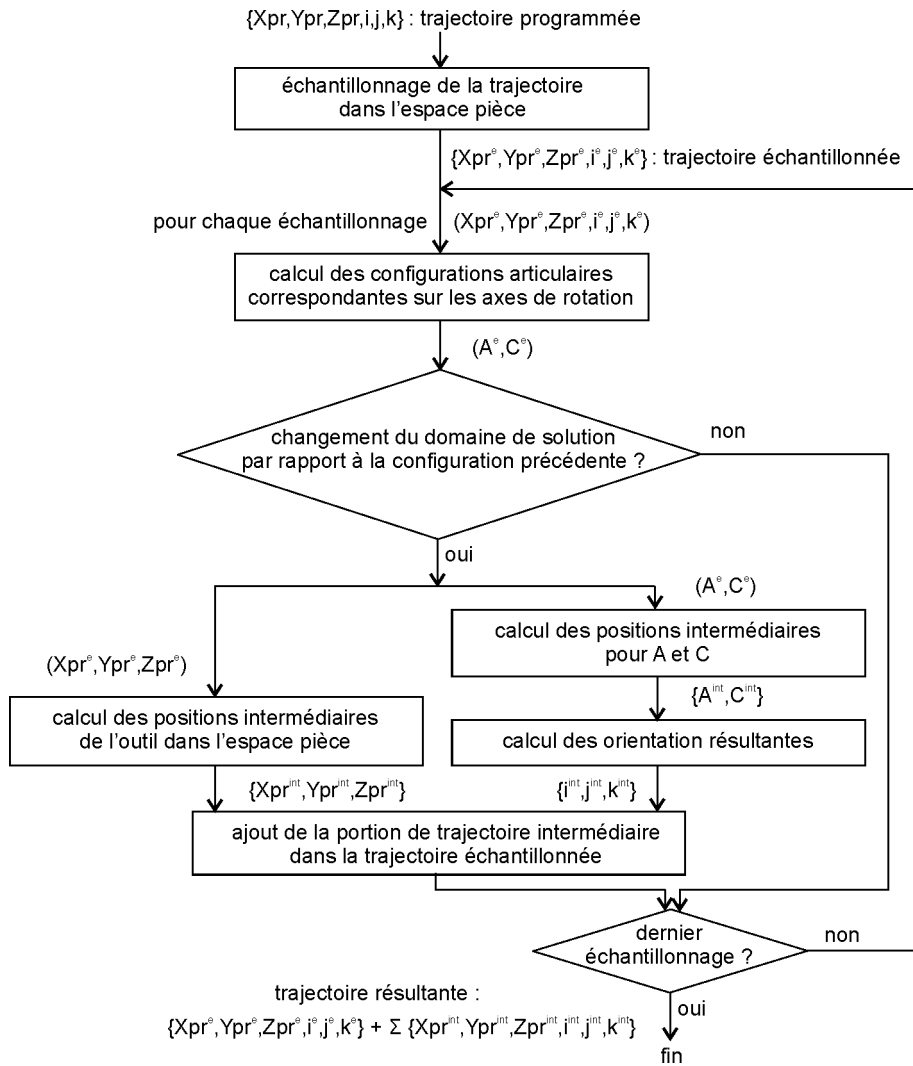


Figure 2-38 : Schéma de calcul de la trajectoire résultante

5.4.2. Simulation de l'enlèvement matière

Une fois la trajectoire résultante calculée, la simulation de l'enlèvement de la matière peut être effectuée en utilisant un des principes classiques tel que le Z-buffer [JERARD et al. 89]. Ce principe consiste à créer un réseau droites dans l'espace de la pièce, puis à venir calculer les intersections de ce réseau de droites avec les positionnements outils successifs décrivant la trajectoire à suivre ; la description de la géométrie de l'outil retenue est un maillage triangulaire dont l'erreur de corde peut être réduite suivant la précision voulue pour la prédiction des écarts.

La figure 2-39 donne le résultat de la simulation pour la pièce test précédente. Nous pouvons retrouver les deux collisions générées par l'arrière de l'outil lors du renversement du berceau, validant ainsi l'outil développé.

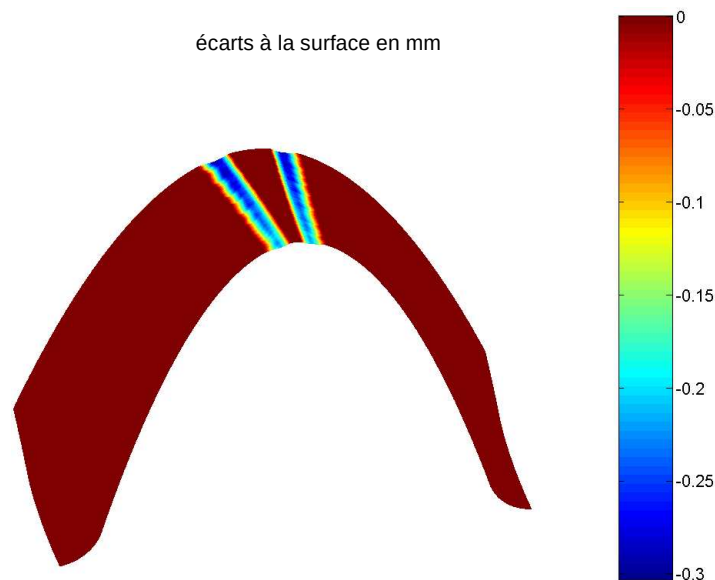


Figure 2-39 : Simulation enlèvement matière - prédiction des collisions

En résumé, la TGI influe sur le suivi des trajectoires par le choix des solutions et par sa position dans la chaîne numérique (figure 1-3 chapitre 1). Il est essentiel d'avoir des outils de simulation en amont de l'exécution pour prévoir le comportement en usinage. Si l'on considère le processus de génération et d'exécution des trajectoires dans son ensemble, la TGI est un élément à prendre en compte pour le calcul de trajectoires adaptées à un suivi 5 axes UGV.

5.5. Synthèse

Dans cette partie, nous avons présenté et expliqué au travers d'essais sur la Mikron l'influence des limitations des axes et des traitements spécifiques 5 axes UGV sur le suivi de la trajectoire. Cette étude fait ressortir le risque important de collision entre l'outil et la pièce ainsi que les nombreux ralentis-

sements de la vitesse d'avance.

Les modèles d'évaluation de tels ralentissements et de contrôle de la précision géométrique présents dans la littérature ne sont pas adaptés ou sont insuffisants pour qualifier le suivi de trajectoires 5 axes car ils ne prennent pas en compte les modifications de l'orientation de l'outil et donc les mouvements des axes de rotation. Un raisonnement basé sur les sollicitations de chaque axe, quelle que soit sa nature, est nécessaire pour maîtriser les écarts générés et évaluer les vitesses. Un tel contrôle est possible, en allouant axe par axe une tolérance de position.

Les deux principaux problèmes soulevés sont la gestion commune et la comparaison des axes de translation et des axes de rotation, ainsi que la prise en compte des problèmes de suivi liés à la TGI. On ne peut savoir actuellement quel est l'axe limitant en terme de vitesse ou accélération et quel est l'axe le plus contraignant au sens écart géométrique.

6. Conclusion

Le processus d'exécution des trajectoires 5 axes comporte différentes étapes de traitement et de réalisation de la trajectoire outil-pièce. Diverses limitations et difficultés apparaissent au sein de chacune d'elles. Les limitations issues des capacités des moteurs et des axes, les limitations associées à la structure de pilotage ou encore les limitations liées au contexte UGV et les traitements associés (TGI, interpolation, coordination temporelle...) contribuent fortement à diminuer la productivité et sont source de défauts géométriques sur la pièce.

Nous avons montré que l'analyse du suivi 5 axes UGV pouvait se faire au travers d'essais, facilement reproductibles, de son couple MO-CN pour mettre en avant les facteurs influents.

Dans l'optique de l'optimisation des trajectoires 5 axes et de leur suivi UGV, il est tout d'abord nécessaire de synthétiser et d'unifier ces limitations ou difficultés de manière générique pour pouvoir intégrer des contraintes dans la phase de génération. Ainsi le chapitre suivant a pour objectif l'évaluation des performances du suivi de trajectoires 5 axes UGV. Une formalisation des limitations des axes (translation et rotation), du DCN et de difficultés liés à la transformation 5 axes est proposée afin d'extraire les éléments qui pénalisent le suivi. Une fois ces éléments identifiés, l'évaluation des performances permet de détecter les portions critiques pour la précision et la productivité ; l'étape suivante concerne l'intégration des ces contraintes dans le calcul d'optimisation des trajectoires.

Chapitre 3 :

Contraintes associées au couple MO-CN

1. Introduction

Le but de nos travaux est d'améliorer le suivi réel des axes d'un point de vue cinématique lors de la réalisation des trajectoires au cours de l'usinage à 5 axes. Cette amélioration vise à rendre la vitesse relative outil-pièce effective la plus proche possible de la vitesse d'avance programmée. Ainsi, dans le contexte d'usinage à grande vitesse, l'optimisation que nous proposons dans le chapitre suivant s'attache à intégrer lors de la génération des trajectoires les contraintes cinématiques associées au suivi réel de la trajectoire. A titre d'exemple, nous souhaitons déterminer des trajectoires 5 axes qui sollicitent au mieux les axes de la machine étant données leurs performances cinématiques.

Pour atteindre cet objectif, il est tout d'abord nécessaire d'identifier les portions de trajectoires qui sont potentiellement critiques vis à vis du suivi, c'est à dire pouvant présenter de fortes réductions de la vitesse d'avance. Une fois ces portions détectées, il est nécessaire de déterminer la nature des limitations ainsi que les éléments qui ralentissent le suivi. Le suivi cinématique de la trajectoire peut alors être amélioré en adaptant la trajectoire à parcourir en conséquence. En ce sens, nous proposons de qualifier le suivi des trajectoires grâce à un modèle d'évaluation des performances cinématiques. Concernant l'usinage 3 axes, différents modèles présents dans la littérature permettent de prédire les vitesses en cours d'usinage [ALTINTAS 00][DUGAS 02][PATELOUP et al. 04]. Cependant, très peu de travaux portent sur l'évaluation des performances en usinage 5 axes [TERRIER 05], la principale difficulté étant liée à la prise en compte des axes de translation et des axes de rotation qui peuvent présenter des caractéristiques cinématiques différentes. De plus, cette évaluation doit également tenir compte de caractéristiques d'autres composants, tels que les paramètres de la CN, pouvant influencer le suivi réel.

Ainsi, ce chapitre est consacré à la présentation du modèle permettant de qualifier le suivi de trajectoires 5 axes d'un point de vue cinématique que nous avons développé. Ce modèle est basé sur un formalisme original, en inverse du temps, permettant d'étendre les raisonnements effectués en 3 axes au contexte de l'usinage multi-axes.

La première partie de ce chapitre est consacrée à la présentation du modèle développé. Après avoir détaillé les objectifs et la structure de ce modèle, le formalisme en inverse du temps utilisé est présenté au travers d'un exemple puis appliqué à la détermination des contraintes cinématiques limitant le suivi. A partir de l'identification précédente, les profils cinématiques sont générés conduisant à évaluer la vitesse outil-pièce le long de la trajectoire. Il est alors possible de mettre en avant les portions de trajectoires critiques, portions pour lesquelles la vitesse d'avance estimée ne correspond pas à la vitesse programmée.

La seconde partie de ce chapitre est dédiée à la validation de ce modèle. Elle est réalisée au travers de confrontations entre expérimentations sur centre de fraisage UGV et prédictions des profils cinématiques. La bonne corrélation entre mesures et prédictions nous permet de valider la démarche adoptée permettant l'identification des éléments limitant le suivi ainsi que les pertes de vitesse. Les éléments limitant ainsi identifiés pourront être intégrés sous forme de contraintes en optimisation des trajectoires.

2. Modèle d'évaluation de performances cinématiques

[LAVERNHE et al. 06a][LAVERNHE et al. 06c]

2.1. Objectifs

L'objectif du modèle proposé est de qualifier le suivi d'une trajectoire à parcourir par un couple MO-CN donné d'un point de vue cinématique. Cette qualification est basée sur l'évaluation des grandeurs cinématiques que sont les positions, vitesses, accélérations et jerks de chaque axe, mais également sur le mouvement relatif outil-pièce. En effet, en usinage 5 axes, il est assez difficile de prédire la cinématique de chacun des axes et ainsi de prévoir les portions de trajets où la vitesse d'avance peut poser problème.

A partir d'un programme d'usinage et d'un couple MO-CN donné dont on connaît les caractéristiques et paramètres, le modèle que nous proposons prédit le déplacement de chaque axe, évalue les profils de vitesse, accélération et jerk atteints par chaque axe et reconstruit la vitesse relative outil-pièce (figure 3-1).

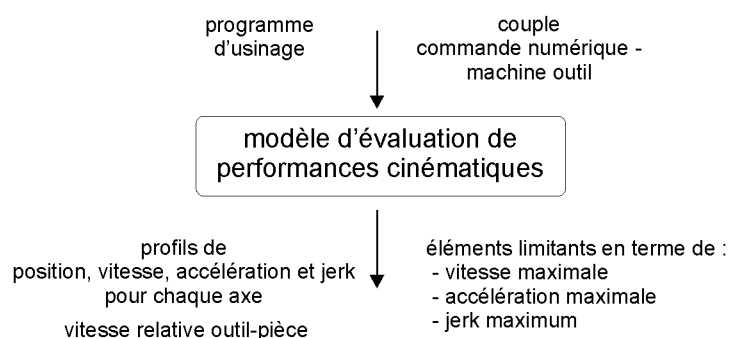


Figure 3-1 : Objectifs du modèle d'évaluation de performances cinématiques

Ce modèle s'appuie sur la formalisation des contraintes limitant le suivi de façon à déterminer les caractéristiques cinématiques maximales qui peuvent être atteintes mettant ainsi en avant les éléments dits limitants affectant les performances cinématiques. Les profils cinématiques qui en découlent per-

mettent de localiser les portions de trajectoires pour lesquelles la vitesse d'avance recalculée est inférieure à la vitesse programmée. Ces profils donnent également une indication de la productivité au travers du temps d'usinage estimé.

2.2. Structure du modèle

Avant de détailler la structure du modèle, il est nécessaire de présenter les données d'entrée permettant l'évaluation des performances cinématiques. Cette évaluation est basée sur trois principaux éléments que sont :

- le programme d'usinage calculé par le logiciel de FAO ;
- le couple MO-CN ;
- le posage de la pièce.

Le programme d'usinage est constitué du format d'interpolation, de la séquence de positionnements outils et des vitesses d'avance programmées. Toutes ces données sont exprimées dans le repère pièce.

Concernant le couple MO-CN, nous supposons connus la TGI pour la machine, les caractéristiques cinématiques maximales des axes (position, vitesse, accélération et jerk) ainsi que d'autres paramètres CN tels que le temps de cycle d'interpolation de la trajectoire et la taille du buffer pour le look ahead. De même, nous supposons que les axes sont pilotés par le jerk et que les écarts à la trajectoire tolérés lors du suivi sont définis par axe (chapitre 2, §4.3.2.).

Enfin, le posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine ainsi que la jauge outil sont connus.

A partir de ces données, le modèle calcule :

- les éléments limitants en terme de vitesse maximale, accélération maximale et jerk maximal le long de la trajectoire ;
- les profils associés aux grandeurs cinématiques évaluées par axe ;
- la vitesse relative outil-pièce calculée au point piloté de l'outil.

La figure 3-2 présente la structure détaillée du modèle constitué de quatre étapes principales.

La première étape consiste à transposer les consignes du programme d'usinage exprimées dans le repère de la pièce vers l'espace articulaire de la machine, c'est à dire sur chaque axe. La trajectoire de l'outil par rapport à la pièce est convertie à l'aide de la TGI en une trajectoire articulaire à N dimensions, où N est le nombre d'axes. De même, la vitesse d'avance programmée est transformée en une consigne de vitesse de déplacement pour chacun des axes.

La deuxième étape porte sur l'évaluation des contraintes cinématiques le long de la trajectoire articulaire. Ces contraintes sont classées en deux catégories :

- les contraintes à respecter le long d'un segment ;
- les contraintes à respecter aux transitions entre segments.

Elles sont calculées à partir de l'expression des grandeurs cinématiques (position, vitesse, accélération et jerk) sous un formalisme particulier nommé « inverse du temps ». La comparaison des capacités cinématiques maximales détermine l'élément limitant en vitesse, en accélération et en jerk le long de la trajectoire.

Au cours de la troisième étape, le modèle estime les profils cinématiques de position, vitesse, accélération et jerk atteints lors du suivi à partir des contraintes précédemment calculées. Le calcul est effectué en inverse du temps ; les résultats obtenus sont projetés sur la trajectoire pour récupérer les profils cinématiques par axe.

Enfin, la quatrième étape s'attache à reconstruire la vitesse relative outil-pièce à partir des profils de vitesse précédemment calculés.

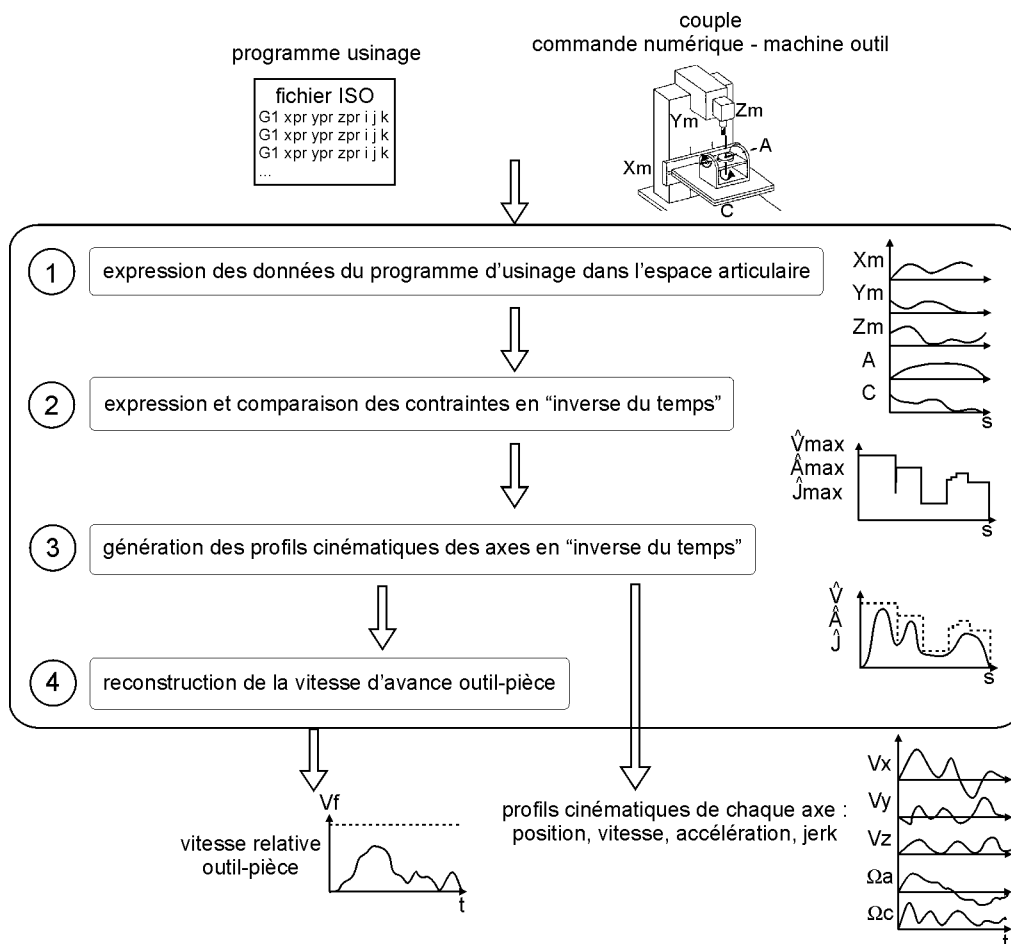


Figure 3-2 : Structure détaillée du modèle

Dans les paragraphes suivants, nous nous attachons à décrire de façon plus détaillée chacune des étapes. Afin d'alléger la présentation, nous nous sommes restreint au cas de l'interpolation linéaire. De même, l'application présentée s'appuie sur les caractéristiques du centre d'usinage dont dispose le LURPA, un centre d'usinage Mikron UCP 710 équipée d'une CN Siemens 840D. Cependant, il faut noter que ces restrictions n'affectent en rien la généralité de la démarche qui pourrait être étendue à d'autres formats d'interpolation (circulaire ou polynomiale) et à d'autres couples MO-CN.

Afin d'illustrer nos propos tout au long de ce chapitre, nous proposons l'exemple d'usinage défini par la figure 3-3 qui sera support pour les explications.

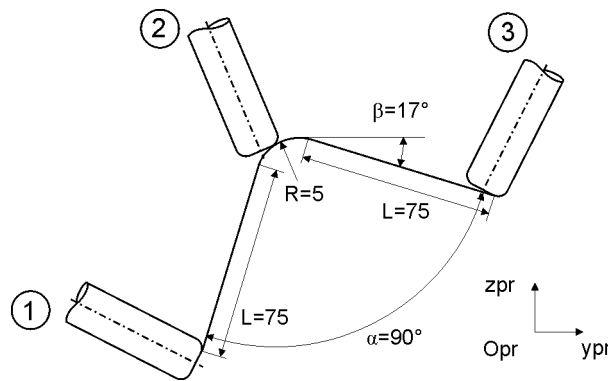


Figure 3-3 : Définition de la géométrie à usiner

La géométrie présentée que l'on se propose d'usiner est constituée de deux plans de 75 mm de long inclinés à 90° et raccordés par un rayon de 5 mm. Cette surface est usinée en plans parallèles à l'aide d'un outil torique de diamètre 10 mm et de petit rayon 1 mm avec un angle d'inclinaison de 5° et un angle de pivotement nul. La vitesse d'avance programmée est de 5 m/min. Le posage de la pièce dans l'espace de la machine est tel que la base de programmation corresponde à la base de la machine : $x_{pr} = x_m$, $y_{pr} = y_m$ et $z_{pr} = z_m$. Ainsi, en ne considérant qu'une passe, seuls les axes Y, Z et A de la machine sont sollicités. Les tolérances de position des axes sont de 0.02 mm pour les axes de translation et de 0.05° pour l'axe de rotation. Le positionnement de l'outil est décrit dans le programme CN par le point extrémité de l'outil et l'orientation de l'axe par les cosinus directeurs ; la transformation géométrique inverse est ici réalisée en temps réel par la CN lors de l'exécution de la trajectoire. La trajectoire du point piloté dans l'espace de la pièce est représentée sur la figure 3-4.

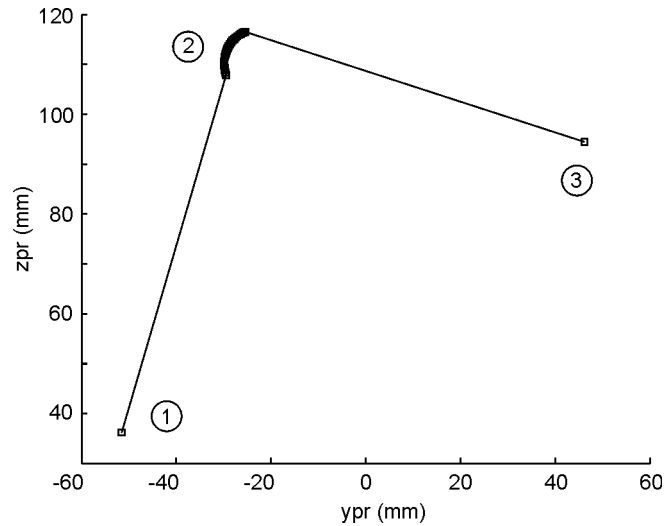


Figure 3-4 : Lieu du point piloté de l'outil dans l'espace pièce

La trajectoire est constituée de 27 blocs. Le premier et le dernier sont des blocs de grande dimension, tandis que les autres sont de faible longueur. Sur les portions 1 et 3, l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la pièce est fixe, tandis que sur le rayon de raccordement, portion 2, elle évolue.

2.3. Expression des données du programme d'usinage dans l'espace articulaire

Comme nous l'avons vu au §5.1.2. du chapitre 2, les contraintes cinématiques influant le suivi de la trajectoire sont en particulier associées aux performances de chacun des axes. Ainsi, l'analyse des performances doit donc être menée dans l'espace articulaire de la machine.

L'objectif de la première étape est de déterminer, par application de la TGI, les mouvements que doivent décrire chacun des axes afin de respecter le programme d'usinage. Les consignes de positionnement et de vitesse sont ainsi transposées dans l'espace articulaire définissant la trajectoire articulaire.

2.3.1. Calcul de la trajectoire articulaire

Le calcul des configurations articulaires de la machine $(X_{axe1}, X_{axe2}, \dots, X_{axeN})$ correspondant à chaque positionnement outil $(X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, i, j, k)$ est effectué par la TGI de la MO considérée selon la méthode proposée en annexe B pour la Mikron.

Sur l'exemple de la figure 3-3, la trajectoire calculée dans l'espace articulaire est représentée en figure 3-5.

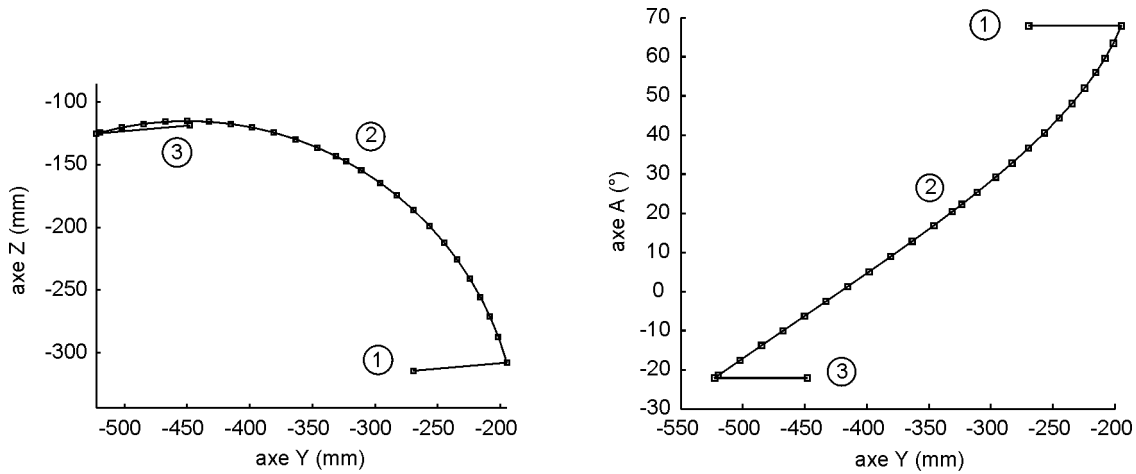


Figure 3-5 : Tracé de la trajectoire dans l'espace articulaire

Lors du passage du rayon de raccordement, du fait de la rotation de l'axe A, la pièce se déplace dans l'espace machine. Les axes Y et Z doivent donc compenser ces déplacements. Ainsi, la trajectoire dans l'espace articulaire est allongée sur la portion 2.

Comme nous l'avons vu au §4.2. du chapitre 2, un rééchantillonnage de la trajectoire est effectué durant l'interpolation de deux positionnements outils afin de contrôler l'écart entre la trajectoire outil-pièce définie dans le programme d'usinage et la trajectoire outil-pièce résultant des mouvements des axes interpolés. Une modélisation de la méthode de rééchantillonnage doit ainsi être proposée. Cependant, il est difficile d'obtenir des informations détaillées concernant les modes de fonctionnement des CN industrielles, en particulier concernant le principe de rééchantillonnage. La modélisation doit donc s'appuyer sur une analyse expérimentale du fonctionnement de la CN en cours de suivi réel.

Concernant la CN Siemens 840D, il semblerait que le rééchantillonnage soit effectué en temps réel lors de l'exécution de la trajectoire. L'analyse de différents relevés de position et de vitesse d'axes par les codeurs, nous a permis de conclure que le suivi en terme de vitesse de la trajectoire n'était pas affecté par le rééchantillonnage.

Pour ces raisons, la modélisation que nous proposons consiste à effectuer le plus grand nombre de rééchantillonnages possibles entre deux configurations articulaires afin de réduire les écarts entre la trajectoire parcourue et la trajectoire programmée.

La figure 3-6 présente un segment de la trajectoire outil-pièce, défini dans un bloc du programme d'usinage par deux positionnements outils successifs $(X_{pr1}, Y_{pr1}, Z_{pr1}, i_1, j_1, k_1)$ et $(X_{pr2}, Y_{pr2}, Z_{pr2}, i_2, j_2, k_2)$.

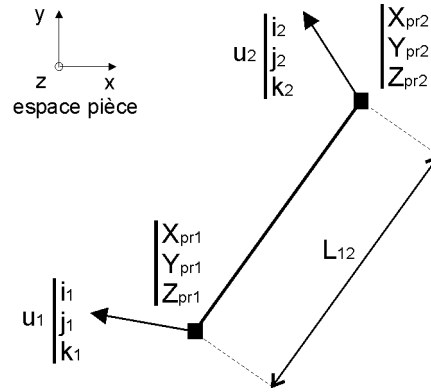


Figure 3-6 : Segment de la trajectoire outil-pièce

Soit Vf_{prog} la vitesse d'avance programmée ; en supposant que l'outil se déplace à la vitesse programmée le long du segment de longueur L_{12} , la durée nécessaire pour effectuer le déplacement notée ΔT_{12} est donnée par :

$$\Delta T_{12} = \frac{L_{12}}{Vf_{prog}} \quad (3-1)$$

Pour établir le nombre de rééchantillonnages $N_{reechant}$, il suffit de calculer le nombre de temps de cycles d'interpolation Tcy_{interp} inclus dans la durée de parcours ΔT_{12} . Sachant qu'il est nécessaire d'avoir au moins un cycle d'interpolation pour calculer les consignes des axes, le nombre de cycles d'interpolation N_{cycles} que peut effectuer la CN sans limiter le suivi est :

$$N_{cycles} = \max\left(E\left(\frac{\Delta T_{12}}{Tcy_{interp}}\right), 1\right) \quad (E : \text{fonction partie entière}) \quad (3-2)$$

et par suite :

$$N_{reechant} = N_{cycles} - 1 \quad (3-3)$$

Dans l'exemple présentée sur la figure 3-7, il est possible d'insérer jusqu'à 3 fois Tcy_{interp} . Le nombre de rééchantillonnages effectué sera alors de 2.

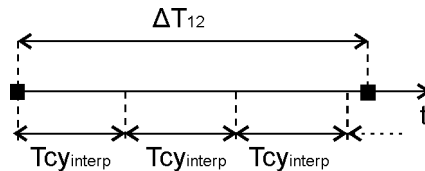


Figure 3-7 : Calcul du nombre de rééchantillonnages

Les positionnements outils associés sont calculés par interpolation de la position du point piloté de l'outil et de l'orientation de l'axe de l'outil dans l'espace pièce et sont alors insérés sur le segment considéré (figure 3-8).

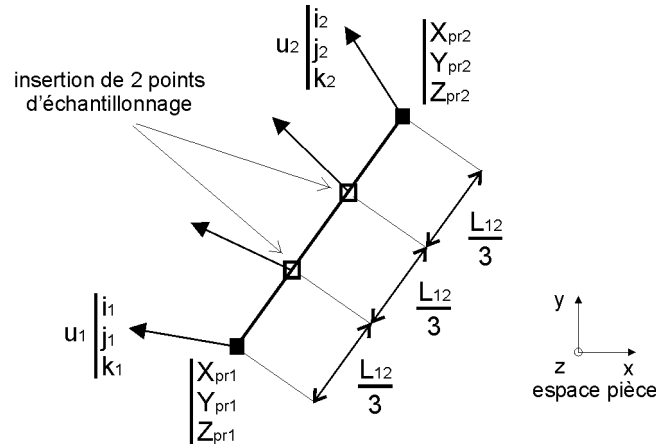


Figure 3-8 : Calcul des positionnements outils insérés

[TERRIER 05] étudie l'influence de la valeur du pas de rééchantillonnage sur la vitesse d'avance ainsi que sur la précision dans le cas d'une machine à structure parallèle. Le modèle de rééchantillonnage proposé est basé sur un raisonnement dans l'espace articulaire de la machine, le pas de rééchantillonnage est pris constant. Ce modèle donne la priorité à la précision tout en essayant de respecter la vitesse d'avance programmée.

Le modèle de rééchantillonnage que nous proposons est différent car le raisonnement est effectué entièrement dans l'espace de la pièce. L'objectif est de respecter au mieux le mouvement relatif outil-pièce. Pour cela, nous déterminons le plus grand nombre de rééchantillonnage possible qui n'engendre pas de limitation de vitesse vis à vis du temps de cycle d'interpolation. Ainsi, nous obtenons la meilleure précision possible qui ne limite pas le suivi. Cependant, dans la démarche proposée, la précision n'est pas évaluée. Dans un premier temps, ce modèle de rééchantillonnage est suffisant car nous n'avons pas remarqué d'écart significatif entre la trajectoire calculée par le modèle et les relevés de position effectués sur la CN lors des différents essais. Une seconde étape pourrait consister à calculer l'écart entre la trajectoire générée et la trajectoire programmée à l'aide du modèle géométrique direct. Enfin, si la précision atteinte n'est pas suffisante, le nombre de rééchantillonnage pourrait être augmenté.

A ce stade, l'ensemble des configurations articulaires, images des positionnements de l'outil par rapport à la pièce a été calculé. Il reste maintenant à déterminer les vitesses articulaires, images de la vitesse d'avance.

2.3.2. Calcul des consignes de vitesse

Reprenons l'exemple de la figure 3-6. Les positionnements outils successifs correspondent à des positionnements définis dans le programme d'usinage ou calculés par rééchantillonnage. Par application de la TGI, nous obtenons les configurations articulaires correspondant aux extrémités de chaque segment, $(P_{1 \text{ axe } 1}, P_{1 \text{ axe } 2}, \dots, P_{1 \text{ axe } n})$ et $(P_{2 \text{ axe } 1}, P_{2 \text{ axe } 2}, \dots, P_{2 \text{ axe } n})$. Pour respecter la vitesse d'avance programmée Vf_{prog} chaque axe i ($i = 1, \dots, N$) dispose d'une durée ΔT_{12} pour parcourir :

- dans l'espace pièce, le segment de longueur L_{12} ;
- dans l'espace articulaire, le déplacement $\Delta P_{12 \text{ axe } i} = P_{2 \text{ axe } i} - P_{1 \text{ axe } i}$ correspondant.

Ainsi, les vitesses articulaires de chaque axe sont calculées entre les configurations articulaires par l'équation suivante :

$$V_{prog \text{ axe } i} = \frac{\Delta P_{12 \text{ axe } i}}{\Delta T_{12}} = \frac{P_{2 \text{ axe } i} - P_{1 \text{ axe } i}}{L_{12}} \cdot Vf_{prog} \quad (3-4)$$

Ces vitesses articulaires représentent les vitesses de déplacement des axes le long de la trajectoire articulaire permettant de respecter la vitesse relative outil-pièce programmée.

Considérons la trajectoire proposée sur la figure 3-4 qui doit être parcourue à la vitesse programmée de 5 m/min. Cette trajectoire ne sollicite que les 3 axes Y, Z et A de la Mikron. La figure 3-9 présente les vitesses articulaires des axes, images de la vitesse d'avance dans l'espace articulaire.

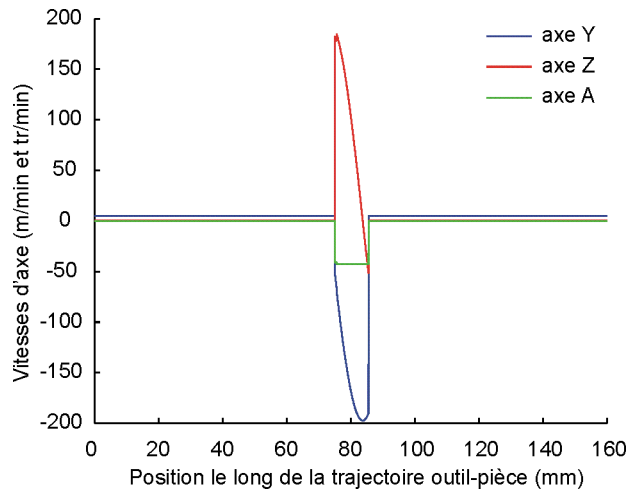


Figure 3-9 : Exemple de vitesses articulaires des axes

Nous pouvons remarquer que les axes de translation doivent se déplacer avec une vitesse de 200 m/min environ afin de respecter la vitesse programmée. En effet, compte tenu de la TGI, les variations d'orientation de l'axe de l'outil entraînent des sollicitations supplémentaires au niveau des axes de translation afin de compenser les déplacements induits par les mouvements des axes de rotation. Ce-

pendant, certaines contraintes cinématiques telles la vitesse maximale par axe, peuvent limiter les performances lors du suivi de la trajectoire. Si l'on s'intéresse au cas du centre Mikron, la vitesse maximale de l'axe X (= 20 m/min) limite le suivi de la trajectoire proposée : la vitesse ne pourra être atteinte.

La vitesse maximale par axe n'est pas la seule contrainte cinématique affectant le suivi. Suite à l'analyse du suivi présentée au chapitre 2, nous nous attachons dans le paragraphe suivant à classer les contraintes puis à les comparer afin d'identifier les plus limitantes.

2.4. Expression des contraintes en « inverse du temps »

L'analyse présentée au §5. du chapitre 2 a mis en évidence les contraintes pouvant être considérées comme les plus influentes vis à vis du suivi de trajectoires 5 axes. Nous pouvons retenir :

- les vitesses maximales des axes : $V_{\max \text{ axe } i}, i = 1, \dots, N$;
- les accélérations maximales des axes : $A_{\max \text{ axe } i}, i = 1, \dots, N$;
- les jerks maximaux des axes : $J_{\max \text{ axe } i}, i = 1, \dots, N$;
- le temps de cycle d'interpolation de la CN : $T_{cy_{interp}}$.

De plus, nous avons vu que dans un contexte UGV, le look ahead est un paramètre CN particulièrement important. Cette contrainte n'est pas gérée à cette étape du modèle. Nous verrons qu'une modélisation du look ahead est proposée et intégrée au sein de la troisième étape, lors de la génération des profils cinématiques en « inverse du temps » (voir §2.5.3.).

Nous avons classé les contraintes selon deux catégories (figure 3-10) :

- les contraintes le long de chaque segment ;
- les contraintes aux transitions entre segments.

Les contraintes le long des segments portent sur la synchronisation des axes. Les contraintes aux transitions entre segments sont associées principalement au passage des discontinuités dans l'espace articulaire.

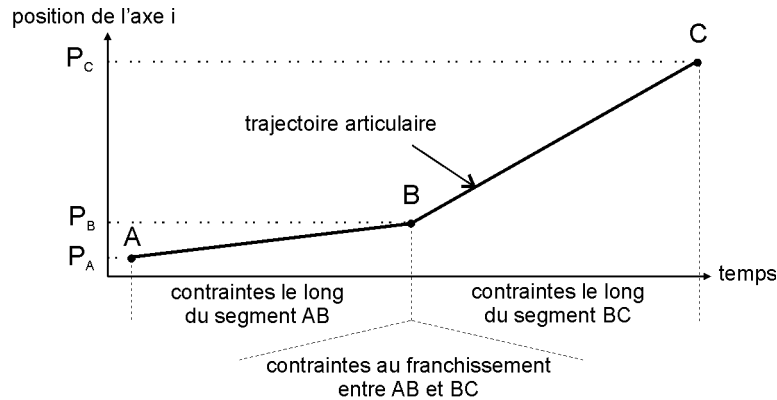


Figure 3-10 : Définition des deux types de contraintes

Il est important de noter ici que nous devons être capable de déterminer, à partir de l'expression des différentes contraintes cinématiques, quel est l'élément le plus pénalisant (ou limitant) en cours de suivi. Il est alors nécessaire de comparer des caractéristiques cinématiques différentes, la difficulté étant liée à la comparaison de grandeurs qui ne possèdent pas les mêmes dimensions.

Prenons l'exemple d'un axe de translation X et d'un axe de rotation A , chacun d'eux se déplaçant à vitesse constante le long d'un segment dans l'espace articulaire, entre les deux configurations $(P_{1 \text{ axe } X}, P_{1 \text{ axe } A})$ et $(P_{2 \text{ axe } X}, P_{2 \text{ axe } A})$. Les vitesses maximales sur chaque axe sont V_X en m/min pour l'axe X et Ω_A en tr/min pour l'axe A (figure 3-11).

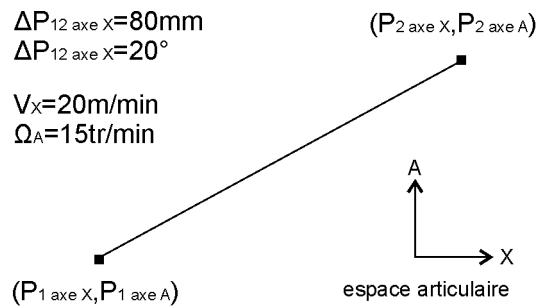


Figure 3-11 : Comparaison des vitesses d'axes de translation et de rotation

Si l'objectif est d'atteindre une avance maximale, la comparaison seule des vitesses V_X et Ω_A de chacun des axes ne nous permet pas de dire quel est celui qui est limitant. Comment comparer 20 m/min et 15 tr/min ? Pour résoudre ce problème nous proposons d'utiliser le formalisme en « inverse du temps ».

2.4.1. Ecriture en « inverse du temps »

Soit un axe i se déplaçant entre les deux configurations articulaires $P_{1 \text{ axe } i}$ et $P_{2 \text{ axe } i}$ (figure 3-12).

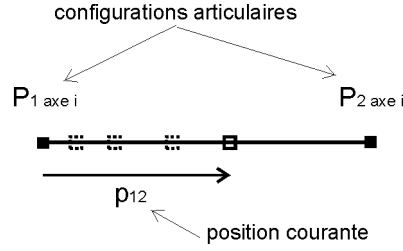


Figure 3-12 : Représentation de la position courante d'un axe

La variation de position sur chaque axe entre ces deux configurations est $\Delta P_{12 \text{ axe } i}$. Durant le déplacement le long du segment, la position courante de l'axe est donnée par l'équation 3-5,

$$p_{12 \text{ axe } i} = \alpha_i \cdot \Delta P_{12 \text{ axe } i} \quad (3-5)$$

où $\alpha_i \in [0, 1]$ est la fraction de déplacement.

A partir de la fraction de déplacement, nous exprimons la position courante de l'axe sous forme normalisée, notée $\hat{p}_{12 \text{ axe } i}$:

$$\hat{p}_{12 \text{ axe } i} = \alpha_i = \frac{p_{12 \text{ axe } i}}{\Delta P_{12 \text{ axe } i}} \quad (3-6)$$

Ainsi la position courante normalisée permet de représenter la portion de déplacement sur chaque axe indépendamment de la nature du mouvement.

La vitesse de l'axe i est obtenue par dérivation de l'expression de la position :

$$v_{12 \text{ axe } i} = \frac{d}{dt}(p_{12 \text{ axe } i}) = \frac{d}{dt}(\alpha_i) \cdot \Delta P_{12 \text{ axe } i} \quad (3-7)$$

De manière semblable, l'expression de la vitesse de l'axe en « inverse du temps » est donnée par :

$$\hat{v}_{12 \text{ axe } i} = \frac{v_{12 \text{ axe } i}}{\Delta P_{12 \text{ axe } i}} = \frac{d}{dt}(\alpha_i) \propto \frac{1}{\Delta t} \quad (3-8)$$

Sur cette expression, nous pouvons remarquer que Δt représente la durée mise par l'axe i pour aller de la position $P_{1 \text{ axe } i}$ à la position courante $p_{12 \text{ axe } i}$. $\hat{v}_{12 \text{ axe } i}$ est ainsi homogène à « l'inverse du temps ». A noter que l'écriture de la vitesse sous ce format correspond au format de programmation en inverse du temps décrit dans la norme [ISO 6983].

Nous pouvons exprimer de la même manière l'accélération et le jerk, les grandeurs cinématiques étant alors homogènes respectivement à de l'inverse du temps au carré et de l'inverse du temps au cube.

$$\left\{ \begin{array}{l} \hat{a}_{12 \text{ axe } i} = \frac{d^2 \alpha_i}{dt^2} = \frac{a_{12 \text{ axe } i}}{\Delta P_{12 \text{ axe } i}} \propto \frac{1}{\Delta t^2} \\ \hat{j}_{12 \text{ axe } i} = \frac{d^3 \alpha_i}{dt^3} = \frac{j_{12 \text{ axe } i}}{\Delta P_{12 \text{ axe } i}} \propto \frac{1}{\Delta t^3} \end{array} \right. \quad (3-9)$$

Lorsque le déplacement d'un axe est nul, $\Delta P_{\text{axe } i} = 0$, les caractéristiques cinématiques maximales de l'axe ne sont pas définies en inverse du temps. Comme l'axe n'est pas sollicité, il n'influencera pas le suivi. Ainsi, nous comparons uniquement les caractéristiques des axes effectuant des déplacements non nuls c'est à dire tels que $\Delta P_{\text{axe } i} \neq 0$.

2.4.2. Expression des caractéristiques cinématiques en inverse du temps

Les expressions en « inverse du temps » des caractéristiques peuvent être formalisées pour chaque segment de la trajectoire articulaire. Les vitesse, accélération et jerk maximum d'un axe i sont :

$$\left\{ \begin{array}{l} \hat{V}_{\max \text{ axe } i} = \frac{V_{\max \text{ axe } i}}{\Delta P_{\text{axe } i}} \\ \hat{A}_{\max \text{ axe } i} = \frac{A_{\max \text{ axe } i}}{\Delta P_{\text{axe } i}} \\ \hat{J}_{\max \text{ axe } i} = \frac{J_{\max \text{ axe } i}}{\Delta P_{\text{axe } i}} \end{array} \right. \quad (3-10)$$

Concernant la CN, la contrainte liée au temps de cycle d'interpolation est notée $\hat{V}_{\text{tcy interp.}}$:

$$\hat{V}_{\text{tcy interp.}} = \frac{1}{T_{\text{cy}_{interp}}} \quad (3-11)$$

En inverse du temps, cette contrainte est assimilée à une limitation en vitesse. Concernant la vitesse d'avance programmée, la consigne de vitesse de l'axe en inverse du temps est :

$$\hat{V}_{\text{prog}} = \frac{V_{\text{prog axe } i}}{\Delta P_{\text{axe } i}} \quad (3-12)$$

Une fois les limites liées aux paramètres cinématiques exprimées en inverse du temps, il est possible d'exprimer les contraintes cinématiques à l'aide de ce formalisme. Comme suggéré sur la figure 3-10, nous considérons les deux catégories de contraintes séparément.

2.4.3. Contraintes cinématiques le long de chaque segment

Lors de l'exécution de la trajectoire, l'interpolateur envoie successivement sur les cartes d'axe les configurations articulaires calculées. En négligeant les effets dynamiques dus aux inerties des masses en mouvement, la trajectoire générée par les cartes d'axes et les asservissements peut être modélisée par une interpolation linéaire des consignes articulaires. La trajectoire articulaire est donc composée d'une séquence de segments dans un espace à N dimensions, où N représente le nombre d'axes sollicités.

La synchronisation des positions, vitesse, accélération et jerk est nécessaire pour respecter la trajectoire articulaire. Le long de chaque segment, synchroniser les axes revient à dire que les grandeurs cinématiques exprimées en inverse du temps sont les mêmes pour chaque axe sollicité. En effet, si les fractions de déplacements des axes sont identiques, leurs positions seront coordonnées le long du segment (figure 3-13).

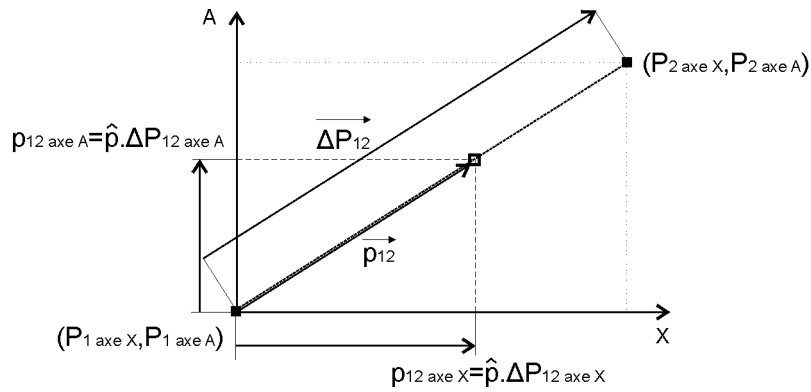


Figure 3-13 : Synchronisation des axes dans l'espace articulaire

Ainsi, nous en déduisons :

$$\hat{p}_{\text{axe } i} = \hat{p} \text{ pour } i = 1 \dots N \quad (3-13)$$

Sous l'hypothèse de petits déplacements dans l'espace articulaire et de la synchronisation parfaite des axes, le même raisonnement peut être effectué pour les vitesses, accélérations et jerks. Chaque axe possède alors à chaque instant les mêmes valeurs pour les paramètres cinématiques lorsqu'ils sont exprimés en inverse du temps :

$$\begin{cases} \hat{v}_{\text{axe } i} = \hat{v} \\ \hat{a}_{\text{axe } i} = \hat{a} \\ \hat{j}_{\text{axe } i} = \hat{j} \end{cases} \text{ pour } i = 1 \dots N \quad (3-14)$$

La vitesse maximale $\hat{V}_{\max}$, l'accélération maximale $\hat{A}_{\max}$ et le jerk maximal $\hat{J}_{\max}$ le long de chaque segment dépendent alors directement des caractéristiques cinématiques maximales des axes exprimées en inverse du temps. La vitesse courante $\hat{v}$, l'accélération courante $\hat{a}$ et le jerk courant $\hat{j}$ sont contraints par les grandeurs cinématiques maximales. Ce qui conduit alors aux limitations suivantes :

$$\begin{cases} \hat{V}_{\max} = \min_{i=1 \dots N}(\hat{V}_{\max \text{ axe } i}) \\ \hat{A}_{\max} = \min_{i=1 \dots N}(\hat{A}_{\max \text{ axe } i}) \\ \hat{J}_{\max} = \min_{i=1 \dots N}(\hat{J}_{\max \text{ axe } i}) \end{cases} \quad (3-15)$$

Explicitons ces limitations pour l'exemple de la figure 3-11. Le long du segment $[P_1P_2]$, l'écriture de la vitesse maximale des axes en inverse du temps conduit à :

$$\begin{cases} \hat{V}_{\max \text{ axe } X} = \frac{V_X}{\Delta P_{12 \text{ axe } X}} = \frac{1}{0.24} \\ \hat{V}_{\max \text{ axe } A} = \frac{V_A}{\Delta P_{12 \text{ axe } A}} = \frac{1}{0.22} \end{cases} \quad (3-16)$$

Ainsi,

$$\hat{v} = \min(\hat{V}_{\max \text{ axe } X}, \hat{V}_{\max \text{ axe } A}) = \frac{1}{0.24} \quad (3-17)$$

On constate que la limitation en vitesse provient de l'axe X car il lui faut 0.24 secondes pour parcourir le segment alors qu'il n'en faudrait que 0.22 pour l'axe A s'il était seul. La vitesse de l'axe A sera donc réduite à celle de l'axe limitant pour respecter la coordination.

De manière générale, les contraintes sur les vitesses, accélérations et jerks sont issues des limitations liées :

- aux caractéristiques cinématiques maximales des axes ;
- au temps de cycle d'interpolation ;
- à la vitesse d'avance programmée.

$$\begin{cases} 0 \leq \hat{v} \leq \min(\hat{V}_{\max}, \hat{V}_{\text{tcy interp.}}, \hat{V}_{\text{prog}}) \\ -\hat{A}_{\max} \leq \hat{a} \leq \hat{A}_{\max} \\ -\hat{J}_{\max} \leq \hat{j} \leq \hat{J}_{\max} \end{cases} \quad (3-18)$$

Pour illustrer ces contraintes, nous reprenons l'exemple de la figure 3-3. La figure 3-14 présente la comparaison des limitations de vitesses associées aux vitesses maximales des axes (équation (3-10)) et au temps de cycle d'interpolation $T_{cy_{interp}}$ de la CN (équation (3-11)). Pour plus de clarté, les limitations sont représentées par bloc du programme d'usinage.

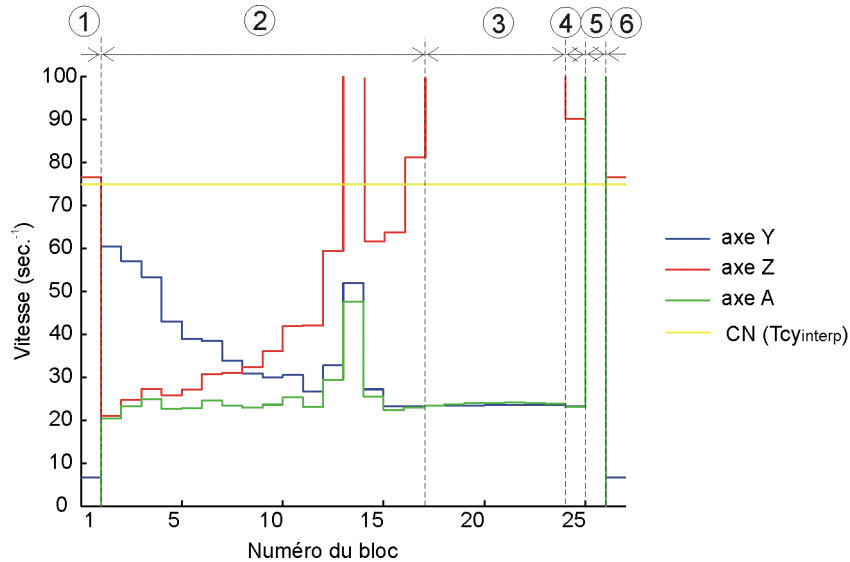


Figure 3-14 : Comparaison des limites de vitesse en inverse du temps

Sur le premier et le dernier segment (portions 1 et 6), l'axe Y est limitant vis à vis de la vitesse maximale atteignable. Sur ces deux segments, il n'apparaît pas de limitation associée à l'axe A car étant donné qu'il n'y a pas de modification d'orientation, seuls les axes de translation sont sollicités. Lors du passage du rayon de raccordement, l'axe A est d'abord limitant (portion 2) puis c'est l'axe Y (portion 3). Enfin, à la fin du rayon de raccordement, le bloc est de faible longueur et donc, c'est $T_{cy_{interp}}$ qui est limitant (portion 5). Ainsi, sur cet exemple, suivant le bloc du programme, les caractéristiques suivantes sont limitantes : le temps de cycle d'interpolation de 13.35 ms, la vitesse de rotation maximale de l'axe A de 15 tr/min et la vitesse maximale de l'axe Y de 30 m/min.

La limitation de vitesse maximale atteignable le long de chaque bloc de la trajectoire est obtenue en conservant l'enveloppe inférieure des courbes (figure 3-15).

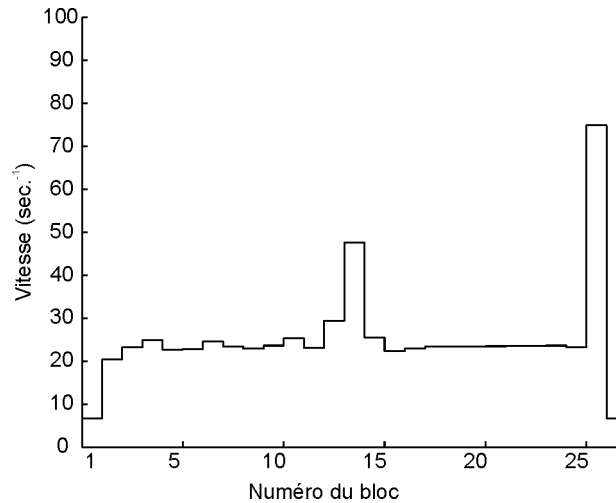


Figure 3-15 : Limite de vitesse résultante

La lecture des paramètres cinématiques en inverse du temps ne permet pas de visualiser simplement les conséquences des limitations sur le comportement outil-pièce. Cependant, il est possible de traduire ces limitations dans l'espace de la pièce en multipliant les paramètres cinématiques par les longueurs de chaque segment de la trajectoire. Par exemple, dans le cas des limites de vitesses imposées par les performances des axes et de la CN, il est possible de remonter à la vitesse outil-pièce sur chaque segment :

$$Vf_{\max 12} = \min(\hat{V}_{\max}, \hat{V}_{\text{tcy interp.}}) \cdot L_{12} \quad (3-19)$$

La figure 3-16 met en évidence la vitesse maximale atteignable étant donné les limitations de vitesses dues aux axes et à la CN.

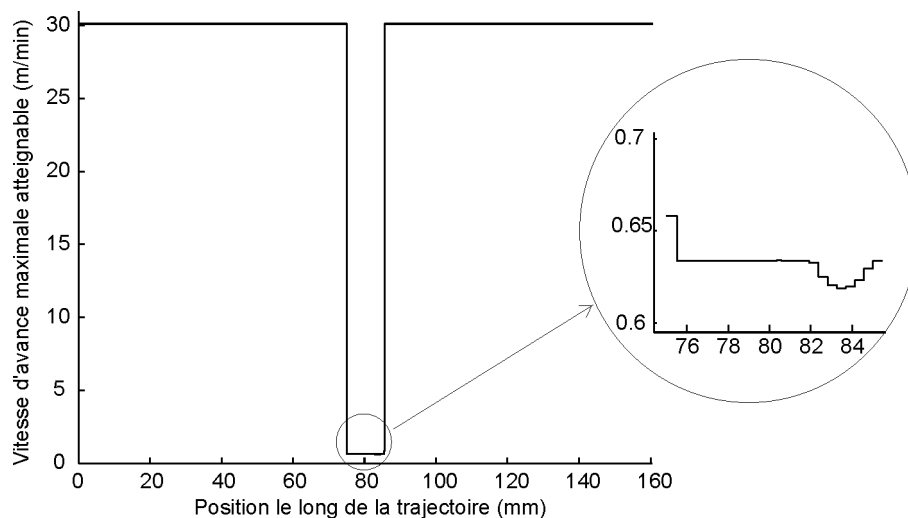


Figure 3-16 : Limite de vitesse résultante sur le mouvement outil-pièce

Sur le premier et dernier bloc, c'est à dire sur les segments positionnés avant et après le rayon de raccordement, la vitesse d'avance maximale atteignable est d'environ 30 m/min, ce qui correspond aux limites des vitesses des axes de translation. Par contre, lors du passage du rayon de raccordement, la vitesse maximale chute pour passer à 0.65 m/min environ. Cette portion de trajectoire correspond aux zones 2, 3, 4 et 5 de la figure 3-14.

Les limites liées aux accélérations et jerks maximums de chaque axe peuvent être représentées de la même façon (figure 3-17).

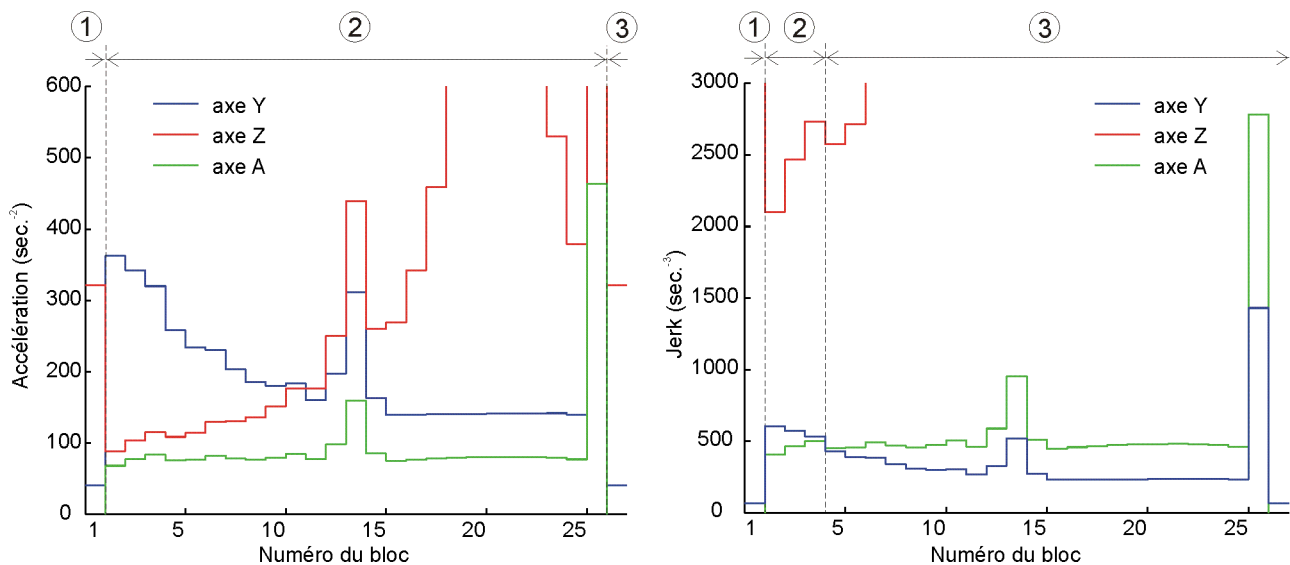


Figure 3-17 : Comparaison des limites d'accélération et de jerk en inverse du temps

Pour la capacité d'accélération maximale, les axes limitants sont les axes Y et A. Sur le premier et dernier bloc, portion 1 et 3, la limitation est due à l'axe Y. Lors du passage du rayon de raccordement (portion 3), c'est l'axe A.

Concernant le jerk maximum atteignable, nous constatons sur la figure 3-17 que sur la majeure partie du trajet, portions 1 et 3, c'est l'axe Y qui limite le jerk.

Le tracé des courbes inférieures enveloppes donne les valeurs d'accélération et de jerk maximums que le suivi peut atteindre le long de chaque segment (figure 3-18).

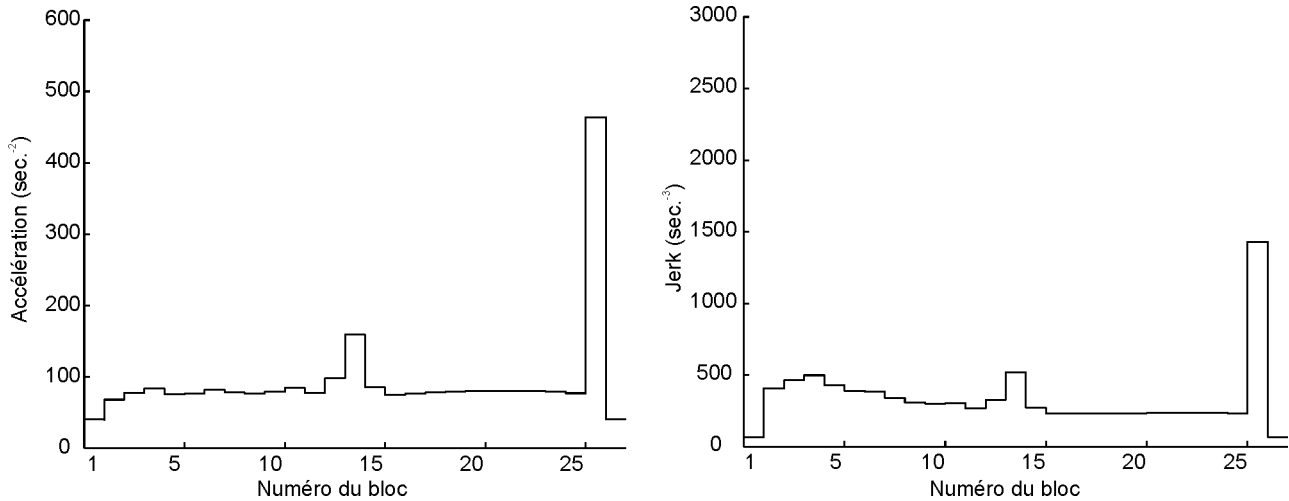


Figure 3-18 : Contraintes d'accélération et de jerk résultantes

Ceci illustre comment il est possible d'extraire à l'aide du modèle proposé les contraintes cinématiques conduisant à identifier les axes les plus limitants lorsque l'on considère le suivi des segments seuls. Voyons ce qu'il en est si l'on intègre les contraintes aux transitions entre segments.

2.4.4. Contraintes cinématiques aux transitions entre segments

D'après l'équation (3-4), les axes se déplacent à une vitesse calculée sur chaque segment, afin de respecter la vitesse d'avance programmée Vf_{prog} . D'un segment à l'autre, cette consigne de vitesse peut varier si les segments sont orientés différemment dans l'espace articulaire ou si Vf_{prog} change. Dans ce cas, un saut de vitesse apparaît à la transition entre segments (figure 3-19).

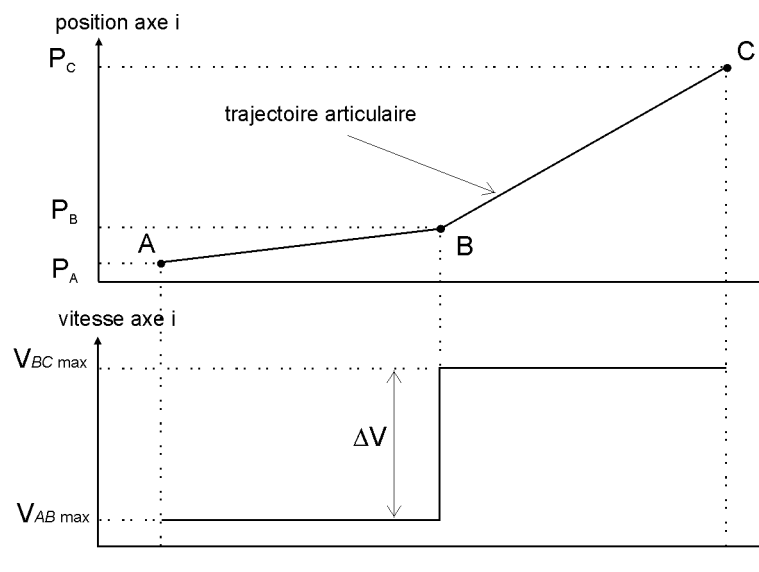


Figure 3-19 : Saut de vitesse dans l'espace articulaire

Considérant les contraintes de vitesse calculées (équation (3-18)), le saut de vitesse en B $\Delta V_{\text{axe } i}$ est défini en fonction de la vitesse maximale atteignable sur chacun des segments $[AB]$ et $[BC]$, soit :

$$\Delta V_{\text{axe } i} = V_{BC \text{ max axe } i} - V_{AB \text{ max axe } i} \quad (3-20)$$

avec

$$\begin{aligned} V_{AB \text{ max axe } i} &= \min_{AB}(\hat{V}_{\text{max}}, \hat{V}_{\text{tcy interp.}}, \hat{V}_{\text{prog}}) \cdot \Delta P_{AB \text{ axe } i} \\ V_{BC \text{ max axe } i} &= \min_{BC}(\hat{V}_{\text{max}}, \hat{V}_{\text{tcy interp.}}, \hat{V}_{\text{prog}}) \cdot \Delta P_{BC \text{ axe } i} \end{aligned} \quad (3-21)$$

Or le passage d'un saut de vitesse n'est pas possible car il nécessiterait une accélération infinie sur l'axe.

La modélisation du franchissement que nous proposons consiste à passer la transition avec une accélération constante correspondant à l'accélération maximale (figure 3-20). Ainsi la discontinuité en tangence présente sur le tracé de la position de l'axe en fonction du temps est remplacée par une portion courbe. L'écart généré entre la courbe et la trajectoire programmée est contrôlé de façon à ne pas dépasser les valeurs de tolérances de positions des axes définies dans la CN.

Dans le contexte d'Usinage à Grande Vitesse en 2 axes 1/2, les discontinuités en tangence des trajectoires sont classiquement «arrondies» soit directement en FAO lors de la génération, soit en temps réel lors de l'exécution [SIEMENS 04a] [DUGAS 02]. Les limitations de vitesse lors du passage de ces arrondissements sont liées aux capacités des axes, notamment, aux accélérations maximales qu'ils possèdent. En 2 axes 1/2, l'espace articulaire est confondu avec l'espace pièce, ce qui permet d'établir, à l'aide d'outils géométriques, une correspondance entre les accélérations maximales des axes (limitations vues dans l'espace articulaire) et les accélérations centrifuges et centripètes (limitations vues de l'espace pièce).

Cependant, en usinage 5 axes, un tel raisonnement ne peut plus être mené de manière aussi simple. En effet, il n'y a plus de correspondance directe entre la géométrie de la trajectoire vue de la pièce et la géométrie vue de chaque axe ; il est de plus nécessaire de prendre en compte les limitations des axes de rotation et donc de les comparer avec celles des axes de translation. C'est pourquoi la méthode que nous proposons est entièrement basée dans l'espace articulaire de la machine, pour être au plus près des contraintes physiques. Nous ne faisons donc pas intervenir de calcul géométrique sur la trajectoire tels que le produit vectoriel, l'utilisation d'une accélération centripète ou d'un rayon d'arrondissement qui eux, sont basés sur le repère pièce. Cette modélisation ne fait donc pas la différence entre les axes de translation et les axes de rotation, leurs accélérations sont comparées en «inverse du temps». L'écart de position de chaque axe au voisinage de la discontinuité est contrôlé afin de respecter les

tolérances articulaires. Les écarts de position entre la trajectoire arrondie et la trajectoire programmée dans le repère de la pièce peuvent être reconstruits à partir des écarts articulaires par transformation géométrique directe. Ainsi, ce modèle convient pour toute structure mécanique articulée.

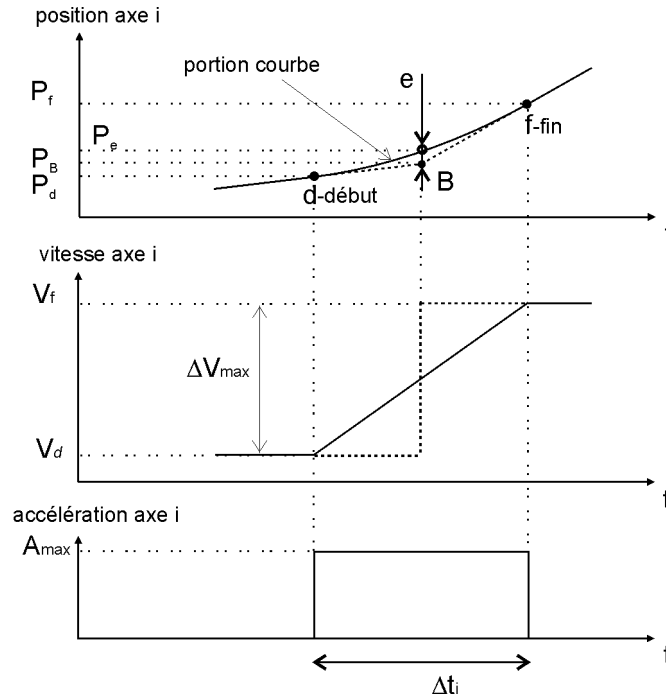


Figure 3-20 : Modèle de franchissement des transitions entre segments

Dans un premier temps, les écarts à la trajectoire ainsi que les positions de début et de fin de transition sont calculées pour chaque axe de façon indépendante. Ces valeurs sont ensuite coordonnées sur tous les axes.

Nous cherchons à déterminer la plus grande variation de vitesse $\Delta V_{\max \text{ axe } i}$ que peut réaliser l'axe i tout en respectant la tolérance de position et la capacité d'accélération maximale :

$$\Delta V_{\max \text{ axe } i} = V_{f \text{ axe } i} - V_{d \text{ axe } i} \quad (3-22)$$

où $V_{d \text{ axe } i}$ et $V_{f \text{ axe } i}$ représentent les vitesses des axes au début et à la fin de l'arrondissement. En supposant que le saut de vitesse en B soit passé avec l'accélération maximale de l'axe $A_{\max \text{ axe } i}$, la durée de la transition Δt_i est donnée par :

$$\Delta t_i = \frac{|\Delta V_{\max \text{ axe } i}|}{A_{\max \text{ axe } i}} \quad (3-23)$$

L'arrondissement génère un écart de position en B noté e_i , sa valeur est donnée par la durée $(\Delta t_i)/2$ pendant laquelle l'axe accélère à $A_{\max \text{ axe } i}$:

$$e_i = P_e - P_B = \frac{1}{2} \cdot A_{\max \text{ axe } i} \cdot \left(\frac{\Delta t_i}{2} \right)^2 \quad (3-24)$$

En exprimant Δt_i en fonction de $A_{\max \text{ axe } i}$ et $\Delta V_{\max \text{ axe } i}$ à l'aide de l'équation (3-23), on obtient :

$$e_i = \frac{\Delta V_{\max \text{ axe } i}^2}{8 \cdot A_{\max \text{ axe } i}} \quad (3-25)$$

Au début et à la fin de l'arrondissement, les positions de l'axe sont définies par :

$$\begin{cases} P_{d \text{ axe } i} = P_{B \text{ axe } i} - \frac{V_{d \text{ axe } i} \cdot \Delta t_i}{2} \\ P_{f \text{ axe } i} = P_{B \text{ axe } i} + \frac{V_{f \text{ axe } i} \cdot \Delta t_i}{2} \end{cases} \quad (3-26)$$

De plus, nous imposons que l'arrondissement commence au plus tôt à la moitié du segment $[AB]$ et s'arrête au plus tard à la moitié du segment $[BC]$ afin de permettre l'enchaînement des segments tout en gardant au moins un point de passage par segment.

Rechercher la plus grande variation de vitesse $\Delta V_{\max \text{ axe } i}$ revient à déterminer les plus grandes vitesses d'axes admissibles au début et à la fin de l'arrondissement $V_{d \text{ axe } i}$ et $V_{f \text{ axe } i}$. Pour cela, nous calculons le plus grand coefficient $\lambda_i, \lambda_i \in [0,1]$ tel que les contraintes suivantes soient respectées :

$$\left\{ \begin{array}{l} V_{d \text{ axe } i} = \lambda_i \cdot V_{AB \text{ max axe } i} \\ V_{f \text{ axe } i} = \lambda_i \cdot V_{BC \text{ max axe } i} \\ e_i \leq e_{\max \text{ axe } i} \\ |P_{B \text{ axe } i} - P_{d \text{ axe } i}| \leq \frac{|P_{B \text{ axe } i} - P_{A \text{ axe } i}|}{2} \\ |P_{f \text{ axe } i} - P_{B \text{ axe } i}| \leq \frac{|P_{C \text{ axe } i} - P_{B \text{ axe } i}|}{2} \end{array} \right. \text{ pour } i = 1 \dots N \quad (3-27)$$

En appliquant ce raisonnement pour chaque axe i , nous obtenons un ensemble de coefficients λ_i . Le plus petit de ces coefficients correspond à l'axe limitant vis à vis du passage de transition. Sa valeur est retenue afin de coordonner les axes.

$$\mu = \min_{i=1 \dots N}(\lambda_i) \quad (3-28)$$

Une fois l'axe limitant déterminé, nous pouvons recalculer pour chaque axe les vitesses de début $\hat{V}_{d \text{ max}}$ et de fin $\hat{V}_{f \text{ max}}$ de la transition :

$$\left\{ \begin{array}{l} \hat{V}_{d \max} = \mu \times \frac{V_{AB \max \text{ axe } i}}{\Delta P_{AB \text{ axe } i}} \\ \hat{V}_{f \max} = \mu \times \frac{V_{BC \max \text{ axe } i}}{\Delta P_{BC \text{ axe } i}} \end{array} \right. \text{ pour } i = 1 \dots N \quad (3-29)$$

En résumé, les vitesses des axes $\hat{v}$ en fin et début de segment doivent rester en dessous des vitesses maximales de franchissement de la transition.

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 \leq \hat{v}_{\text{fin [AB]}} \leq \hat{V}_{d \max} \\ 0 \leq \hat{v}_{\text{debut [BC]}} \leq \hat{V}_{f \max} \end{array} \right. \quad (3-30)$$

Remarques :

La modélisation présentée est basée sur un franchissement des transitions à accélération maximale faisant ainsi apparaître un saut d'accélération au début et à la fin de la portion courbe. Les valeurs des vitesses calculées sont une première estimation des contraintes aux transitions. Ce modèle pourrait être affiné en tenant compte du jerk maximal disponible par axe.

Dans une première approche, nous n'avons pas modifié localement la trajectoire ; nous avons intégré les contraintes cinématiques de vitesse définies par l'équation (3-30). Nous verrons que cela entraîne des discontinuités sur les profils de vitesse générés. Cela nous permet cependant de valider l'expression des contraintes cinématiques aux transitions.

En reprenant l'exemple de la figure 3-3, nous calculons les contraintes de vitesses aux transitions entre segment. Pour chaque bloc de la trajectoire, la figure 3-21 présente les limites de vitesses. La vitesse maximale au début des segments est représentée par un rond, la vitesse maximale à la fin des blocs est représentée par un losange. La vitesse de fin d'un segment ne correspond toujours pas avec la vitesse de début du segment suivant étant donné les discontinuités en inverse du temps évoquées dans la remarque ci-dessus.

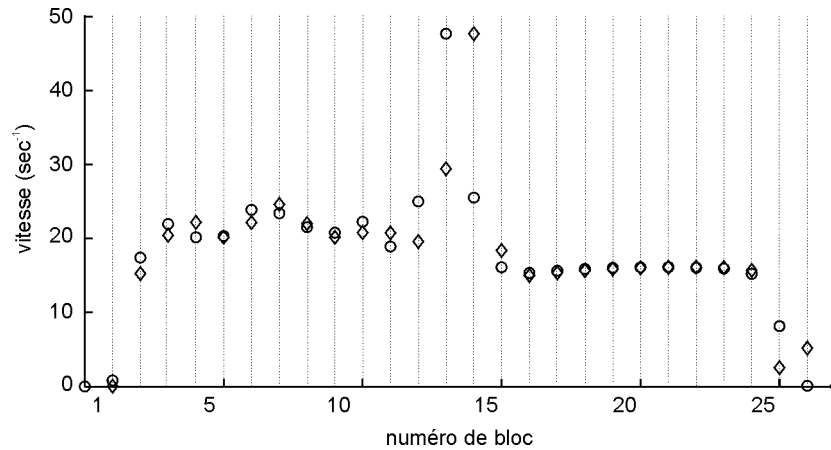


Figure 3-21 : Contraintes de vitesse aux transitions entre segments

2.4.5. Synthèse

Le formalisme en « inverse du temps » retenu pour exprimer les grandeurs cinématiques permet de comparer les limitations cinématiques issues des caractéristiques des axes et de la CN. Pour chaque segment de la trajectoire, nous pouvons alors déterminer l'élément limitant vis à vis de chacune de ces grandeurs. Les contraintes cinématiques qui en découlent sont classifiées selon deux catégories : les contraintes le long de chaque segment et les contraintes aux transitions entre segments.

La synchronisation des axes en position le long de la trajectoire, permet d'obtenir l'ensemble des contraintes à respecter en terme de vitesse, accélération et jerk.

L'étape suivante consiste à évaluer les profils de vitesse, d'accélération et de jerk lors du suivi, tenant compte des contraintes précédemment définies.

2.5. Génération des profils cinématiques

Cette étape a pour but de générer les profils cinématiques des axes à partir de la trajectoire articulaire et des contraintes déterminées à l'étape précédente. A partir des profils estimés, il sera alors possible d'évaluer les performances cinématiques atteintes lors du suivi.

Comme précédemment, la construction des profils cinématiques s'appuie sur l'écriture des grandeurs cinématiques en « inverse du temps ». De fait, tous les axes sont gérés simultanément, assurant leur coordination vis à vis de la trajectoire articulaire. La principale difficulté consiste à établir des profils qui minimisent le temps tout en respectant les contraintes imposées.

La méthode pour créer le profil que nous proposons reprend trois points de l'analyse présentée au chapitre 2 §4. :

- l'échantillonnage à la fréquence de la boucle de position ;
- le pilotage des axes par le jerk ;
- la gestion du look ahead.

Concernant le premier point, la génération des profils de la trajectoire est effectuée de manière échantillonnée, selon la fréquence de la boucle de position des asservissements : à chaque pas d'échantillonnage, nous calculons les consignes de positions délivrées aux cartes d'axes.

2.5.1. Pilotage des axes par le jerk

A chaque pas d'échantillonnage, nous devons déterminer avec le mode de pilotage par le jerk de type « bang-bang », la valeur de jerk en « inverse du temps » assurant le respecter l'ensemble des contraintes cinématiques. Nous avons limité le jerk à trois valeurs :

$$\hat{j}_k = \begin{cases} \hat{J}_{\max k} \\ 0 \\ -\hat{J}_{\max k} \end{cases} \quad (3-31)$$

où $\hat{J}_{\max k}$ correspond au jerk maximal admissible le long de chaque segment k . Prenons l'exemple de la figure 3-22. La séquence de jerk $\{\hat{J}_{\max 1}, \hat{J}_{\max 2}, \hat{J}_{\max 3}, 0, -\hat{J}_{\max 5}, \hat{J}_{\max 6}\}$ conduit au profil d'accélération en inverse du temps linéaire par morceaux.

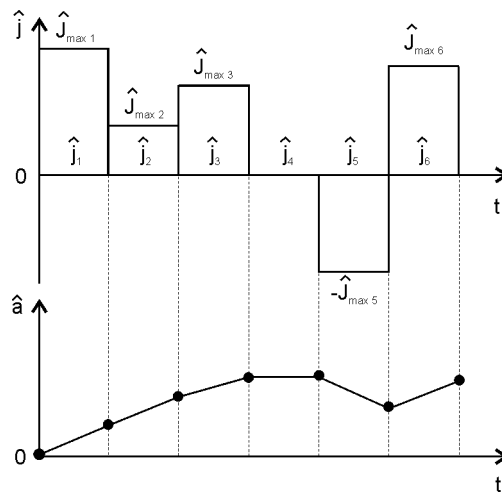


Figure 3-22 : Exemple de profils de jerk et d'accélération obtenus

2.5.2. Gestion du look ahead

La modélisation du look ahead que nous proposons consiste à ajouter, à chaque pas de calcul une limite de vitesse supplémentaire notée $\hat{V}_{\text{look ahead}}$. Ainsi :

$$0 \leq \hat{v} \leq \hat{V}_{\text{look ahead}} \quad (3-32)$$

Cette contrainte est déterminée « en temps réel » car elle dépend :

- de la position courante $\hat{p}$ sur le segment considéré (numéro j) ;
- du nombre M de segments anticipés par la CN ;
- des capacités de décélération sur les segments anticipés ;
- des contraintes de vitesse le long et aux transitions des segments anticipés.

Pour chaque segment anticipé $j + k$, nous calculons en $\hat{p}$ une limite de vitesse $\hat{V}_{\text{look ahead } j+k}$ assurant que les contraintes de vitesse le long de $j + k$ et à la transition entre $j + k - 1$ et $j + k$ seront respectées.

Pour le dernier segment anticipé $j + M$, la limite $\hat{V}_{\text{look ahead fin } j+M}$ garantit que l'outil aura le temps de s'arrêter à la fin de ce segment pour prévenir des dépassements (« overshoots »).

La limite résultante $\hat{V}_{\text{look ahead}}$ correspond alors à la plus contraignante de ces limites :

$$\hat{V}_{\text{look ahead}} = \min_{k=1 \dots M} (\hat{V}_{\text{look ahead } j+k}, \hat{V}_{\text{look ahead fin } j+M}) \quad (3-33)$$

La figure 3-23 présente le principe de construction de $\hat{V}_{\text{look ahead } j+k}$, avec $k = 2$. Le calcul de $\hat{V}_{\text{look ahead fin } j+M}$ est semblable, mais avec une vitesse de transition entre $j + M$ et $j + M + 1$ nulle.

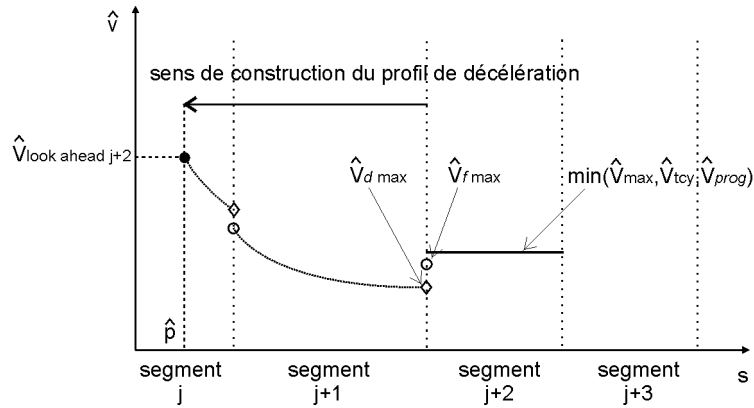


Figure 3-23 : Limite de vitesse liée à l'anticipation sur le segment $j + 2$

La contrainte de vitesse $\hat{V}_{\text{look ahead } j+2}$ déterminée à la position courante $\hat{p}$, doit être calculée de sorte que la vitesse satisfasse trois conditions :

- à la fin du segment $j + 1$, $\hat{v} \leq \hat{V}_{d \max}$;
- au début du segment $j + 2$, $\hat{v} \leq \hat{V}_{f \max}$;
- au début du segment $j + 2$, $\hat{v} \leq \min(\hat{V}_{\max}, \hat{V}_{\text{tcy interp.}}, \hat{V}_{\text{prog}})$.

Le problème revient à calculer le profil de décélération « au plus tard » utilisant les capacités de décélération disponibles pour respecter ces trois contraintes. La difficulté est que sur chaque segment anticipé, les capacités de décélération et de jerk peuvent être différentes, suivant les sollicitations des axes (équation (3-15)).

La solution adoptée consiste à déterminer $\hat{V}_{\text{look ahead } j+2}$ en construisant le profil de décélération à l'envers, c'est à dire en partant de la transition entre les segments $j + 1$ et $j + 2$ et accélérant sur chaque segment jusqu'à atteindre la position $\hat{p}$ sur le segment j ; la vitesse atteinte en $\hat{p}$ correspond alors à la contrainte cherchée $\hat{V}_{\text{look ahead } j+2}$. Pour cela, on se place au début du segment $j + 2$ avec pour conditions initiales une accélération nulle et une vitesse égale à la plus petite des vitesses $\hat{V}_{\text{max}}$, $\hat{V}_{\text{tcy interp.}}$, $\hat{V}_{\text{prog}}$, $\hat{V}_{f \text{ max}}$. Le profil est ensuite construit en appliquant un jerk maximal par segment ($\hat{j}_k = \hat{J}_{\text{max } k}$) tout en s'assurant que les limites d'accélération soient respectées ($\hat{a}_k \leq \hat{A}_{\text{max } k}$). Lorsque l'on franchit une transition, le modèle que nous proposons génère une portion courbe entre les positions de début et de fin de transition. Pour cette première version du modèle d'évaluation, nous n'avons pas discrétisé cet arrondissement, nous l'avons simplifié en faisant apparaître un saut de vitesse (figure 3-24). Cette simplification ne pénalise pas l'évaluation puisqu'elle prend en compte les limites $\hat{V}_{d \text{ max}}$ et $\hat{V}_{f \text{ max}}$ mais génère des sauts sur les profils cinématiques.

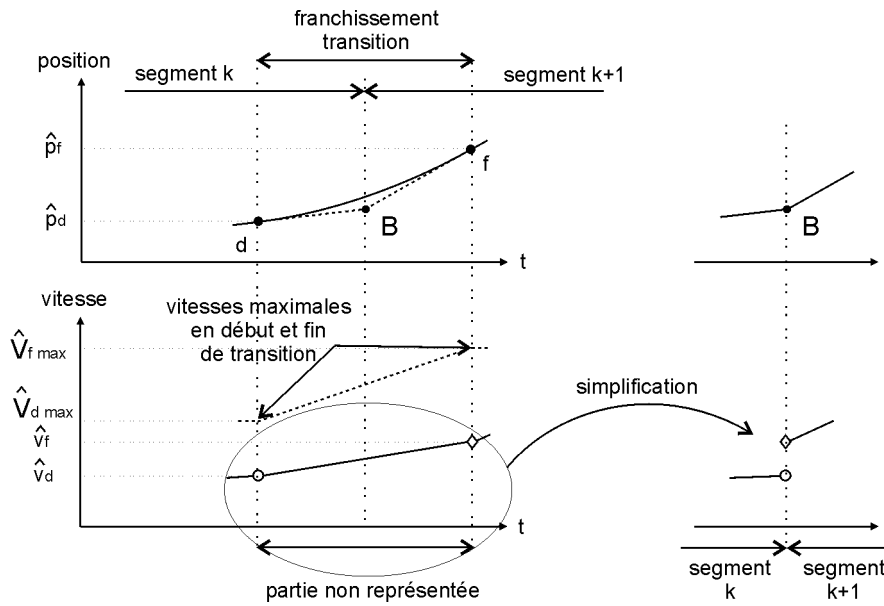


Figure 3-24 : Simplification du passage des transitions

D'un segment à l'autre, les vitesses courantes $\hat{v}_d$ et $\hat{v}_f$ sont calculées en utilisant l'équation (3-34) :

$$\frac{\hat{v}_d}{\hat{V}_{d \text{ max}}} = \frac{\hat{v}_f}{\hat{V}_{f \text{ max}}} \quad (3-34)$$

En remontant ainsi de proche en proche au segment j à la position $\hat{p}$, la vitesse atteinte $\hat{v}$ donne la limite en vitesse $\hat{V}_{\text{look ahead } j+k}$ à respecter pour l'anticipation sur le bloc $j + k$.

Etant donné que le calcul de $\hat{V}_{\text{look ahead}}$ doit être réitéré pour chaque nouvelle position, cette méthode est très coûteuse en temps de calcul lorsque l'anticipation porte sur un grand nombre segments [DUGAS 02]. Avec un anticipation portant sur toute la passe, la génération des profils cinématiques peut atteindre une heure. Cependant, il n'est pas utile d'effectuer cette anticipation sur une grande longueur de trajectoire. Par exemple, lorsque l'on est au début de la trajectoire, les derniers blocs sont assez loin pour que l'on puisse ne pas les prendre en compte. Ainsi, une anticipation supérieure à quelques blocs est suffisante et réduit considérablement le temps de calcul nécessaire. Par exemple, le temps de calcul pour la génération des profils cinématiques avec une anticipation sur 4 blocs sera de l'ordre de la minute. De plus, à ce stade de développement, le nombre de blocs anticipés dans le modèle est constant le long de la trajectoire, une amélioration pourrait consister à recalculer de nombre de blocs selon l'étude menée au §5.2.2. du chapitre 2.

2.5.3. Construction des profils cinématiques en « inverse du temps »

L'algorithme retenu pour la construction de la séquence de jerk et des profils cinématiques est présenté sur la figure 3-25.

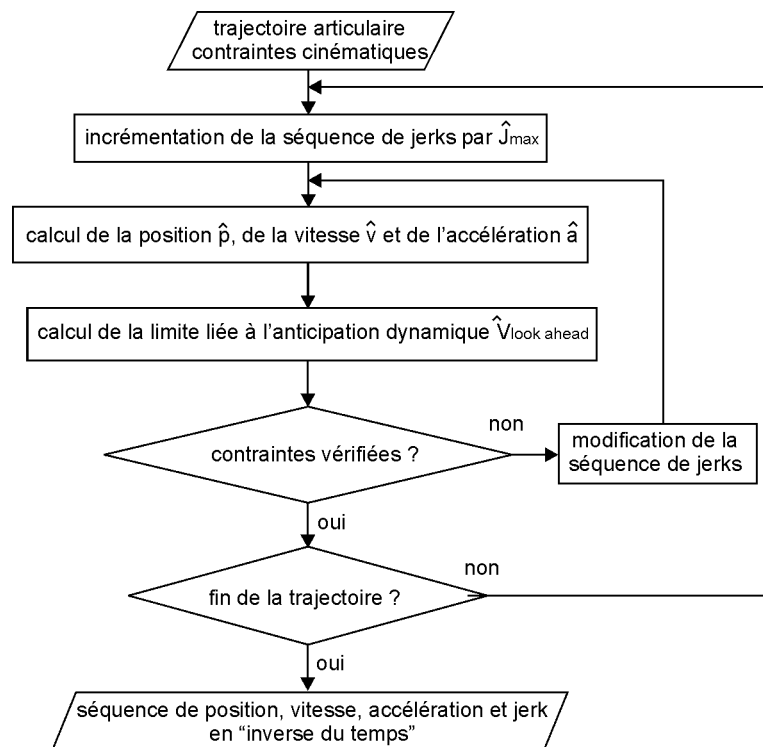


Figure 3-25 : Algorithme de construction des profils cinématiques

Après avoir incrémenté la séquence de jerks, les nouvelles valeurs de la position, de la vitesse et de l'accélération atteintes sont calculées. Connaissant la position courante $\hat{p}$, la limite de vitesse liée au look ahead est déterminée par l'équation (3-33). Il faut ensuite vérifier que les paramètres cinématiques atteints respectent :

- les contraintes le long des segments (équation (3-18)) ;
- les contraintes aux transitions entre segments (équation (3-30)) ;
- la contrainte liée au look ahead (équation (3-32)).

Si les contraintes sont respectées, et tant que l'on n'est pas à la fin de la trajectoire, la démarche est répétée par l'ajout d'une nouvelle consigne de jerk au temps de cycle suivant. Lorsque les contraintes ne sont pas respectées, la séquence de jerk est modifiée en considérant les différents cas suivants :

- Si $\hat{v}$ est trop élevée, la séquence de jerk est modifiée en remplaçant le dernier jerk positif ou nul par un jerk négatif afin de diminuer l'accélération et donc la vitesse.
- Si $\hat{v}$ devient négatif, cela signifie que l'outil repart en sens inverse le long de la trajectoire après s'être arrêté. Ce comportement n'est pas cohérent le long du trajet. La séquence de jerk est modifiée en décalant la décélération précédente en amont de la trajectoire afin d'anticiper la réduction de vitesse et de ne pas passer en dessous de zéro.
- Si $\hat{a}$ est trop élevée, la séquence de jerk est modifiée en remplaçant le dernier jerk positif par un jerk nul afin de conserver une accélération admissible.
- Si $\hat{a}$ est trop faible, la séquence de jerk est modifiée en décalant la décélération précédente en amont de la trajectoire afin d'anticiper la réduction de vitesse pour garder une décélération admissible.

Les nouvelles valeurs de position, de vitesse et d'accélération sont alors recalculées à partir du dernier point non modifié. Le profil est ainsi construit de proche en proche jusqu'à la fin de la trajectoire.

La figure 3-26 présente le résultat obtenu pour le profil de vitesse en inverse du temps sur l'exemple de la figure 3-3.

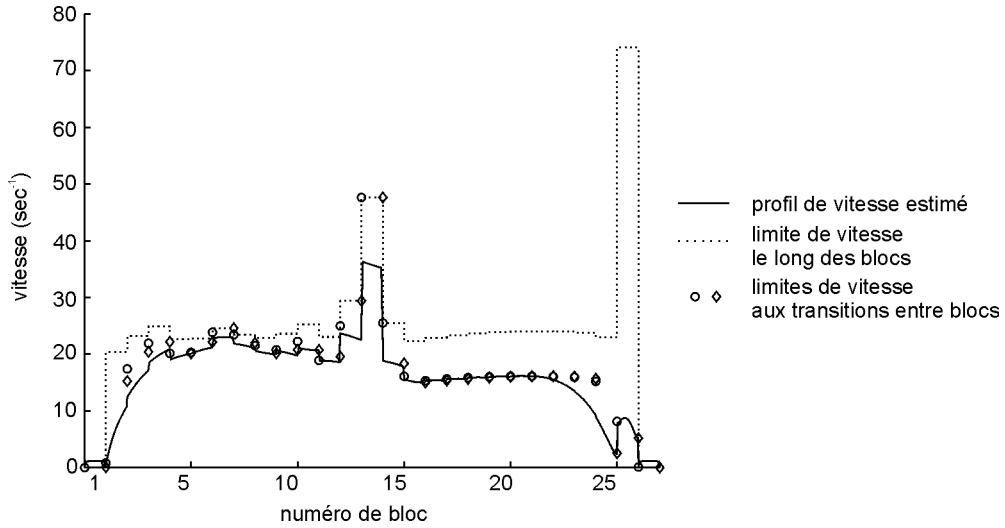


Figure 3-26 : Profil de vitesse calculé représenté en inverse du temps

Nous retrouvons sur ce profil les discontinuités de vitesse précédemment évoquées. Nous constatons également, que parmi les contraintes, celles portant aux transitions entre segments sont les plus pénalisantes. En effet, le profil généré n'atteint pas les limites le long des segments.

A ce stade, les profils de position, vitesse, accélération et jerk en fonction du temps sont exprimés en « inverse du temps ». Afin de reconstruire les comportements cinématiques de chaque axe, les profils en inverse du temps sont projetés sur la trajectoire articulaire pour chaque segment.

$$\begin{aligned}
 p_{\text{axe } i} &= \Delta P_{\text{axe } i} \cdot \hat{p} \\
 v_{\text{axe } i} &= \Delta P_{\text{axe } i} \cdot \hat{v} \\
 a_{\text{axe } i} &= \Delta P_{\text{axe } i} \cdot \hat{a} \\
 j_{\text{axe } i} &= \Delta P_{\text{axe } i} \cdot \hat{j}
 \end{aligned}
 \quad \text{pour } i = 1 \dots N \quad (3-35)$$

Sur l'exemple considéré, nous illustrons cette reconstruction pour la vitesse. La figure 3-27 représente les profils de vitesses des axes sollicités en fonction du temps.

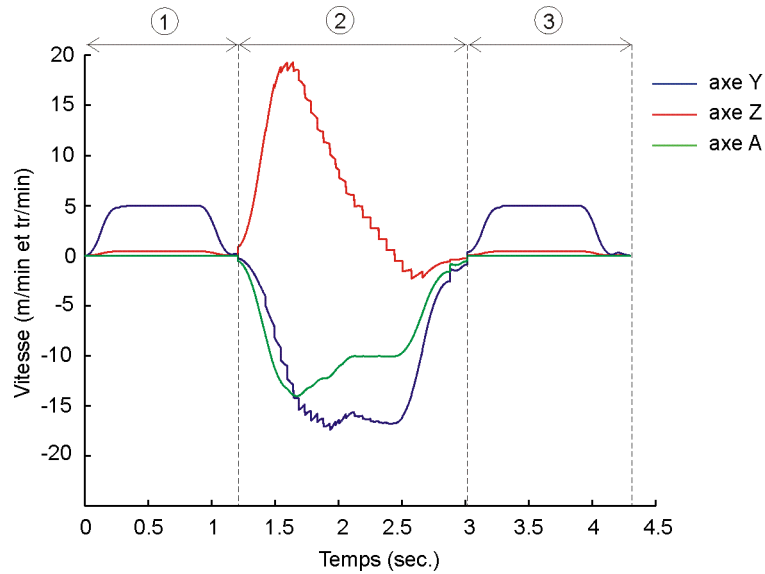


Figure 3-27 : Profils de vitesse des axes reconstruits

Sur les portions, 1 et 3, correspondant aux premier et dernier bloc de la trajectoire, les axes semblent atteindre la vitesse programmée. L'axe le plus sollicité, Y, avance à 5 m/min environ. La portion numérotée 2, correspond au passage du rayon de raccordement. Sur cette zone, les axes de translation doivent compenser les déplacements induits par la rotation de l'axe A. Les vitesses sont alors très importantes car ces déplacements doivent être effectués en un temps très faible. Cependant, ces vitesses ne sont pas atteintes car le temps d'accélération est trop important ; ils doivent commencer à décélérer puis ralentir pour respecter les contraintes cinématiques portant sur la suite de la trajectoire. Nous pouvons toutefois noter que l'axe A arrive presque à saturation avec une vitesse approchant les 15 tr/min. Les chutes de vitesse les plus importantes se situent entre les portions 1-2 et 2-3. Ces deux zones correspondent respectivement au début et à la fin du rayon de raccordement. Ces grands ralentissements sont dus au démarrage et à l'arrêt de l'axe A. Ils sont la conséquence de la synchronisation des axes le long de la trajectoire articulaire et du contrôle des écarts à la trajectoire par de faibles valeurs de tolérances de position.

Les profils cinématiques des axes ainsi reconstruits nous permettent d'effectuer une première évaluation des performances cinématiques du suivi. En effet, nous venons de voir que lorsque les profils des axes baissent simultanément, ils mettent en évidence les portions de trajectoire présentant de grands ralentissements. Par ailleurs, l'estimation des vitesses et accélérations atteintes pour chaque axe permet de vérifier les éventuelles saturations vis à vis des performances cinématiques maximales. Le temps de parcours de la trajectoire estimé donne une indication quantitative vis à vis de la productivité.

Cependant, ces profils ne donnent pas directement une évaluation directe du comportement outil-pièce car ils sont situés au niveau des axes. Une seconde étape de l'évaluation des performances pourrait consister à traduire les informations de position, de vitesse, d'accélération et de jerk dans l'espace pièce. Ainsi, le paragraphe suivant a pour objectif de traduire les informations de vitesses des axes en vitesse relative outil-pièce.

2.6. Reconstruction de la vitesse relative outil-pièce

Cette étape consiste à reconstruire la vitesse d'avance de l'outil par rapport à la pièce à partir des profils précédents de position et de vitesse. Il est ainsi possible d'évaluer plus précisément les portions critiques de la trajectoire, c'est à dire les zones où le mouvement outil-pièce est fortement ralenti. Le calcul théorique de la vitesse outil-pièce à partir des vitesses et positions des axes pour le cas de la Mikron est donné en annexe C. La figure 3-28 présente la vitesse outil-pièce reconstruite à partir des profils calculés.

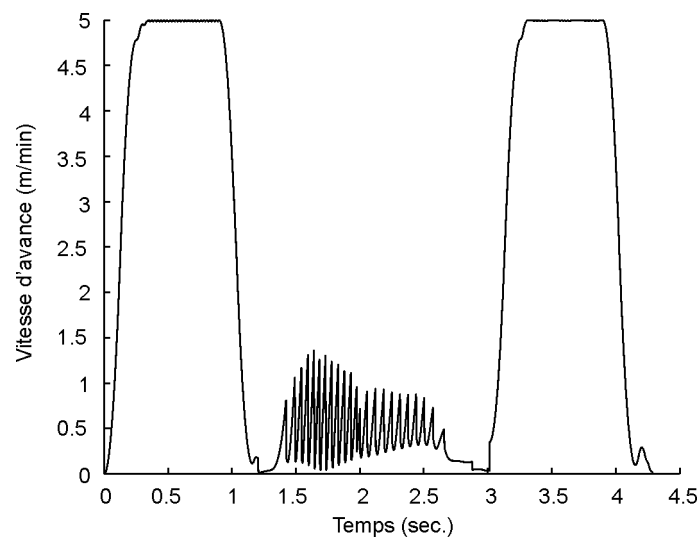


Figure 3-28 : Reconstruction de la vitesse relative outil-pièce

Nous pouvons remarquer sur cette figure d'importantes oscillations sur la portion centrale. Ces oscillations proviennent des discontinuités présentes sur les profils de vitesse. En effet, les sauts de vitesse présents sur chaque profil d'axes se retrouvent amplifiés par la composition des mouvements lors du calcul de $Vf_{P, \text{outil/pièce}}$. Un filtrage du profil peut être mis en place afin de les supprimer sans pour autant altérer la signification de la valeur de vitesse calculée. Un tel filtrage conduit au tracé de la figure 3-29.

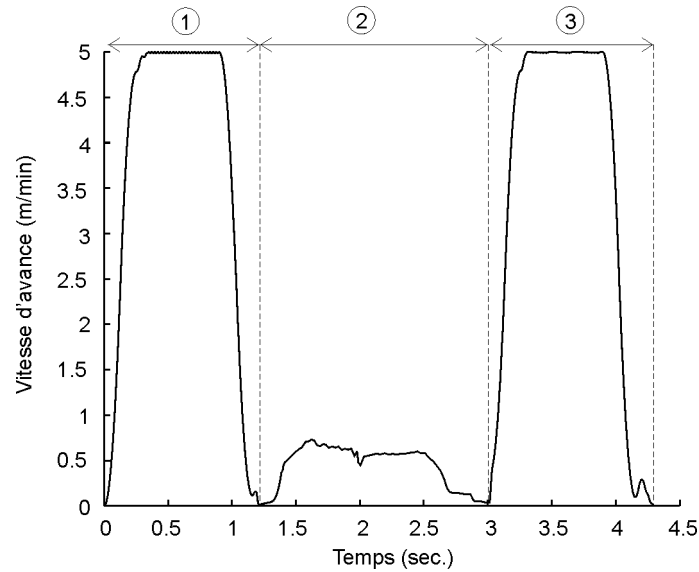


Figure 3-29 : Profil de vitesse après filtrage

Nous retrouvons sur le profil de vitesse relative outil-pièce les trois portions des profils de vitesses des axes (figure 3-27). Ces trois zones correspondent aux trois portions de la trajectoire décrites sur la figure 3-3. Sur la première et la troisième portion, la vitesse programmée de 5 m/min est atteinte tandis que sur le rayon de raccordement, portion 2, la vitesse est en dessous de 0.75 m/min, chutant ainsi de plus de 85 %. Enfin entre les portions 1-2 et 2-3, nous retrouvons une vitesse quasi nulle.

Ces grandes variations de l'avance de l'outil engendrent des modifications des conditions de coupe. Par exemple, la section de copeau localement très diminuée influe sur la déformation de l'outil, générant ainsi des marques sur la pièce, visibles en finition. Les profils cinématiques obtenus, notamment le profil de vitesse outil-pièce permet de localiser les zones critiques au niveau du suivi.

Les profils cinématiques construits lors de la simulation nous donnent également une indication du temps d'exécution de la trajectoire sur la CN. En effet, sur l'exemple, le temps estimé est de 4.3 sec, alors que le temps théorique, correspondant au rapport entre la longueur de la trajectoire dans l'espace pièce et l'avance programmée est de 1.9 sec. Nous pouvons noter la grande différence entre ces deux indicateurs (environ 220 % en prenant le temps théorique pour référence). La précision du temps d'exécution obtenu par simulation vis à vis du réel est abordée dans le paragraphe suivant.

Remarques : pour faciliter son utilisation, nous avons associé au modèle une interface graphique développée sous Matlab pour permettre à l'utilisateur de choisir le programme d'usinage, d'adapter les valeurs des paramètres suivant la MO et les valeurs des variables CN utilisées, et visualiser les graphes désirés. L'annexe 9 présente l'interface du modèle d'évaluation pour une exécution des program-

mes sur la Mikron. La durée de calcul nécessaire à l'évaluation des profils cinématiques est de l'ordre de 5 secondes par passe pour le programme d'usinage testé.

3. Validations du modèle d'évaluation

Pour valider le modèle d'évaluation des performances cinématiques au cours du suivi, nous proposons de comparer l'évaluation des profils de vitesse faite par le modèle aux relevés cinématiques des axes au travers de deux exemples d'usinage sur la Mikron. La vitesse relative outil-pièce calculée d'après les évaluations des profils de vitesse des axes sera également comparée avec la vitesse outil-pièce calculée d'après les mesures.

3.1. Exemple 1 : Passage d'un rayon de raccordement

L'objectif du premier essai est de valider le modèle sur un usinage relativement simple, sollicitant deux axes de translation et un axe de rotation, le calcul de la trajectoire étant effectué à l'aide d'un logiciel de CFAO. Pour cet essai, nous reprenons l'exemple décrit en figure 3-3.

La figure 3-30 présente sur la partie gauche les vitesses des axes mesurées lors de l'usinage et sur la partie droite les vitesses estimées par le modèle.

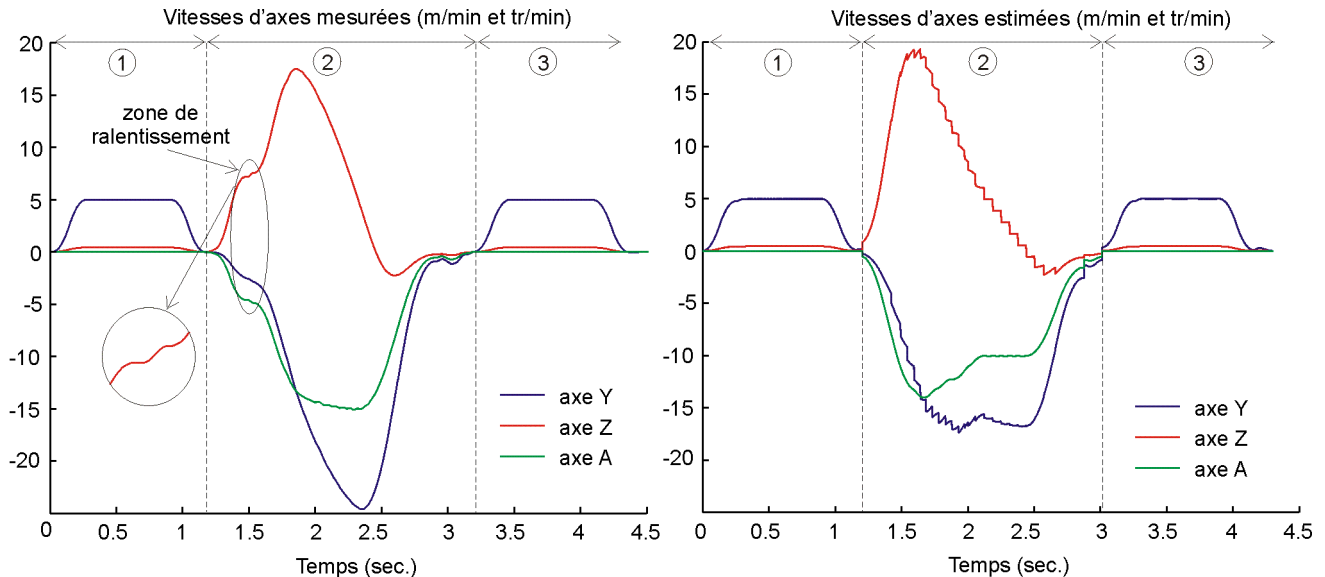


Figure 3-30 : Comparaison des vitesses des axes mesurées et estimées - exemple 1

Les profils de vitesses mesurés et prédits ont la même allure. Les portions 1 et 3 sont similaires. Pour la portion 2, les allures des vitesses sont identiques. Les différences entre les deux tracés sont dus à deux points. Le premier concerne l'aspect haché des profils estimés sur la portion 2 ; ils sont tracés ici sans avoir effectué de filtrage. Le second porte sur les valeurs des vitesses maximales et minimales

atteintes sur les 3 axes. Les valeurs estimées sont localement plus faibles que les valeurs mesurées. Cette différence est due à un phénomène apparaissant lors du suivi vers $t = 1.5$ sec. En effet, on peut constater sur la figure de gauche un ralentissement intervenant sur les trois axes où l'accélération est réduite et ramenée à zéro aux transitions entre blocs. Ce comportement réel n'a pas d'explication simple, nous le supposons lié soit à des phénomènes dynamiques soit au «look ahead» mené sur la trajectoire et à l'interpolation de l'axe A au début de la portion 2, où l'on passe de 2 axes de translations à 3 axes, dont 1 de rotation. Suite à ce ralentissement, les axes n'ont pas le temps d'atteindre une vitesse aussi élevée que celle prédite, qu'ils doivent décélérer. Par contre, vu qu'ils ralentissent plus tôt, ils atteignent plus facilement de grandes vitesses négatives (environ -25 m/min pour l'axe A).

La vitesse relative outil-pièce reconstruite à partir des vitesses des axes qui sont prédites et la vitesse reconstruite à partir des relevés codeurs sont tracés sur la figure 3-31.

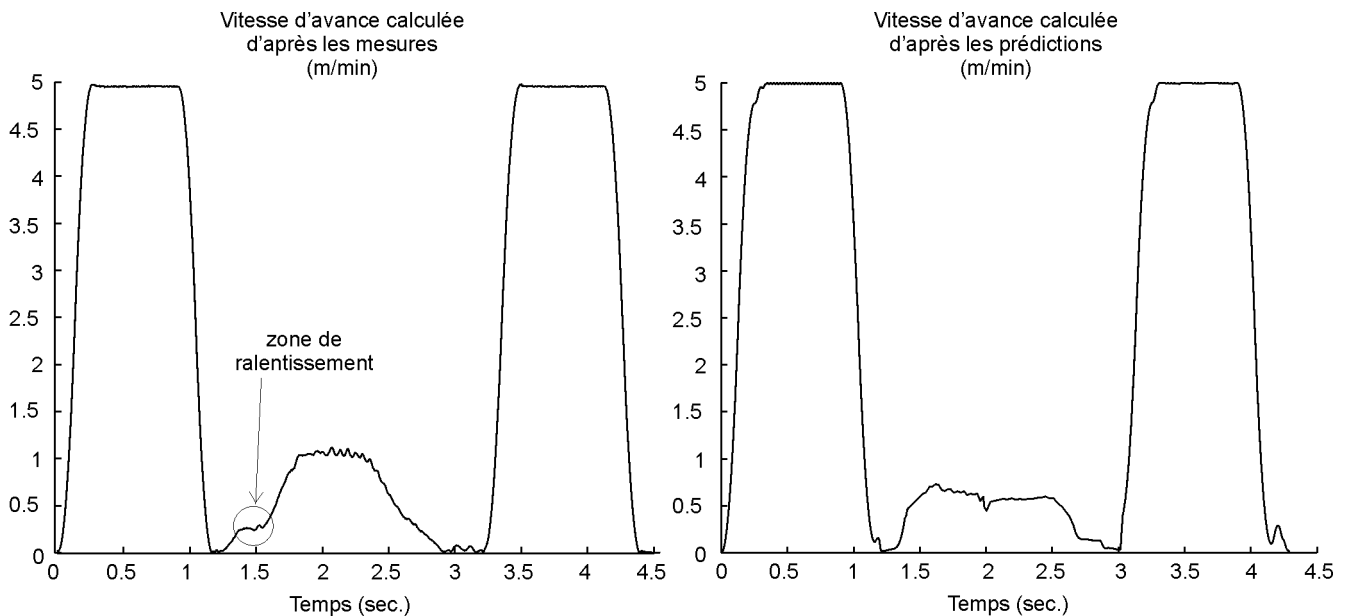


Figure 3-31 : Comparaison des vitesses d'avance mesurées et évaluées - exemple 1

Les deux profils sont semblables. Le ralentissement constaté sur les axes lors du suivi est ici répercuté sur la vitesse d'avance. En comparaison avec la mesure, nous retrouvons sur l'évaluation effectuée par le modèle la vitesse de 5 m/min atteinte sur le premier et dernier segment, les deux grandes chutes de vitesse à l'entrée et à la sortie du rayon de raccordement ainsi que la faible vitesse sur le rayon de raccordement. Enfin, le temps de parcours de la trajectoire est bien estimé avec un temps de 4.3 sec. pour une durée réelle de 4.4 sec.

La bonne corrélation des vitesses des axes et de la vitesse d'avance de l'outil nous permet de valider l'estimation faite par le modèle d'évaluation des performances sur cet exemple d'usinage sollicitant

deux axes de translation et un axe de rotation. En effet, nous retrouvons les portions respectant les vitesses programmées, les grandes chutes de vitesse et le temps d'usinage. Regardons maintenant ce qu'il en est pour un usinage 5 axes.

3.2. Exemple 2 : Usinage d'une surface complexe

L'objectif du second essai est de valider le modèle sur un usinage 5 axes, dont les trajets ont été calculés par une méthode de génération des trajets développée au sein du laboratoire [DUC 98] [TOURNIER 01][LAVERNHE et al. 06b].

Dans cet exemple, nous spécifions directement la surface de guidage ; la surface usinée sera la surface offset de la surface de guidage. La surface choisie est un paraboloïde hyperbolique (figure 3-32). Elle est constituée d'un carreau de Bézier $C(u, v)$, défini par le réseau caractéristique S_{ij} suivant :

$$C(u, v) = \sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n B_{im}(u) \cdot B_{jn}(v) \cdot S_{ij} \quad (3-36)$$

avec

$$B_{im}(u) = \frac{m!}{i! \cdot (m-i)!} \cdot u^i \cdot (1-u)^{m-i} \quad (3-37)$$

et

$$\begin{aligned} S_{00} &= \begin{bmatrix} -50 \\ -50 \\ 0 \end{bmatrix} & S_{01} &= \begin{bmatrix} 0 \\ -50 \\ 10 \end{bmatrix} & S_{02} &= \begin{bmatrix} 50 \\ -50 \\ 0 \end{bmatrix} \\ S_{10} &= \begin{bmatrix} -50 \\ 0 \\ -10 \end{bmatrix} & S_{11} &= \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} & S_{12} &= \begin{bmatrix} 50 \\ 0 \\ -10 \end{bmatrix} \\ S_{20} &= \begin{bmatrix} -50 \\ 50 \\ 0 \end{bmatrix} & S_{21} &= \begin{bmatrix} 0 \\ 50 \\ 10 \end{bmatrix} & S_{22} &= \begin{bmatrix} 50 \\ 50 \\ 0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3-38)$$

Le mode de balayage retenu est du plan parallèle en aller simple. Les plans sont définis à 45° par rapport au carreau, de manière à générer des trajectoires le long des règles du paraboloïde. Ainsi, la trajectoire du point C_L est une droite dans l'espace pièce. L'axe outil est orienté avec un angle d'inclinaison constant de 5° et un angle de pivotement nul. La vitesse d'avance programmée est de 5 m/min.

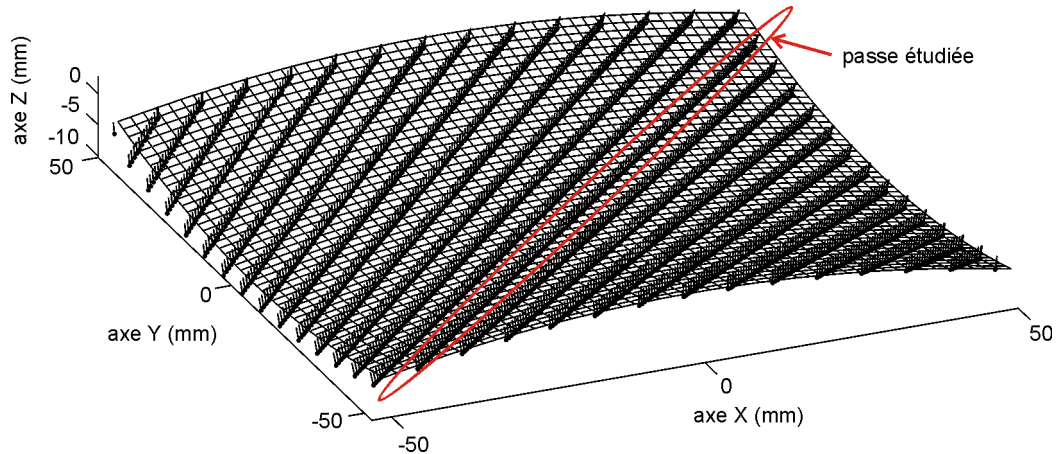


Figure 3-32 : Visualisation des positionnements outils calculés sur la surface de guidage

L'orientation de l'axe de l'outil est programmée par les cosinus directeurs ; la transformation géométrique inverse est réalisée en temps réel par la CN. Les écarts de position tolérés par axe sont de 0.02 mm pour les axes de translation et de 0.05° pour les axes de rotation. Le posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine est tel que la base de programmation corresponde à la base de la machine. Sur cet exemple, les 5 axes X, Y, Z, A et C de la Mikron sont sollicités.

La validation du modèle porte plus particulièrement sur les vitesses des axes lors du suivi d'une passe voisine du centre de la surface (passe n°14). Cette passe a été choisie car elle est proche du point singulier situé au centre du paraboloïde, ainsi, les axes de rotation sont fortement sollicités.

La figure 3-33 présente la comparaison entre les vitesses des axes mesurées lors de l'exécution du programme et les vitesses des axes évaluées par le modèle.

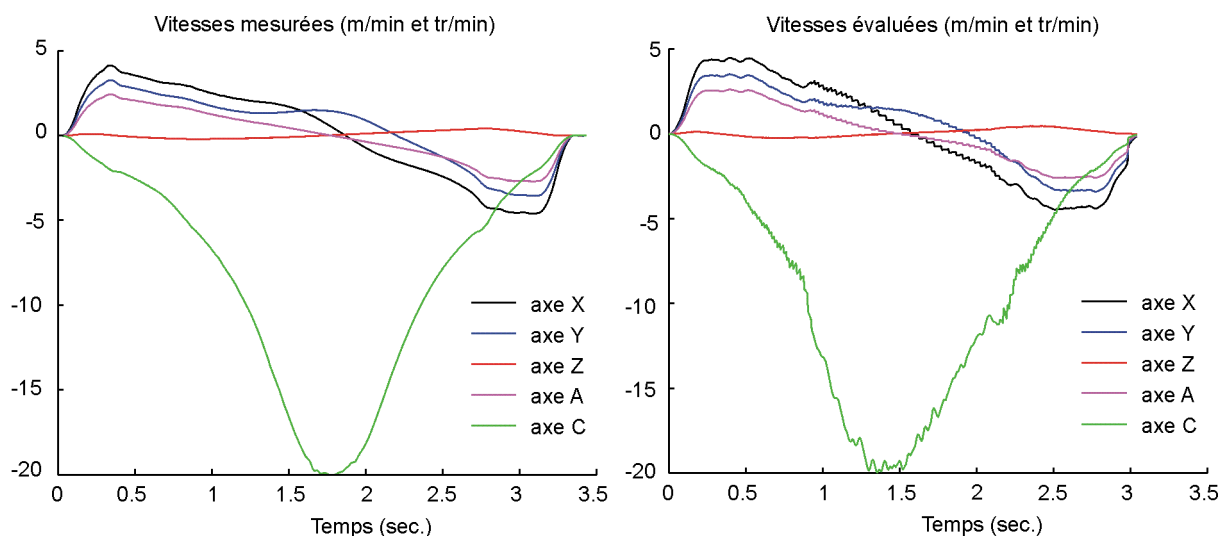


Figure 3-33 : Comparaison des vitesses des axes mesurées et estimées - exemple 2

Les allures des vitesses prédites et mesurées correspondent. Il existe cependant quelques différences sur les valeurs des vitesses, notamment sur la première moitié de la trajectoire. Les vitesses réelles des axes sont plus faibles que celles prédites. Or la trajectoire dans l'espace articulaire est symétrique, donc à priori, les profils de vitesse devraient l'être également, ce que l'on retrouve sur les profils prédits. Ce ralentissement se retrouve plus prononcé lors du calcul de la vitesse d'avance outil-pièce, la prédiction de la vitesse d'avance correspond bien sur la seconde moitié de la passe (figure 3-34).

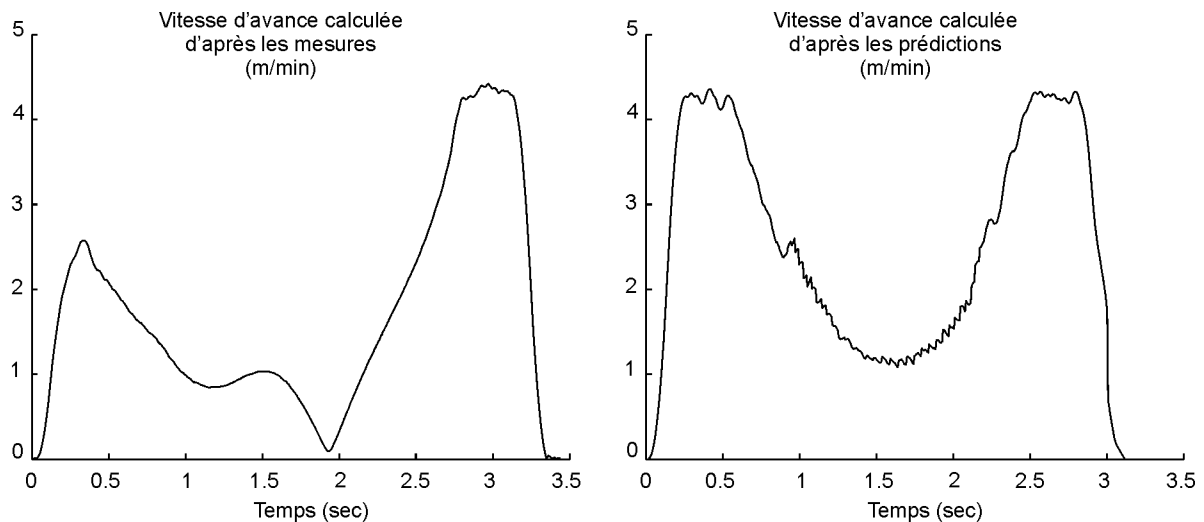


Figure 3-34 : Comparaison des vitesses d'avance mesurées et évaluées - exemple 2

Les vitesses estimées par le modèle nous permettent de prévoir que la vitesse programmée ne sera pas atteinte le long de la passe. Le ralentissement important de l'avance vers le centre de la trajectoire est également retrouvé. Enfin, le temps d'usinage de passe est correctement évaluée (3.1 sec. pour 3.4 sec.). Les corrélations des profils de vitesse estimés et mesurés en cours d'usinage valident l'évaluation des performances lors d'un suivi 5 axes.

3.3. Conclusion

Les deux exemples présentés nous permettent de valider le modèle d'évaluation de performance. En effet, nous avons constaté une bonne corrélation entre l'évaluation des vitesses des axes et les vitesses mesurées lors du suivi. Le modèle présenté est donc adapté pour des usinages multi-axes, sollicitant des axes de translation et des axes de rotation.

La comparaison des profils de vitesse mesurés et prédits ont souligné localement quelques différences dues au traitement effectué par la CN. Les tracés des profils cinématiques pourraient être améliorés par l'ajout systématique d'un filtrage des courbes ; ce traitement est justifié car des filtrages sont implémentés dans la CN pour éviter de solliciter la structure de la machine suivant ses fréquences pro-

pres, ils sont également indirectement réalisés lors de l'exécution du suivi par les asservissements et le comportement mécanique des axes.

4. Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre un modèle d'évaluation de performances cinématiques lors du suivi de trajectoires 5 axes. Il nous permet d'estimer les vitesses, accélérations et jerks des axes le long des trajets à partir d'un programme d'usinage, d'un modèle de la MO et de paramètres CN. La reconstruction de la vitesse relative outil-pièce à partir des profils prédits nous fournit une image plus précise des conditions de travail de l'outil. Ainsi, nous pouvons localiser les zones de grand ralentissement de l'avance. Ces profils nous permettent alors de situer les portions de trajectoire où la qualité de la pièce peut être affectée et nous donner une indication de la productivité au travers du temps d'usinage.

L'originalité de ce modèle est d'être basé sur un formalisme baptisé en « inverse du temps ». L'expression des limitations issues des caractéristiques des axes (vitesse, accélération et jerk maximums) et de la CN (temps de cycle d'interpolation, look ahead) permettent de déterminer les éléments limitant le suivi d'un point de vue cinématique. La comparaison des diverses limitations nous donne les contraintes que doivent respecter les vitesses, accélérations et jerks tout au long de la trajectoire.

L'intérêt de ce modèle est de pouvoir traiter autant d'axes que nécessaire, que ce soit des axes de rotation ou des axes de translation. Il est donc tout particulièrement adapté à l'usinage 5 axes, mais plus généralement il convient pour tout type de structure mécanique articulée.

La validation de ce modèle d'évaluation est présentée au travers de deux expérimentations. La bonne corrélation des profils de vitesse des axes et du profil de la vitesse outil-pièce en fait un outil d'évaluation des performances cinématiques.

Connaissant les portions de trajectoires critiques ainsi que les éléments limitants vis à vis du suivi, il nous fournit de nombreuses indications pour l'optimisation des trajets. En se basant sur ces informations, nous allons pouvoir maintenant envisager d'augmenter la vitesse d'avance atteinte lors de l'exécution en évitant de solliciter les axes les plus pénalisants.

Chapitre 4 :

Optimisation des trajectoires

1. Introduction

Nous venons de voir dans le chapitre précédent que de nombreuses limitations interviennent au cours de l'exécution des trajectoires. Les performances cinématiques des axes de la MO, les structures de pilotage des axes, les traitements et les capacités de calcul de la CN impactent directement le suivi UGV en terme de vitesse et précision. Le modèle d'évaluation du suivi développé permet de classifier les différentes limitations cinématiques identifiées pour déterminer quel est l'élément limitant, ce qui permet, en intégrant des spécificités UGV d'estimer les profils cinématiques des axes ainsi que le temps de parcours des trajectoires.

Cependant, l'optimisation des trajectoires doit également considérer les différents niveaux présents dans le processus de fabrication. En effet, de nombreux autres paramètres, tels que la géométrie d'outil, le posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine ou encore l'ordonnancement des opérations de fabrication conditionnent la productivité globale pour la fabrication. Ainsi l'optimisation des trajectoires 5 axes et de leur suivi UGV ne peut pas être étudiée localement, mais doit tenir compte de la structure du processus et des différents paramètres influents.

La première partie de chapitre reprend la structure du processus de fabrication. A partir d'une décomposition en plusieurs niveaux et des paramètres influents, différents voies d'optimisations sont recensées pour aboutir à la construction d'une structure d'optimisation pour notre problème. A l'issue de cette réflexion, deux voies d'optimisation apparaissent : la stratégie d'usinage et le posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine.

Dans le cadre de ce travail doctoral, nous envisageons l'optimisation des trajectoires en utilisant le modèle de surface d'usinage en 5 axes développé au laboratoire. Après une présentation détaillée de ce modèle, nous présentons une première étape d'optimisation qui consiste à calculer des positionnements outils sans erreur. L'efficience de la génération des trajectoires sur le modèle de SU est montrée par l'usinage d'une surface test, faisant apparaître l'influence de la vitesse d'avance sur l'état de surface obtenu.

La troisième partie présente l'utilisation du modèle de SU en 5 axes dans la structure d'optimisation précédente. L'optimisation de la stratégie d'usinage est alors décomposée en deux parties, une concernant les modes de balayage, l'autre la gestion de l'orientation de l'outil. Une troisième partie, est également proposée, remettant en cause le modèle CAO vis à vis du processus d'exécution. Après avoir mené une étude de faisabilité, le problème d'optimisation est formulé puis une démarche de résolution prenant en compte les contraintes cinématiques de la MO est proposée.

Une illustration de cette démarche est proposée par l'usinage d'une surface de type aube.

2. Structure d'optimisation des trajectoires

L'objectif est de déterminer les trajectoires d'usinage qui sont le plus efficaces possible en terme de productivité tout en limitant les écarts entre la forme usinée et le modèle géométrique de référence. Nous avons vu dans les chapitres 1 et 2 que les performances du suivi de trajectoire en terme de temps et de précision dépendent des paramètres des activités de programmation et d'exécution. Pour établir une structure d'optimisation et les diverses voies possibles, recensons les éléments intervenants : la gamme et les stratégies d'usinages associées, les géométries d'outils, le posage de la pièce, la MO et la CN sont à considérer. Tous ces éléments participent au processus de réalisation de la pièce ; il est nécessaire de choisir un ensemble de paramètres fixes pour optimiser les trajectoires, car pris dans son ensemble, le problème de réalisation de la pièce est bien trop complexe.

Dans nos travaux, nous nous intéressons plus particulièrement à l'optimisation des trajectoires en phase de finition. La figure 4-1 présente une décomposition du processus de fabrication de la pièce en plusieurs niveaux.

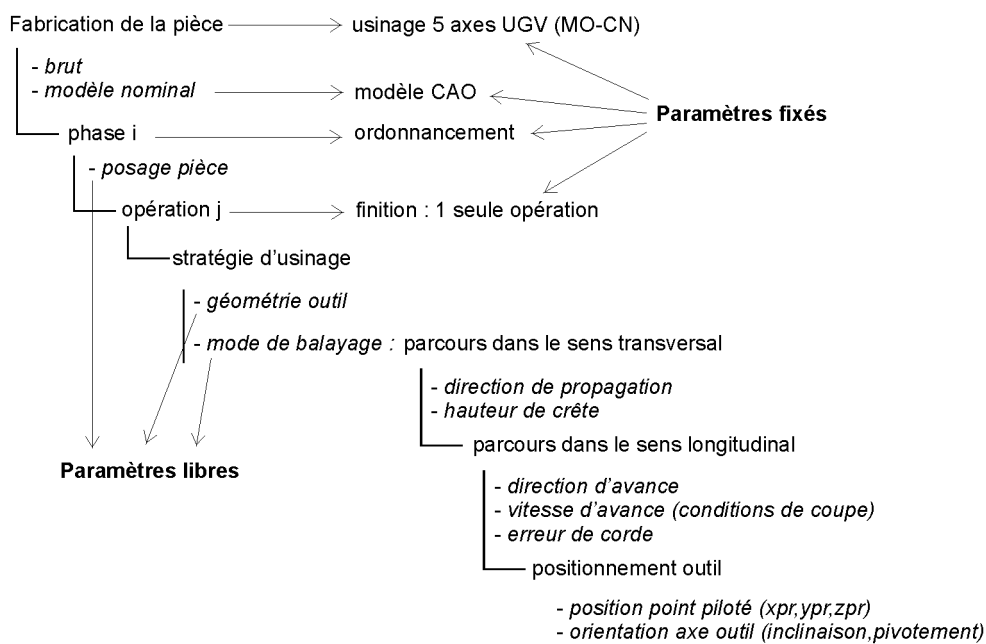


Figure 4-1 : Décomposition du processus de fabrication en niveaux

Les paramètres suivants : ordonnancement ou gamme, MO, CN, mode de pilotage des axes (asservissements), sont considérés fixes ou non modifiables pour problème d'optimisation. Les paramètres restants participent alors au problème d'optimisation : le posage de la pièce, la stratégie d'usinage et le choix de la géométrie de l'outil. Dans un premier temps, la géométrie de l'outil est choisie pour assu-

rer l'usinage complet de la pièce, le choix des valeurs de rayons permettent de réaliser la totalité de l'opération de finition sur la pièce sans collision.

Compte tenu de cette décomposition et des paramètres intervenant, nous proposons une structure d'optimisation des trajectoires 5 axes et de leur suivi UGV représentée sur la figure 4-2. Cette structure est articulée autour du modèle d'évaluation de performances cinématiques développé au chapitre 3. La démarche proposée, outre l'optimisation des trajectoires, propose également une optimisation du posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine. Le posage de la pièce est en effet un élément influant sur les déplacements générés sur les axes.

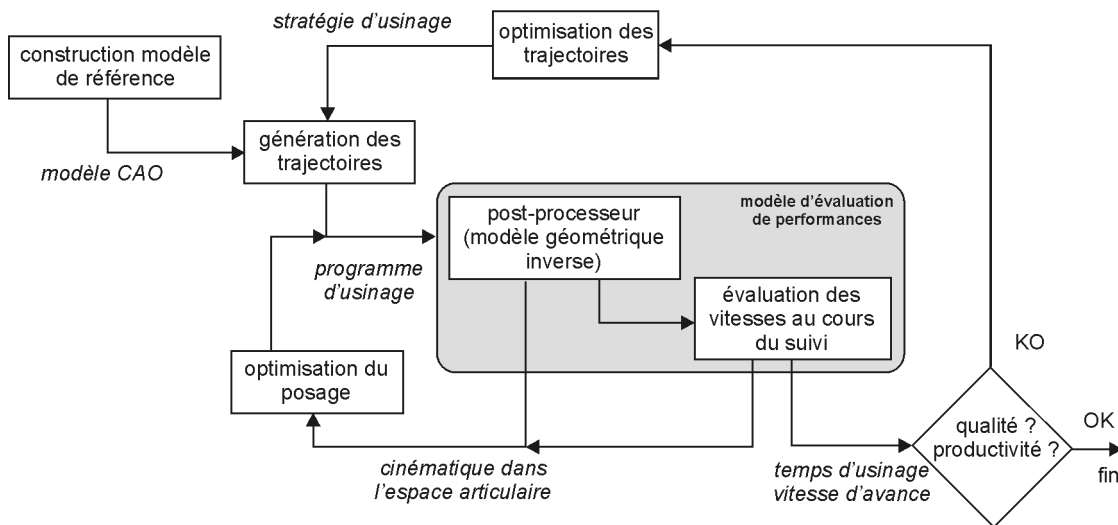


Figure 4-2 : Structure d'optimisation proposée

La première étape de la structure d'optimisation consiste, à partir d'un modèle de référence (modèle CAO), à générer des trajectoires pour une stratégie d'usinage pré-définie ou choisie par défaut. Cette stratégie peut être basée sur les méthodes courantes de balayage. Elle a pour but de donner une première image des sollicitations des axes, base à partir de laquelle les optimisations des paramètres sont proposées. Cette étape constitue le point d'entrée de la structure d'optimisation, nous laissons ainsi le choix à l'utilisateur d'un certain nombre de valeurs ou paramètres pouvant correspondre à des contraintes technologiques ou règles «métier» ; la procédure qui suit se base sur cette solution initiale pour optimiser les trajectoires.

Une fois le programme d'usinage créé, le modèle d'évaluation calcule la trajectoire articulaire correspondante, puis qualifie le suivi en estimant les vitesses des axes, le temps d'usinage et la vitesse relative outil-pièce. Ce traitement permet de détecter les mouvements non attendus dus au changement du domaine de solution, au voisinage des singularités ainsi que les éventuelles collisions générées à l'aide du Zbuffer 5 axes développé (chapitre 2 §5.3.2.). L'analyse des axes limitants et l'estimation

des vitesses des axes et de la vitesse d'avance sont les indications qui nous permettent de procéder à l'optimisation du suivi.

Le premier niveau d'optimisation porte sur le posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine. Le posage de la pièce est un paramètre important car il intervient directement, au travers de la TGI, sur les sollicitations des axes et sur la précision du suivi [CANO 04][ANOTAIPAIBOON et al. 06]. Cette boucle d'optimisation, non développée dans ces travaux de thèse, pourrait consister à rechercher une position et une orientation de la pièce dans l'espace de travail de la machine qui par exemple évitent les éventuels points singuliers, qui réduisent le nombre d'inversions de plateau ou encore qui minimisent les déplacements des axes. Cette étude pourrait être abordée par le calcul de l'influence des paramètres de posage (position et orientation) sur les déplacements des axes dans la TGI.

Le second niveau d'optimisation porte sur les trajectoires 5 axes. Les positionnements outils, les parcours dans les sens longitudinal et transversal peuvent être modifiés.

Les critères portent sur la productivité et la qualité de la surface générée. La productivité est estimée au travers du temps d'usinage simulé par le modèle d'évaluation. La qualité géométrique est évaluée au travers des conditions de travail de l'outil c'est à dire la vitesse d'avance. L'objectif est de maintenir la vitesse d'avance au plus près de la vitesse programmée, minimisant ainsi le temps d'usinage et évitant les grandes variations de vitesse, sources de marques et défauts dus aux flexions de l'outil. A ce stade, nous avons supposé que le couple MO-CN est capable de tenir les tolérances géométriques définies. Ainsi, les écarts géométriques intervenant lors de l'asservissement des axes ne sont pas considérés. Pour obtenir une image de la qualité plus proche du processus réel, ces points pourraient faire l'objet de développements ultérieurs.

Comme nous l'avons vu au chapitre 1, le modèle de calcul de trajectoires sous forme surfacique développé au LURPA a montré son efficacité pour l'usinage 3 axes UGV et pour l'optimisation en 5 axes dans des cas spécifiques [AFFOUARD 04][LARTIGUE et al. 04]. Nous avons donc basé notre approche d'optimisation des trajectoires 5 axes UGV sur ce modèle.

Ainsi, avant de décrire plus en détail le principe de l'optimisation que nous avons mis en place, nous présentons dans le paragraphe suivant le concept de surface d'usinage en 5 axes.

3. La surface d'usinage en génération de trajectoires 5 axes

3.1. Présentation du modèle

Le concept d'usinage surfacique développé au LURPA a été défini dans [DUC 98] puis a été étendu au 5 axes par [TOURNIER 01]. Dans le cadre de l'usinage 5 axes en bout, le modèle d'usinage est

défini par deux surfaces biparamétrées : la surface de guidage (S_1) et la surface d'orientation (S_2). La surface de guidage assure le contact de l'outil sur la surface au point C_C . L'orientation de l'axe de l'outil est gérée par la deuxième surface S_2 (figure 4-3).

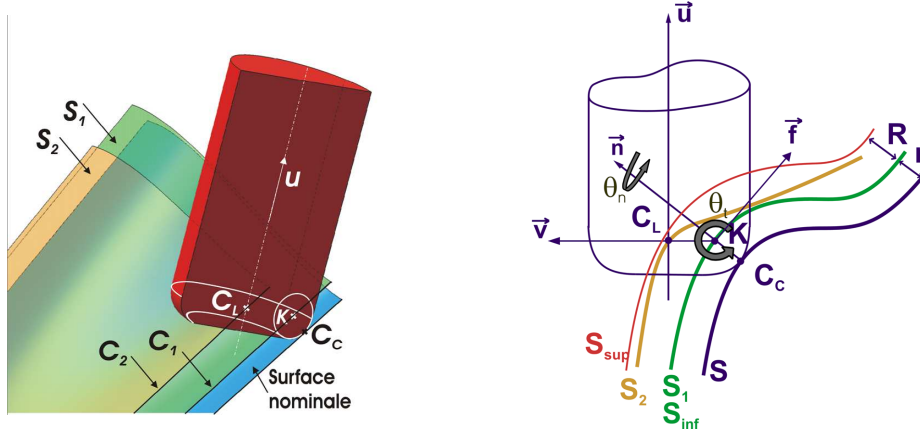


Figure 4-3 : Modèle d'usinage surfacique en 5 axes

La surface S_1 est le lieu des points K , elle est l'offset de la surface nominale, de distance le rayon de coin de l'outil r . Cette surface est indépendante des modes de balayages et de l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la pièce, elle dépend uniquement de la géométrie nominale.

La surface S_2 définit l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la pièce. Elle conditionne la position du point de contact C_C sur l'outil, donc, le rayon effectif de l'outil et la vitesse de coupe. Rappelons que cette surface est comprise dans un espace délimité par deux surfaces S_{inf} et S_{sup} pour éviter les interférences. La limite S_{inf} correspond à la position du point C_L pour un angle d'inclinaison nul ; la limite S_{sup} délimite l'inclinaison maximale de l'outil à la limite de la collision avec la surface :

$$\begin{cases} S_{sup}(\xi^1, \xi^2) = S(\xi^1, \xi^2) + (r + R) \cdot \mathbf{n}(\xi^1, \xi^2) \\ S_{inf}(\xi^1, \xi^2) = S(\xi^1, \xi^2) + r \cdot \mathbf{n}(\xi^1, \xi^2) \end{cases} \quad (4-1)$$

où r représente le rayon de coin de l'outil, R le rayon principal et (ξ^1, ξ^2) les deux paramètres des surfaces. Pour une même surface de guidage S_1 , il existe donc une infinité de surfaces d'orientation S_2 pour définir l'orientation de l'axe de l'outil.

Le modèle d'usinage sous forme surfacique, proche de la notion de la peau de la pièce présente plusieurs avantages. La génération de trajectoires consiste à choisir des courbes dans l'espace paramétrique des surfaces. Ainsi, le modèle permet de définir un positionnement de l'outil sur la surface optimal vis à vis de la géométrie à usiner, c'est à dire sans erreur ou approximation sur le calcul de la position : de par sa définition, l'outil est posé sur la surface nominale au point de contact C_C . De plus,

la continuité des surfaces dans les deux directions permet de calculer plus simplement des trajectoires recouvrant la pièce en choisissant les points dans l'espace paramétrique ; la continuité du modèle surfacique trouve également tout son intérêt dans l'optimisation des trajets. Il est possible de modifier les trajectoires par déformation des surfaces S_1 et S_2 , les déformations affectant les trajectoires sur une zone dans l'espace de la pièce, sans pour autant à avoir à les recalculer car elles sont définies dans l'espace paramétrique. L'optimisation revêt alors un aspect plus global que les procédés d'optimisation classiques, elle ne porte non plus uniquement sur des positionnements locaux, mais sur un ensemble de passes simultanément. De plus, les modifications des trajectoires présentent une évolution plus uniforme et régulière à la fois dans le sens longitudinal et dans le sens transversal.

Etant donné que la surface de guidage S_1 assure la conformité géométrique de la pièce et qu'elle est découplée de la surface d'orientation S_2 , cette dernière peut être optimisée pour répondre à tout type de contraintes. De ce fait, le choix de l'évolution de l'orientation de l'axe de l'outil visant à respecter au mieux les contraintes cinématiques et la vitesse d'avance programmée peut se faire au travers de l'optimisation de la surface d'orientation.

Intéressons-nous dans un premier temps au calcul des trajectoires 5 axes basées sur le modèle de SU.

3.2. Génération des trajectoires basée sur le modèle de SU

Dans cette partie, nous présentons la démarche que nous avons mise au point pour calculer les trajectoires 5 axes à partir de la SU, permettant d'usiner toute surface biparamétrée. Cette partie constitue une extension des travaux de Tournier sur la génération de trajectoires 5 axes.

La construction du modèle d'usinage et la génération de trajectoires s'articulent autour des trois points suivants :

- la construction de la surface de guidage à partir du modèle de référence ;
- la définition d'une instance de la surface d'orientation à partir d'un mode de balayage et d'un mode de gestion de l'orientation de l'axe de l'outil ;
- le calcul des positions et des orientations de l'outil en fonction des paramètres de la stratégie d'usinage retenue.

Le choix de la géométrie de l'outil peut être réalisé à partir d'une analyse géométrique du modèle de référence (courbures, accessibilité, forme à générer...). La surface de guidage est obtenue par décalage selon la normale de la surface à usiner d'une valeur égale au rayon de coin, r , de l'outil (figure 4-3) :

$$S_1(u, v) = S(u, v) + r \cdot \mathbf{n}(u, v) \quad (4-2)$$

La surface d'orientation est définie par le calcul d'une surface offset généralisée en fonction des modes de balayage et de gestion de l'orientation de l'axe outil. Dans l'application effectuée, nous nous sommes basés sur le mode de balayage classique par plans parallèles dans le cas de l'interpolation linéaire, l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la surface est donné par la surface S_2 :

$$\mathbf{S}_2(u, v) = \mathbf{S}(u, v) + r \cdot \mathbf{n}(u, v) + (R - r) \cdot \mathbf{v}(u, v) \quad (4-3)$$

Le calcul du positionnement de l'outil en fonction des paramètres retenus est réalisé de manière discrète. La première étape consiste à définir la position et le nombre de plans de guidage dans l'espace cartésien en fonction des paramètres de la stratégie (direction d'usinage, hauteur de crête). La distance entre les plans, D , est calculée à partir d'une première estimation de la hauteur de crête générée entre deux passes. Elle est réévaluée si nécessaire lors de l'optimisation.

La seconde étape est dédiée au calcul des positions de l'outil dans l'espace paramétrique de la surface de guidage garantissant un contact ponctuel entre l'outil et la pièce sur la surface nominale. Les intersections entre les plans et les frontières du carreau sont tout d'abord calculées par cheminement sur le long des bords de l'espace paramétrique (figure 4-4). Elles définissent pour chaque passe, le premier et le dernier point de posage outil ($\mathbf{S}_1(u_0, v_0)$, $\mathbf{S}_1(u_f, v_f)$). Les positions successives de l'outil sont calculées de proche en proche : à partir de la position (u_i, v_i) et d'un pas longitudinal (p_{uv}), la position suivante (u^*_{i+1}, v^*_{i+1}) est estimée dans l'espace paramétrique par la formule ci-dessous :

$$\begin{bmatrix} u^*_{i+1} \\ v^*_{i+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_i \\ v_i \end{bmatrix} + \frac{p_{uv}}{\sqrt{(u_f - u_i)^2 + (v_f - v_i)^2}} \cdot \begin{bmatrix} u_f - u_i \\ v_f - v_i \end{bmatrix} \quad (4-4)$$

La distance δ^* entre la position estimée $\mathbf{S}_1(u^*_{i+1}, v^*_{i+1})$ et le plan considéré est alors calculée. Un raffinement de type Newton Raphson est utilisé pour réduire la valeur δ^* de façon à projeter le point sur le plan.

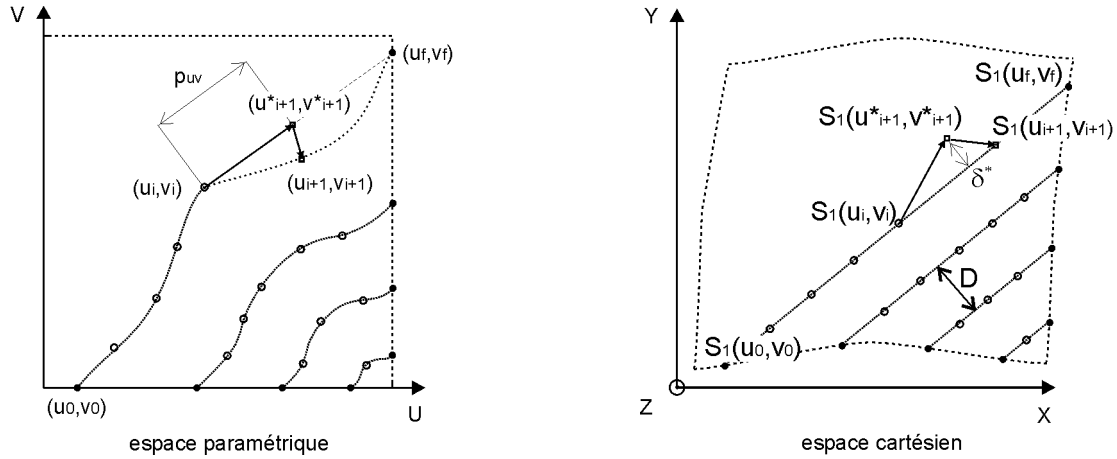


Figure 4-4 : Calcul des positions de l'outil

L'erreur de corde générée par l'interpolation linéaire entre deux positions successives peut être évaluée à partir de la courbure locale de la surface dans la direction d'usinage selon la méthode décrite dans [CHO et al. 93]. Si l'écart est supérieur à la valeur autorisée, la démarche détaillée ci-dessus est répétée en diminuant le pas d'avance p_{uv} dans l'espace paramétrique de la surface.

3.3. Usinage d'une surface gauche

L'exemple choisi pour l'usinage est celui déjà présenté au chapitre 3 §3.2. Le paraboloïde hyperbolique est surface gauche assez tendue qui présente un point singulier en son centre (normale de la surface colinéaire à l'axe Z). Sur une architecture sérielle de type CAXYZ, avec un posage de la pièce tel que les axes (x_m, y_m, z_m) et (x_{pr}, y_{pr}, z_{pr}) soient confondus, l'usinage d'une telle surface sollicite fortement les axes rotatifs. Pour simplifier l'approche, la surface de guidage n'est pas construite à partir de la surface nominale, mais elle est spécifiée sous forme d'un carreau NURBS (figure 4-5).

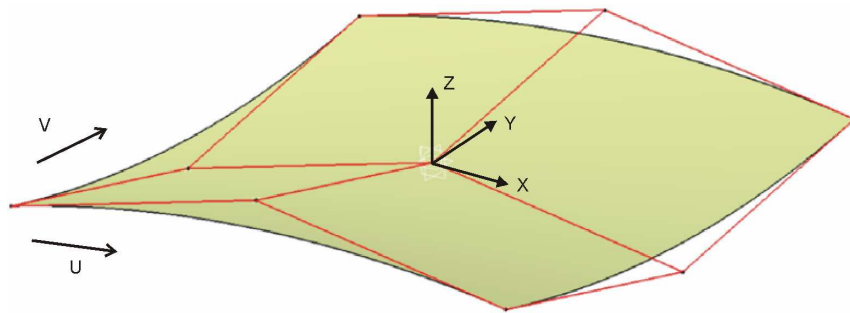


Figure 4-5 : Visualisation du paraboloïde hyperbolique

La stratégie d'usinage choisie consiste en un guidage par plans parallèles dans l'espace de la pièce selon les règles à 45° dans le plan XY. L'outil torique utilisé possède un grand rayon de 5 mm et un rayon de coin de 1.5 mm. Dans une démarche classique, les paramètres d'usinage tels que la distance

entre passes et l'orientation de l'axe de l'outil sont déterminés à partir de la géométrie de la surface, de celle de l'outil et de la hauteur de crête tolérée. Ici, nous les avons fixés respectivement à 8 mm pour la distance entre passes qui sera fixe, 1° pour l'angle d'inclinaison et 0° pour le pivotement.

La figure 4-6 présente les positionnements outils calculés : la surface dessinée est la surface de guidage, les positions de l'outil, points C_L sont représentées par les ronds, les orientations par le vecteur directeur de l'axe outil.

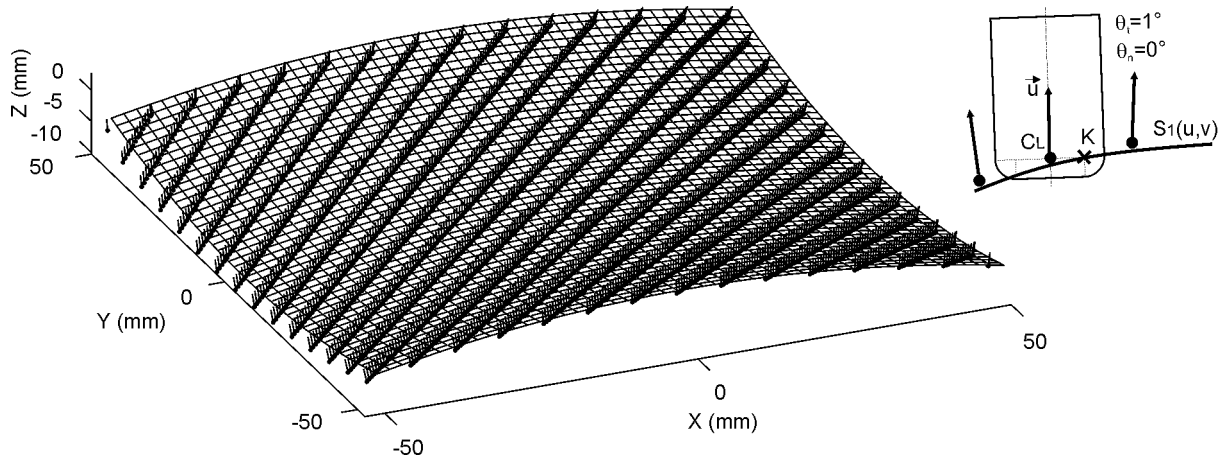


Figure 4-6 : Positions et orientations outil calculées sur l'instance du modèle

Lors de l'usinage, les passes situées près du centre de la pièce génèrent une grande rotation de l'axe C, provoquant un ralentissement de la vitesse d'avance et donc une modification des conditions de coupe (figure 4-7). Vers le milieu de la passe, l'axe C arrive à sa vitesse maximale soit 20 tr/min.

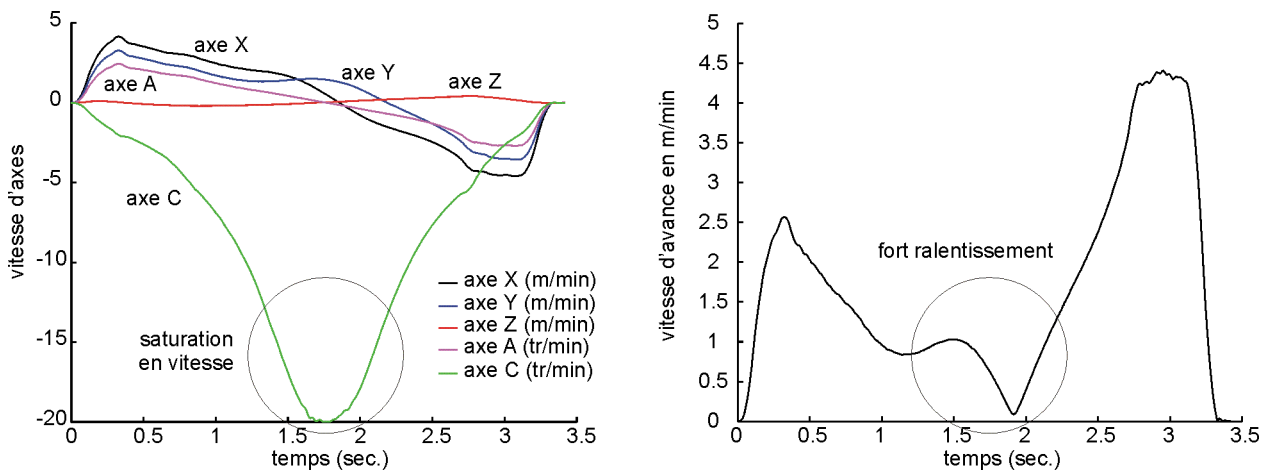


Figure 4-7 : Vitesse des axes mesurée et avance calculée

Une photo de la surface usinée est donnée en figure 4-8. La qualité de l'aspect visuel de la surface est diminuée dans la zone centrale de la pièce, cette zone correspondant à la zone où l'avance diminue fortement.

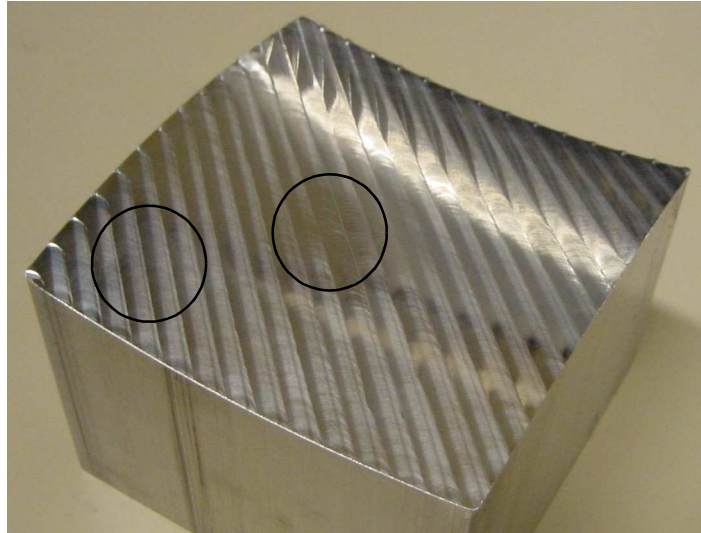


Figure 4-8 : Photo du paraboloïde usiné

Le premier agrandissement de la figure 4-9 porte sur la zone entourée à gauche de la pièce tandis que le second est situé plus au centre. Les mesures des profils microgéométriques effectués sur ces deux zones confirme la modification des conditions de coupe : dans le premier cas on retrouve la trace laissée par les dents de l'outil, tandis que dans le second, le profil n'est pas régulier, confirmant les modifications des conditions de coupe.

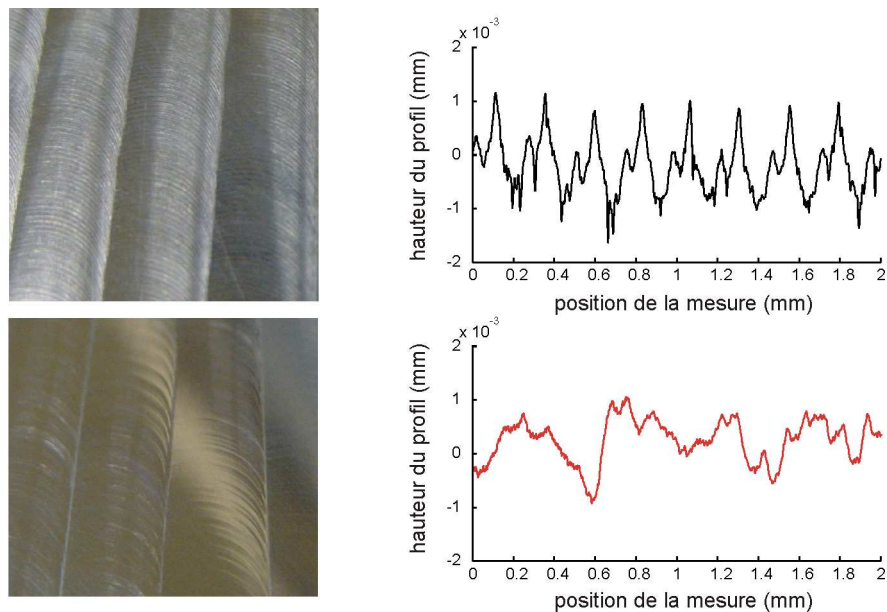


Figure 4-9 : Mesures du profil dans la direction d'avance

Le calcul de la rugosité arithmétique (R_a) et de la profondeur totale de rugosité (R_t) sur les deux zones ne révèlent pas de grande différence entre les deux zones (annexe E). Ainsi, bien que les critères microgéométriques classiquement employés ne permettent pas de qualifier la différence entre les deux surfaces usinées, nous venons de voir l'influence du respect de la vitesse d'avance sur l'aspect de la surface générée.

4. Optimisation des trajectoires par optimisation de l'orientation

4.1. Démarche proposée

Nous venons de voir que le modèle de SU en usinage 5 axes en bout permet de découpler le pilotage de la position de l'outil et celui de l'orientation de son axe. L'optimisation peut donc être décomposée en deux parties : la gestion de la position de l'outil par rapport à la surface nominale et la gestion de l'orientation de l'axe. Ces deux optimisations portent sur les formes respectives des surfaces de guidage et d'orientation. Cependant, la trajectoire à usiner dépend également du mode de balayage choisi ; si le parcours est trop contraignant (petits segments générés, trajectoire accidentée...), il est alors nécessaire de le modifier, ce qui offre une troisième voie d'optimisation. Celle-ci porte sur le choix de la trajectoire dans l'espace paramétrique des surfaces.

A partir de la figure 4-2, nous présentons la structure d'optimisation basée sur le modèle de SU et proposant, outre l'optimisation du posage, 3 voies d'optimisation des trajectoires (figure 4-10) [LAVERNHE et al. 06b].

Comme nous venons de le dire, la première consiste à optimiser le mode de parcours par calcul des trajectoires dans la surface de guidage. Cette méthode n'influe ni sur l'orientation de l'axe de l'outil, ni sur la surface usinée.

La deuxième voie consiste à optimiser uniquement la surface d'orientation par l'intégration de contraintes : contraintes cinématiques, évitement de collision, gestion de la section de copeau... Couplée à la définition de la surface de guidage et à la méthode de génération des trajectoires présentée, cette voie d'optimisation respecte exactement la surface nominale ainsi que le mode de parcours choisi. Cependant, la modification de l'orientation de l'axe de l'outil engendre une modification de la largeur coupée à chaque instant et donc une modification de la hauteur de crête. Une adaptation du mode de balayage peut alors être nécessaire pour respecter des critères tels que la hauteur de crête maximale. Si la gestion de l'orientation est insuffisante, il est possible de se donner des degrés de liberté supplémentaires par l'optimisation de la surface de guidage. Nous avons montré au chapitre 2 qu'au cours du processus d'exécution des trajectoires, le traitement de la CN, les contraintes associées aux axes et

les structures de pilotage utilisées génèrent des écarts entre la surface usinée et la surface nominale. Il n'est donc pas aujourd'hui possible de respecter exactement le modèle CAO et de conserver simultanément un suivi UGV. A partir de ce constat, pourquoi ne pas autoriser les trajectoires à ne pas usiner le modèle de référence, mais à s'en écarter, suivant les tolérances allouées, afin de favoriser le suivi UGV. Ce traitement est proche de celui qui est fait actuellement dans les CN et qui consiste à arrondir les discontinuités géométriques ou à approcher la trajectoire par des courbes, par exemple lors de l'interpolation polynomiale à la volée. Cette étape consiste en quelque sorte à modifier le modèle de référence de manière contrôlée. Cette approche trouve tout particulièrement son intérêt sur les zones non fonctionnelles des surfaces qui ne nécessitent pas a priori une précision géométrique élevée.

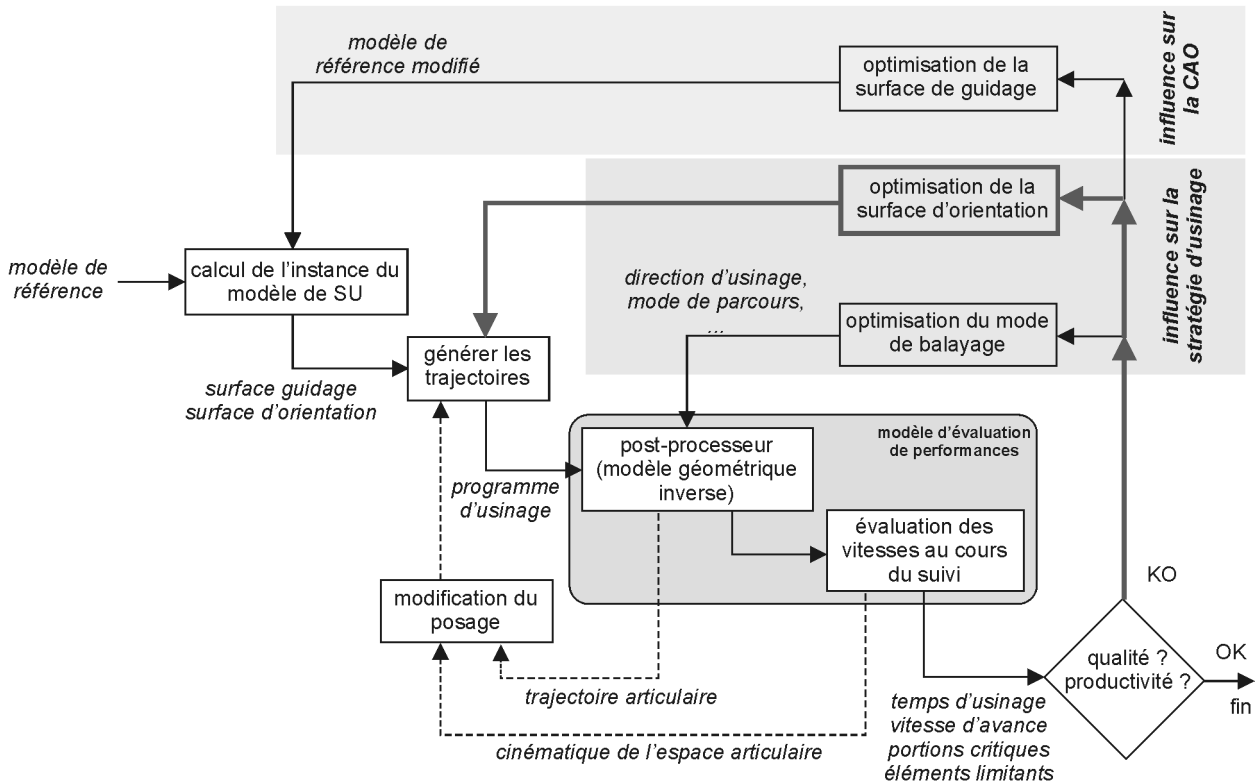


Figure 4-10 : Structure d'optimisation des trajectoires avec la SU [LAVERNHE et al. 06b]

Parmi ces différentes voies, nous nous sommes plus concentrés dans nos travaux sur l'intégration des contraintes cinématiques associées au suivi par l'optimisation de la surface d'orientation. L'objectif est de favoriser le suivi en terme de vitesse d'avance tout en générant des trajectoires hors collision. Dans le paragraphe suivant, nous proposons tout d'abord une étude de faisabilité d'une telle démarche avant de procéder à la formulation générale du problème d'optimisation.

4.2. Etude de faisabilité

L'objectif de cette étude dite de faisabilité est de valider l'hypothèse qu'une amélioration du suivi est possible par la seule déformation de la surface d'orientation. L'étude présentée est approchée de manière théorique, elle permet de visualiser rapidement l'impact de la modification de la surface d'orientation sur les sollicitations des axes [TOURNIER et al. 05b].

Pour cela, nous avons repris l'exemple du paraboloïde hyperbolique du §3.3. Dans une première approche, la surface d'orientation est représentée de manière polyédrique à partir d'une discrétisation de la surface de guidage (figure 4-11).

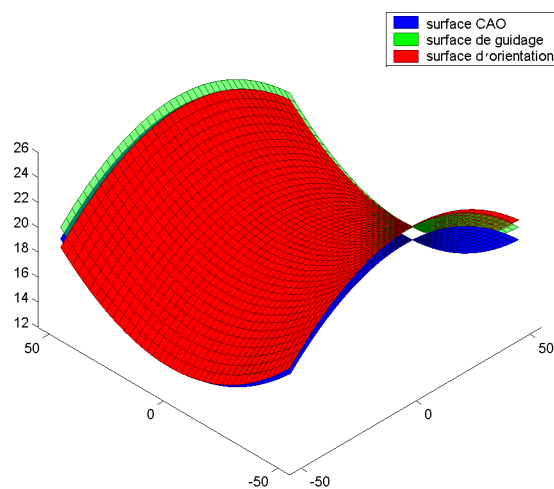


Figure 4-11 : Instance du modèle de SU pour le paraboloïde hyperbolique

Le modèle d'évaluation du suivi fait apparaître une saturation en vitesse sur l'axe C, sans qu'il n'y ait de problème sur l'axe A (figure 4-12). L'axe C est donc l'axe limitant vis-à-vis du suivi de trajectoire.

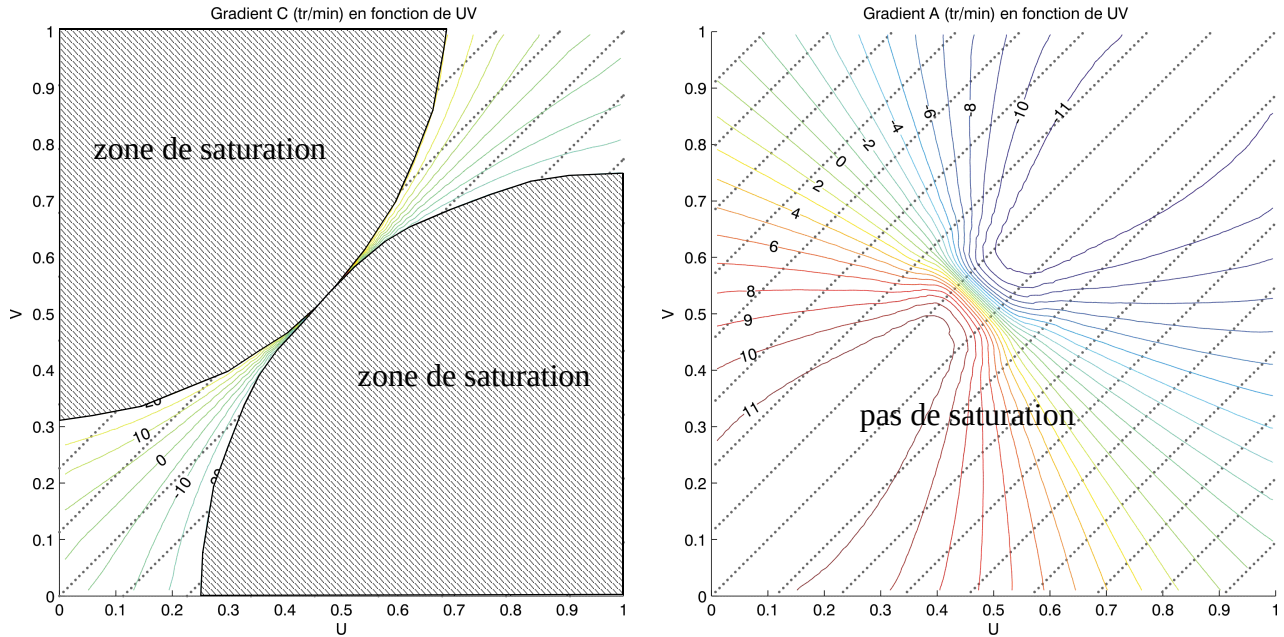


Figure 4-12 : Evaluation des vitesses des axes de rotation

Nous proposons donc de modifier les orientations de l'axe outil dans une des zones où l'axe C sature afin d'atteindre au mieux la vitesse d'avance programmée. La pièce étant symétrique, nous ne nous intéressons qu'à la moitié supérieure-gauche de la pièce. Nous avons analysé l'évolution des vitesses des axes rotatifs avec différents angles d'inclinaison. A priori, il existe des zones pour lesquelles un angle d'inclinaison de 5° permet de moins saturer, tout en conservant une inclinaison de 1° là où il n'y a pas de solution. Aussi, nous avons introduit des modifications locales par déformation de la surface d'orientation (figure 4-13) en imposant à quelques points une inclinaison de 5° .

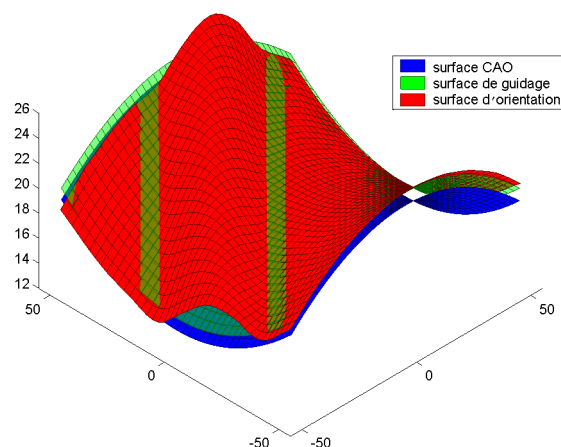


Figure 4-13 : Surface d'orientation modifiée

Grâce à la continuité de la surface d'orientation, toute une zone est déformée et n'importe quelle position de l'outil sur la passe considérée est modifiée. Dans la direction transversale à la passe, cette

modification a également généré une modification de l'angle d'inclinaison sur la passe précédente et sur la passe suivante. On observe sur la figure 4-14 que les saturations sur l'axe C sont diminuées, ce qui valide la pertinence de la démarche.

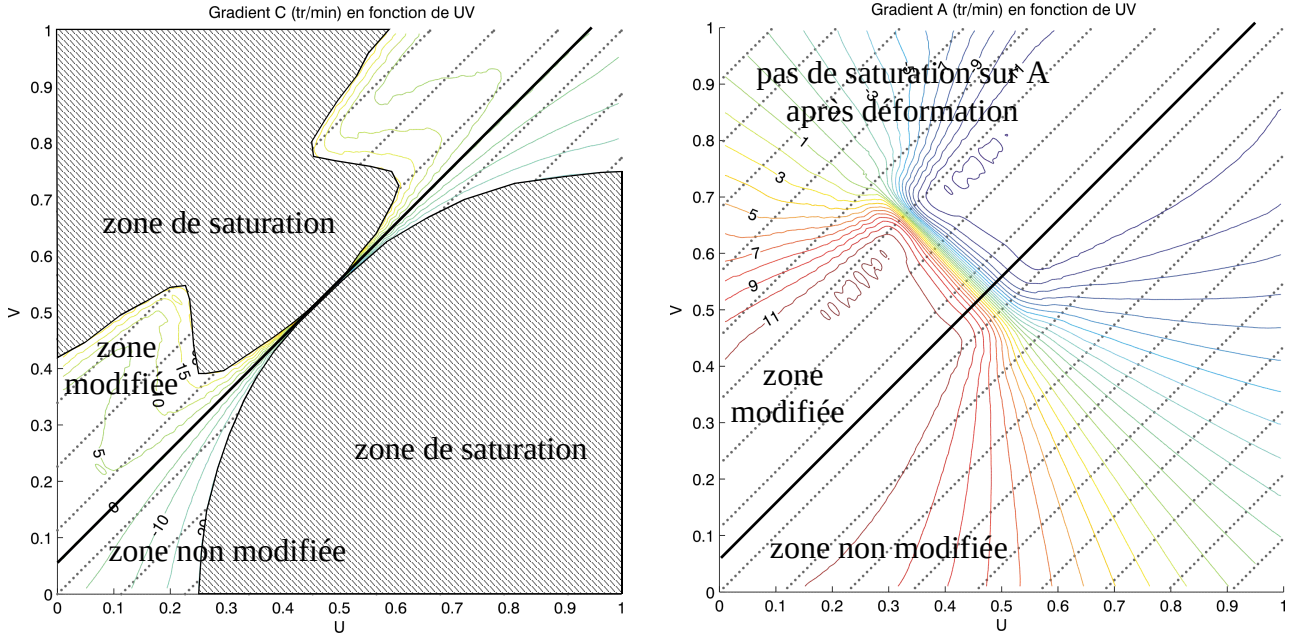


Figure 4-14 : Influence de la déformation sur les vitesses des axes

4.3. Ecriture du problème d'optimisation

Avant de détailler le problème d'optimisation en soi, rappelons le cadre de l'étude : nous nous intéressons uniquement à la phase de finition, où la surface est supposée usinée en une opération ; la MOCN est fixée et permet d'atteindre la précision voulue ; une stratégie d'usinage par défaut est proposée, de même que la géométrie de l'outil torique utilisé. Le posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine est également donné.

L'objectif est de déterminer la surface d'orientation S_2 , qui minimise le temps d'usinage T_u nécessaire pour exécuter la trajectoire $(u(s), v(s))$ calculée dans l'espace paramétrique de la surface de guidage tout en respectant la conformité de la pièce, c'est à dire les contraintes de non collision et de hauteur de crête maximale $e_{\max}$:

$$\left\{ \begin{array}{l} S_2(u, v) \quad \forall (u, v) \in (\text{élément à optimiser}) \\ \min(T_u) \quad (\text{fonction objectif}) \\ (u(s), v(s)) \quad (\text{trajectoire}) \\ (\theta_t(s), \theta_n(s)) \in E_{\text{admissible}}^2(s) \quad (\text{contrainte de non collision}) \\ \max(hc(s)) \leq e_{\max} \quad (\text{contrainte de respect de hauteur de crête}) \end{array} \right. \quad (4-5)$$

où θ_t et θ_n sont les angles d'inclinaison et de pivotement, $E_{admissible}^2$ l'espace admissible pour les angles d'orientation en chaque point de positionnement, hc la hauteur de crête et s l'abscisse curviligne de la trajectoire du point C_C sur la surface nominale.

4.3.1. Expression de la fonction objectif

Le temps d'usinage de la pièce T_u peut être décomposé en temps effectif T_{eff} et en temps non effectif T_{neff} :

$$T_u = T_{eff} + T_{neff} \quad (4-6)$$

Le temps effectif représente le temps que passe l'outil sur la surface à couper de la matière, le temps non effectif représente le temps passé à ne pas travailler (déplacements hors usinage, approches, retraits...). En phase de finition, le temps d'usinage non effectif T_{neff} est considéré comme négligeable devant le temps d'usinage effectif T_{eff} .

Cependant, la minimisation du temps d'usinage effectif doit se faire dans le respect des conditions de coupe admissibles : la vitesse d'avance $vf(s)$ reste inférieure ou égale à l'avance programmée v_{prog} :

$$vf(s) \leq v_{prog} \quad \forall s \in [0, L] \quad (4-7)$$

Dans la formulation du problème présentée, les vitesses d'avance réelle $vf(s)$ et programmée v_{prog} sont exprimées au point de contact outil-pièce C_C pour représenter au mieux les conditions de travail de l'outil. Compte tenu de l'équation (4-7), minimiser le temps d'usinage sur la trajectoire revient alors à minimiser les portions durant lesquelles la vitesse d'avance n'est pas à la vitesse programmée, ce qui s'écrit :

$$T = \int_0^L \frac{1}{\|v_{prog} - vf(s)\|} \cdot ds \quad (4-8)$$

avec pour expression de la vitesse d'avance :

$$vf(s) = \left\| \frac{d}{dt}(C_C(s(t))) \right\| \quad (4-9)$$

La minimisation du temps d'usinage fait intervenir la vitesse d'avance instantanée, le nombre de passes, la longueur de la trajectoire et la paramétrisation temporelle de la trajectoire créée lors de l'exécution. A cette étape, nous devons exprimer $vf(s)$ en fonction de la trajectoire calculée sur la SU, au point piloté de l'outil avant de passer dans l'espace articulaire de la machine et écrire les contraintes liées au suivi lors de l'exécution.

En choisissant comme point piloté le point C_L décrivant la surface d'orientation (figure 4-3), nous obtenons :

$$\begin{cases} v f(s) = \left\| \frac{d}{dt}(\mathbf{S}_1(u, v) - r \cdot \mathbf{n}(u, v)) \right\| \\ \mathbf{S}_2(u, v, \theta_t, \theta_n) = \mathbf{S}_1(u, v) - R \cdot \mathbf{v}(u, v, \theta_t, \theta_n) \end{cases} \quad (4-10)$$

où $\mathbf{n}$ représente la normale à la surface de guidage, $\mathbf{v}$ le vecteur tangent à l'outil défini en figure 4-3, r le rayon de coin de l'outil et R le rayon principal. Les variables u , v , θ_t et θ_n dépendent de s . A ce stade les seules inconnues sont $s(t)$, $\theta_t(s)$ et $\theta_n(s)$.

Un point crucial de ce problème est le lien entre le temps t et la position sur la trajectoire s . La relation entre ces deux paramètres est réalisée physiquement lors de l'exécution des trajets par le couple MO-CN. La transformation spatiale entre la trajectoire outil-pièce ($C_L, \mathbf{u}$) et la trajectoire articulaire $\{P_{\text{axe } i}(s)\}$ peut s'écrire par la transformation géométrique directe :

$$(C_L(u, v, \theta_t, \theta_n), \mathbf{u}(u, v, \theta_t, \theta_n)) = TGD(P_{\text{axe } 1}, P_{\text{axe } 2}, \dots, P_{\text{axe } N}) \quad (4-11)$$

Lors de l'exécution, les déplacements des axes obéissent à une loi de mouvement imposée par le pilotage en jerk de type :

$$P_{\text{axe } i}(t) = P_{0 \text{ axe } i} + v_{\text{axe } i}(t) \cdot t + \frac{1}{2} \cdot a_{\text{axe } i}(t) \cdot t^2 + \frac{1}{6} \cdot j_{\text{axe } i}(t) \cdot t^3 \text{ pour } i = 1 \dots N \quad (4-12)$$

qui respecte les contraintes du processus associées aux performances cinématiques maximales des axes spécifiées dans le DCN :

$$\begin{cases} -V_{\max \text{ axe } i} \leq v_{\text{axe } i}(t) \leq V_{\max \text{ axe } i} \\ -A_{\max \text{ axe } i} \leq a_{\text{axe } i}(t) \leq A_{\max \text{ axe } i} \\ -J_{\max \text{ axe } i} \leq j_{\text{axe } i}(t) \leq J_{\max \text{ axe } i} \end{cases} \quad (4-13)$$

4.3.2. Expression des contraintes du problème

La première contrainte à respecter porte sur les deux paramètres d'orientation $\theta_t(s)$ et $\theta_n(s)$. Ils ne peuvent varier qu'à l'intérieur d'un espace admissible (de type C-space) pour éviter les collisions (voir chapitre 1 §3.2.) :

$$(\theta_t(s), \theta_n(s)) \in E_{\text{admissible}}^2 \quad (4-14)$$

La conformité de la pièce impose également le respect d'une hauteur de crête maximale, suivant les tolérances géométriques :

$$\max(h_c) < e_{\max} \quad (4-15)$$

Le calcul de la hauteur de crête peut être effectué selon la méthode de [LEE et al. 96] présentée au chapitre 1 §3.1.2. La courbure locale de la surface usinée peut être approchée par un cercle de rayon équivalent R_{eq} [TOURNIER et al. 05b] :

$$R_{eq} = \frac{r \cdot (R + r \cdot \sin \theta_t)}{r \cdot \sin \theta_t \cdot (\cos \theta_n)^2 + (R + r \cdot \sin \theta_t) \cdot (\sin \theta_n)^2} \quad (4-16)$$

Cependant, il se peut que sur des passes adjacentes que la hauteur de crête ne soit pas respectée. Dans ce cas, une adaptation du mode de balayage peut être nécessaire, pour resserrer les passes et diminuer ainsi la crête maximale.

4.3.3. Synthèse

Sous sa forme générale, le problème d'optimisation de la surface d'orientation est très complexe. Nous venons de montrer qu'il fait intervenir de nombreux paramètres ou fonctions tels que l'orientation de l'axe de l'outil, la transformation géométrique directe, les lois de commande par le jerk et les équations de mouvement des axes. La principale difficulté consiste à établir le lien entre la position de l'outil le long de la trajectoire et le temps, $s(t)$ prenant en compte les contraintes liées au processus d'exécution telles que les performances cinématiques maximales des axes, le « look ahead » et les contraintes temporelles de traitement de la CN, ce qui ne permet pas d'exprimer une telle relation sous forme explicite ou implicite. La gestion de la hauteur de crête sur la trajectoire entière est également un autre verrou, car il est nécessaire de faire la comparaison entre le temps gagné en augmentant l'avance le long de la trajectoire et celui passé sur la portion de trajectoire rajoutée par un resserrement des passes éventuel.

Nous proposons de dégrader le problème d'optimisation ainsi formulé pour proposer une approche d'optimisation des trajectoires qui s'appuie sur les comparaisons des performances cinématiques des axes développées au chapitre 3.

4.4. Etude du problème dégradé

4.4.1. Démarche proposée

L'idée consiste à utiliser au mieux les axes, selon leurs caractéristiques cinématiques, afin de maximiser la vitesse d'avance instantanée tout en respectant la vitesse programmée et les contraintes ciné-

matiques liées au processus d'exécution des trajectoires. Pour cela, l'étude est menée dans l'espace de la pièce pour exprimer une nouvelle fonction objectif liée à la vitesse d'avance. Le formalisme en inverse du temps développé au chapitre 3 est repris pour exprimer les contraintes cinématiques des axes dans l'espace articulaire et pour comparer des axes de différentes natures (translation et rotation).

Si l'on considère l'évolution de l'outil le long de la trajectoire, la principale limitation au suivi est liée aux caractéristiques cinématiques des axes ; vitesse maximale $V_{\max \text{ axe } i}$, accélération maximale $A_{\max \text{ axe } i}$ et jerk maximum $J_{\max \text{ axe } i}$ (système (4-13)). Nous avons vu au chapitre 3 que le formalisme en inverse du temps permettait de déterminer, l'axe limitant vis à vis du jerk maximal, de l'accélération maximale et de la vitesse maximale le long d'une trajectoire articulaire :

$$\left\{ \begin{array}{l} \hat{V}_{\max} = \min_{i=1 \dots N} \left(\frac{V_{\max \text{ axe } i}}{\Delta P_{\text{axe } i}} \right) \\ \hat{A}_{\max} = \min_{i=1 \dots N} \left(\frac{A_{\max \text{ axe } i}}{\Delta P_{\text{axe } i}} \right) \\ \hat{J}_{\max} = \min_{i=1 \dots N} \left(\frac{J_{\max \text{ axe } i}}{\Delta P_{\text{axe } i}} \right) \end{array} \right. \quad (4-17)$$

En inverse du temps, ces paramètres interviennent également dans l'équation de mouvement des axes sous forme de contraintes (équations (4-18) et (4-19)) :

$$\hat{P}_{\text{axe } i}(t) = \hat{P}_{0 \text{ axe } i} + \hat{v}_{\text{axe } i}(t) \cdot t + \frac{1}{2} \cdot \hat{a}_{\text{axe } i}(t) \cdot t^2 + \frac{1}{6} \cdot \hat{j}_{\text{axe } i}(t) \cdot t^3 \quad (4-18)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 \leq \hat{v} \leq \min(\hat{V}_{\max}, \hat{V}_{\text{prog}}) \\ -\hat{A}_{\max} \leq \hat{a} \leq \hat{A}_{\max} \\ -\hat{J}_{\max} \leq \hat{j} \leq \hat{J}_{\max} \end{array} \right. \quad (4-19)$$

Dans le but de diminuer le temps de parcours, la démarche proposée est de déterminer la surface d'orientation qui maximise les trois seuils de ces contraintes $\hat{V}_{\max}$, $\hat{A}_{\max}$ et $\hat{J}_{\max}$. Pour cela, nous proposons une démarche en trois étapes représentée en figure 4-15. La décomposition en trois étapes est nécessaire car maximiser la vitesse n'est pas toujours équivalent à maximiser l'accélération : comme nous l'avons vu pour la Mikron, les performances cinématiques ne sont pas identiques pour tous les axes ; l'axe X possède la plus grande accélération des axes de translation, mais c'est l'axe Z qui a le plus grand jerk (voir tableau 2-1).

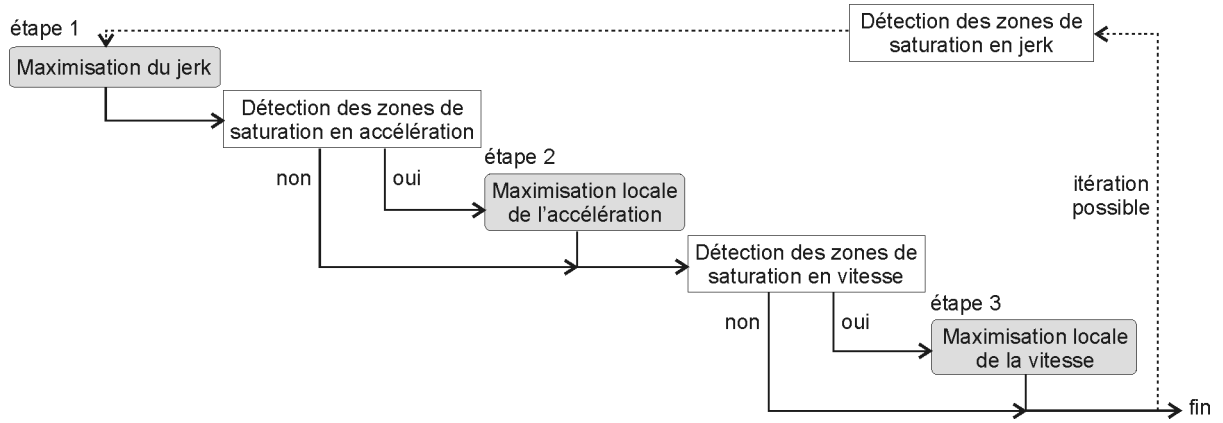


Figure 4-15 : Démarche en 3 étapes pour le problème dégradé

Au cours de la première étape, nous déterminons la trajectoire qui maximise le jerk. Nous commençons à optimiser l'orientation vis à vis de cette grandeur cinématique, car, comme nous l'avons vu au chapitre 3 la génération des profils cinématiques par un jerk choisi sur l'ensemble des trois valeurs permet d'obtenir une estimation correcte des mouvements :

$$\hat{j} = \begin{cases} \hat{J}_{\max} \\ 0 \\ -\hat{J}_{\max} \end{cases} \quad (4-20)$$

Après analyse par le modèle d'évaluation si des saturations en accélération sont détectées, il est possible de modifier localement l'orientation pour non plus maximiser $\hat{J}_{\max}$, mais l'accélération $A_{\max}$. Enfin la troisième étape consiste à détecter les éventuelles saturations en vitesse et à optimiser sur la portion de trajectoire concernée l'orientation de l'axe de l'outil pour pouvoir atteindre une vitesse d'avance plus élevée. Une itération peut être envisagée car la modification des accélération et vitesse maximales le long du trajet fait évoluer les sollicitations au niveau du jerk.

4.4.2. Réécriture du problème d'optimisation

En utilisant le passage en inverse du temps, le problème s'écrit de la même façon pour la vitesse, l'accélération ou le jerk. Nous appelons Q la grandeur cinématique concernée, suivant l'étape d'optimisation. De plus, nous avons choisi de déterminer l'orientation de l'axe de l'outil, non plus en tout point de la surface, mais uniquement le long de la trajectoire, ce qui revient à chercher des lois d'évolution des angles d'inclinaison $\theta_t(s)$ et de pivotement $\theta_n(s)$ le long de la trajectoire.

$$\left\{ \begin{array}{l} \theta_t(s), \theta_n(s) \text{ (éléments à optimiser)} \\ \max(F_Q) \text{ (maximisation de la fonction objectif)} \\ (u(s), v(s)) \text{ (trajectoire)} \\ (\theta_t(s), \theta_n(s)) \in E_{\text{admissible}}^2(s) \text{ (contrainte de non collision)} \\ \max(hc(s)) \leq e_{\text{max}} \text{ (contrainte de respect de hauteur de crête)} \end{array} \right. \quad (4-21)$$

avec pour expression de la fonction objectif suivante, qui représente la somme des vitesses, accélération ou jerk maximum que l'on peut atteindre le long de la trajectoire du point C_C :

$$F_Q = \int_0^L Q_{\text{max}}(s) \cdot ds \quad (4-22)$$

Il est important de souligner que le fait de sommer la grandeur Q_{max} le long de la trajectoire rend le problème global. La recherche de la plus grande contrainte Q_{max} que l'on peut atteindre le long de la trajectoire s'apparente à un problème dit « minimax » fournissant un meilleur résultat ponctuellement, mais qui est plus contraignant en d'autres endroits, ce qui ne correspond pas à la meilleure solution sur la passe entière.

La grandeur cinématique $Q_{\text{max}}(s)$ est obtenue par « projection » de la grandeur exprimée en inverse du temps $\hat{Q}_{\text{max}}(s)$ le long de la trajectoire du point de contact $C_C(s)$:

$$\left\{ \begin{array}{l} Q_{\text{max}}(s) = \hat{Q}_{\text{max}}(s) \cdot \Delta C_C(s) \\ \hat{Q}_{\text{max}}(s) = \min\left(\frac{Q_{\text{max axe 1}}}{\Delta P_{\text{axe 1}}(s)}, \frac{Q_{\text{max axe 2}}}{\Delta P_{\text{axe 2}}(s)}, \dots, \frac{Q_{\text{max axe N}}}{\Delta P_{\text{axe N}}(s)}\right) \end{array} \right. \quad (4-23)$$

La relation entre la variation $\Delta C_C(s)$ sur la trajectoire et les déplacements des axes correspondant $\Delta P_{\text{axe } i}(s)$ est obtenue par différentiation du modèle géométrique direct :

$$\left\{ \begin{array}{l} C_C(s) = C_L(u, v, \theta_t, \theta_n) - R \cdot \mathbf{v}(u, v, \theta_t, \theta_n) - r \cdot \mathbf{n}(u, v) \\ (C_L(u, v, \theta_t, \theta_n), \mathbf{u}(u, v, \theta_t, \theta_n)) = TGD(P_{\text{axe 1}}, P_{\text{axe 2}}, \dots, P_{\text{axe N}}) \end{array} \right. \quad (4-24)$$

4.4.3. Implémentation

Le problème d'optimisation reformulé ci-dessus est implémenté dans Matlab sous forme d'un problème d'optimisation non linéaire sous contraintes. Nous présentons dans ce paragraphe, les structures des différents éléments nécessaires à l'optimisation.

La fonction à minimiser durant l'optimisation a pour but de retourner l'image des vitesses maximales atteignables le long de la trajectoire en fonction des lois d'orientation de l'axe de l'outil.

La première étape consiste à générer les trajectoires sur la surface considérée pour les lois d'évolution des angles d'inclinaison $\theta_t(u, v)$ et de pivotement $\theta_n(u, v)$. Connaissant l'instance du modèle de Surface d'Usinage, et plus particulièrement la surface de guidage, nous générons un ensemble de posage outils le long de la passe étudiée selon la méthode présentée §3.2. Pour chaque positionnement outil calculé dans l'espace paramétrique, les angles d'inclinaison et de pivotement sont ensuite évalués. Les coordonnées du point piloté de l'outil (point C_L) et les cosinus directeurs de l'orientation de l'axe de l'outil sont alors reconstruits dans le repère lié à la pièce selon la géométrie de l'outil ; la trajectoire est alors définie le long d'une passe.

La deuxième étape porte sur l'évaluation d'une grandeur cinématique le long de la passe. Pour cela, la trajectoire articulaire est construite à partir du modèle géométrique inverse de la machine et du modèle de rééchantillonnage géométrique présenté au chapitre 3 §2.3.1. La trajectoire articulaire obtenue est alors traitée par le modèle prédictif du comportement cinématique pour déterminer, sur chaque segment de la trajectoire articulaire les valeurs des contraintes le long des segments. Suivant la grandeur cinématique choisie Q (vitesse, accélération ou jerk), les contraintes évaluées par segment Q_{max} sont sommées le long de la passe. Maximiser cette somme F_Q revient alors à minimiser $-F_Q$.

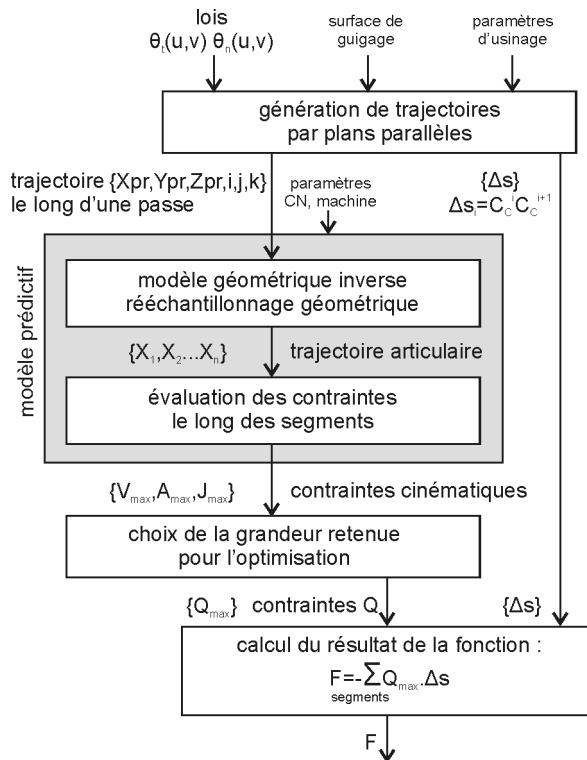


Figure 4-16 : Structure de la fonction minimisée lors de l'optimisation

Les contraintes qui sont implémentées portent sur des limites à l'orientation de l'axe de l'outil. Pour la formulation utilisée le long d'une passe, la contraintes d'écart géométrique sur la surface (hauteur de crête) n'est pas utilisée. Ainsi, les angles de pivotement et d'inclinaison sont limités vis à vis des collisions dans le plan de la passe (collisions vers l'arrière).

Enfin, la solution initiale, donnée d'entrée du problème d'optimisation, correspond à la programmation qui est choisie par défaut. En 5 axes, elle correspond souvent à une orientation de l'axe de l'outil constante sur la trajectoire, avec des valeurs d'inclinaison et pivotement faibles pour avoir une largeur coupée par l'outil torique importante.

Afin d'illustrer la démarche, nous appliquons dans le paragraphe suivant la démarche d'optimisation proposée à l'usinage d'une aube de turbine puis au paraboloïde hyperbolique.

5. Application

5.1. Passage du bord d'attaque d'une aube de turbine

L'usinage de pièces de type aube comporte des difficultés en particulier en ce qui concerne l'obtention d'une qualité de surface adaptée vis à vis des performances hydrodynamiques demandées (perte de rendement, cavitation...) [BRIENT 04]. Une étude précédemment menée conjointement avec le laboratoire LMH de l'EPFL s'était concentrée sur la comparaison de différentes stratégies d'usinage 5 axes permettant d'usiner ces profils [TOURNIER et al. 06]. Deux problèmes avaient été soulevés lors des essais sur différents centres d'usinage : le passage du bord d'attaque avec une vitesse d'avance faible et les collisions outil-pièce générées au changement du domaine de solution dans la résolution de la TGI.

Dans cette partie, nous avons repris le problème lié au passage du bord d'attaque. L'objectif est de mettre en oeuvre la démarche d'optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil. L'approche est menée ici sur une passe, considérant que l'analyse peut être répétée sur toute la trajectoire d'usinage.

5.1.1. Construction du modèle de SU et génération de trajectoires

Le profil retenu pour l'aube est un NACA 6412 défini en annexe F. La section du profil est modélisée par une BSpline de degré 3 par approximation des points calculés. L'aube est reconstruite par extrusion du profil selon l'axe Z, pour aboutir à un monocarreau BSpline de degré 3 selon le paramètre u et de degré 1 selon le paramètre v (figure 4-17).

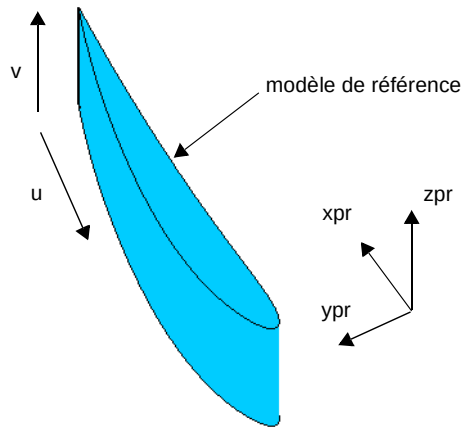


Figure 4-17 : Profil NACA 6411 reconstruit

La stratégie d'usinage retenue est un mode de balayage par plans parallèles de l'espace pièce, parallèlement au profil. La vitesse programmée est de 20 m/min pour un outil torique, de diamètre 10 mm et de rayon de coin 1 mm. L'orientation de l'axe de l'outil est initialement donnée avec une inclinaison arbitraire 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, plus particulièrement la surface d'orientation (figure 4-18 gauche). La figure 4-18 droite illustre les positionnements outils calculés lors de la génération d'une passe (seulement un positionnement outil sur six est représenté).

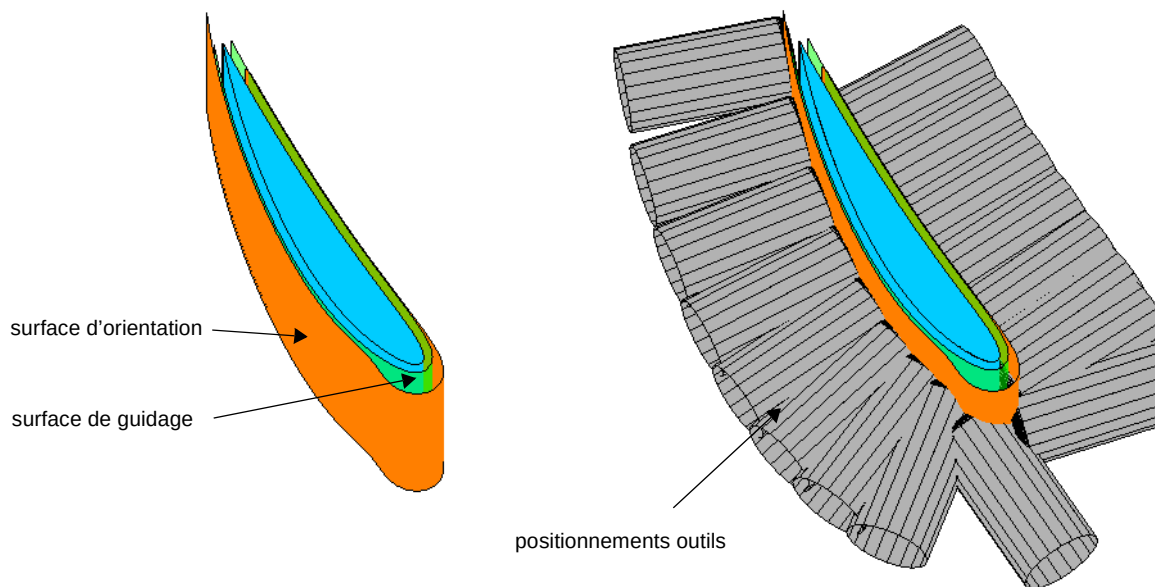


Figure 4-18 : Instance du modèle de SU et positionnements outils générés

Intéressons nous maintenant aux sollicitations des axes lors de l'exécution de cette passe sur la Mikron.

5.1.2. Analyse du suivi

Le posage de la pièce dans l'espace de la machine est tel que la base de programmation (x_{pr}, y_{pr}, z_{pr}) soit confondue avec la base de la machine (x_m, y_m, z_m). La figure 4-19 est un extrait des relevés de vitesses des axes mesurés lors de l'exécution de la passe sur la MO. Pour la passe considérée, seuls trois axes X, Z et C sont mis en mouvement. Nous pouvons remarquer que l'axe C est très sollicité vers le milieu de la trajectoire ; cette zone correspond au passage du bord d'attaque, générant une grande variation de l'orientation de l'axe de l'outil sur une longueur de trajectoire assez courte.

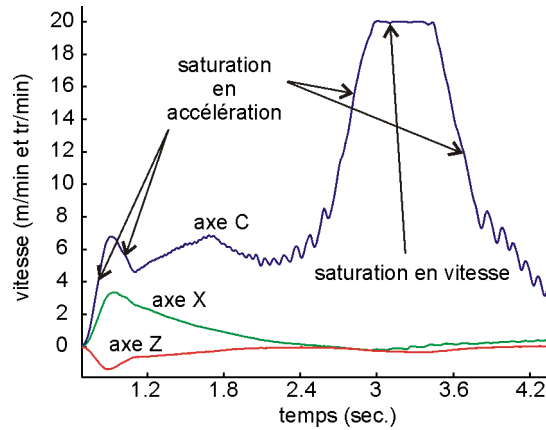


Figure 4-19 : Relevés des vitesses des axes lors de l'exécution

Cette figure met en évidence les zones de saturation en vitesse et en accélération sur l'axe C. De façon générale, la recherche de l'axe limitant peut être effectuée à l'aide du modèle d'évaluation, selon la méthode présentée au §2.4.3. du chapitre 3. La figure 4-20 présente les contraintes de vitesse maximale exprimées en inverse du temps $\hat{V}_{\max \text{ axe } i}$ correspondant aux performances cinématiques maximales des axes X, Z et C. La contrainte résultante $\hat{V}_{\max}$ correspond alors à la plus forte de ces contraintes, soit :

$$\hat{V}_{\max}(s) = \min\left(\frac{V_{\max \text{ axe } 1}}{\Delta P_{\text{axe } 1}(s)}, \frac{V_{\max \text{ axe } 2}}{\Delta P_{\text{axe } 2}(s)}, \dots, \frac{V_{\max \text{ axe } N}}{\Delta P_{\text{axe } N}(s)}\right) \quad (4-25)$$

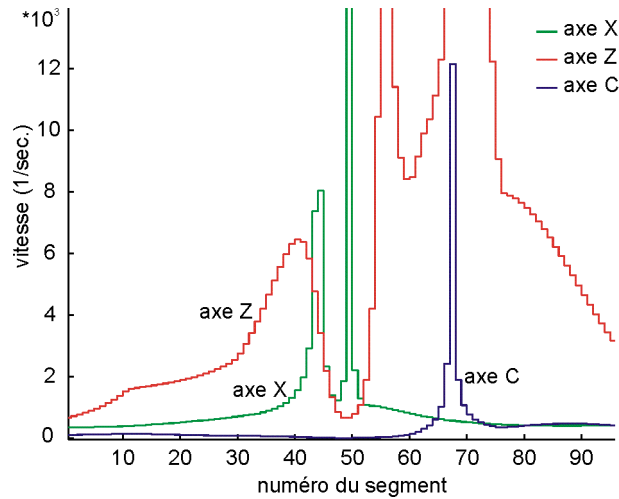


Figure 4-20 : Limitations des axes sur la vitesse d'avance en inverse du temps

Pour visualiser l'impact de ces contraintes sur la vitesse outil-pièce en C_C , il suffit de les projeter sur la trajectoire :

$$V_{\max}(s) = \hat{V}_{\max}(s) \cdot \Delta C_C(s) \quad (4-26)$$

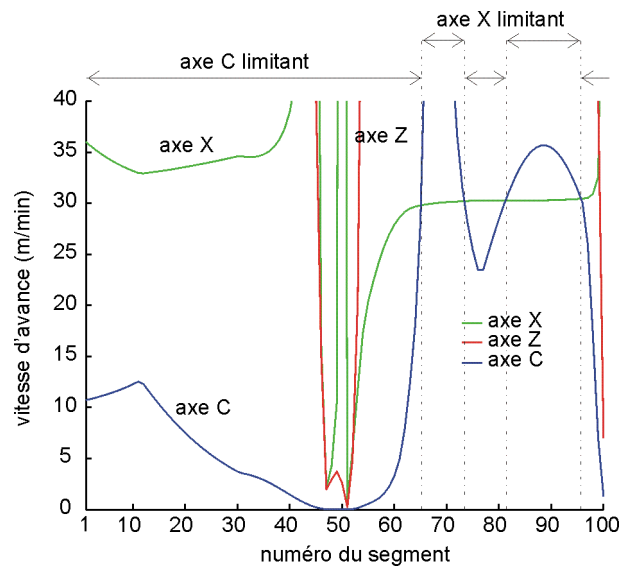


Figure 4-21 : Contraintes de vitesse maximale des axes sur la vitesse d'avance en C_C

Sur la majeure partie de la trajectoire, l'axe C limite la vitesse d'avance maximale qui peut être atteinte. La valeur est particulièrement faible au passage du bord d'attaque où elle chute à 0.1 m/min. Sur la première portion, la vitesse n'excédera pas 12 m/min tandis que sur la deuxième portion, elle pourra dépasser 20 m/min. Suite à cette analyse, nous retiendrons le profil de contrainte résultant tracé sur la figure 4-22. La même démarche peut être menée pour l'accélération et le jerk.

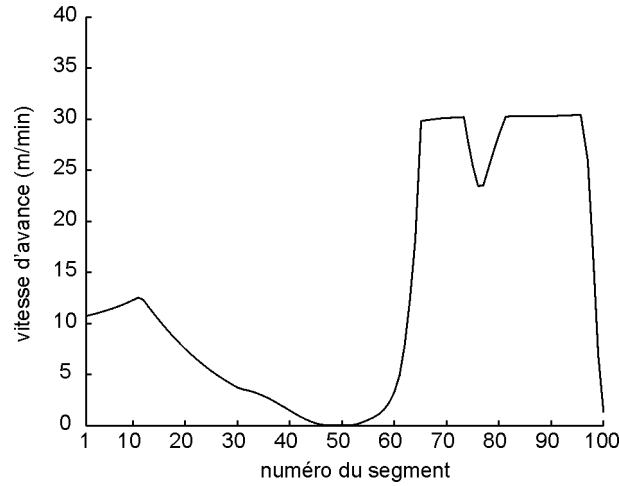


Figure 4-22 : Contrainte de vitesse résultante

Procédons maintenant à l'optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil.

5.1.3. Optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil

Pour illustrer la démarche, nous proposons de regarder l'influence d'une optimisation en vitesse :

$$F_V = \int_0^l V_{\max}(s) \cdot ds \quad (4-27)$$

Nous avons choisi de limiter directement l'espace admissible pour l'orientation de l'axe outil pour éviter les collisions notamment avec la pièce et le porte pièce. Les valeurs choisies sont fixes le long de la trajectoire, mais pourraient prendre en compte la courbure de la pièce et les accessibilités de l'outil de manière plus précise.

$$\begin{cases} 0^\circ \leq \theta_t \leq 45^\circ \\ 0^\circ \leq \theta_n \leq 90^\circ \end{cases} \quad (4-28)$$

Parmi l'ensemble des inclinaisons et orientations possibles le long de la passe, nous avons restreint le problème à la recherche de lois polynomiales cubiques pour gagner en rapidité de résolution :

$$\begin{cases} \theta_t(s) = a_0 + a_1 \cdot s + a_2 \cdot s^2 + a_3 \cdot s^3 \\ \theta_n(s) = b_0 + b_1 \cdot s + b_2 \cdot s^2 + b_3 \cdot s^3 \end{cases} \quad (4-29)$$

Le problème revient alors à déterminer les paramètres a_0, a_1, a_2, a_3 et b_0, b_1, b_2, b_3 qui maximise la fonction objectif F_V en respectant les contraintes du système d'équation (4-28).

La résolution numérique est traitée à l'aide d'une fonction du solveur de matlab pour résoudre ce problème non linéaire sous contraintes, aboutissant à la solution suivante :

$$\begin{cases} a_0 = 45 & a_1 = -104.02 & a_2 = 29.53 & a_3 = 39.07 \\ b_0 = 0.42 & b_1 = -1.37 & b_2 = -0.98 & b_3 = 4.43 \end{cases} \quad (4-30)$$

L'évolution de $\theta_t(s)$ et de $\theta_n(s)$ est représentée sur la figure 4-23. Le pivotement de l'outil est quasi-nul, par contre l'inclinaison varie beaucoup, de 45° à 0° .

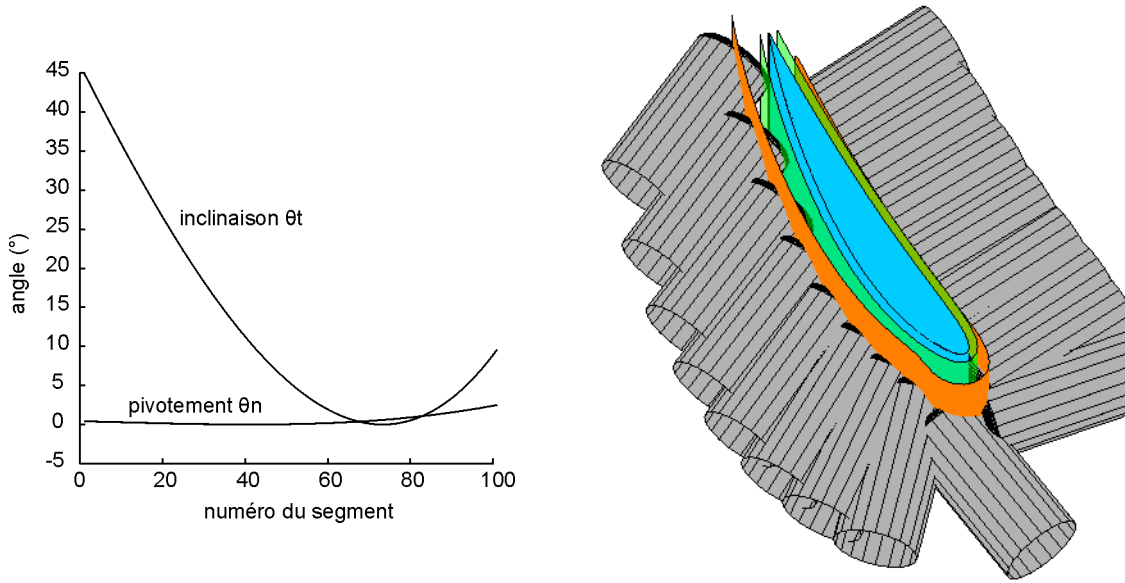


Figure 4-23 : Solution calculée pour l'orientation de l'axe de l'outil le long de la passe

Nous avons vu que l'axe C était l'axe limitant en vitesse sur une grande partie de la trajectoire pour une inclinaison fixe de 2° . Comparons les sollicitations de cet axe le long de la passe. La figure 4-24 représente l'évolution de la position de l'axe C le long de la trajectoire pour la solution de l'optimisation et pour les frontières de l'espace admissible de l'inclinaison θ_{tinf} et θ_{tsup} :

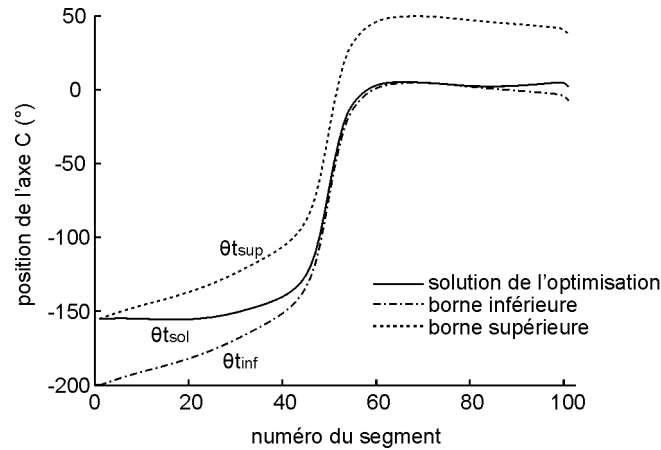


Figure 4-24 : Comparaison des évolutions de l'axe C

En début de trajectoire, l'inclinaison de l'outil est maximale (45°), pour diminuer au fur et à mesure que l'on s'approche du centre ; de même, en fin de trajectoire, l'inclinaison réaugmente. La forte valeur de θ_t en début de passe risque de dégrader fortement la crête au vu de l'équation (4-26).

Au passage du bord d'attaque (milieu de trajectoire), les deux courbes frontières sont proches l'une de l'autre, ainsi, il n'est pas possible de diminuer de manière significative le gradient de position ou vitesse (pente de la courbe). La solution trouvée par l'optimisation s'attache plus à minimiser les sollicitations de l'axe C sur la première moitié de la trajectoire, où la pente de la courbe de position est quasi nulle. C'est principalement sur cette région que se fait le gain en vitesse, car la sollicitation de l'axe est réduite. La figure 4-25 permet de conforter cette idée ; elle montre l'apport de l'optimisation vis à vis de la vitesse maximale atteignable par rapport à la stratégie initiale ($\theta_t = 2^\circ$).

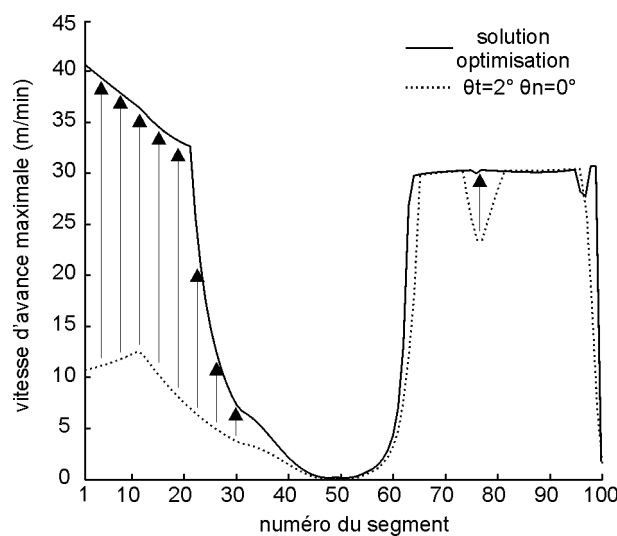


Figure 4-25 : Gain obtenu par l'optimisation pour la contrainte V_{max}

Maintenant que nous avons vu le gain obtenu pour la contrainte $V_{\max}(s)$, regardons comment ont évolué les sollicitations en accélération et jerk :

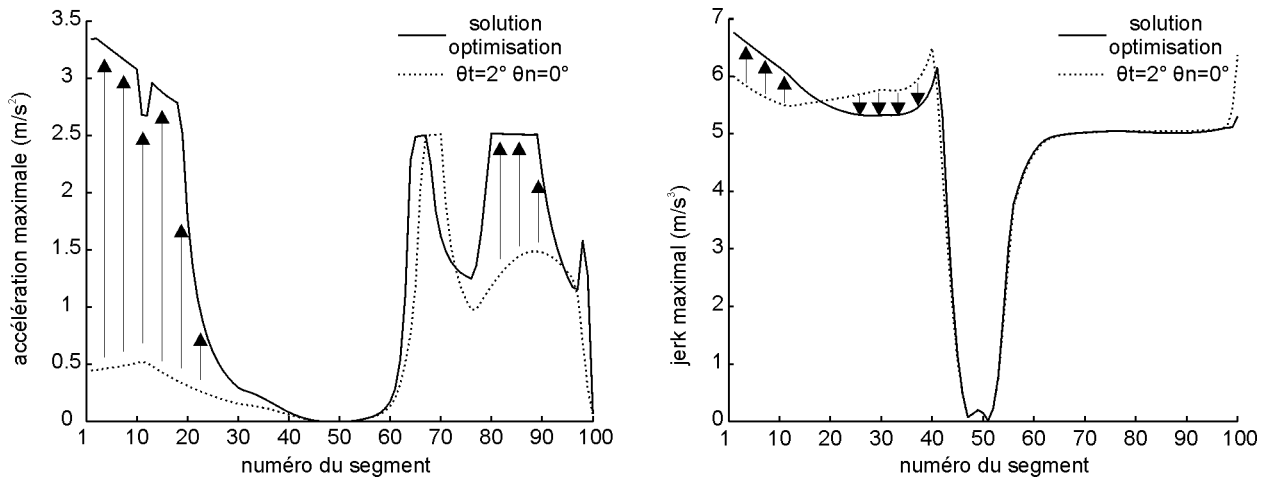


Figure 4-26 : Influence de l'optimisation sur les contraintes d'accélération et de jerk

Le premier point remarquable de la figure 4-26 est le gain également réalisé sur l'accélération tandis que le jerk n'a pas beaucoup évolué. Etant donné que les valeurs des contraintes $V_{\max}(s)$, $A_{\max}(s)$ sont relevés sans diminuer pour autant $J_{\max}(s)$, le temps de parcours de la trajectoire peut diminuer. Le second point porte sur la ressemblance entre les profils des contraintes en vitesse et en accélération. Sur la Mikron, les rapports des limites de vitesse entre les axes sont à peu près équivalents aux rapports des limites en accélération, ainsi, pour une même sollicitation des axes, le profil obtenu est semblable. Dans le cas du jerk, qui est beaucoup plus élevé sur l'axe Z (x10) et sur l'axe C (x20), le rapport des jerks entre les axes est différent, ce qui explique la différence de profil. Regardons maintenant l'influence de l'optimisation lors de l'exécution de la trajectoire.

La vitesse d'avance au point piloté de l'outil (point C_L) est reconstruite à partir des mesures de position et de vitesse des 5 axes lors du suivi (annexe C).

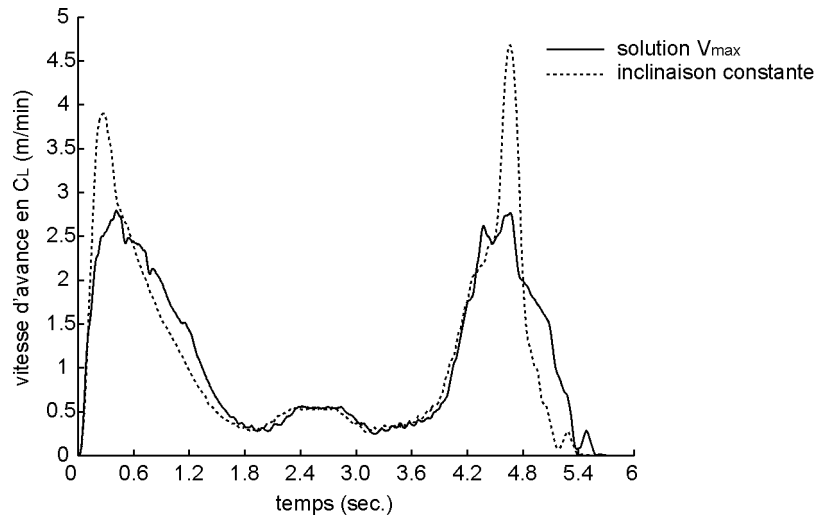


Figure 4-27 : Comparaison des vitesses d'avance

Sur la figure 4-27, nous constatons que profil de vitesse d'avance correspondant à la solution de notre problème d'optimisation est proche de celui comportant une inclinaison constante de 2° . Bien que les contraintes de vitesse et d'accélération soient relevées, il n'y a pas de gain significatif sur cet exemple. Le profil de vitesse obtenu après optimisation est plus « accidenté », ce qui pénalise le suivi. Ce comportement semble être lié au nombre d'axes interpolés lors de l'exécution : en effet, dans le cas de l'inclinaison constante, seul les trois axes X, Z et C sont sollicités, tandis qu'après optimisation, le faible pivotement de l'outil fait apparaître une légère évolution des axes A et Y. Cet essai confirme une fois de plus l'influence notable du traitement de la CN sur le suivi. Il faut noter également sur cet exemple que le passage du bord d'attaque contraint fortement le problème. L'analyse des grandeurs cinématiques maximales que l'on peut atteindre le long de la passe nous confirme que l'usinage de cette portion de trajet ne peut se faire qu'à vitesse très faible. Ainsi, l'optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil sur cette géométrie n'apporte pas d'amélioration significative.

5.2. Usinage du paraboloïde hyperbolique

La surface gauche considérée est celle présentée au §3.3. La génération de trajectoire est initialement effectuée par défaut avec une inclinaison de 1° et un pivotement nul. Cette orientation permet de maximiser la largeur coupée à chaque instant, tout en évitant les collisions avec l'arrière de l'outil. La distance entre passe est de 8 mm et le pas longitudinal de 0.01 dans l'espace paramétrique, soit environ 1 mm dans l'espace pièce.

L'optimisation porte sur la passe n°13, avec une optimisation sur la vitesse maximale qui peut être atteinte étant donné les limitations liées aux vitesses maximales des axes. Les solutions d'inclinaison et de pivotement sont recherchées parmi la famille de polynômes de degrés 3 (équation (4-29)).

La figure 4-30 compare l'orientation de l'axe de l'outil initiale avec la solution de l'optimisation. L'inclinaison solution varie de 40 à 45° environ, tandis que le pivotement reste quasi constant à -50°. Les solutions trouvées sont écartées de la solution initiale, ce qui va entraîner une modification importante au niveau de la crête générée.

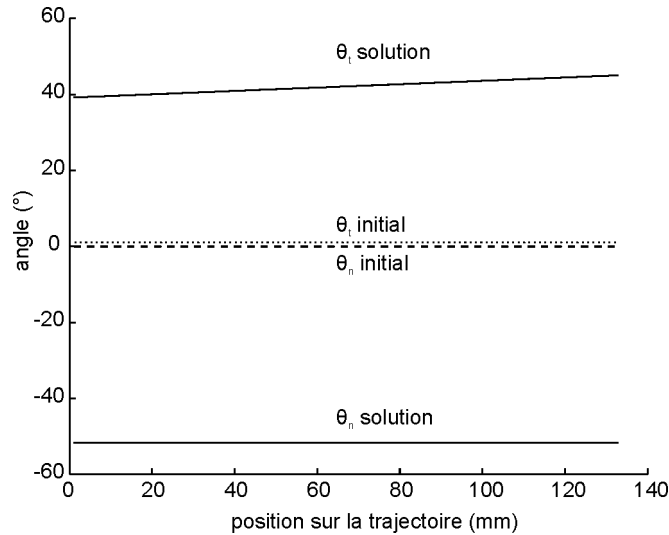


Figure 4-28 : Orientation initiale et optimisée

La figure 4-29 et la figure 4-30 montrent le gain apporté par l'optimisation. Pour l'orientation initiale, les vitesses et accélérations maximales sont très faibles vers le milieu de la trajectoire. Après optimisation, les valeurs obtenues sont bien supérieures, ce qui permet d'obtenir un comportement cinématique plus rapide. Il est également intéressant de noter que l'optimisation basée sur la vitesse, apporte un gain à la fois en accélération et en jerk pour cet exemple.

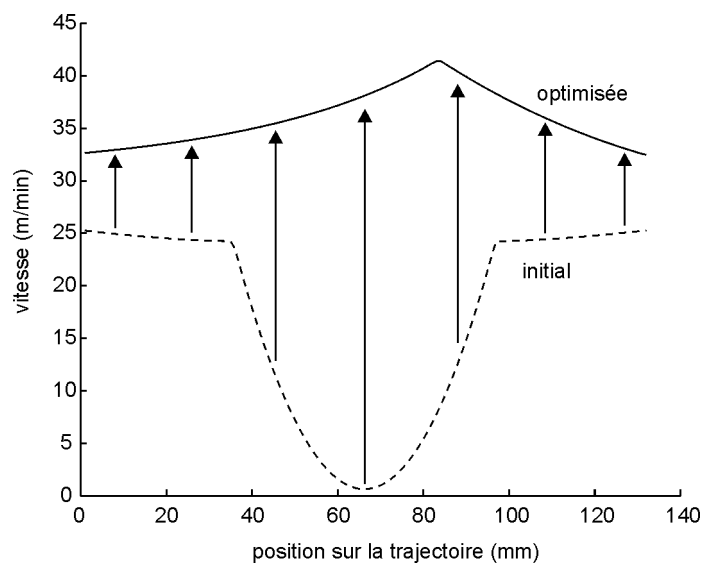


Figure 4-29 : Comparaison des contraintes de vitesse

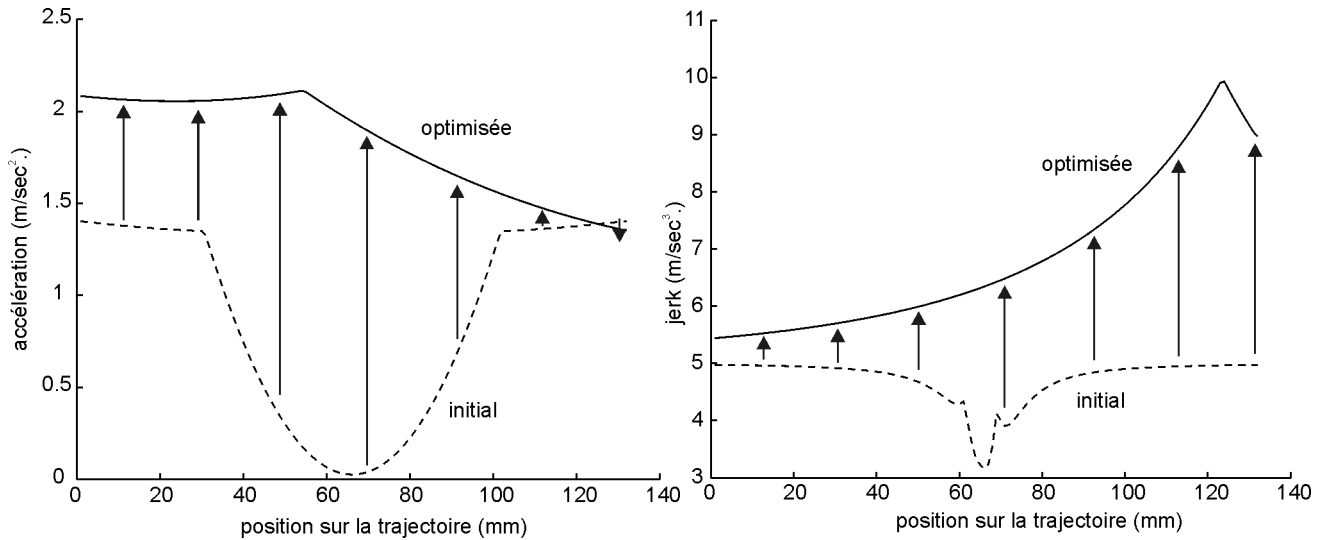


Figure 4-30 : Comparaison des contraintes d'accélération et de jerk

Lorsque l'on reconstruit la vitesse d'avance à partir des vitesses d'axe mesurées sur la CN, on constate un gain important en terme de temps et de vitesse : la figure 4-31 compare les vitesses d'avance outillage avant et après optimisation. Le gain en temps d'usinage est de 60 % environ, tandis que la vitesse d'avance est quasi constante le long de la trajectoire avec une valeur de 4.5 m/min pour une avance programmée à 5 m/min. La valeur de 5 m/min n'est pas atteinte car les blocs générés lors du calcul de la trajectoire sont de trop faible longueur ; le temps de cycle de la CN est limitant. Il serait nécessaire de régénérer les trajectoires en augmentant le pas longitudinal pour atteindre la vitesse programmée.

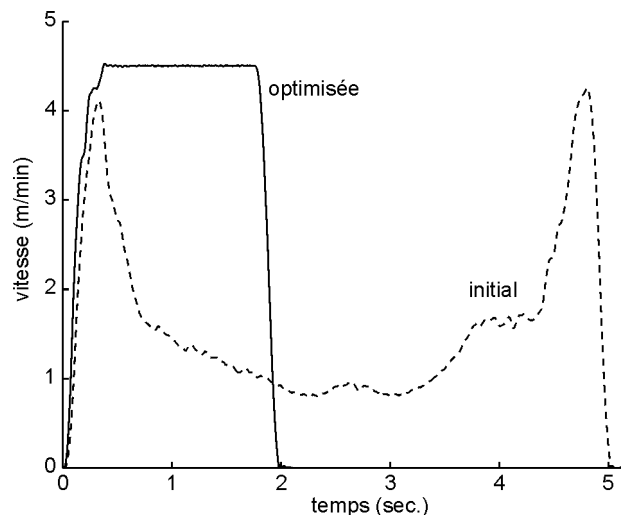


Figure 4-31 : Comparaison des vitesses d'avance

Cet exemple permet de valider la démarche d'optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil le long d'une passe. Le gain obtenu est temps de parcours est non négligeable, mais surtout, la vitesse d'avance de l'outil est proche de la vitesse programmée et constante ; les conditions de travail de l'outil sont donc beaucoup plus favorables qu'avec l'orientation initiale, favorisant ainsi une qualité de surface usinée régulière.

5.3. Synthèse

Ces exemples nous ont permis de mettre en oeuvre une partie de la démarche d'optimisation proposée. Pour compléter l'étude, des essais sur d'autres géométries sont à mener. Il faut ensuite envisager la prise en compte simultanée des contraintes en vitesse, accélération et jerk.

De même, l'optimisation menée sur une passe doit maintenant être étendue à l'usinage entier de la surface, prenant ainsi en compte la hauteur de crête. En effet, la modification de l'orientation de l'axe de l'outil engendre une variation de la hauteur de crête. La figure 4-32 est le résultat de la simulation de l'enlèvement matière sur trois passes successives. La partie gauche correspond à la programmation initiale, la partie droite représente la crête après optimisation de la passe du milieu. Cette simulation souligne l'augmentation de la crête due à la forte inclinaison de l'axe de l'outil pour l'usinage du paraboloïde. Ainsi, pour optimiser l'orientation de l'outil en considérant la surface entière à usiner, il est nécessaire de tenir compte de la hauteur de crête générée durant l'optimisation.

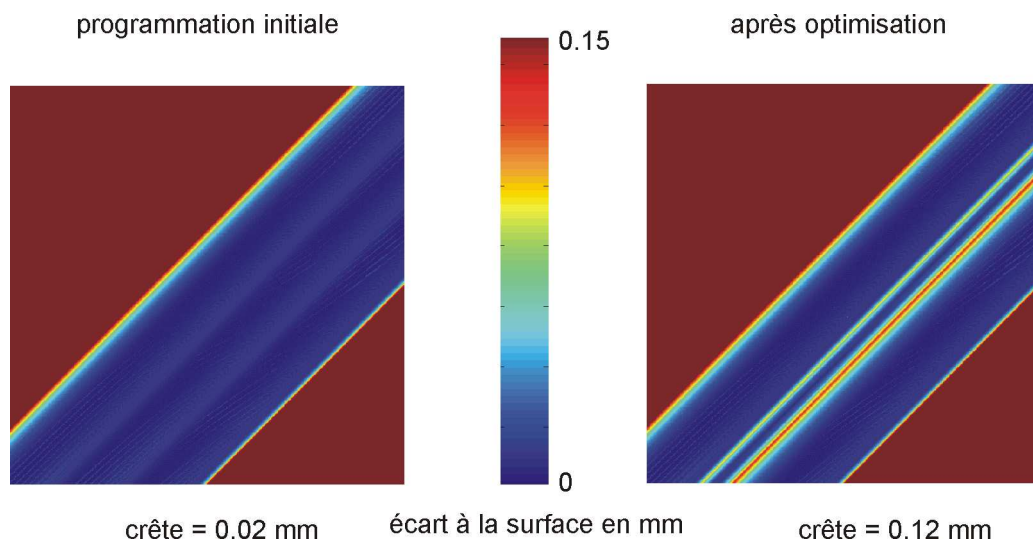


Figure 4-32 : Simulation de la crête générée

6. Conclusion

Dans le cadre de l'usinage des pièces de formes complexes, nous avons proposé dans ce chapitre une structure originale pour optimiser les trajectoires 5 axes et leur suivi UGV. Cette structure s'appuie

sur le modèle de surface d'usinage développé au LURPA, elle est composée de diverses voies d'optimisation qui reprennent les paramètres influents que sont le posage de la pièce et la stratégie d'usinage.

Nous avons montré l'intérêt de l'utilisation du modèle de SU pour la génération de trajectoires optimales : une méthode de calcul de trajectoires exemptes d'erreur de positionnement est détaillée, puis appliquée à l'usinage d'une pièce test pour montrer son efficacité. De plus, le découplage de la géométrie usinée de celle de l'orientation de l'axe de l'outil peut être utilisé pour intégrer des contraintes au niveau de la surface d'orientation.

Parmi les différentes voies d'optimisation, nous avons exploré celle visant à utiliser au mieux les performances cinématiques des axes. Ainsi, les contraintes cinématiques liées au couple MO-CN qui ont été identifiées au chapitre précédent sont intégrées dans la surface d'orientation afin de maintenir une avance proche de l'avance programmée. La formalisation de ce problème étant très complexe, une démarche d'optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil basée sur le modèle d'évaluation des performances développé est proposée. Cette démarche d'optimisation est mise en oeuvre sur un exemple validant ainsi sa faisabilité.

Il reste maintenant à tester d'autres géométries de pièces puis à étendre l'étude à l'usinage d'une surface entière pour juger de l'apport de la démarche. Elle pourrait également être complétée par l'introduction de contraintes supplémentaires liées à l'exécution sur la MOCN, comme le nombre d'axes ou le format d'interpolation afin d'exploiter au mieux des performances du couple MO-CN et accroître le suivi UGV.

Conclusion et perspectives

Dans le contexte plus général du processus d'élaboration des pièces de formes complexes en usinage 5 axes UGV, nous nous sommes concentrés sur l'activité de génération et d'exécution des trajectoires. Alors que la plupart des méthodes de génération des trajectoires sont basées sur un raisonnement géométrique, le suivi UGV multi-axes comporte de nombreuses difficultés, affectant la précision des pièces usinées ainsi que la productivité. Il est donc nécessaire de prendre en considération le processus d'exécution ainsi que les limitations qu'il comporte pour générer les trajectoires favorisant le suivi. L'objectif de nos travaux est donc la génération de trajectoires 5 axes adaptées au suivi UGV.

La démarche que nous avons proposée consiste à analyser le processus d'exécution des trajectoires sur MOCN afin de situer les éléments les plus critiques ainsi que leur influence sur le suivi. L'analyse du suivi est menée conjointement au travers de la littérature et d'essais sur le centre d'usinage Mikron du laboratoire. La généralité de l'analyse et des expérimentations menées permet de reproduire une telle étude sur toute structure multi-axes. De cette étude résultent les principaux éléments limitants que sont le temps de cycle d'interpolation de la CN, la présence de discontinuités de vitesse dans les commandes des axes et la résolution de la TGI ainsi que les facteurs associés. Elle met en avant les difficultés qui consistent à générer des trajectoires et à s'assurer de leur correcte exécution pour garantir la conformité de la pièce usinée tout en conservant une certaine productivité.

Dans l'objectif d'optimiser les trajectoires et leur suivi, une formalisation des limitations des axes, du DCN et des difficultés associées à la transformation géométrique inverse est proposée afin d'extraire les éléments qui pénalisent le suivi. Un modèle d'évaluation des performances cinématiques lors du suivi de trajectoires 5 axes est ainsi établi. Outre l'estimation des grandeurs cinématiques des axes le long de la trajectoire, ce modèle permet, à partir d'un programme d'usinage et d'un couple MO-CN donné, la reconstruction de la vitesse relative outil-pièce. Il est alors possible de situer les portions de trajectoires pour lesquelles la vitesse d'avance programmée n'est pas atteinte.

Ce modèle original est basé sur le formalisme en « inverse du temps », permettant l'analyse et la comparaison d'axes de différentes natures, et cela pour un nombre d'axes « non limité ». Il fournit égale-

ment une estimation plus précise du suivi en intégrant des fonctionnalités spécifiques au suivi UGV telles que le pilotage des axes par le jerk et le look ahead.

Ce modèle donne une estimation relativement précise des vitesses des axes pour le 3 axes et le 5 axes, et une bonne prédiction des zones présentant de forts ralentissements de la vitesse effective en 5 axes. Si l'on souhaite une meilleure prédiction de la vitesse d'avance, ce modèle peut être amélioré par une modélisation plus détaillée du franchissement des discontinuités. Il pourrait être complété par un ensemble de contraintes liées au couplage des axes de translation et des axes de rotation des MOCN. L'association de ce modèle à un modèle d'asservissement d'axe permettrait également d'affiner la qualité de la prédiction.

A partir des estimations du comportement cinématique en usinage 5 axes, nous avons proposé une structure générale d'optimisation présentant différentes voies et niveaux qui peut être la base de travaux futurs visant à optimiser les trajectoires et leur suivi UGV. L'étude du posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine et la recherche de nouvelles stratégies d'usinage sont autant de voies à explorer.

La structure d'optimisation détaillée est basée sur le modèle de surface d'usinage développé au laboratoire. Nous avons alors choisi d'approfondir la voie visant à optimiser l'orientation de l'axe de l'outil au travers de la surface d'orientation pour minimiser le temps d'usinage. Nous avons montré l'intérêt d'utiliser le modèle de SU en optimisation de trajectoires :

- Le calcul de positionnement outils exempts d'erreurs ou d'approximations est présenté et appliqué au mode de parcours par plans parallèles ;
- L'optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil le long de la trajectoire est réalisée par l'intégration de contraintes cinématiques du couple MO-CN dans la surface d'orientation.

Après avoir validé la faisabilité de cette démarche sur des portions de trajectoires, nous souhaitons maintenant étendre cette étude à l'usinage de surfaces et à d'autres géométries de pièces pour évaluer le gain apporté.

L'intégration d'autres contraintes dans l'optimisation peut également être envisagée pour affiner cette première approche. De manière plus générale, d'autres voies telles que la planification ou un découpage des surfaces suivant leur typologies sont à explorer. La démarche globale d'optimisation semble montrer un grand intérêt pour l'usinage de surfaces non fonctionnelles, où une remise en cause de la géométrie est possible, libérant un certain nombre de contraintes fortes au problème de maximisation du suivi et la productivité.

Conclusion et perspectives

A l'issue de ces travaux, nous avons développé un certain nombre d'outils permettant de qualifier le suivi de trajectoires 5 axes UGV et donnant les pistes pour son optimisation. La simulation d'enlèvement de matière tenant compte de la TGI et de contraintes du couple MO-CN permet de prévenir des éventuelles collisions outil-pièce et de vérifier la conformité de la pièce géométrique usinée. L'évaluation de la vitesse relative outil-pièce permet d'une part de situer les marques correspondants aux modifications des conditions de coupe et d'autre part d'évaluer le temps de parcours de la trajectoire. Une réflexion est à mener sur la possible intégration de ces travaux dans la chaîne numérique 5 axes.

Références bibliographiques

[AFFOUARD 04]

A. Affouard, *Intégration du comportement cinématique des machines-outils lors du calcul de trajectoires d'usinage : Résolution du problème de singularité géométrique en usinage à 5 axes*, Thèse de Doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2004.

[AFFOUARD et al. 04]

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, vol. 44, n° 4, pp. 415-425, 2004.

[ALTINTAS 00]

Y. Altintas, *Manufacturing Automation - Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*, Cambridge University Press, ISBN 0-521-65973-6, 2000.

[ANOTAIPAIBOON et al. 06]

W. Anotaipaiboon, S.S. Makhanov, E.L.J. Bohez, *Optimal setup for five-axis machining*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 46, n° 9, pp. 964–977, 2006.

[BALASUBRAMANIAM et al. 03]

M. Balasubramaniam, S.E. Sarma, K. Marciniak, *Collision-free finishing toolpaths from visibility data*, Computer-Aided Design, vol. 35, n° 4, pp. 359-374, 2003.

[BAGARD 97]

P. Bagard, *Tooling and complex shapes : technico-economic reports between high speed machining, conventionnal machining and electroerosion*, 1st french and german conference on high speed machining, pp. 249, 1997.

[BARRE 04]

P-J. Barre, *Commande et entraînement des machines outils à dynamique élevée - Formalismes et applications*, Habilitation à Diriger des Recherches, Université des Sciences et Technologie de Lille, 2004.

[BLOCH et al. 01]

S. Bloch, E. Deneuve, L. Tan, *Innovative feed rate optimisation technique*, Proceedings of 3rd International Conference on Metal Cutting and High Speed Machining, pp. 119-136, Metz (France), 2002.

[BOBROW 85]

J.E. Bobrow, *NC machine tool path generation from CSG part representations*, Computer-Aided Design, vol. 17, n° 2, pp. 69-76, 1985.

[BOHEZ 02]

E.L.J. Bohez, *Compensating for systematic errors in 5-axis NC machining*, Computer-Aided Design, vol. 34, n° 5, pp. 391-403, 2002.

[BRIENT 04]

A. Brient, *Etude de l'influence du processus de fabrication sur les performances des propulseurs marins : Approche multimétiers de l'usinage d'hélices*, Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Nantes - Université de Nantes, 2004.

[BROOMHEAD et al. 86]

P. Broomhead, M. Edkins, *Generation NC data at the machine tool for the manufacture of free-form surfaces*, International Journal of Production Research, vol. 24, n° 1, pp. 1-14, 1986.

[BRUN-PICARD 00]

D. Brun-Picard, F. Gerardin, *Evolution des techniques de commande d'axes pour améliorer les performances en usinage grande vitesse*, Assises et Usinage à Grande Vitesse, pp. 16.1-16.7, Senlis (France), 2000.

[CANO 04]

T. Cano, *Etude du comportement cinématique des Machines Outils à Usinage Grande Vitesse 5 axes Sérielles*, mémoire de DEA, Institut Français de Mécanique Avancé - Université Blaise Pascal Clermont II, 2004.

[CHANAL et al. 06]

H. Chanal, E. Duc, P. Ray, *A study of the impact of machine tool structure on machining processes*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 46, n°2, pp. 98-106, 2006.

[CHENG et al. 02]

M.-Y. Cheng, M.-C. Tsai, J.-C. Kuo, *Real-time NURBS command generators for CNC servo controllers*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 42, n° 7, pp. 801-813, 2002.

[CHEUTET et al. 05]

V. Cheutet, C.E. Catalano, J.P. Pernot, B. Falcidieno, F. Giannini, J.C. Leon, *3D sketching for aesthetic design using fully free-form deformation features*, Computers and Graphics, vol. 29, n° 6, pp. 916-930, 2005.

[CHIOU et al. 02a]

C.-J. Chiou, Y.-S. Lee, *A machining potential field approach to tool path generation for multi-axis sculptured surface machining*, Computer-Aided Design, vol. 34, n° 5, pp. 357-371, 2002.

[CHIOU et al. 02b]

C.-J. Chiou, Y.-S. Lee, *Swept surface determination for five-axis numerical control machining*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 42, n° 14, pp. 1497-1507, 2002.

[CHO et al. 93]

H.D. Cho, Y.T. Jun, M.Y. Yang, *Five-axis CNC milling for effective machining of sculptured surfaces*, International Journal of Production Research, vol. 31, n° 11, pp. 2559-2573, 1993.

[COLAS et al. 06]

F. Colas, J-Y. Dieulot, P-J. Barre, *Influence de différentes structures de commande sur le compromis temps/vibration - Application à un robot cartésien*, 4èmes Assises Machine et Usinage Grande Vitesse, pp. 31-40, 2006.

[DEPINCE et al. 05]

P. Dépincé, J-Y. Hascoët, *Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 2. Compensation of tool deflection*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 46, n° 9, pp. 1-12, 2006.

[DING et al. 04]

S. Ding, M.A. Mannan, A.N. Poo, *Oriented bounding box and octree based global interference detection in 5-axis machining of free-form surfaces*, Computer-Aided Design, vol. 36, n° 13, pp. 1281-1294, 2004.

[DU et al. 05]

S. Du, T. Surmann, O. Webber, K. Weinert, *Formulating swept profiles for five-axis tool motions*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 45, n° 7-8, pp. 849-861, 2005.

[DUC 98]

E. Duc, *Usinage des formes gauches, contribution à l'amélioration de la qualité des trajectoires d'usinage*, Thèse de Doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 1998.

[DUGAS 02]

A. Dugas, *CFAO et UGV - Simulation d'usinage de formes complexes*, Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Nantes - Université de Nantes, 2002.

[DUGAS et al. 02]

A. Dugas, J-J. Lee, J-Y. Hascoët, *High Speed Milling—Solid simulation and machine limits*, Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering, Kluwer Academic Publishers, pp. 287-294, 2002.

[DUMUR et al. 98]

D. Dumur, P. Boucher, J. Roder, *Advantages of an Open Architecture Structure for the Design of Predictive Controllers for Motor Drives*, Annales du CIRP, vol. 47, n° 1, pp. 291-294, 1998.

[ELNAGAR et al. 00]

A. Elnagar, A. Hussein, *On optimal constrained trajectory planning in 3D environments*, Robotics and Autonomous Systems, n° 33, vol. 4, pp. 195-206, 2000.

[ERKORKMAZ et al. 01]

K. Erkorkmaz, Y. Altintas, *High speed CNC system design - Part I: jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 41, n° 9, pp. 1323-1345, 2001.

[FALLBÖHMER et al. 00]

P. Fallböhmer, C.A. Rodriguez, T. Özel, A. Altan, *High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 98, pp. 104-115, 2000.

[FAROUKI et al. 00]

R.T. Farouki, Y-F. Tsai, C.S. Wilson, *Physical constraints on feedrates and feed accelerations along curved tool paths*, Computer Aided Geometric Design, vol. 17, n° 4, pp. 337-359, 2000.

[FLEISIG et al. 01]

R.V. Fleisig, A.D. Spence, *A constant feed and reduced angular acceleration interpolation algorithm for multi-axis machining*, Computer-Aided Design, vol. 33, n° 1, pp. 1-15, 2001.

[GARG et al. 02]

D.P. Garg, M. Kumar, *Optimization techniques applied to multiple manipulators for path planning and torque minimization*, Engineering Applications of Artificial Intelligence, vol. 15, n° 3-4, pp. 241-252, 2002.

[HO et al. 01]

S. Ho, S. Sarma, Y. Adachi, *Real-time interference analysis between a tool and an environment*, Computer-Aided Design, vol. 33, n° 13, pp. 935-947, 2001.

[HO et al. 03]

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, vol. 43, n° 12, pp. 1259-1267, 2003.

[HOCK 97]

S. Hock, *High speed cutting (HSC) in die and mould manufacture*, 1st french and german conference on high speed machining, pp. 274-283, 1997.

[HUG 98]

J.L. Hug, *UVC-UGV-UTGV : Coût des métaux en fraisage*, Mach'Pro, pp. 22-25, 1998.

[ILUSHIN et al. 05]

O. Ilushin, G. Elber, D. Halperin, R. Wein, M-S. Kim, *Precise global collision detection in multi-axis NC-machining*, Computer-Aided Design, vol. 37, n° 9, pp. 909-920, 2005.

[ISO 3592]

ISO 3592:2000 *Systèmes d'automatisation industrielle - Commande numérique des machines - Informations de sortie des processeurs CN - Structure de fichier et format de langage*, Norme ISO, deuxième édition, 2000.

[ISO 6983]

ISO 6983-1:1982 *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*, Norme ISO, 1982.

[JERARD et al. 89]

R. B. Jerard, R. L. Drysdale, K. Hauck, B. Schaudt, J. Magewick, *Sculptured Surfaces - Methods for Detecting Errors in Numerically Controlled Machining of Sculptured Surfaces*, IEEE Computer Graphics and Applications, pp. 26-39, janvier 1989.

[JUN et al. 03]

C-S. Jun, K. Cha, Y-S. Lee, *Optimizing tool orientations for 5-axis machining by configuration-space search method*, Computer-Aided Design, vol. 35, n° 6, pp. 549-566, 2003.

[KIM et al. 02]

T. Kim, S. Sarma, *Toolpath generation along directions of maximum kinematic performance; a first cut at machine-optimal paths*, Computer-Aided Design, vol. 34, n° 6, pp. 453-468, 2002.

[LANGERON et al. 04]

J.M. Langeron, E. Duc, C. Lartigue, P. Bourdet, *A new format for 5-axis tool path computation, using Bspline curves*, Computer-Aided Design, vol. 36, n° 12, pp. 1219-1229, 2004.

[LARTIGUE 01]

C. Lartigue, *Processus de réalisation des pièces de forme complexe. Une approche géométrique, de la conception à la mesure*, Habilitation à Diriger les Recherches, Institut National Polytechnique de Grenoble, 2001.

[LARTIGUE et al. 04]

C. Lartigue, C. Tournier, M. Ritou, D. Dumur, *High-performance NC for High-Speed Machining by means of polynomial trajectories*, Annales du CIRP, vol. 53, n°1, pp. 317-320, 2004.

[LARUE et al. 03]

A. Larue, *Prise en compte des déformations d'un outil dans le calcul de trajectoires d'usinage en fraisage de profil*, Thèse de Doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2003.

[LAUWERS et al. 03]

B. Lauwers, P. Dejonghe, J.P. Kruth, *Optimal and collision free tool posture in five-axis machining through the tight integration of tool path generation and machine simulation*, Computer-Aided Design, vol. 35, n° 5, pp. 421-432, 2003.

[LAVERNHE et al. 06a]

S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, *Kinematical performances in 5-axis machining*, Congrès Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering, CDROM n° P082, 12 p., Grenoble, 17-19 Mai 2006.

[LAVERNHE et al. 06b]

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*, Assises Machine Outil et Usinage à Grande Vitesse, CDROM n° P18F, pp. 59-69, Aix-en-Provence, 8 et 9 Juin 2006.

[LAVERNHE et al. 06c]

S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, *Model for performance prediction in multi-axis machining*, CIRP - 2nd international conference on High Performance Cutting, 10 p., Vancouver, Canada 12 et 13 Juin 2006.

[LEE 97]

Y.-S. Lee, *Admissible tool orientation control of gouging avoidance for 5-axis complex surface machining*, Computer-Aided Design, vol. 29, n° 7, pp. 507-521, 1997.

[LEE 98]

Y.-S. Lee, *Non-isoparametric tool path planning by machining strip evaluation for 5-axis sculptured surface machining*, Computer-Aided Design, vol. 30, n° 7, pp. 559-570, 1998.

[LEE et al. 96]

Y.-S. Lee, T.C. Chang, *Machined Surface Error Analysis For 5-axis Machining*, International Journal of Production Research, vol. 34, n° 1, pp. 111-135, 1996.

[LEE et al. 97]

Y.-S. Lee, H. Ji, *Surface interrogation and machining strip evaluation for 5-axis CNC die and mold machining*, International Journal of Production Research, vol. 35, n° 1, pp. 225-252, 1997.

[LIU et al. 05]

X. Liu, F. Ahmad, K. Yamazaki, M. Mori, *Adaptive interpolation scheme for NURBS curves with the integration of machining dynamics*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 45, n° 4-5, pp. 433-444, 2005.

[MONREAL et al. 03]

M. Monreal, C.A. Rodriguez, *Influence of tool path strategy on the cycle time of high-speed milling*, Computer-Aided Design, vol. 35, n° 4, pp. 395-401, 2003.

[MULLER et al. 04]

M. Müller, G. Erds, P. Xirouchakis, *High accuracy spline interpolation for 5-axis machining*, Computer-Aided Design, vol. 36, n° 13, pp. 1379-1393, 2004.

[MUNLIN et al. 04]

M. Munlin, S.S. Makhanov, E.L.J. Bohez, *Optimization of rotations of a five-axis milling machine near stationary points*, Computer-Aided Design, vol. 36, n° 12, pp. 1117-1128, 2004.

[NAM et al. 04]

S-H. Nam, M-Y. Yang, *A study on a generalized parametric interpolator with real-time jerk-limited acceleration*, Computer-Aided Design, vol. 36, n° 1, pp. 27-36, 2004.

[PATELOUP et al. 04]

V. Pateloup, E. Duc, P. Ray, *Corner optimization for pocket machining*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44, n° 12-13, pp. 1343-1353, 2004.

[PATELOUP 05]

V. Pateloup, *Amélioration du comportement cinématique des machines outils UGV - Application au calcul de trajets d'évidement de poches*, Thèse de Doctorat, Université Blaise Pascal - Clermont II, 2005.

[RADZEVICH 06]

S.P. Radzevich, *A closed-form solution to the problem of optimal tool-path generation for sculptured surface machining on multi-axis NC machine*, Mathematical and Computer Modeling, vol. 43, n° 3-4, pp. 222-243, 2006.

[RAMESH et al. 00a]

R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo, *Error compensation in machine tools - a review. Part I: geometric, cutting-force induced and fixturedependent errors*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 40, n° 9, pp. 1235-1256, 2000.

[RAMESH et al. 00b]

R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo, *Error compensation in machine tools - a review. Part II: thermal errors*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 40, n° 9, pp. 1257-1284, 2000.

[RAO et al. 00]

A. Rao, R. Sarma, *On local gouging in five-axis sculptured surface machining using flat-end tools*, Computer-Aided Design, vol. 32, n° 7, pp. 409-420, 2000.

[SCHULZ et al. 92]

H. Schulz, T. Moriwaki, *High-Speed Machining*, Annals of CIRP, vol. 41, n° 2, pp. 637-643, 1992.

[SIEMENS 04a]

Siemens, *Description of Functions - Sinumerik 840D/840Di/810D - Basic Machine*, www.automation.siemens.com/doconweb/, 2004.

[SIEMENS 04b]

Siemens, *Description of Functions - Sinumerik 840D/840Di/810D - Special Functions*, www.automation.siemens.com/doconweb/, 2004.

[SIEMENS 04c]

Siemens, *Programming Guide - Sinumerik 840D/840Di/810D - Fundamental*, www.automation.siemens.com/doconweb/, 2004.

[SIEMENS 04d]

Siemens, *Function Description - Simodrive 611 digital - Firmware drive*, www.automation.siemens.com/doconweb/, 2004.

[SORBY 06]

K. Sørby, *Inverse kinematics of five-axis machines near singular configurations*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, en cours d'impression, disponible en ligne, 2006.

[SUSANU 04]

M. Susanu, D. Dumur, C. Tournier, C. Lartigue, *Loi de commande prédictive pour le positionnement des axes d'une machine outil à architecture ouverte*, 3èmes Assises Machines et Usinage Grande Vitesse, pp. 183-192, 2004.

[SUSANU 05]

M. Susanu, *Commande prédictive hiérarchisée pour le positionnement des axes de machine-outil à architecture ouverte*, Thèse de Doctorat, Université Paris XI Orsay, 2005.

[TERRIER 05]

M. Terrier, *Optimisation du processus de fabrication en usinage à grande vitesse sur machines-outils à structure parallèle*, Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Nantes - Université de Nantes, 2005.

[TIMAR et al. 05]

S.D. Timar, R.D. Farouki, T.S. Smith, C.L. Boyadjeff, *Algorithms for time-optimal control of CNC machines along curved tool paths*, Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 21, n° 1, pp. 37-53, 2005.

[TOURNIER 01]

C. Tournier, *Contribution à la conception des formes complexes : La surface d'usinage en fraisage 5 axes isocrête*, Thèse de Doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2001.

[TOURNIER et al. 02]

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

[TOURNIER et al. 05a]

C. Tournier, E. Duc, *Iso-scallop tool path generation in 5-axis milling*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 25, n° 9-10, pp. 867-875, 2005.

[TOURNIER et al. 05b]

C. Tournier, S. Lavernhe, C. Lartigue, *Optimisation en fraisage 5 axes grande vitesse*, 4th International conference on Integrated Design and Production, CDROM n° 087, 12 p., Casablanca, Maroc, November 2005.

[TOURNIER et al. 06]

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 Fifth International Conference on High Speed Machining, pp. 500-510, 2006.

[WARKENTIN et al. 00]

A. Warkentin, F. Ismail, S. Bedi, *Comparison between multi-point and other 5-axis tool positioning strategies*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 40, n° 2, pp. 185-208, 2000.

[YOON et al. 03]

J-H. Yoon, H. Pottmann, Y-S. Lee, *Locally optimal cutting positions for 5-axis sculptured surface machining*, Computer-Aided Design, vol. 35, n° 1, pp. 69-81, 2003.

Annexes

Annexe A : Analyse du suivi pour différentes lois de commande

Au travers des deux essais décrits ci-dessous, nous cherchons à déterminer quelle est la loi de commande la plus adaptée pour piloter les axes de la MO dans le contexte de notre étude. Pour cela, nous comparons le comportement cinématique des axes sur deux trajectoires présentant diverses discontinuités géométriques, pour les deux principales lois de commandes généralement disponibles sur les CN industrielles, un bang-bang d'accélération et un bang-bang de jerk. Sur la Siemens 840D elles sont respectivement nommée « *BRISK* » et « *SOFT* ».

La première trajectoire retenue est située dans un plan XY. Elle est constituée de segments de grandes longueurs présentant des discontinuités en tangences plus ou moins aiguës (figure annexes-1). Cette trajectoire est programmée avec un écart toléré par axe de 0.02 mm et une vitesse d'avance de 2.5 m/min.

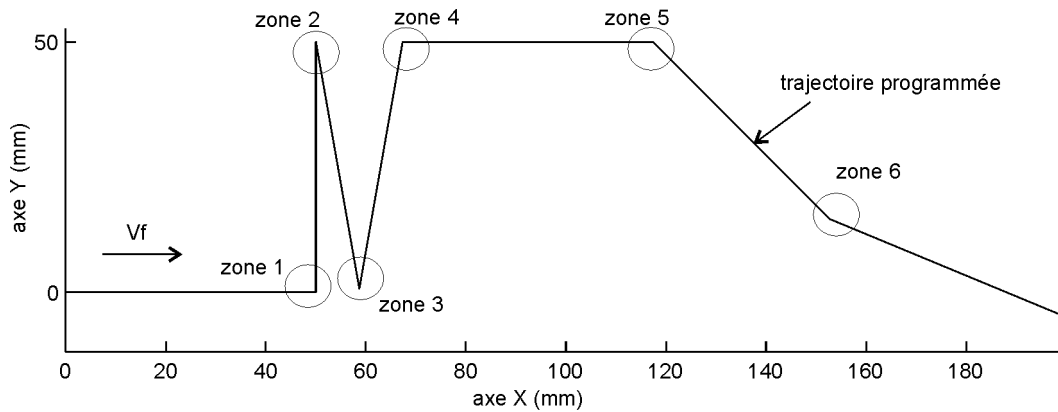


Figure annexes-1 : Définition de la 1^{re} trajectoire

Regardons la précision du suivi au passage des discontinuités (zones 1 à 6) lors de l'exécution (figure annexes-2). Les positions des axes sont mesurées et relevées à l'aide de l'oscilloscope intégré à la CN.

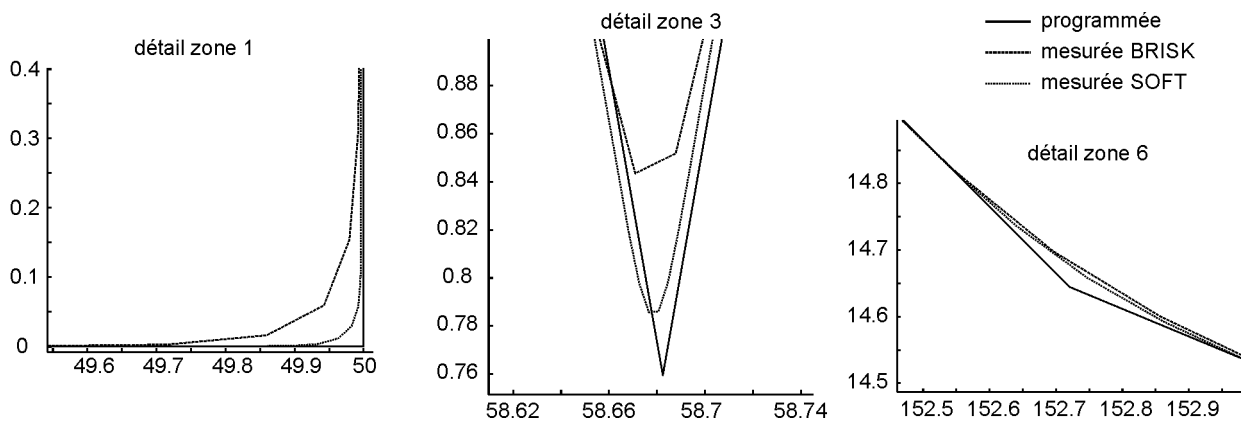


Figure annexes-2 : 1^{ers} relevés de position des axes au passage des discontinuités

On remarque sur les relevés que les tolérances sont respectées en *SOFT*, alors qu'elles ne le sont pas en *BRISK*, avec des écarts allant jusqu'à 0.09 mm sur les discontinuités les plus fortes (zone 3). Concernant le temps de parcours de cette trajectoire, il est 9 % plus rapide qu'en *BRISK* : 8.54 sec. contre 9.38 sec. (figure annexes-3). La vitesse programmée est atteinte dans les deux cas car les segments sont suffisamment longs, les réductions de vitesses sont plus importantes en *SOFT* pour le franchissement des discontinuités, ce qui est en accord avec les relevés de précision.

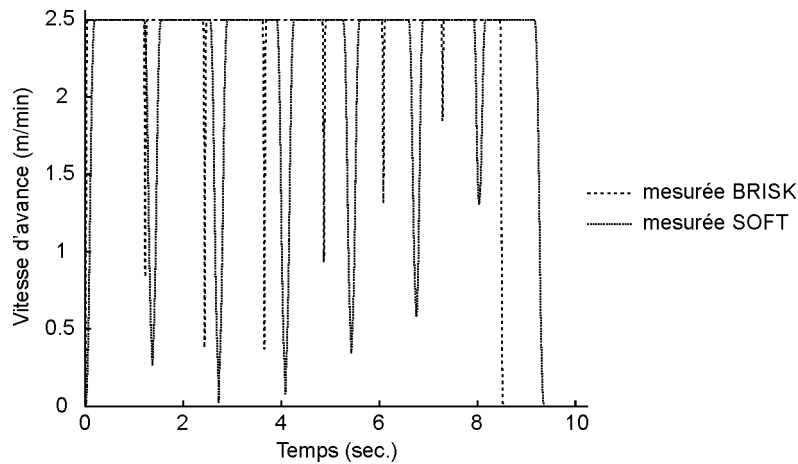


Figure annexes-3 : Comparaison des vitesses d'avance sur la 1^{re} trajectoire

La figure annexes-4 représente la seconde trajectoire utilisée pour comparer les deux lois de commande. Définie dans le plan ZY, elle sollicite l'axe Z (axe vertical supportant la broche) et présente des discontinuités en courbure ; la vitesse d'avance est programmée à 10 m/min.

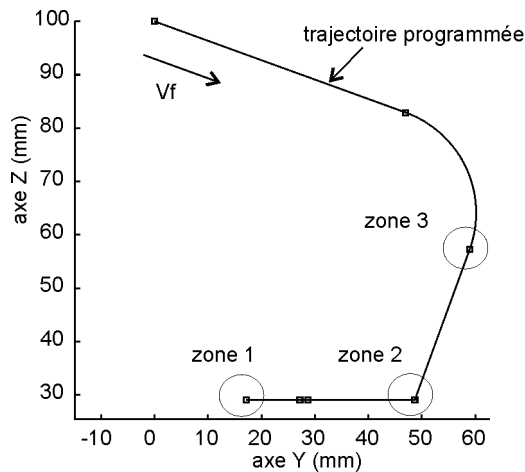


Figure annexes-4 : Définition de la 2^e trajectoire

Sur cet exemple, les relevés de position de la figure annexes-5 montrent également les différences de précision suivant la loi de commande, notamment sur la zone 1 où le dépassement en fin de trajet at-

teint 0.14 mm.

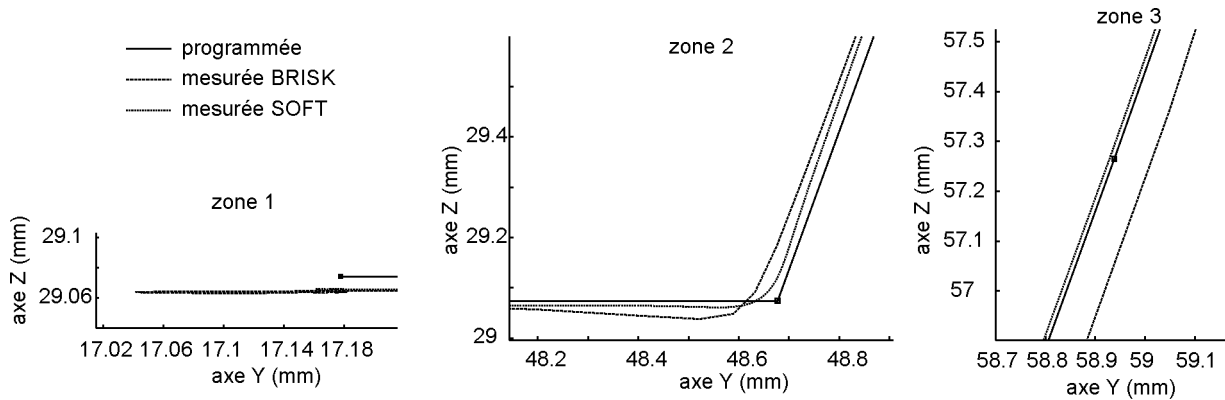


Figure annexes-5 : 2^e relevés de position des axes au passage des discontinuités

Comme la vitesse d'avance programmée est élevée, le gain en temps est conséquent en *BRISK*, on gagne environ 40 % du temps de parcours au détriment de la précision (figure annexes-6). En *SOFT*, les deux discontinuités en courbure génèrent un ralentissement de la vitesse d'avance, alors qu'il n'apparaissent pas en *BRISK*.

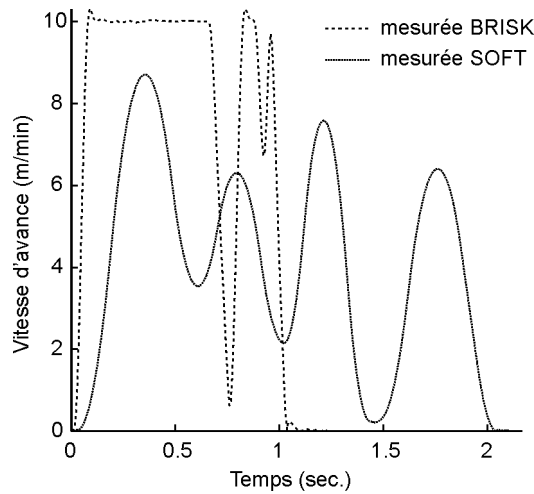


Figure annexes-6 : Comparaison des vitesses d'avance sur la 2^e trajectoire

Dans le contexte d'usinage 5 axes UGV en finition, il est nécessaire de contrôler les écarts qui sont créés au cours du suivi. Même si le temps d'usinage est bien inférieur, on ne peut accepter que les tolérances géométriques allouées ne soient pas respectées pour garantir la conformité de la pièce usinée. Suite à ces essais, nous préconisons donc une loi de commande de type bang-bang de jerk (*SOFT*). Le jerk est un paramètre essentiel à contrôler selon l'application afin de maîtriser le suivi.

Annexe B : Transformation géométrique directe et inverse de la Mikron

L'objectif de la transformation géométrique directe et inverse est de faire le lien entre le positionnement de l'outil par rapport à la pièce exprimé dans le repère de programmation et les configurations articulaires correspondantes.

L'architecture du centre de fraisage Mikron UCP 710 est du type CAXYZ. Les deux rotations sont appliquées sur la pièce et l'orientation de l'axe de l'outil est fixe dans le repère machine. La modélisation géométrique et cinématique de la Mikron, ainsi que les différents repères associés sont donnés en figure annexes-7.

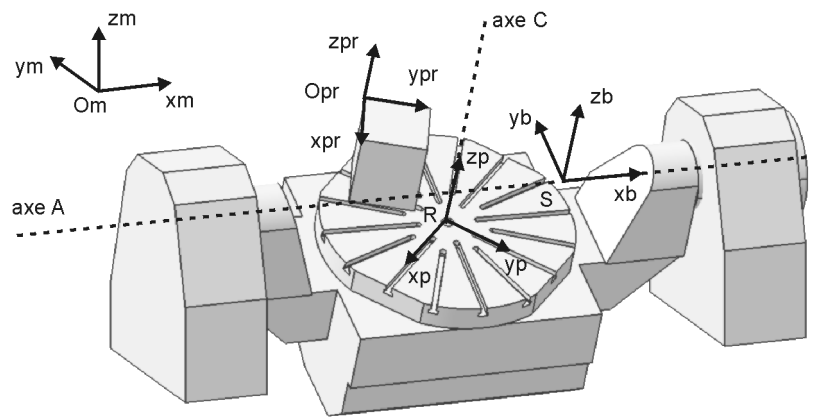


Figure annexes-7 : Modélisation de la Mikron et repères associés

Le berceau est en liaison pivot d'axe A avec le bâti. Cet axe de rotation est considéré comme parallèle à l'axe de translation X. Le plateau est en liaison pivot d'axe C avec le berceau. Les deux axes de rotation sont supposés orthogonaux et l'axe C est parallèle avec l'axe Z pour $A = 0$. Les liaisons sont supposées parfaites, et sans défaut d'orientation entre elles.

Les différents repères sont :

- Le repère machine (O_m, x_m, y_m, z_m) qui est lié à la structure fixe de la machine outil. O_m représente l'origine machine ; les axes x_m , y_m et z_m sont parallèles aux axes X, Y et Z ; l'axe z_m de ce repère est parallèle à l'axe de l'outil et est orienté vers l'extrémité de l'outil.
- Le repère (S, x_b, y_b, z_b) qui est lié au berceau. L'axe x_b est parallèle à l'axe x_m , le point S est situé sur l'axe A, dans un plan perpendiculaire à A et contenant l'axe C. Ses coordonnées sont données par l'équation (1-1) :

$$OmS = m_x \cdot x_m + m_y \cdot y_m + m_z \cdot z_m \quad (1-1)$$

- Le repère (R, x_p, y_p, z_p) qui est lié au plateau. L'axe z_p est parallèle à l'axe z_b , R est dé-

fini comme l'intersection entre l'axe C et la face supérieure du plateau. Ses coordonnées sont données par l'équation (1-2) :

$$\mathbf{SR} = b_y \cdot \mathbf{y}_b + b_z \cdot \mathbf{z}_b \quad (1-2)$$

- Le repère de programmation, également nommé repère pièce ($O_{pr}, \mathbf{x}_{pr}, \mathbf{y}_{pr}, \mathbf{z}_{pr}$) qui est fixe par rapport à la pièce. Il représente le repère utilisé lors de la génération des trajectoires. Son origine, l'origine programme, est donnée par l'équation (1-3) :

$$\mathbf{ROpr} = p_x \cdot \mathbf{x}_p + p_y \cdot \mathbf{y}_p + p_z \cdot \mathbf{z}_p \quad (1-3)$$

Les orientations relatives entre ces repères sont définies par deux rotations, l'une d'axe $\mathbf{x}_b$ de valeur A et l'autre d'axe $\mathbf{z}_p$ de valeur C, où A et C sont les valeurs des angles pour piloter directement les axes de rotation (figure annexes-8).

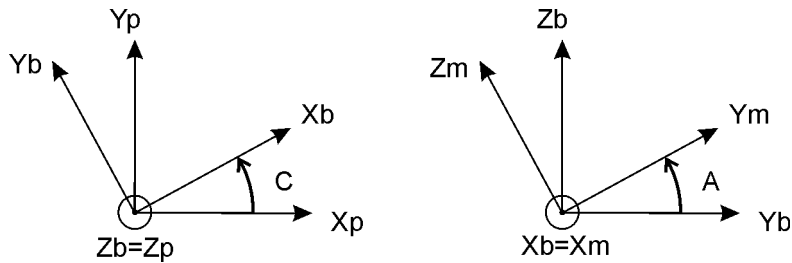


Figure annexes-8 : Définition des rotations entre les bases

Les paramètres m_x, m_y, m_z, b_y et b_z ont des valeurs fixes, identifiées sur la machine outil. Ces valeurs sont renseignées dans des variables de la CN : m_x, m_y et m_z correspondent aux composantes de la variable n°24500 nommée « \$MC_TRAFO5_PART_OFFSET_1 » ; b_y et b_z correspondent aux composantes de la variable n°24560 nommée « \$MC_TRAFO5_JOINT_OFFSET_1 », ils représentent la distance entre les deux axes A et C. Les paramètres p_x, p_y et p_z représentent le décalage introduit par le posage de la pièce dans l'espace de travail la machine, leurs valeurs sont renseignées dans les décalages utilisées lors de l'exécution du programme.

Pour passer facilement d'un repère à l'autre, nous définissons de manière générale la matrice de passage P_{ij} qui convertit un vecteur initialement exprimé dans le repère j dans le repère i :

$$\mathbf{V}_{\text{repère } i} = P_{ij} \cdot \mathbf{V}_{\text{repère } j} \quad (1-4)$$

Ainsi, les passages entre les repères se font par les matrices suivantes :

$$P_{mb} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & m_x \\ 0 & \cos(A) & \sin(A) & m_y \\ 0 & -\sin(A) & \cos(A) & m_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} P_{bp} = \begin{bmatrix} \cos(C) & \sin(C) & 0 & 0 \\ -\sin(C) & \cos(C) & 0 & b_y \\ 0 & 0 & 1 & b_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} P_{ppr} = \begin{bmatrix} a & d & g & p_x \\ b & e & h & p_y \\ c & f & i & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (1-5)$$

Les paramètres a, b, c, d, e, f, g, h et i définissent l'orientation de la pièce sur le plateau.

Nous utilisons ici, une notation sous forme de coordonnées homogènes, pour exprimer, avec un même formalisme les expressions des transformations de vecteurs position et de vecteurs orientation.

La TGD consiste à exprimer le positionnement outil-pièce ($X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, i, j, k$) à partir des valeurs de position des axes (X_m, Y_m, Z_m, A, C). Cette transformation possède une solution unique et ne présente pas de difficulté particulière. Les cosinus directeurs de l'axe de l'outil sont donnés par :

$$\begin{bmatrix} i \\ j \\ k \\ 0 \end{bmatrix}_{(xpr, ypr, zpr)} = (P_{ppr})^{-1} \times (P_{bp})^{-1} \times (P_{mb})^{-1} \times \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix}_{(xm, ym, zm)} \quad (1-6)$$

Dans le cas où la base de programmation est identique à la base du plateau, cette équation se réduit à :

$$\begin{cases} i = \sin(C) \sin(A) \\ j = -\cos(C) \sin(A) \\ k = \cos(A) \end{cases} \quad (1-7)$$

La position du point piloté dans le repère pièce est donnée par l'équation :

$$\begin{bmatrix} X_{pr} \\ Y_{pr} \\ Z_{pr} \\ 1 \end{bmatrix}_{(Opr, xpr, ypr, zpr)} = (P_{ppr})^{-1} \times (P_{bp})^{-1} \times (P_{mb})^{-1} \times \begin{bmatrix} X_m \\ Y_m \\ Z_m \\ 1 \end{bmatrix}_{(Om, xm, ym, zm)} \quad (1-8)$$

La TGI consiste à déterminer les valeurs des positions des axes (X_m, Y_m, Z_m, A, C) pour réaliser le positionnement outil-pièce ($X_{pr}, Y_{pr}, Z_{pr}, i, j, k$) désiré. L'équation (1-9) traduit l'orientation fixe de l'axe de l'outil dans le repère machine ; l'orientation de l'axe de l'outil sur la surface est créée par les deux rotations appliquées à la pièce.

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix}_{(xm, ym, zm)} = P_{mb} \times P_{bp} \times P_{ppr} \times \begin{bmatrix} i \\ j \\ k \\ 0 \end{bmatrix}_{(xpr, ypr, zpr)} \quad (1-9)$$

La première étape consiste à déterminer les valeurs A et C . Ensuite, les axes de translation corrigent les déplacements induits sur la pièce et déplacent l'outil pour atteindre le point piloté. Les commandes à appliquer sur les axes de translation sont données par :

$$\begin{bmatrix} X_m \\ Y_m \\ Z_m \\ 1 \end{bmatrix}_{(Om, xm, ym, zm)} = P_{mb} \times P_{bp} \times P_{ppr} \times \begin{bmatrix} X_{pr} \\ Y_{pr} \\ Z_{pr} \\ 1 \end{bmatrix}_{(Opr, xpr, ypr, zpr)} \quad (1-10)$$

La difficulté de la TGI réside dans la détermination de A et C . En effet, en considérant l'architecture sérielle de la machine outil et suivant l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la pièce, ce calcul peut présenter plusieurs solutions. Prenons le cas d'un posage de la pièce tel que la base de programmation soit identique à la base du plateau. L'équation (1-9) se réduit au système suivant, où A et C sont les inconnues :

$$\begin{cases} i = \sin(C) \sin(A) \\ j = -\cos(C) \sin(A) \\ k = \cos(A) \end{cases} \quad (1-11)$$

Le système (1-11) possède deux domaines de solutions ($A_1 > 0$ ou $A_2 < 0$). En fonction des valeurs de (i, j, k) , les solutions varient. Elles sont résumées dans le tableau annexes-1.

	$i < 0$	$i = 0$	$i > 0$
$j < 0$	$A_1 = \arccos(k) \quad C_1 = -\arctan(i/j)$ $A_2 = -\arccos(k) \quad C_2 = -\arctan(i/j) + \pi$		
$j = 0$	$A_1 = \arccos(k) \quad C_1 = -\pi/2$ $A_2 = -\arccos(k) \quad C_2 = \pi/2$	$A = 0$ C non défini	$A_1 = \arccos(k) \quad C_1 = \pi/2$ $A_2 = -\arccos(k) \quad C_2 = -\pi/2$
$j > 0$	$A_1 = \arccos(k) \quad C_1 = -\arctan(i/j) + \pi$ $A_2 = -\arccos(k) \quad C_2 = -\arctan(i/j)$		

Tableau annexes-1 : Domaines de solution (A_1, C_1) et (A_2, C_2)

Ce tableau met en évidence une singularité géométrique pour $i = j = 0$ ($k = 1$) ; l'axe de l'outil est alors parallèle à l'axe $\mathbf{z}_p$; toutes les valeurs de C respectent le système d'équation (1-11). Ainsi, il existe une infinité de solution.

Cependant, étant donné la course limitée de l'axe A de $[-30^\circ, +120^\circ]$, toutes ces solutions ne sont pas physiquement réalisables. En prenant en considération ces restrictions, le tableau annexes-2 résume les différents cas possibles.

valeur de k	[-1, -0.5[	[-0.5, 0.866[	[0.866, 1[	1
nombre de solutions	0	1	2	∞
solutions	$\emptyset$	(A_2, C_2)	(A_1, C_1) ou (A_2, C_2)	$A = 0$ et C quelconque

Tableau annexes-2 : Ensembles de solutions pour la TGI

Annexe C : Calcul de la vitesse relative outil-pièce

La vitesse d'avance est à priori plus représentative des conditions de travail de l'outil lorsqu'elle est calculée au point de contact outil-pièce, C_C . Cependant, le point C_C appartenant à l'outil évolue au cours de l'usinage en fonction de la direction d'avance et de l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la surface. De plus, le point C_C appartenant à la pièce évolue également le long du trajet de l'outil en fonction de l'orientation de l'axe de l'outil et de la vitesse d'avance réelle. Nous choisissons donc d'évaluer la vitesse relative outil-pièce au niveau du point piloté de l'outil noté P , puisque ce point est défini lors de la programmation de la trajectoire. Il correspond au point C_L ou au point C_E suivant que les trajets sont définis à l'extrémité de l'outil ou au centre outil.

Il existe différentes techniques de calcul pour reconstruire la vitesse $\mathbf{Vf}_{P, \text{outil/pièce}}$. Si le modèle géométrique direct de la machine outil est connu de manière explicite, $\mathbf{Vf}_{P, \text{outil/pièce}}$ peut être calculée à l'aide du modèle cinématique direct, ce dernier étant obtenu par dérivation du modèle géométrique. Si le modèle géométrique direct n'est pas connu de manière explicite, il est possible d'évaluer la vitesse par différentiation des positions calculées. Nous présentons ci-dessous le calcul pour la Mikron.

En composant la vitesse outil-pièce par le bâti de la machine, nous obtenons :

$$\mathbf{Vf}_{P, \text{outil/pièce}} = \mathbf{V}_{P, \text{outil/bâti}} - \mathbf{V}_{P, \text{pièce/bâti}} \quad (1-12)$$

La vitesse de l'outil par rapport au bâti est donnée par les vitesses des trois axes de translation :

$$\mathbf{V}_{P, \text{outil/bâti}} = v_{\text{axe } x} \cdot \mathbf{xm} + v_{\text{axe } y} \cdot \mathbf{ym} + v_{\text{axe } z} \cdot \mathbf{zm} \quad (1-13)$$

La vitesse de la pièce par rapport au bâti dépend de la position des axes de rotation :

$$\mathbf{V}_{P, \text{pièce/bâti}} = \mathbf{V}_{R, \text{pièce/bâti}} + \mathbf{PR} \wedge \boldsymbol{\Omega}_{\text{pièce/bâti}} \quad (1-14)$$

Le montage d'usinage réalise une liaison complète entre la pièce et le plateau ; le point R est par définition sur l'axe de rotation entre le plateau et le berceau donc :

$$\mathbf{V}_{R, \text{pièce/bâti}} = \mathbf{V}_{R, \text{berceau/bâti}} \quad (1-15)$$

Donc par composition en S :

$$\mathbf{V}_{R, \text{berceau/bâti}} = \mathbf{V}_{S, \text{berceau/bâti}} + \mathbf{RS} \wedge \boldsymbol{\Omega}_{\text{berceau/bâti}} \quad (1-16)$$

Par définition le point S appartient à l'axe de rotation du berceau d'où :

$$\mathbf{V}_{S, \text{berceau/bâti}} = 0 \quad (1-17)$$

$$\mathbf{V}_{P, \text{pièce/bâti}} = \mathbf{RS} \wedge \boldsymbol{\Omega}_{\text{berceau/bâti}} + \mathbf{PR} \wedge \boldsymbol{\Omega}_{\text{plateau/bâti}} \quad (1-18)$$

Il ne reste plus qu'à exprimer le vecteur $\mathbf{PR}$:

$$\mathbf{PR} = \mathbf{POm} + \mathbf{OmS} + \mathbf{SR} \quad (1-19)$$

où $\mathbf{POm}$ représente la position du point piloté de l'outil dans le repère machine :

$$\mathbf{OmP} = p_{\text{axe } x} \cdot \mathbf{xm} + p_{\text{axe } y} \cdot \mathbf{ym} + (p_{\text{axe } z} - j_{\text{jauge outil}}) \cdot \mathbf{zm} \quad (1-20)$$

Connaissant les positions et les vitesses des axes à chaque pas d'échantillonnage, ce calcul simple permet de reconstruire la vitesse $\mathbf{Vf}_{\text{P, outil/pièce}}$, nous donnant ainsi une image de l'avance de l'outil par rapport à la pièce.

Annexe D : Interface du modèle d'évaluation des performances

La figure annexes-9 est un aperçu de l'interface graphique associée au modèle. Elle est constituée de quatre parties : sélection du programme d'usinage par la trajectoire outil-pièce et les vitesses d'avance, choix des valeurs des paramètres CN, lancement du calcul et sélection des résultats à visualiser sous forme de graphiques.

Modèle_v1

Modèle d'évaluation des performances cinématiques lors du suivi de trajectoires

Siemens 840D Mikron UCP 710

Définition du programme d'usinage

Fichier trajectoire outil :

Fichier consigne vitesses :

Définition des paramètres CN

Performances cinématiques					Tolérances de position
Axe X	Axe Y	Axe Z	Axe A	Axe C	
P min (mm) : 49.5	P min (mm) : -714.	P min (mm) : -538.	P min (°) : -30.5	P min (°) : -1000	X (mm) : 0.02
P max (mm) : 759.6	P max (mm) : -64	P max (mm) : -38.7	P max (°) : 120.5	P max (°) : 1000	Y (mm) : 0.02
V max (m/min) : 30	V max (m/min) : 30	V max (m/min) : 30	V max (tr/min) : 15	V max (tr/min) : 20	Z (mm) : 0.02
A max (m/s ²) : 2.5	A max (m/s ²) : 3	A max (m/s ²) : 2.1	A max (tr/s ²) : 0.833	A max (tr/s ²) : 0.833	A (°) : 0.05
J max (m/s ³) : 5	J max (m/s ³) : 5	J max (m/s ³) : 50	J max (tr/s ³) : 5	J max (tr/s ³) : 100	C (°) : 0.05

Temps de cycle **Anticipation**

Interpolateur (s) : 0.0135 Look Ahead (blocs) : 4

Calcul du suivi de trajectoire

Visualisation des résultats

Sélectionner les axes : ☐ X ☐ Y ☐ Z ☐ A ☐ C

Sélectionner les variables : ☐ Position / Temps ☐ Vitesse / Temps ☐ Accélération / Temps ☐ Vitesse outil-pièce / Temps

LURPA Sylvain Lavernhe version 1.2 Racim Brahimi

Figure annexes-9 : Interface du modèle

Annexe E : Mesures d'état de surface sur le paraboloïde

Nous présentons ici les résultats de mesures d'état de surface sur différentes zones de la surface.



Figure annexes-10 : Définition des zones de mesure

Les mesures sont réalisées à l'aide du rugosimètre Talysurf 10. Pour les zones 1, 2 et 3 les mesures sont effectuées dans le sens de l'avance ; pour les zones 4 et 5 les mesures sont effectuées dans le sens transverse pour mesurer la hauteur de crête.

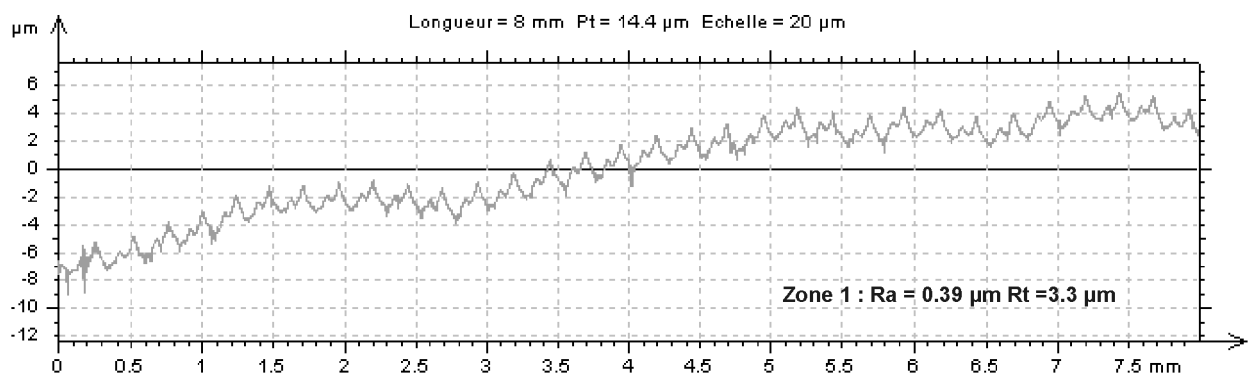


Figure annexes-11 : Mesure zone 1

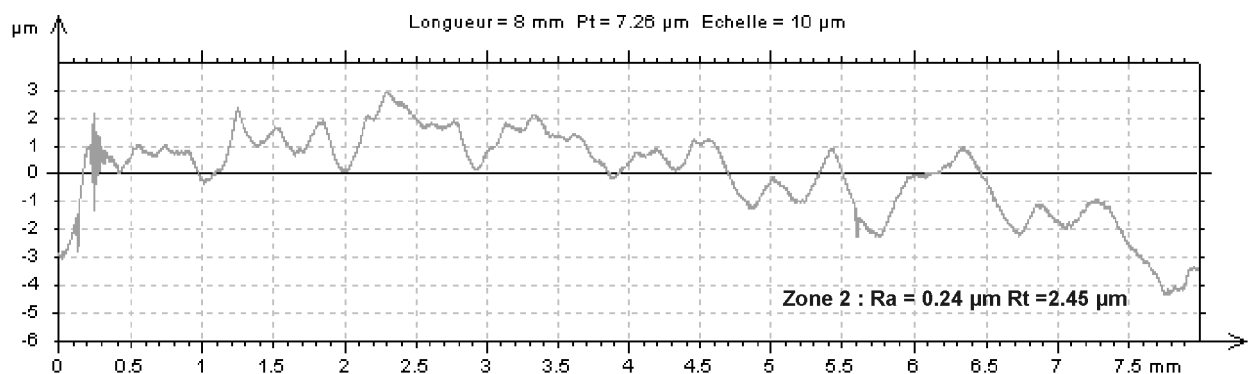


Figure annexes-12 : Mesure zone 2

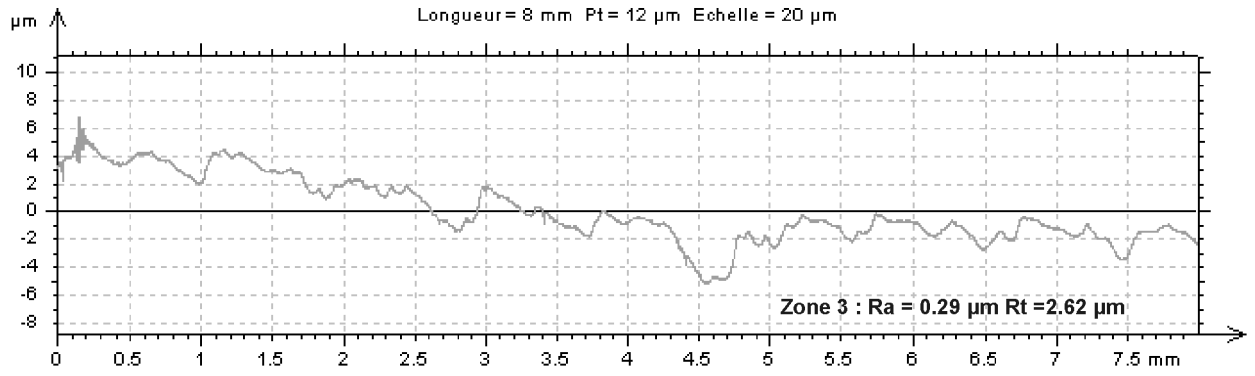


Figure annexes-13 : Mesure zone 3

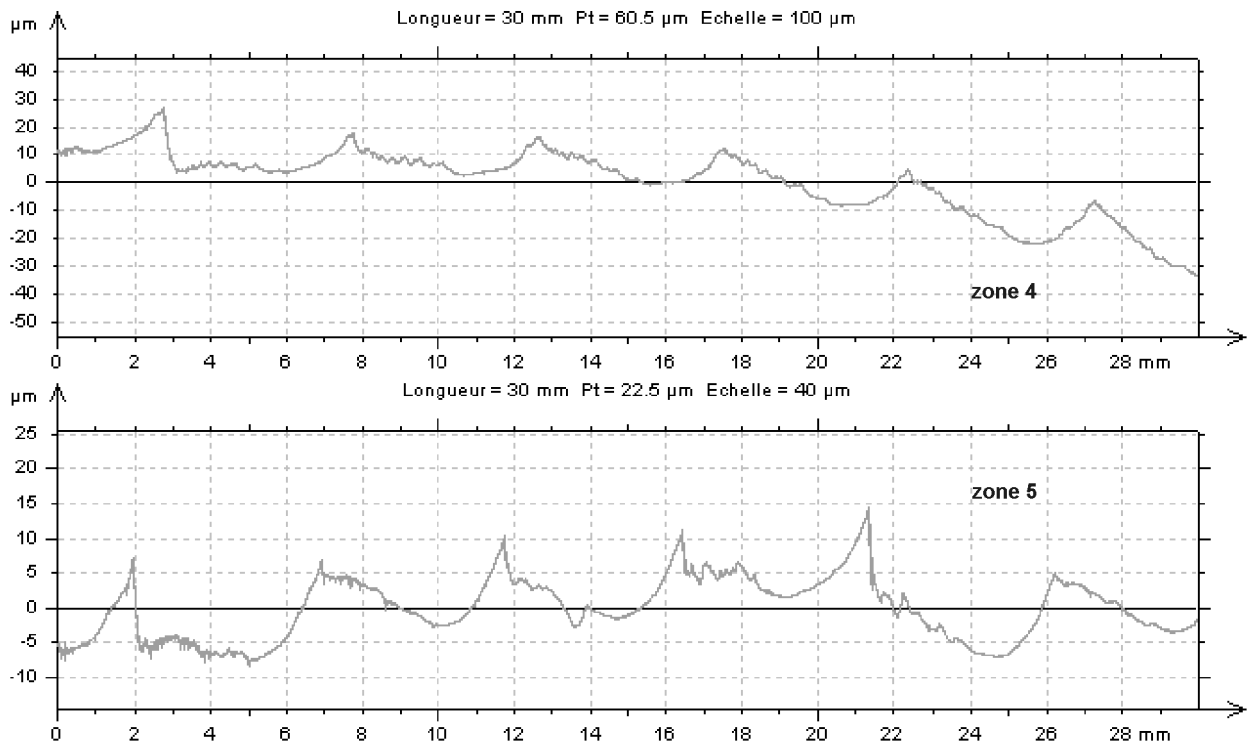


Figure annexes-14 : Mesure des hauteurs de crêtes dans les zones 4 et 5

Dans les deux cas, la hauteur de crête relevée est d'environ 15 micromètres.

Annexe F : Définition du profil NACA 6412

Le dimensionnement des profils aérodynamiques est obtenue par calcul d'écoulement de fluides, les profils ou surfaces sont définis par un ensemble de points théoriques (tableau annexes-3). L'extrados est donné par y_1 tandis que l'intrados est donné par y_2 (figure annexes-15) :

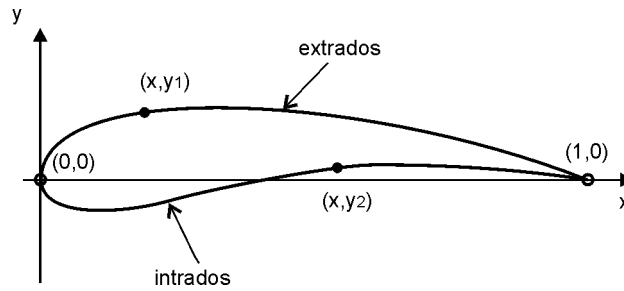


Figure annexes-15 : Définition des coordonnées du profil

x	y_1	y_2
1	0	0
0.95	0.0179	0.0016
0.9	0.0333	0.0039
0.8	0.0603	0.0073
0.7	0.0823	0.0085
0.6	0.0995	0.0078
0.5	0.1116	0.0055
0.4	0.118	0.002
0.3	0.1165	-0.0038
0.25	0.1114	-0.0078
0.2	0.1034	-0.0125
0.15	0.0918	-0.0167
0.1	0.0758	-0.0199
0.075	0.0657	-0.0205
0.05	0.0536	-0.0199
0.025	0.038	-0.0164
0.0125	0.0273	-0.0123
0	0	0

Tableau annexes-3 : Coordonnées des points du profil NACA 6412

Les pièces de formes complexes des domaines aéronautique et automobile sont fabriquées par usinage 5 axes UGV pour accroître leur qualité ou la productivité. Cependant, la gestion combinée du multi-axe et des vitesses élevées posent divers problèmes au couple MO-CN lors de l'exécution des trajectoires.

Ces travaux portent sur l'optimisation de l'usinage 5 axes UGV au travers de l'étude des trajectoires et de leur suivi. Après avoir analysé le processus de réalisation des trajectoires et identifié les limites associées, un modèle d'évaluation des performances cinématiques lors du suivi est développé ; il permet de détecter les portions critiques des trajets ainsi que les éléments limitants. Une structure d'optimisation, basée sur un modèle de description surfacique des trajets est ensuite présentée. L'optimisation de l'orientation de l'axe de l'outil, tenant compte des contraintes précédentes y est plus spécifiquement étudiée pour évaluer la faisabilité d'une telle démarche.

Mots clés : Usinage Grande Vitesse ; usinage 5 axes ; génération des trajectoires ; optimisation

Free form surfaces from aeronautical and automotive domains are produced by 5 axis and high speed machining to improve quality or productivity. However, the management of multi axis and high velocities cause problems to the set machine tool - numerical controller during trajectory execution.

This work concerns the optimization of 5 axis machining within the context of HSM through the study of the trajectories and their follow-up. After the analysis of the execution process of trajectories and the identification of associated limits, a model for performance prediction during follow-up is developed; it makes it possible to detect critical portions of the tool path as well as the limiting elements. Then, an optimization structure based on a surface modelling of the tool path is presented. The optimization of the tool axis orientation integrating the previous constraints is more specifically studied to evaluate the feasibility of the approach.

Key words: High Speed Machining; 5 axis machining; tool path generation; optimization