



HAL
open science

Contributions au développement du processus de fabrication : amélioration des performances en usinage multi-axes

Sylvain Lavernhe

► **To cite this version:**

Sylvain Lavernhe. Contributions au développement du processus de fabrication : amélioration des performances en usinage multi-axes. Génie mécanique [physics.class-ph]. ENS Paris-Saclay, France, 2018. tel-01973201

HAL Id: tel-01973201

<https://hal.science/tel-01973201>

Submitted on 8 Jan 2019

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.

Contributions au développement du processus de fabrication : amélioration des performances en usinage multiaxes

Habilitation à diriger les recherches
de l'École normale supérieure Paris-Saclay
(École normale supérieure de Cachan)

Spécialité : Génie Mécanique

présentée et soutenue à l'ENS Paris-Saclay, le 22 novembre 2018, par

Sylvain LAVERNHE

Composition du Jury :

François Villeneuve Professeur, Université Grenoble Alpes	Président
Emmanuel Duc Professeur, SIGMA Clermont	Rapporteur
Jean-Yves Hascoët Professeur, Centrale Nantes	Rapporteur
Philippe Lorong Professeur, Arts et Métiers ParisTech	Rapporteur
Gabriel Abba Professeur, Université de Lorraine	Examineur
Christophe Tournier Professeur, ENS Paris-Saclay	Garant
Didier Dumur Professeur, CentraleSupélec	Invité
Philippe Audinet Safran Aircraft Engines	Invité

Table des matières

1	Introduction	1
1.1	Processus de fabrication, problématique générale	2
1.2	Verrous et axes de recherche	3
1.3	Organisation du document	15
2	Génération de trajectoires	19
2.1	Modèles de trajectoire et écart géométrique	20
2.2	Trajectoires nativement fluides, sans à priori machine	24
2.3	Trajectoires visant des performances cinématiques machine maximales	30
2.4	Conclusions et perspectives	44
3	Exécution des trajectoires et commande d’axes	47
3.1	Planification de la vitesse d’avance	48
3.2	Fusion entre génération et exécution de trajectoire	57
3.3	Amélioration de la géométrie par la commande	62
3.4	Conclusions et perspectives	74
4	Caractérisation du comportement géométrique des structures des systèmes de production	77
4.1	Caractérisation des défauts quasi statiques	78
4.2	Caractérisation des défauts dynamiques	89
4.3	Conclusions et perspectives	95
5	Simulation réaliste des surfaces et pièces fabriqués	97
5.1	Intégration du comportement réaliste de l’outil usinant	98
5.2	Amélioration des performances de calcul	103
5.3	Conclusions et perspectives	108
6	Synthèse des travaux et perspectives de recherche	111

Chapitre 1

Introduction

Sommaire

1.1	Processus de fabrication, problématique générale	2
1.2	Verrous et axes de recherche	3
1.2.1	Génération de trajectoires	4
1.2.2	Exécution par la commande numérique	6
1.2.3	Comportement de la structure machine	11
1.2.4	Approche géométrique de l'enlèvement matière par l'outil	14
1.3	Organisation du document	15

1.1 Processus de fabrication, problématique générale

Le processus de fabrication, par sa partie numérique puis physique, transforme une géométrie de référence en un état réel de matière. Il a pour rôle de traduire et mettre en œuvre les méthodes de fabrication et les paramètres du procédé pour le pilotage du système de production. Il se décompose de façon élémentaire suivant les différents cœurs de métiers ou expertises scientifiques et technologiques. Ainsi, la géométrie de référence se retrouve transformée en un ensemble de modèles géométriques ou états géométriques intermédiaires avant d'aboutir à un état final s'approchant de l'objectif initial.

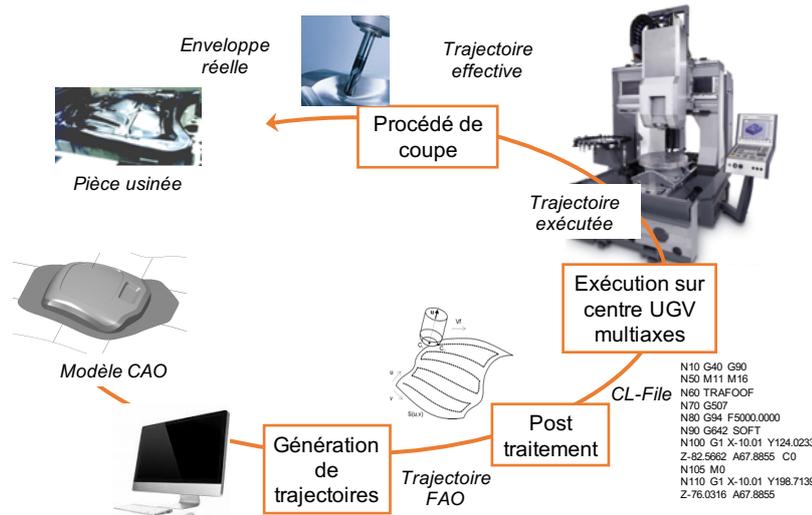


FIGURE 1.1 – Aperçu global du processus de réalisation en usinage

La première étape du processus de fabrication par enlèvement de matière illustré en figure 1.1 consiste à transposer la géométrie CAO de la surface considérée en une séquence de géométries décrivant le parcours de l'outil usinant associée à différents paramètres procédés. Le parcours spatial de l'outil sur ces trajets, par son enveloppe constitue le premier état géométrique intermédiaire. Mais il est déconnecté de la suite du processus puisque la trajectoire devient la nouvelle référence à respecter dans la chaîne numérique et physique.

Pour propager la géométrie de la trajectoire dans la suite numérique, le parcours outil et les paramètres doivent être exprimés sous un format qui pourra être interprété par le système de pilotage du moyen de production. Le développement historique du processus, le contexte économique et la flexibilité voulue entre solution FAO, CN et machine-outil freinent l'intégration du domaine de la manipulation et du calcul géométrique avec celui de l'informatique industrielle pour la production. La cohérence et la continuité numérique des données s'en retrouvent fragmentées.

La trajectoire est la plupart du temps exprimée sous forme explicite, dans un langage neutre compréhensible par les CN (APT ou code G bas niveau). La particularisation de la trajectoire au centre d'usinage ou à la CN retenue est ensuite effectuée par le postprocesseur ; il permet d'accéder à des fonctionnalités spécifiques, influant ou non la géométrie du parcours outil, mais qui restent décorréées de la géométrie initiale.

La particularité de l'usinage multiaxes est qu'il requiert une transformation géométrique supplémentaire pour déterminer les mouvements des axes machine à partir du trajet outil exprimé dans un référentiel propre à la pièce. Si cette action supplémentaire de conversion de la géométrie est réalisée par le postprocesseur, elle interdit une continuité de la trajectoire à degré élevé, et peut nécessiter un suréchantillonnage.

1.2 Verrous et axes de recherche

La suite du processus est localisée dans la commande numérique des centres d'usinage. En parallèle des différentes tâches séquentielles relevant du bon fonctionnement général, l'exécution des trajectoires débute par une action de prétraitement géométrique et temporelle, suivie d'une action de planification de vitesse d'avance (ou interpolation temporelle couplant position et temps). Ces adaptations de la géométrie et de la cinématique des trajectoires rendent compatible leur suivi par les axes machines leurs commandes associées selon des contraintes spécifiques à chaque centre d'usinage. Les positions articulaires échantillonnées en temps, en sont le résultat. Elles constituent indirectement la dernière expression de la trajectoire d'usinage dans la partie numérique du processus de fabrication et deviennent à leur tour la nouvelle référence pour le suivi temps réel du déplacement des axes machine.

La commande des axes physiques, pris séparément ou couplés, s'effectue, en fonction de la technologie, entre la commande numérique et les variateurs des axes. Le premier état « physique » de la trajectoire apparaît ainsi au niveau articulaire comme une poursuite des consignes de positions échantillonnées. Les perturbations physiques nombreuses (inerties, frottements, perturbations extérieures comme la gravité, les couplages d'axes ou encore l'usinage) rendent inhérent à la commande les écarts de poursuite articulaires.

Enfin, la structure physique de la machine par son architecture et ses liaisons permet de reconstruire spatialement le trajet outil/pièce à partir du mouvement de chacun des axes. Cependant, le comportement thermo-mécanique évolue au fil du temps et des sollicitations liées à l'environnement, aux trajectoires et à l'usinage. La transformation directe ici effectuée ne peut être exactement prédite et traduite à l'inverse dans celle effectuée en amont par la CN ou le postprocesseur.

Pour l'usinage, la géométrie usinée résulte de l'équilibre des actions mécaniques de coupe et des comportements relatifs pièce, outil, structure, sur les positionnements initiés par la géométrie machine. Elle correspond à une évolution spatiale de la partie coupante de l'outil cisailant la matière.

Le challenge qui se pose alors pour la production d'une pièce est de trouver l'équilibre entre le contrôle de la géométrie pour contenir les écarts géométriques suivant le cahier des charges, et le temps de production qui lui est en lien direct avec la productivité. La performance du processus d'usinage s'entend donc simultanément par de faibles écarts géométriques et un temps de fabrication réduit. Suivant les familles de pièces à réaliser, cet équilibre peut se déplacer d'un côté ou de l'autre.

Pour les pièces sans difficulté particulière de fabrication, les efforts vont se concentrer sur le temps global de production en évitant la surqualité. La productivité est le seul facteur clé dépendant des choix et de l'association de la méthodologie et du moyen d'usinage.

À l'opposé, des pièces peuvent présenter des difficultés de réalisation, voire de faisabilité. Le temps de fabrication est alors peu regardé, car il se retrouve très contraint et dépendant de la solution de réalisation. Différents procédés de fabrication rentrent alors en compétition/coopération; qu'ils soient par ajout ou par enlèvement de matière. Un des premiers enjeux reste d'arriver à maîtriser le résultat géométrique final qu'il soit dimensionnel local, global ou d'aspect.

1.2 Verrous et axes de recherche

Les travaux de recherche menés portent sur des pièces présentant des surfaces complexes, des secteurs de l'automobile, des moules et matrices, de l'aéronautique ou encore du secteur médical. Le contexte d'usinage multi-axes à grande vitesse est une caractéristique importante des travaux, rendant plus complexe la maîtrise de la géométrie et l'évolution de la vitesse d'avance.

Dans ce cadre, cette partie présente divers verrous technologiques et scientifiques pour positionner les axes de recherche retenus pour les travaux. Ils sont regroupés sous trois catégories : traitements en amont du centre de production permettant d'aboutir aux trajectoires, traitements effectués au sein des CN pour mettre en mouvement les axes, comportements de la structure machine dans la recombinaison du mouvement outil/pièce. Pour terminer, le thème transverse de la simulation de surface, des états macro et micro géométriques est abordé.

1.2.1 Génération de trajectoires

Par nature, les surfaces complexes ne peuvent être usinées sans laisser d'écart géométrique par rapport au modèle CAO. Sauf exception, les surfaces sont issues d'un balayage de l'outil les recouvrant. Ce balayage, associé à la géométrie de l'outil, laisse par son enveloppe, des défauts géométriques répartis sur la surface [Lasemi *et al.*, 2010]. Quel que soit le mode de parcours, le balayage pour une géométrie d'outil et une stratégie d'orientation de l'axe laissera entre deux passages adjacents de l'outil une surépaisseur de matière nommée crête d'usinage, dont la hauteur représente directement le défaut (figure 1.2 partie droite).

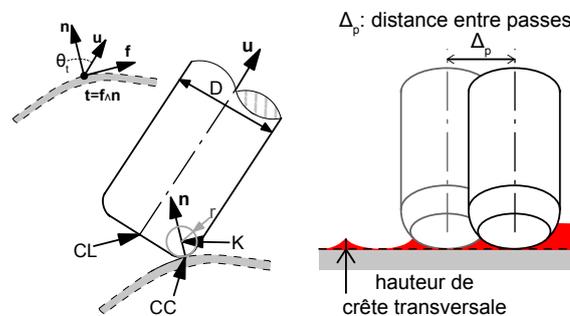


FIGURE 1.2 – Positionnement outil et crête transversale

D'un point de vue local, les défauts géométriques sont liés au principe géométrique de positionnement de l'outil sur la surface à usiner, c'est-à-dire le choix de sa position et de son orientation (partie gauche de la figure 1.2). Il doit respecter la surface à usiner au niveau du point de contact C_C tout en évitant les interférences locales entre la partie coupante de l'outil. Le positionnement est traduit dans la trajectoire d'usinage par l'expression d'un point C_L choisi par convention sur l'axe de l'outil (extrémité, centre géométrique ou autre) pour le pilotage futur par la CN et par le vecteur directeur de l'axe outil \mathbf{u} . Différentes méthodes de calcul reliant les points C_C et C_L ont été investiguées pour résoudre les problématiques d'offset de surface, d'auto intersection, de singularité ou discontinuité : méthode de l'offset, offset inverse, Zbuffer, etc.

Les positionnements outils sont calculés de proche en proche suivant le mode de balayage. La séquence de positionnements reliés par continuité constitue ainsi le parcours outil, première composante du mouvement. Cependant, le choix d'un format d'interpolation est une nouvelle source d'écarts (surépaisseur ou interférence) car entre deux positionnements rien ne garantit la bonne localisation du point de contact C_C . Ces écarts sont alors définis sur la pièce (erreur de corde) ou par rapport à la trajectoire idéale (écart de flèche ou tolérance d'usinage - figure 1.3). S'il n'y a pas de rééchantillonnage ou approximation de ce parcours, alors le format d'interpolation est directement le format de description du trajet qui transitera dans le programme CN sous un langage spécifique.

En interpolation linéaire, ces écarts créent par effet géométrique macroscopique des défauts d'aspect de la surface comme la facettisation ou la peau d'orange. Leur contrôle nécessite de

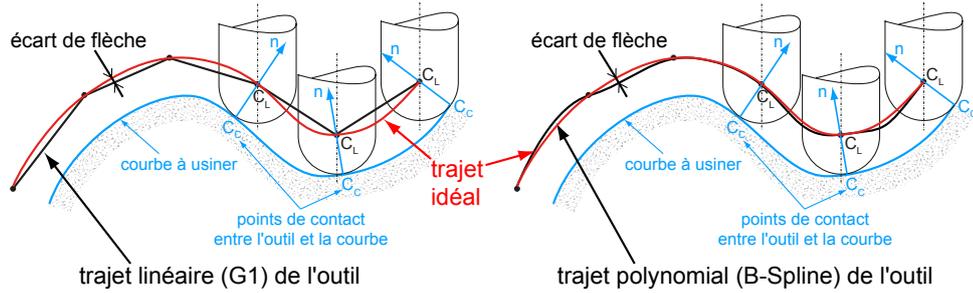


FIGURE 1.3 – Erreur de flèche en interpolation linéaire et polynomiale

réduire drastiquement le pas de calcul longitudinal entre deux positionnements. La taille gigantesque du programme résultant le rend illisible pour un traitement en temps réel par la CN : le trop grand flot de données à gérer par temps de cycle contraint la vitesse d'avance effective à être diminuée et ne plus respecter les conditions de coupe définies dans la stratégie d'usinage. Au final, la qualité est non maîtrisée et la productivité se trouve diminuée.

Les formats polynomiaux permettent de pallier en partie les défauts du format linéaire. En plus de présenter un degré n de continuité géométrique \mathcal{G}^n plus élevée, ils définissent par un jeu de coefficients une longueur de parcours bien plus importante. Les rares implémentations de ce type de format dans les CN actuelles sont une restriction à la continuité de la géométrie dans la chaîne numérique. Plus largement, les modèles polynomiaux ne permettent pas de représenter tout type de géométrie, surtout si elle présente des caractéristiques variées. La solution consiste alors à approcher le parcours outil idéal par parties, déplaçant la difficulté sur la gestion des raccords géométriques entre les portions de trajectoire [Tulsyan et Altintas, 2015]. La difficulté réside dans le degré de raccordement, qui est directement lié à l'interpolation temporelle du trajet et conditionne les fluctuations de la vitesse d'avance [Huang *et al.*, 2018].

Parmi les effets 5 axes, l'interpolation des orientations outil \mathbf{u} est également source d'écart et fluctuation de vitesse. Elle engendre notamment une évolution spatiale des points caractéristiques de l'outil : le point \mathbf{C}_C ne respecte plus la surface à usiner et cause une erreur de corde 5 axes (figure 1.4).

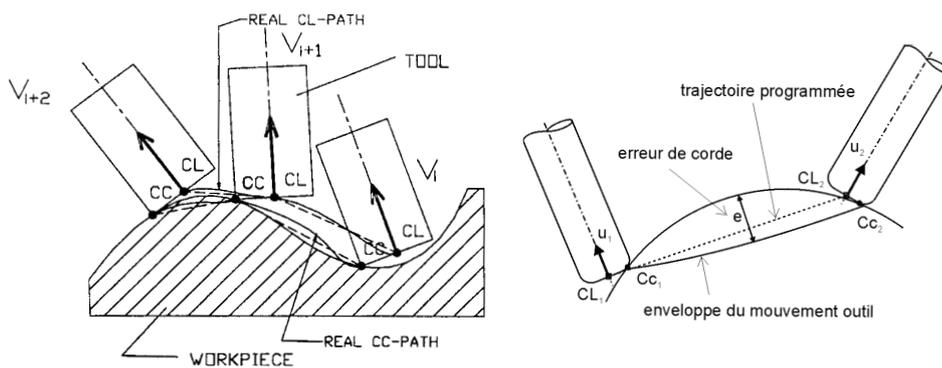


FIGURE 1.4 – Erreur de corde en interpolation 5 axes [Bohez, 2002; Lavernhe, 2006]

Rompre ce couplage entre variations de \mathbf{C}_C pour des variations de \mathbf{u} nécessite de revoir le paramétrage de pilotage de l'outil par la CN. Il nécessite une nouvelle gestion de l'évolution spatiale de l'outil étroitement liée à sa géométrie en lien avec celle de la pièce.

D'un point de vue du processus, la génération de trajectoire reste encore trop déconnectée de choix opératoires tel que le posage pièce et de l'aptitude du centre d'usinage à exécuter une

trajectoire [So *et al.*, 2007; Hu et Tang, 2011; Hu *et al.*, 2017].

Problématique et axe de recherche associé

Ces verrous sont synthétisés par l'expression de la problématique suivante :

Générer un parcours de l'outil en parfaite adéquation entre géométrie pièce et système de production

Comment prendre en compte les traitements numériques et physiques situés en aval du processus, afin de déterminer des parcours outils et formats de trajectoire qui non seulement intègrent les diverses limites, mais exploitent au mieux les capacités des moyens technologiques ? Les objectifs des travaux seront de :

- *respecter* le mieux possible la géométrie de référence de la pièce ;
- sans connaissance précise du moyen de production, *déterminer* une trajectoire 'à priori' adaptée à son exécution ;
- *optimiser* stratégie et trajectoire qui exploitent au mieux les performances de la machine-outil dès lors que CN et machine sont connues.

1.2.2 Exécution par la commande numérique

Interpolation temporelle

L'exécution en temps réel de la trajectoire requiert de s'assurer en amont de la commande que l'évolution temporelle demandée aux axes respectera les capacités de mouvement disponibles. Ces limites sont directement liées aux actionneurs, moteurs synchrones pour les centres UGV. Les paramètres technologiques limitants sont le couple τ_{\max} , le taux de couple $\dot{\tau}_{\max}$, les saturations en courant et tension. Un niveau supplémentaire de limites est implémenté dans la CN en phase d'interpolation pour assurer un comportement mécanique de la structure maîtrisé, notamment en vibrations. Les quatre paramètres de vitesse V_{\max} , accélération A_{\max} et jerk maximum J_{\max} sont ainsi définis pour chaque axe de la structure [Lavernhe *et al.*, 2008a].

Par ailleurs, des contraintes cinématiques peuvent être ajoutées pour maîtriser le procédé piloté. En usinage, les variations brutales de la vitesse d'avance sont à éviter en finition de surface, car elles modifient directement les conditions de coupe de l'outil et donc le comportement mécanique lors de la coupe. Des vibrations et défauts d'aspect sur la pièce peuvent ainsi apparaître. Ces contraintes sont spécifiées de façon analogue aux limites des axes par les paramètres V_{\max}^{\tan} , A_{\max}^{\tan} et J_{\max}^{\tan} mais représentent le comportement de l'outil tangentiellement au parcours.

Suite à la génération de trajectoire, les seules données d'entrée de la CN sont le parcours outil de continuité minimale \mathcal{G}^0 et les consignes de vitesses. Le lien entre la géométrie du parcours outil et l'évolution temporelle apparaît en décomposant les sollicitations articulaires vis-à-vis du déplacement tangentiel à la trajectoire. Soient \mathbf{q} le vecteur des positions articulaires, s l'abscisse curviligne du trajet outil. La vitesse des axes $\dot{\mathbf{q}}$ s'exprime comme le produit des sollicitations articulaires vis-à-vis du trajet \mathbf{q}_s (terme purement géométrique) avec l'évolution temporelle du trajet \dot{s} :

$$\dot{\mathbf{q}} = \frac{d\mathbf{q}}{dt} = \frac{d\mathbf{q}}{ds} \frac{ds}{dt} = \mathbf{q}_s \dot{s} \quad (1.1)$$

Accélération $\ddot{\mathbf{q}}$ et jerk $\dddot{\mathbf{q}}$ s'obtiennent par dérivations successives :

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_{ss} \dot{s}^2 + \mathbf{q}_s \ddot{s} \quad (1.2)$$

$$\dddot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_{sss} \dot{s}^3 + 3\mathbf{q}_{ss} \dot{s} \ddot{s} + \mathbf{q}_s \dddot{s} \quad (1.3)$$

1.2 Verrous et axes de recherche

Les dérivées géométriques \mathbf{q}_s , \mathbf{q}_{ss} et \mathbf{q}_{sss} , dépendent de l'architecture de la machine utilisée ; ces termes peuvent être calculés pour chaque portion de trajet en amont de la planification temporelle dès que le choix de machine est fait.

Étant données les contraintes articulaires présentées ci-dessus :

$$|\dot{q}^{\text{axe } i}| \leq V_{\max}^{\text{axe } i} \quad (1.4)$$

$$|\ddot{q}^{\text{axe } i}| \leq A_{\max}^{\text{axe } i} \quad (1.5)$$

$$|\dddot{q}^{\text{axe } i}| \leq J_{\max}^{\text{axe } i} \quad (1.6)$$

et les contraintes tangentielles :

$$0 \leq \dot{s} \leq V_{\max}^{\text{tan}} \quad (1.7)$$

$$|\ddot{s}| \leq A_{\max}^{\text{tan}} \quad (1.8)$$

$$|\ddot{s}| \leq J_{\max}^{\text{tan}} \quad (1.9)$$

toute discontinuité géométrique \mathcal{G}^n de degré $n = 1$ à 3 aux raccords entre portions de parcours outil se traduit localement par des valeurs de \mathbf{q}_s , \mathbf{q}_{ss} ou \mathbf{q}_{sss} infinies, ce qui nécessiterait une vitesse $\dot{\mathbf{q}}$, accélération $\ddot{\mathbf{q}}$ ou jerk $\ddot{\mathbf{q}}$ infini sur les axes mis en jeu si la vitesse \dot{s} , accélération \ddot{s} ou jerk \ddot{s} de l'évolution du trajet ne sont pas nuls suivant les cas. Un tel comportement articulaire est impossible ; il est nécessaire de modifier localement la trajectoire pour supprimer ces discontinuités géométriques ou de diminuer fortement la vitesse d'avance lors de l'interpolation.

Parmi les travaux de la littérature, on retrouve essentiellement des méthodes d'insertion locale de portions de trajectoires en usinage 3 axes. Elles diffèrent dans le choix de modèles ou paramétrages de degrés plus ou moins élevés. Cependant le cas du 5 axes est moins abordé car la transformation 5 axes requiert un raisonnement géométrique avec une gestion indirecte des couplages des axes de translation et de rotation [Tulsyan et Altintas, 2015].

Les effets soulignés au niveau des raccordements de portions de trajectoire sont également présents au sein d'un trajet continu comme illustré sur la figure 1.5 :

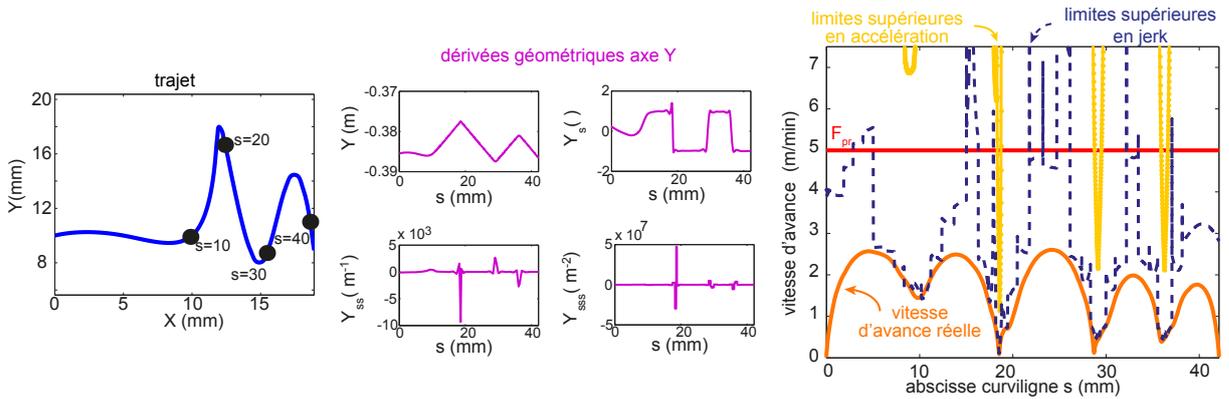


FIGURE 1.5 – Dérivées géométriques du trajet outil et conséquence cinématique [Beudaert, 2013]

Si les dérivées géométriques du trajet \mathbf{q}_s , \mathbf{q}_{ss} et \mathbf{q}_{sss} évoluent fortement, les sollicitations articulaires requises risquent de dépasser les caractéristiques maximales des axes.

Pour pallier ce problème au sens des trajectoires, il faut préserver une certaine continuité et régularité en lien avec le centre d'usinage utilisé pour assurer le suivi de la vitesse d'avance programmée.

Au sens de l'interpolation, après prétraitement géométrique des trajets par la CN, il faut déterminer un profil de vitesse d'avance variable permettant de respecter l'ensemble des caractéristiques

cinématiques des axes en vitesse, accélération et jerk maximums [Tajima et Sencer, 2017; Erkorkmaz *et al.*, 2017]. Cette planification reste une étape critique, car, au-delà des chutes locales de vitesse, elle conditionne directement la productivité. Un des verrous consiste à avoir une vision temporelle prédictive sur la trajectoire afin d’anticiper suffisamment les accélérations et décélérations à venir. Cette difficulté découle de deux éléments : la formulation de l’interpolation à jerk limité (et non à accélération limitée) afin de préserver les composants mécaniques, et la complexité des trajets quand ils ne sont pas constitués de simples segments de droites où dans ce cas la formulation se décompose en 7 phases élémentaires.

En multiaxes, la vitesse d’avance réelle reste donc très souvent inférieure aux limites possibles données par les axes (figure 1.5).

Les effets cinématiques sont exacerbés lors du passage au voisinage des singularités géométriques liées à l’architecture du centre d’usinage. Ces points particuliers concentrent plusieurs difficultés : les limites des mouvements (courses des axes), les solutions potentiellement multiples pour résoudre le modèle géométrique inverse et les fortes variations de vitesse [Wan *et al.*, 2018]. Une machine type berceau-plateau de configuration structurelle V [w C’ A’ b X Y Z (C1) t] selon la norme [NF ISO 10791-6, 2014] présente deux solutions articulaires (A_1, C_1) et (A_2, C_2) . Le tableau 1.1 donne les formulations correspondantes suivant les signes des composantes des cosinus directeurs de l’orientation outil $\mathbf{u} = (i, j, k)$.

	$i < 0$	$i = 0$	$i > 0$
$j < 0$	$A_1 = \arccos(k)$ $A_2 = -\arccos(k)$		$C_1 = -\arctan(i/j)$ $C_2 = -\arctan(i/j) + \pi$
$j = 0$	$A_1 = \arccos(k)$ $A_2 = -\arccos(k)$	$C_1 = -\frac{\pi}{2}$ $C_2 = \frac{\pi}{2}$	$A = 0$ C non défini
$j > 0$	$A_1 = \arccos(k)$ $A_2 = -\arccos(k)$		$C_1 = -\arctan(i/j) + \pi$ $C_2 = -\arctan(i/j)$

TABLE 1.1 – Solutions A et C du MGI

Pour un signe de i donné, l’évolution du signe de j peut générer un demi-tour du plateau C : pour $i < 0$ conserver une vitesse de mouvement de l’axe A impose de passer d’un groupe de solution, par exemple (A_1, C_1) à l’autre, (A_2, C_2) , ce qui engendre localement un saut de l’axe C de $C_1 = -\pi/2$ à $C_2 = \pi/2$. Ainsi, lors de l’exécution d’une trajectoire suivant la période d’interpolation, les points calculés présentent une discontinuité maximale de 180° . La figure 1.6 donne l’exemple d’un saut de 52° et les interférences locales créées sur la pièce par le retournement de C et le non-contrôle de la partie active de l’outil.

En synthèse, l’interpolation temporelle se base sur une image biaisée de la géométrie de la pièce au travers du programme d’usinage pour effectuer le couplage de cette géométrie avec le temps, nécessaire à la commande des axes par les asservissements. Ce couplage nécessite une nouvelle adaptation de la géométrie, phase de prétraitement, suivie d’une planification de vitesse d’avance en lien avec les caractéristiques cinématiques réglées dans la CN par axe et non directement les contraintes technologiques des actionneurs, entraînement, structure, etc.

Le processus se poursuit avec pour seule image ces consignes articulaires discrétisées en temps.

Commande des axes

Sur les centres d’usinage industriels, le contrôle temps réel des mouvements des axes est assuré par une structure dédiée, connectée en amont à l’interpolation. Suivant les stratégies et

1.2 Verrous et axes de recherche

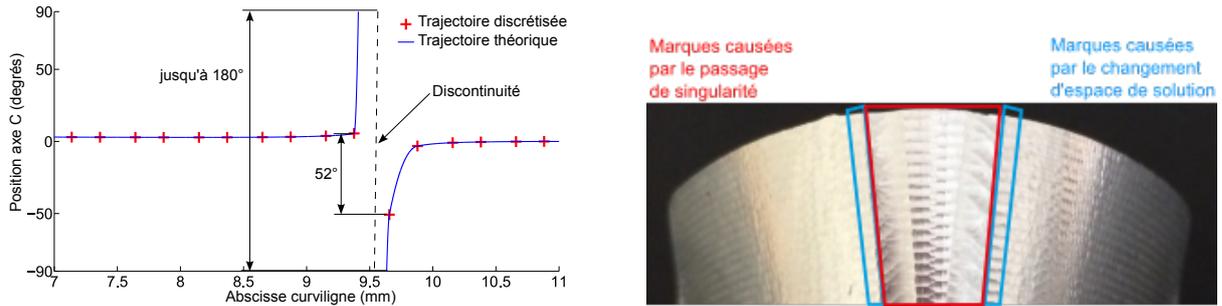


FIGURE 1.6 – Effets de l’interpolation au voisinage d’une singularité [Grandguillaume *et al.*, 2016]

technologies de commande retenues par les fabricants, cette structure se positionne tout ou partie dans les variateurs d’axe ou dans le directeur de commande numérique gérant l’interpolation [Groß *et al.*, 2001; Heidenhain, 2012].

Elle est constituée de trois boucles en cascade représentées sur la figure 1.7.

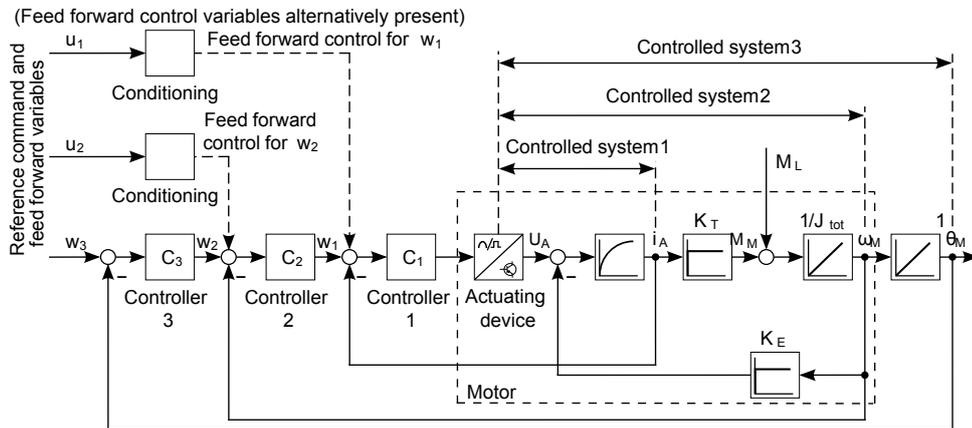


FIGURE 1.7 – Architecture de commande classique d’axe de machine-outil [Groß *et al.*, 2001]

Les trois boucles sont de dynamique décroissante, pour asservir le courant du moteur (boucle 1), la vitesse de l’axe ou celle du moteur (boucle 2) et la position de l’axe (ou position moteur, boucle 3). Le contrôleur associé à chacune de ces boucles est de type PID, généralement sans action intégrale pour la boucle de position afin de ne pas déstabiliser le système. La structure cascade permet d’augmenter la bande passante globale du système, donc sa capacité à réagir à une consigne donnée. Elle permet également un réglage étape par étape, vis-à-vis du comportement fréquentiel de l’axe pour garantir la stabilité et contenir les vibrations associées à la structure. Un gros avantage de cette structure est d’être relativement simple à implanter. Des procédures empiriques existent pour en régler les paramètres.

Deux autres boucles, dites d’anticipation, sont également utilisées sur les centres d’usinage à grande vitesse où les variations de consignes peuvent présenter de fortes amplitudes. Elles permettent d’envoyer à la commande une image directe de la vitesse et de l’accélération dans les deux boucles internes 2 et 1. Ces boucles d’anticipation en vitesse et en accélération permettent de réduire notablement les écarts de poursuite des axes. La difficulté d’utilisation de ces boucles réside dans la construction des signaux d’anticipation de vitesse et couple injectés au niveau des contrôleurs : l’objectif est de piloter directement l’actionneur par le couple nécessaire afin d’avoir

la plus grande dynamique de contrôle. Cependant, vu que la phase d'interpolation des trajectoires est en partie découplée de la commande des axes, ces signaux sont obtenus généralement par traitement des signaux de position (réinterpolation fine et dérivations). Ils présentent donc des différences par rapport au comportement théorique des axes pour suivre la trajectoire nominale. Les boucles de retour classiques sont donc là pour compléter la correction de l'écart résiduel à la consigne ; elles possèdent un signal présentant un niveau d'énergie bien en dessous de celui des boucles anticipatrices.

Le comportement dynamique de la structure est généralement pris en compte lors du réglage des boucles de vitesse et courant. Une analyse fréquentielle permet d'identifier les fréquences de résonances liées aux modes propres de l'entraînement et de la structure (figure 1.8). L'atténuation des résonances se fait par insertion de filtres coupe-bande dans les deux boucles ; il est complété par le réglage des trois paramètres associés aux corrections PID.

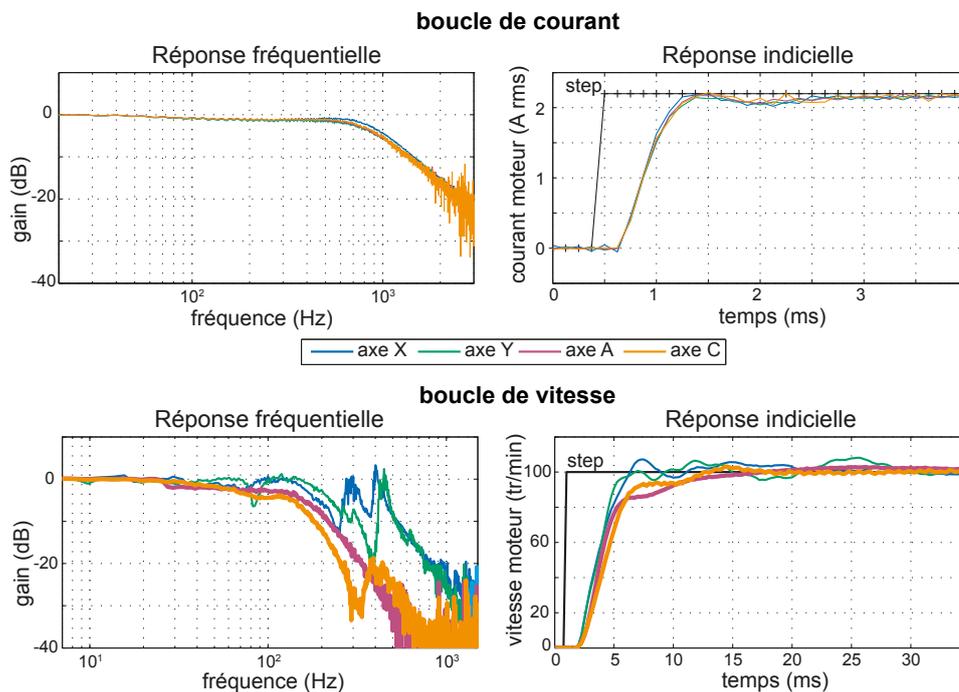


FIGURE 1.8 – Évaluation du comportement fréquentiel des axes [Beudaert, 2013]

Les technologies peuvent être très différentes suivant l'architecture machine ; la commande des axes comporte donc un temps de réponse naturellement différent comme on peut le voir sur la figure 1.8. Afin de suivre un profil géométrique avec précision, il est nécessaire d'assurer une synchronisation dynamique des axes. Ainsi, de nouveaux filtres sont situés en amont de l'architecture globale pour maîtriser un temps de réponse équilibré entre axes.

La présence de l'ensemble de ces filtres modifie légèrement la consigne de référence à suivre par les axes, menant ainsi à de nouveaux écarts géométriques dus aux écarts de poursuite.

Les travaux développés dans la communauté de la machine-outil sur le thème de la commande sont nombreux, ils visent à contrôler l'écart de suivi du point piloté de l'outil et de son orientation sous différents aspects [Jia *et al.*, 2018] :

- les effets dynamiques des axes entre eux peuvent-être intégrés par un couplage d'axe dans la commande ;
- le couplage entre écart de suivi de chaque axe et positionnement outil (position et orien-

- tation) peut être pris en compte en intégrant le modèle géométrique direct lié à l'architecture ;
- les perturbations vis-à-vis des frottements, jeux et autres sources, peuvent être compensées par des modèles amonts, notamment les efforts de coupe au travers de pré compensations ;
- différentes architectures de commande sont également proposées pour améliorer les performances ;
- etc.

Une difficulté majeure réside dans l'évaluation de telles propositions pour des comportements géométriques, cinématiques et dynamiques étant ceux du contexte d'usinage multi-axes sur centre d'usinage industriel. Il est nécessaire de s'assurer que les conditions d'essais sont similaires (au sens des consignes et perturbations) et/ou que les architectures matérielles peuvent être comparables. Dans tous les cas, la gestion de la géométrie de la pièce, au sens de la référence initiale, n'est pas effectuée directement dans la commande ; elle est réalisée par l'intermédiaire de la trajectoire interpolée, voire uniquement des écarts de poursuite par axe. Les spécificités de la trajectoire à suivre, de par la géométrie du parcours ou de par les cinématiques requises pour l'UGV ne sont que très peu étudiées.

Problématique et axe de recherche associé

À l'issue de la présentation des verrous pour l'interpolation et la commande, la formulation de la problématique retenue pour les travaux est :

Assurer une exécution et un contrôle connectés à la géométrie amont exploitant au mieux les capacités machine

Comment améliorer la qualité géométrique du suivi des axes pour réduire les écarts entre modèle de référence initial et surface usinée ? Comment synchroniser le trajet outil avec le temps pour respecter la géométrie tout en recherchant une productivité maximale ? Diverses pistes doivent être explorées pour :

- *planifier* une géométrie et un profil de vitesse optimal en temps respectant les contraintes machine ;
- *prétraiter* les consignes de déplacement pour réduire l'écart résultant ;
- *adapter* la commande pour réduire de l'écart géométrique au contact en modulant son comportement suivant le trajet.

1.2.3 Comportement de la structure machine

La partie structurelle des centres d'usinage est la source la plus importante des écarts de positionnement de l'outil. Ces écarts de positions et d'orientations dans l'espace de travail de la machine sont nommés « écarts volumétriques ». Ils sont dus à la complexité thermomécanique de ses nombreux composants : actionneur, transmission, éléments de guidage, éléments de structure, liaisons entre axes, etc. Ils sont causés par différents facteurs [Schwenke *et al.*, 2008; Altintas *et al.*, 2005] :

- les facteurs thermiques liés aux conditions climatiques environnantes et aux échauffements au sein de la machine ;
- les facteurs mécaniques tels que les efforts de coupe ou effets inertiels sur des composants ou structure pouvant présenter des souplesses ou manques de rigidité ;
- les facteurs géométriques issus de l'assemblage de la chaîne mécanique ;
- les facteurs cinématiques en lien avec les liaisons ou axes machine.

Ces différents phénomènes comportent une composante « statique », c'est-à-dire qu'ils ont une part fixe n'évoluant pas au cours du temps (durée du procédé ou plus largement durant la vie de la machine), mais ils présentent également une composante « dynamique », c'est à dire qu'ils fluctuent suivant des aléas ou rythmes cycliques (usure de patins, collisions, dérives, variations thermiques liés à la température ambiante ou aux cycles d'usinage).

La gestion de l'écart volumétrique est généralement plus complexe pour les machines multi-axes mélangeant axes de rotation et axes de translation, les machines de grande dimension, les machines à performances cinématiques élevées ou encore pour les machines à faible rigidité.

Modélisation

Le premier niveau de modélisation est géométrique et cinématique. Il est notamment utilisé en phase de conception des machines ; il s'agit d'agencer spatialement les axes pour satisfaire différents critères (volume de travail, accessibilité pièce, empreinte au sol, etc.). La géométrie définie comme parfaite dans ce premier modèle peut ensuite être raffinée pour y associer les déviations liées aux mouvements et à l'assemblage des axes [NF ISO 230-1, 2012; NF ISO 230-7, 2007].

Le dimensionnement des masses et inerties des corps intervient au travers de modèles multicorps rigides [Altintas *et al.*, 2005; Kono *et al.*, 2010]. Les effets dynamiques sont alors évalués et permettent de dimensionner les actionneurs, les transmissions et liaisons. Les liaisons entre corps rigides peuvent être définies avec des coefficients de raideur, permettant ainsi une analyse statique de la rigidité globale et une première évaluation des déviations géométriques résultantes en pointe outil. Ces modèles relativement simples à mettre en œuvre ne permettent cependant pas de représenter le comportement de chaque composant intervenant dans la structure.

Le comportement plus complexe de chaque corps comme celui de toute la structure est simulé au travers de modèles de type éléments finis. Ces modèles, par nature beaucoup plus coûteux en temps de calcul et en taille de modèle permettent de représenter des comportements statiques ou thermiques avec des lois linéaires ou non linéaires. Le comportement dynamique de la structure peut être évalué d'un point de vue fréquentiel (analyse modale, FRF) ou temporel. Cependant, les valeurs de rigidité et amortissement sont difficilement identifiables dès que la géométrie se complexifie ; prendre en compte une géométrie réaliste avec une échelle de maillage plus fine permettrait une représentation plus fidèle, mais n'est pas envisageable vis-à-vis de la taille du problème et du coût de calcul associé.

Il n'existe pas à ce jour de solution permettant un bon équilibre entre complexité de modèle, temps de simulation et facilité de mise en œuvre. Le choix d'un modèle de simulation dépend donc fortement de l'objectif local recherché pour le dimensionnement ou l'optimisation [Altintas *et al.*, 2014].

Mesure et identification

On retrouve deux principales catégories d'instruments de mesure et procédures associées : les mesures directes et les mesures indirectes [Schwenke *et al.*, 2008].

Les mesures directes donnent des valeurs de défaut directement liées au paramétrage retenu dans la modélisation. Elles « découplent » naturellement ou par principe les effets des différents défauts. Les instruments sont nombreux. Ils sont soit de type étalon (cales étalons et à gradins, barres et plaques à boules et à trous, autres étalons 3D, etc.), soit de type optique et interférométrie laser. Les défauts évalués sont les erreurs de positionnement (le plus souvent linéaires) des axes, les défauts de rectitude, les défauts angulaires de mouvement des axes. Elles permettent aussi d'obtenir très rapidement quelques défauts d'assemblage comme les orthogonalités entre axes. Les procédures mises en œuvre sont généralement longues. Elles nécessitent

une grande attention pour la préparation de la mesure ainsi que de nombreux points de mesure ; elles fournissent cependant une incertitude de mesure faible et une vision quasi immédiate des défauts [Xiang et Altintas, 2016].

Les mesures indirectes nécessitent de mettre en mouvement plusieurs axes machine, pris deux à deux ou tous simultanément. Les trajectoires pilotant l'étalon ou le système de mesure doivent être de grande amplitude, combiner différents axes afin de faire travailler tous les défauts, de sorte qu'ils soient perçus par la mesure. Elles exploitent ainsi divers positionnements d'étalons ou systèmes dans l'espace de travail. Les étalons utilisés peuvent être partiellement calibrés ou totalement non calibrés ; c'est alors la procédure de mesure qui effectuera son « auto calibration ». Les étalons utilisés peuvent être identiques à ceux des mesures directes (sphère étalon, barres, plaques...), ou alors des systèmes plus complexes tels que ball-bar, checking gauge. La mesure d'un étalon sous différentes configurations machines, particulièrement différentes orientations nécessite une grande accessibilité de mesure. Ainsi de nombreux systèmes se sont développés sur le principe de mesurage d'une unique sphère de grande précision montée sur la table machine (R-test, Capball, etc.). Les systèmes laser peuvent être extérieurs au centre d'usinage (laser tracker) ou bien situés à l'intérieur pour faire coïncider boucle structurelle et boucle métrologique (laser tracer).

Enfin, une dernière méthode de mesure des défauts géométriques consiste à usiner une pièce de test qui comporte des entités géométriques de référence. La mesure à la MMT de la pièce une fois finie permet d'extraire certaines composantes de défauts, généralement locales ou en lien avec la géométrie 5 axes.

Toutes ces méthodes indirectes s'appuient par nature sur le modèle ou le paramétrage des défauts. L'identification des valeurs nécessite une possible inversion du problème minimisant les écarts entre l'observation lors de la mesure et les simulations du modèle avec le jeu de paramètres identifiés. Le compromis entre robustesse d'identification, séparation des défauts et finesse de la représentation doit donc être trouvé, tout en minimisant l'incertitude de mesure, les effets du bruit, le temps total requis pour mesurer, traiter les données. Bien évidemment, le coût du système de mesure évoluant sur une grande plage (de 10k€ à plus de 100k€) est un facteur très important.

Compensation

La compensation réalisée au sein des CN industrielles a pour objectif de réduire l'écart volumétrique. Elle prend en compte les effets de flexion dus à la gravité, les effets des axes (liaison et structure) identifiés précédemment, les couplages d'axes, les éventuels jeux à l'inversion des mouvements et parfois des états thermiques. Elle est réalisée suite à l'interpolation temporelle, par modification des consignes articulaires à l'aide de tables de compensations généralement issues directement de l'identification.

Elle reste cependant partielle [Sartori et Zhang, 1995] : d'une part le point d'intérêt, le point de contact C_C en usinage, n'est pas directement corrigé ; la compensation agit uniquement sur le point piloté, exprimé dans la trajectoire. D'autre part, la compensation exploite des modèles simplistes ou mesures partielles qui ne représentent pas fidèlement le comportement réel de la structure.

Problématique et axe de recherche associé

De cet état des lieux des difficultés liées à la structure machine, la problématique des travaux menés est la suivante :

Comprendre et maîtriser le comportement géométrique de la structure des systèmes de production pour atteindre la géométrie de référence

Comment procéder pour quantifier les effets géométriques sur le parcours outil des phénomènes dynamique, cinématique et géométrique de la structure machine ? Comment intégrer ces données dans une optique de compensation ? En ce sens, les travaux viseront à :

- *mesurer* les défauts géométriques à l'aide de moyens et méthodes adéquates ;
- *caractériser* les défauts géométriques observés suivant leurs natures statique, cinématique ou dynamique ;
- *simuler l'exactitude volumétrique* au travers de modèles en vue de la compensation.

1.2.4 Approche géométrique de l'enlèvement matière par l'outil

La simulation géométrique des pièces est usuellement effectuée après l'étape de FAO ou de post-traitement à partir du fichier CN. Elle permet de décider du « Go » ou « No Go » pour la suite du processus de fabrication en attestant du bon déroulement à venir de la partie aval du processus d'usinage. Elle est d'autant plus importante que les pièces ont une forte valeur ajoutée ou que les opérations de demi-finition et finition sont longues.

Lors de la définition du processus, les simulations peuvent aider à faire un lien entre les différents paramètres d'usinage et la fonction de la pièce. La topographie et les paramètres d'état de surface sont autant de critères qu'il serait possible d'estimer sur la géométrie simulée à différentes échelles.

La construction de la gamme d'usinage et choix des paramètres opérationnels sont facilités pour le programmeur FAO s'il peut interagir avec les résultats de la simulation, par la perception de surface (qualité perçue et défauts visibles) ou par la topographie.

Les résultats géométriques de la simulation, qu'ils soient dimensionnels ou plus mésoscopiques doivent plus largement garantir la conformité de la pièce qui sera fabriquée : elles peuvent constituer une certification numérique de l'état géométrique résultant de l'usinage et ainsi alimenter le jumeau numérique du produit pour la suite de son exploitation.

Les difficultés de la simulation d'usinage proviennent de la complexité des phénomènes géométriques, thermiques et mécaniques ainsi que du grand nombre de composants de la chaîne numérique et physique. Bien que l'interaction se situe directement entre l'outil et la pièce, la géométrie résultante peut dépendre de la structure mécanique environnante (broche, axes et structure machine, porte-pièce), mais aussi du milieu (flux de lubrifiant ou d'air). Enfin, le comportement structurel peut également remonter jusqu'au pilotage du moyen de fabrication (commande d'axes ou CN).

Cette complexité a pour conséquence directe une quantité importante de calculs à effectuer et donc des temps de simulation longs. À ce jour, simuler des pièces de grande dimension ou obtenir un résultat avec une résolution inférieure au centième de millimètre sur une faible zone d'intérêt peut nécessiter plusieurs dizaines d'heures de calcul ou n'est simplement pas envisageable.

Les simulations avec logiciels industriels sont essentiellement macroscopiques. Elles s'attachent d'une part à intégrer l'environnement immédiat à l'outil (porte-outil, broche, porte-pièce et éléments de bridage), pour détecter les éventuelles collisions. D'autre part, avec la définition nominale d'architecture machine, les simulations alertent sur la non-faisabilité d'une pièce par la vérification du non-dépassement des courses. La résolution de ce type de simulation est de l'ordre du centimètre ou millimètre selon l'incertitude des géométries des composants. Les simulations géométriques peuvent atteindre le dixième voire centième de millimètre, sur des zones de taille réduite, mais avec un niveau de réalisme très relatif : elles permettent de déceler certaines

marques, mais ne sont pas assez complètes pour parvenir à la simulation de la topographie de surface.

Parmi les approches académiques, on retrouve deux axes de développement : la simulation géométrique peut être vue au sens de la coupe ou lors d'une approche très expérimentale. Les modèles de type éléments finis ou méthodes sans maillage utilisées intègrent essentiellement le comportement thermomécanique côté outil et pièce [Arrazola *et al.*, 2013]. Le comportement simulé reste proche de la coupe orthogonale, traduisant l'écoulement de la matière en face de coupe et le cisaillement associé. Les méthodes purement géométriques recherchent l'intersection résultant de l'enveloppe du mouvement outil (méthodes analytiques, booléennes, voxels, dexels, x-buffer, etc.) [Layegh et Lazoglu, 2017]. Peu de travaux tentent de porter ce niveau de simulation à l'échelle de l'arête de coupe avec rotation de l'outil en fraisage étant donnée l'explosion de la taille du problème.

Ainsi les approches macroscopiques ne permettent pas à ce jour de représenter fidèlement le processus d'usinage et la complexité de la chaîne numérique. On peut noter un manque certain de réalisme pour des échelles mésoscopiques traduisant la topographie de surface [Altintas *et al.*, 2014; Denkena *et al.*, 2015]. La cohérence et la gestion de différentes échelles restent également un besoin pour valider la géométrie fabriquée.

Problématique et axe de recherche associé

La problématique retenue pour les travaux est de :

**Proposer un outil de simulation performant
intégrant les défauts géométriques au fil de la chaîne numérique et physique**

Comment représenter le plus fidèlement possible la géométrie résultant du processus d'usinage ? Comment être capable d'assurer une simulation suffisamment rapide pour être exploitable par le bureau des méthodes ? Les travaux devront investiguer de nouvelles voies et aboutir à des développements pour progresser en ce sens :

- *intégrer* à la simulation des comportements et géométries réalistes pour la CN, la structure machine ainsi que la géométrie outil ;
- *proposer* une stratégie d'accélération ou de parallélisation du calcul pour rendre possible la simulation à de petites échelles.

1.3 Organisation du document

Les travaux présentés dans ce mémoire sont structurés autour des trois axes de recherche correspondant aux cœurs technologiques du processus : la géométrie dans la trajectoire d'usinage en FAO, la géométrie traitée et exécutée dans la CN pour être suivie en temps réel, et enfin la géométrie physique propagée dans la structure. Ils reprennent le processus global en usinage multi-axes et les écarts associés aux différentes étapes et traitements numériques et physiques (figure 1.9).

Au-delà des optimisations locales dans le processus, les travaux cherchent à analyser et améliorer le cheminement de la géométrie. Ils souligneront le manque de cohérence globale de transformation de la géométrie et les cloisonnements pénalisants. L'amélioration du processus global est réalisée par une meilleure intégration, interconnexion des données et traitements associés.

Étant donné que les évolutions récentes sur les formats d'échange et de structuration du processus, notamment STEP-NC, nous permettent de penser que cette intégration est possible, les travaux menés montrent comment en tirer profit pour maîtriser la géométrie finale des parcours

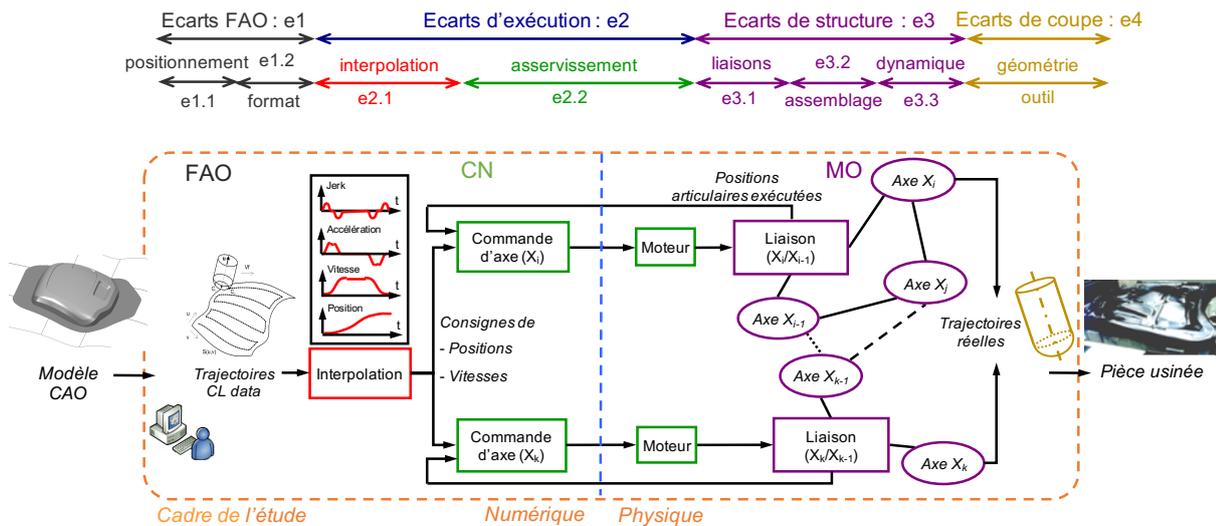


FIGURE 1.9 – Décomposition des écarts géométriques cumulés au cours du processus

outil. Ils vont donc localement et globalement s'appuyer sur la connaissance de tous les maillons de la chaîne pour, compte tenu du moyen, améliorer la qualité et la productivité.

Le mémoire de recherche est organisé de la façon suivante :

- Le chapitre 2 propose des modèles de trajectoires pour respecter la géométrie nominale tout en permettant simultanément leur suivi à grande vitesse. La compréhension et la formalisation des verrous liés à l'interpolation aboutissent à des optimisations locales pour maintenir une vitesse d'avance la plus élevée possible. Les méthodes de génération de trajectoire à cinématique maximale feront la synthèse du comportement de la CN et des limites des axes.
- Le chapitre 3 est la charnière entre la partie numérique et la partie physique. Il traite dans un premier temps des principes et modèles pour la planification de vitesse pour d'une part optimiser le comportement des axes en cinématique et dynamique, et d'autre part, relier de façon cohérente et unifiée la construction géométrique des trajectoires et leur parcours temporel. Dans un second temps des méthodes sont investiguées pour donner à la commande une vision plus large du processus et des écarts. La modulation du suivi y est proposée à deux niveaux, amont à l'asservissement ou interne aux boucles de régulation.
- La structure de la machine et sa géométrie font l'objet d'une analyse détaillée dans le chapitre 4. Un nouvel étalon matériel y est proposé pour mesurer plus efficacement les défauts géométriques liés aux liaisons. Les modèles et principes d'identification de défauts quasi statiques sont caractérisés par l'étude des incertitudes. Enfin, des explorations sont menées sur le comportement dynamique de la structure pour quantifier et comparer les écarts induits. Le lien à la trajectoire est abordé dans un dernier temps pour poser les bases d'une modélisation liant trajectoire, interpolation et structure.
- Le dernier chapitre du mémoire vise à étendre les capacités de simulation des états géométriques des surfaces usinées. D'une part, il intègre d'un point de vue macroscopique dans la simulation la connaissance acquise sur le processus, et d'autre part il contribue à diminuer l'échelle de simulation en descendant au niveau de la géométrie avec ou sans défaut de l'arête coupante. En parallèle des évolutions proposées pour la modélisation, les

1.3 Organisation du document

performances de calcul sont accrues par une implémentation algorithmique et numérique la plus adéquate possible vis-à-vis de l'architecture de calcul sur carte graphique.

Chapitre 2

Génération de trajectoires

Dans le processus, la notion de la trajectoire débute lors du calcul du parcours outil s'appuyant, pour un outil donné, sur le modèle CAO de la surface à réaliser. Cette géométrie 5 axes, composée du parcours de la position du point à piloter sur l'outil ainsi que de son orientation, est alors traduite dans le programme d'usinage avec un format d'interpolation que sera capable d'exécuter en temps réel la commande numérique. Cependant, cette trajectoire n'est pas pour autant figée. Elle sera par la suite modifiée par un prétraitement amont à l'interpolation temps réel afin de rendre les potentielles zones de discontinuité fluides à l'exécution.

Ce chapitre s'attache à présenter les modèles de trajectoires et applications développés afin de respecter les objectifs énoncés précédemment. La première partie reprend le concept de surface d'usinage et sa définition géométrique pour s'affranchir des tolérances d'usinage. Un principe de trajectoire fluide « à priori », sans connaissance machine est proposé dans la partie 2. L'optimisation du comportement cinématique de la trajectoire lors de l'exécution est détaillée dans la partie 3, avec une vision locale, puis globale, intégrant toutes deux les contraintes du moyen de fabrication.

Sommaire

2.1	Modèles de trajectoire et écart géométrique	20
2.1.1	Interpolation surfacique des trajets	20
2.2	Trajectoires nativement fluides, sans à priori machine	24
2.2.1	Définition de trajectoire à base d'équations différentielles	24
2.2.2	Calcul de trajectoire à base de potentiel, application à l'évitement de collision : Géo5X-Field	26
2.3	Trajectoires visant des performances cinématiques machine maximales	30
2.3.1	Modifications locales pour le suivi continu en 5 axes	30
2.3.2	Génération de trajectoires maximisant les indicateurs cinématiques	35
2.4	Conclusions et perspectives	44

2.1 Modèles de trajectoire et écart géométrique

2.1.1 Interpolation surfacique des trajets

Modèle de surface d'usinage

Le modèle de surface d'usinage initié au LURPA permet de définir, de façon continue, la géométrie de positionnement de l'outil sur une surface gauche [Duc, 1998; Tournier, 2001]. Il est constitué de deux surfaces paramétrées : la surface de guidage \mathbf{S}_1 et la surface d'orientation \mathbf{S}_2 illustrées en figure 2.1.

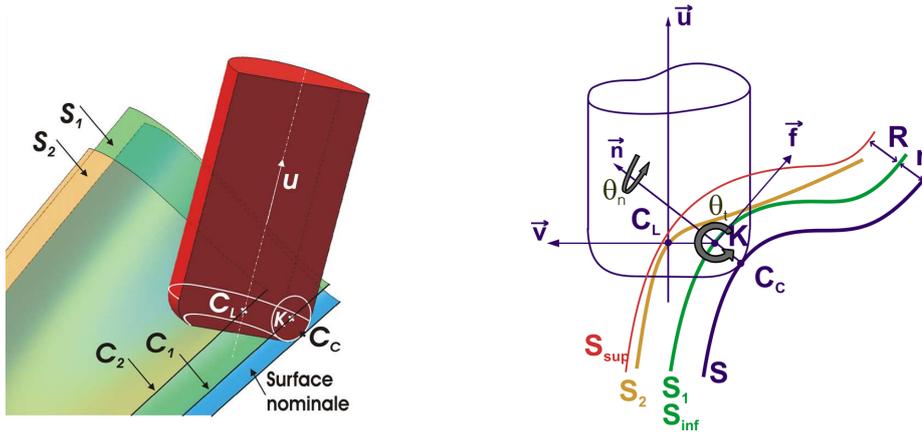


FIGURE 2.1 – Modèle de surface d'usinage en 5 axes avec outil torique

La première définit le lieu de l'ensemble des positions possibles pour le point \mathbf{K} de l'outil permettant d'assurer un point de contact \mathbf{C}_C exactement sur la surface nominale \mathbf{S} . La seconde traduit l'orientation de l'axe outil par l'intermédiaire du lieu des points \mathbf{C}_L . Elle peut être bornée entre deux surfaces \mathbf{S}_{sup} et \mathbf{S}_{inf} pour éviter les interférences locales. Les équations surfaciques se résument par les équations ((2.1)) et ((2.2)) où R représente le rayon de l'outil et r son rayon de coin.

$$\mathbf{S}_1(u, v) = \mathbf{S}(u, v) + r \mathbf{n}(u, v) \quad (2.1)$$

$$\mathbf{S}_2(u, v) = \mathbf{S}(u, v) + r \mathbf{n}(u, v) + (R - r) \mathbf{v}(u, v) \quad \text{avec} \quad \mathbf{v} = \frac{\mathbf{u} \wedge \mathbf{n}}{\|\mathbf{u} \wedge \mathbf{n}\|} \wedge \mathbf{u} \quad (2.2)$$

L'intérêt du modèle de représentation surfacique réside dans la continuité de l'évolution du positionnement de l'outil entre deux positions successives (u, v) sur la surface. Que ce soit dans la direction d'avance \mathbf{f} ou dans la direction transverse $\mathbf{f} \wedge \mathbf{n}$, ces deux degrés de continuité assurent une évolution régulière de la stratégie d'usinage sur la surface et améliorent ainsi les variations de hauteur de crête et la qualité perçue.

Mise en œuvre sur des surfaces complexes

[Lavernhe, 2006; Tournier *et al.*, 2006a; Lavernhe *et al.*, 2007, 2008b]

Ce modèle a été exploité dans les travaux pour l'amélioration cinématique de l'exécution, c'est-à-dire pour éviter les ralentissements de la vitesse d'avance dus aux trop fortes sollicitations des axes. La première application porte sur un carreau de type NURBS présentant vers son centre une zone de trajectoire en configuration de singularité géométrique sur une machine de type berceau-plateau (figure 2.2).

2.1 Modèles de trajectoire et écart géométrique

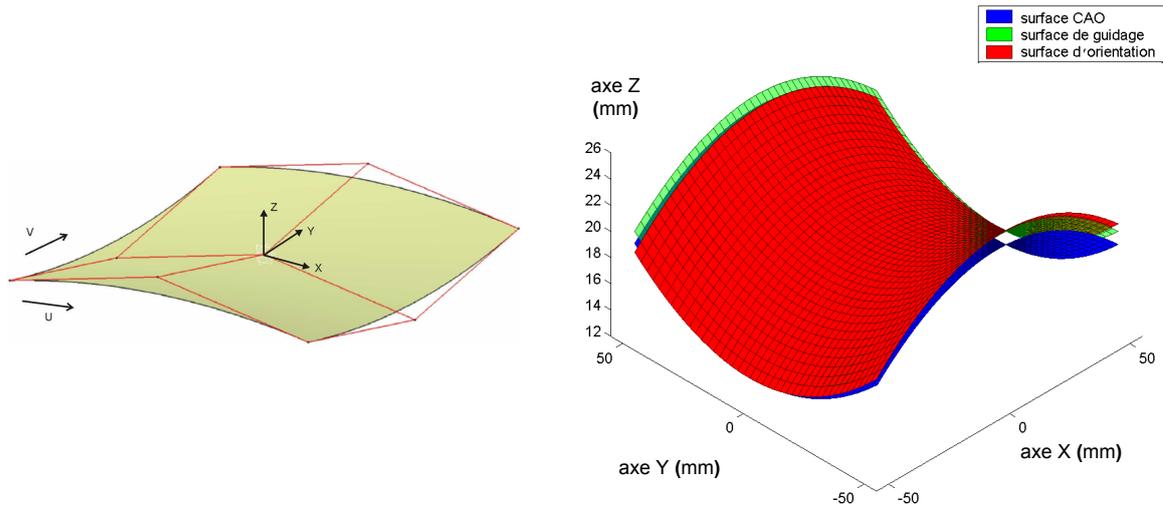


FIGURE 2.2 – Géométrie du carreau et modèle de surface d'usinage

Pour une passe d'usinage correspondant à la règle de ce parabolôïde hyperbolique, l'axe C doit effectuer un déplacement de grande amplitude étant donné la singularité géométrique. Cette forte variation entraîne une saturation en vitesse de l'axe C. La vitesse d'avance locale, résultat de la composition du mouvement, y est donc réduite; elle est dans le cas présent quasi-nulle (figure 2.3).

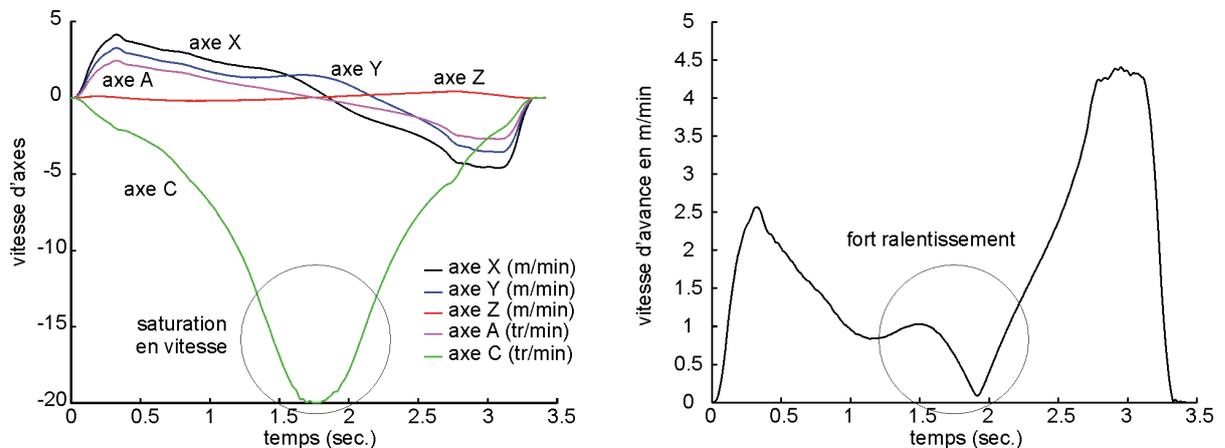


FIGURE 2.3 – Sollicitations des axes et vitesse d'avance résultante

Après déformation sur une moitié gauche de la surface de sorte à incliner l'outil de quelques degrés, il est possible de diminuer les sollicitations de l'axe C et donc de réduire la saturation en vitesse. La figure 2.4 présente la nouvelle surface d'usinage pour laquelle seule la surface d'orientation est modifiée sur la moitié gauche. La figure 2.4 présente également une cartographie dans l'espace paramétrique (u, v) de la surface d'usinage de la vitesse de l'axe C nécessaire pour respecter la vitesse d'avance. Sur la partie droite, zone non modifiée, on peut constater qu'une grande partie du carreau présente une zone de saturation; tandis que sur la partie de gauche, sur la zone correspondant à trois passes par plans parallèles, la modification de surface d'orientation a fait réduire localement la vitesse nécessaire.

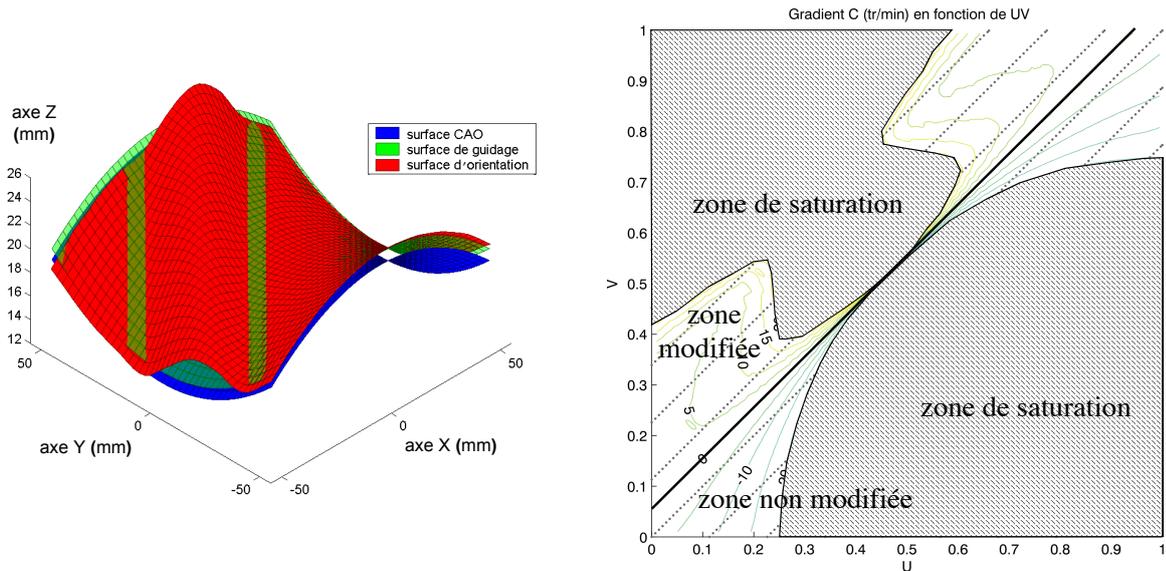


FIGURE 2.4 – Surface d'usinage déformée et conséquence sur la saturation de l'axe C

Interpolation du modèle de trajectoire

L'intérêt du modèle de description surfacique est double. Il permet, par un calcul du mode de balayage dans l'espace paramétrique du modèle de surface d'usinage, de positionner l'outil exactement sur la surface, sans écart géométrique par rapport au modèle nominal (sans erreur de corde ou tolérance d'usinage). Le second avantage du modèle consiste à pouvoir modifier le comportement outil/pièce, ou la stratégie d'usinage de façon régulière dans la direction d'avance, mais aussi dans la direction transverse. En effet, une déformation de la surface d'orientation, rend continues les variations d'orientations entre passes comme on peut le voir sur la figure 2.4, où 3 passes ont été modifiées par déformation de la surface d'orientation.

La principale difficulté associée à ce modèle consiste à exprimer les surfaces sous un format explicite, depuis le modèle nominal. Les modes de parcours sur la pièce, par exemple par plans parallèles, ne sont plus nativement simples à exprimer dans l'espace paramétrique des surfaces de guidage et d'orientation. Il est nécessaire d'établir un parallèle entre espace des tâches (surface nominale) et espace paramétrique de la surface d'usinage (figure 2.5).

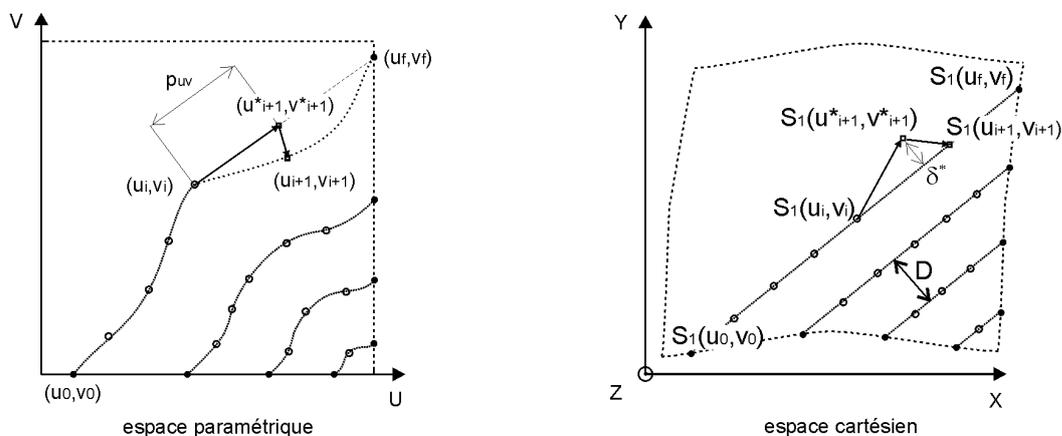


FIGURE 2.5 – Lien entre espace paramétrique de la surface d'usinage et espace des tâches

2.1 Modèles de trajectoire et écart géométrique

Cependant, aucune CN industrielle ne permet à ce jour d'interpréter nativement ce type de format, continu en deux dimensions. Afin de réaliser l'exécution, il est nécessaire de dégrader ce modèle dans la direction transverse pour ne retenir qu'un modèle de trajectoire continu uniquement dans la direction d'avance.

Bien que les fonctions les plus avancées des CN permettent alors d'interpréter et interpoler en temps réel des formats polynomiaux ou de type Spline allant jusqu'à un degré 5, il n'est pas toujours possible de transposer la trajectoire issue de la surface d'usinage sous de tels formats, car par nature ils limitent les géométries possibles (notamment des complexités nécessitant des expressions polynomiales de degré plus élevé). La trajectoire de la surface d'usinage doit alors être approchée par une courbe interprétable ou, au pire cas, discrétisée sous forme d'un ensemble de segments.

Cette approximation de la géométrie native de la trajectoire a pour conséquence directe l'insertion d'écarts géométriques entre le modèle initial et la géométrie transférée à la CN sous forme de trajectoire. Nous verrons dans le chapitre suivant, comment les concepts de génération de trajectoire et leur exécution ont été fusionnés afin de réduire au plus proche possible de la machine ces écarts géométriques, dans l'application d'interpolation directe sur la surface.

Une autre conséquence de la dégradation de la continuité de la trajectoire est la régularité dans l'exécution et le suivi de la trajectoire. Les approximations ou raccordements locaux de géométries vont créer des ralentissements de la vitesse d'avance, impactant à la fois la géométrie et la cinématique de l'usinage.

Associé à la problématique de la continuité des trajectoires, le paragraphe suivant aborde la question de la construction d'un trajet qui serait naturellement continu et fluide à l'exécution. Dans cette approche, on reste à ce stade volontairement décorrélé d'une machine spécifique, c'est-à-dire que la fluidité ne va pas intégrer de caractéristique machine spécifique (architecture, paramètres d'axes), mais sera basée sur le format de trajectoire le plus adapté pour permettre son exécution sur CN industrielle, à savoir une courbe polynomiale.

2.2 Trajectoires nativement fluides, sans à priori machine

Dans la génération de trajectoires 5 axes, la gestion de l'orientation de l'axe outil peut être critique dans la suite du processus pour l'exécution. Si elle comporte des petites variations d'angle liées au mouvement d'avance, ou au contraire des variations de trop grande amplitude, les axes de rotation et les axes de translation par les effets de bras de levier seront très sollicités. La synchronisation des axes, nécessaire au suivi, imposera alors une réduction drastique de l'avance réellement pilotée sur la machine.

L'orientation de l'axe outil est une problématique directe pour des stratégies de coupe (gestion du rayon et vitesse de coupe effective), pour des stratégies visant la productivité (largeur coupée maximale compatible avec la courbure pièce) ainsi que pour l'évitement de collisions sur des zones difficilement accessibles. Les méthodes développées sont très majoritairement purement géométriques : elles consistent à effectuer des calculs de distance, courbures, etc. avec un processus itératif pour arriver à atteindre une configuration optimale. La trajectoire se construit alors comme une succession de positionnements outils.

D'une part, ces méthodes peuvent être très complexes suivant les critères retenus. Ainsi les optimisations peuvent mener à des optimums locaux ou ne satisfont pas toujours une convergence rapide. Un équilibre est à trouver entre précision et complexité géométrique. Il est nécessaire d'avoir une forte expertise à la fois en géométrie (CAO) et en fabrication (FAO) pour analyser et valider les trajectoires calculées.

D'autre part, elles conservent une vision locale : les positionnements outils calculés peuvent être différents d'un point de la surface au point voisin, car les critères géométriques retenus ne sont pas automatiquement continus. Ainsi, au cours de l'évolution le long d'une passe ou entre deux passes, les orientations outil peuvent être trop différentes menant à une discontinuité de l'évolution sur la surface. Afin d'assurer un minimum de fluidité, les trajectoires sont alors post-traitées avec des phases de lissage ou correction, qui rendent caduques les optimisations précédentes.

Les objectifs de l'approche proposée sont de calculer une trajectoire outil avec une vision globale sur la pièce, et de conserver un schéma de calcul relativement simple à mettre à œuvre qui soit efficace pour l'implémentation dans un environnement purement FAO. La mise en œuvre de ce modèle est faite dans le cas de la détermination de l'orientation outil pour l'évitement de collisions.

2.2.1 Définition de trajectoire à base d'équations différentielles

[Lacharnay, 2014]

La méthode de calcul développée s'inspire du domaine de l'infographie, où le réalisme des représentations et des mouvements d'objets s'appuie sur des modélisations à base de lois physiques. Dans notre contexte, l'objectif est d'obtenir un mouvement outil/pièce traduisant la dynamique d'un solide évoluant dans l'espace 3D, soumis à des sollicitations. Il s'agit donc d'exploiter la forme différentielle et la continuité associée pour nativement apporter de la fluidité à la trajectoire.

S'agissant de déterminer l'orientation outil, avec un paramétrage de l'orientation outil/pièce dans la base locale de la trajectoire (\mathbf{f} , \mathbf{n} , \mathbf{t}) (figure 2.6 gauche), l'équation de moment du principe fondamental de la dynamique exprimée au point piloté de l'outil \mathbf{C}_L s'écrit :

$$\sum \mathbf{M}^{\text{ext} \rightarrow \text{outil}}(\mathbf{C}_L) = \mathbf{J}(\mathbf{C}_L) \ddot{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.3)$$

2.2 Trajectoires nativement fluides, sans à priori machine

où $M^{\text{ext} \rightarrow \text{outil}}(\mathbf{C}_L)$ est l'ensemble des moments modélisant les actions mécaniques extérieures appliquées à l'outil au point \mathbf{C}_L , $J(\mathbf{C}_L)$ la matrice d'inertie associée à l'outil au point \mathbf{C}_L et θ le paramétrage angulaire de l'outil dans la base locale $(\mathbf{f}, \mathbf{n}, \mathbf{t})$.

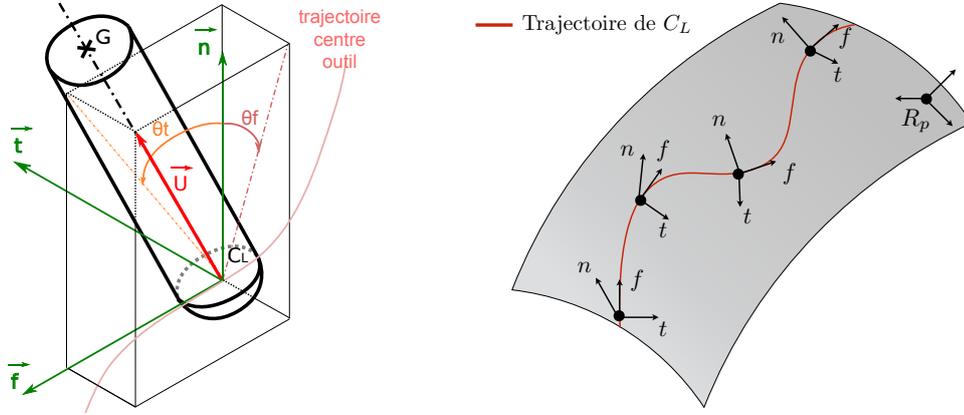


FIGURE 2.6 – Paramétrage angulaire de l'outil et évolution de la base locale sur la surface

Avec un tel paramétrage, l'équation dynamique traduit une fluidité du changement d'orientation de l'outil par rapport à la base locale qui suit la géométrie de la pièce à usiner. On suppose à ce stade que le point piloté de l'outil respecte la trajectoire programmée. Cette formulation permet de rendre fluides les variations d'orientation outil, tout en restant cohérent avec les valeurs angulaires choisies dans la stratégie d'usinage.

Il serait possible d'adopter une formulation directement exprimée dans le repère de la pièce, mais cela aurait pour principe de moins respecter la stratégie d'orientation outil, tout en lissant les variations dues à la géométrie de la pièce, c'est-à-dire l'évolution de la base $(\mathbf{f}, \mathbf{n}, \mathbf{t})$ sur la surface (figure 2.6 droite).

L'équation (2.3) se réécrit sous forme de deux équations scalaires, selon θ_f inclinaison latérale de l'outil autour du vecteur tangent à la trajectoire \mathbf{f} et θ_t inclinaison avant-arrière de l'outil autour du vecteur tangent à la surface \mathbf{t} :

$$\sum M_f^{\text{ext} \rightarrow \text{outil}}(\mathbf{C}_L) = J(\mathbf{C}_L) \ddot{\theta}_f \quad (2.4)$$

$$\sum M_t^{\text{ext} \rightarrow \text{outil}}(\mathbf{C}_L) = J(\mathbf{C}_L) \ddot{\theta}_t \quad (2.5)$$

Le problème revient alors à un double pendule inversé fixé en \mathbf{C}_L dans chacun des plans (\mathbf{t}, \mathbf{n}) et (\mathbf{f}, \mathbf{n}) . Le découplage des équations dans ces deux plans permet de régler différemment et de façon dissociée le comportement de l'outil. On peut ainsi vouloir plus respecter la stratégie d'usinage dans un plan et se laisser plus de degrés de liberté dans l'autre.

Pour que le comportement de l'outil tende à respecter l'orientation outil programmée, un moment similaire à l'action d'un ressort en torsion est défini. Outre l'aspect dynamique, une action de type frottement visqueux peut également être ajoutée pour amortir le mouvement. Ainsi chacune des deux équations précédentes devient :

$$\sum M^{\text{ext} \rightarrow \text{outil}}(\mathbf{C}_L) = J(\mathbf{C}_L) \ddot{\theta} + c(\dot{\theta} - \dot{\theta}_{\text{prog}}) + k(\theta - \theta_{\text{prog}}) \quad (2.6)$$

Afin d'obtenir une réponse libre sans oscillation, il est nécessaire de se placer dans le régime aperiodique en s'assurant que le réglage des paramètres vérifie la relation :

$$c \geq 2\sqrt{kJ} \quad (2.7)$$

Enfin, ces équations qui régissent le comportement temporel du mouvement outil sont reliées au mouvement d'avance de l'outil le long de la trajectoire en supposant que le point piloté de l'outil respecte la vitesse d'avance programmée.

2.2.2 Calcul de trajectoire à base de potentiel, application à l'évitement de collision : Géo5X-Field

[Lacharnay *et al.*, 2015]

Ce principe de génération de trajectoire est appliqué à l'évitement de collisions, notamment les collisions globales pouvant intervenir entre l'outil et la pièce, ou encore entre le porte-outil et la pièce. L'environnement immédiat de l'outil doit donc être modélisé afin d'interagir avec le mouvement outil. Cette méthode trouve tout son intérêt dans l'usinage de pièces difficilement accessibles, où il est nécessaire de considérer des surfaces voisines comme obstacles, et de s'assurer des non-collisions du porte-outil.

Modélisation

Les modèles retenus pour chaque élément sont des discrétisations des surfaces nominales, de préférence non ordonnées (figure 2.7).

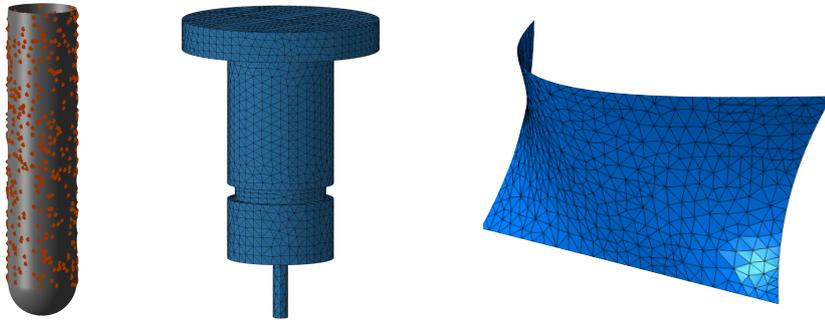


FIGURE 2.7 – Discretisation de l'outil, porte-outil et surface obstacle

L'évitement des collisions est réalisé par un potentiel champ répulsif U émis par chaque surface obstacle (chaque nœud i), agissant sur l'ensemble outil porte-outil (chaque nœud j) :

$$U_i = \begin{cases} \frac{1}{2} \left(\frac{1}{r_i - r_s} - \frac{1}{r_0} \right)^2 & \text{si } (r_i - r_s) < r_0 \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.8)$$

avec :

- r_i : la distance entre un point j de l'ensemble outil porte-outil étudié et le point d'indice i de l'élément obstacle ;
- r_0 : la distance de voisinage à fixer pour ne plus avoir d'effet au-delà de ce domaine ;
- r_s : la distance de sécurité correspondant à l'espace libre que l'on souhaite laisser entre l'outil ou porte-outil et la pièce.

La force répulsive dérive de ce potentiel et vaut :

$$\mathbf{F}_i = -\nabla(U_i) = \begin{cases} \left(\frac{1}{r} - \frac{1}{r_0} \right) \frac{1}{r^2} \mathbf{u}_i & \text{si } r < r_0 \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.9)$$

avec $r = r_i - r_s$ et \mathbf{u}_i qui représente le vecteur unitaire entre les points considérés de la surface obstacle et de l'outil ou porte-outil. Ainsi, l'effort répulsif tend vers l'infini lorsque l'outil ou le porte-outil s'approche de la surface obstacle, et au-delà de la zone de voisinage (volume offset de l'outil et du porte-outil), il n'y a aucun effet (2.8).

En tout point de l'espace où évolue l'outil, l'effort répulsif généré par une surface obstacle prend

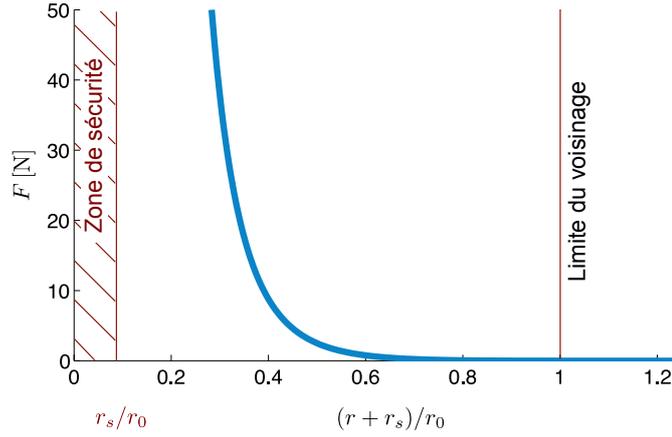


FIGURE 2.8 – Évolution de l’effort répulsif fonction de la distance relative à l’outil ou porte-outil

la forme suivante qui permet de ne pas dépendre de la densité de la discrétisation, mais conserve une orientation de l’effort pondérée par la géométrie locale de la surface.

$$\mathbf{F} = \max_i (\|\mathbf{F}_i\|) \cdot \sum_i \frac{\mathbf{F}_i}{\|\mathbf{F}_i\|} \quad (2.10)$$

Enfin, ce champ répulsif agit sur chaque nœud P_j de l’ensemble outil porte-outil. Les efforts répulsifs en chaque point P_j sont convertis en moments au niveau du point piloté \mathbf{C}_L . Pour ne pas être sensible à la distance de l’obstacle au point \mathbf{C}_L , les bras de levier sont normés, ce qui permet de conserver des distances homogènes de part et d’autre de l’outil dans le cas de présence d’obstacles des deux côtés.

$$\mathbf{M}^{\text{surface obstacle} \rightarrow \text{outil}}(\mathbf{C}_L) = \sum_j \frac{\mathbf{C}_L \mathbf{P}_j}{\|\mathbf{C}_L \mathbf{P}_j\|} \wedge \mathbf{F} \quad (2.11)$$

Les sollicitations extérieures repoussant l’outil et le porte-outil pour éviter les collisions globales se synthétisent par :

$$\sum \mathbf{M}^{\text{ext} \rightarrow \text{outil}}(\mathbf{C}_L) = \sum_{\text{surfaces obstacles}} \sum_j \frac{\mathbf{C}_L \mathbf{P}_j}{\|\mathbf{C}_L \mathbf{P}_j\|} \wedge \mathbf{F} \quad (2.12)$$

Pour le calcul des trajets, le potentiel puis le champ d’effort \mathbf{F} associé à chaque surface obstacle est précalculé (éq. (2.10)). La génération de la trajectoire consiste donc à résoudre l’équation (2.6) pour laquelle les sollicitations des obstacles sont données par l’équation (2.12).

Exemples d’application

L’usinage du canal inter-aubes d’un impeller est un cas typique d’accessibilité difficile étant donnée la présence des surfaces de part et d’autre. Pour chaque veine ou entre-palles, la trajectoire \mathbf{C}_L est initialement calculée par courbes isoparamétriques de faces pour obtenir une répartition régulière.

La partie droite de la figure 2.9 représente les deux surfaces obstacles en bleu, la surface de guidage en rose et la trajectoire outil résultat pour l’isoparamétrique $v = 0.5$. La partie verte représente la portion de trajectoire hors de tout voisinage des surfaces obstacles ; la partie rouge représente la trajectoire influencée par le potentiel répulsif. On peut constater que l’orientation outil vient « s’équilibrer » entre les deux parois. La figure 2.10 donne l’évolution des angles d’inclinaison avant arrière θ_t et latérale θ_f pour toutes les passes calculées. On peut remarquer que les angles évoluent régulièrement au sein de chaque passe, mais aussi d’une passe à l’autre.

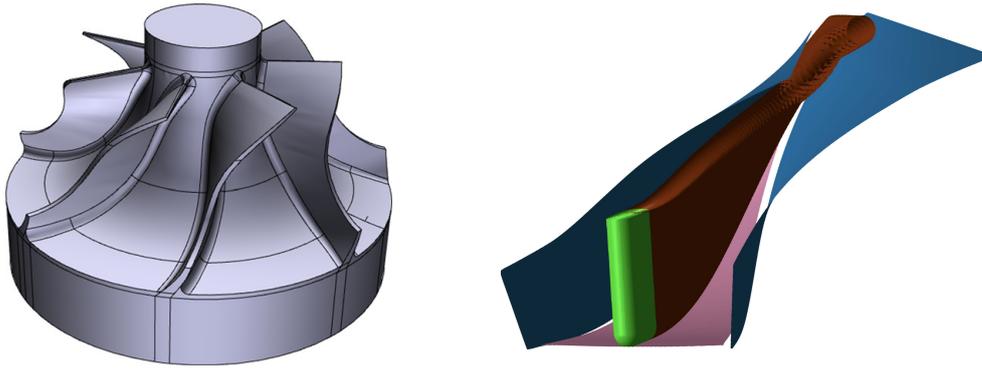
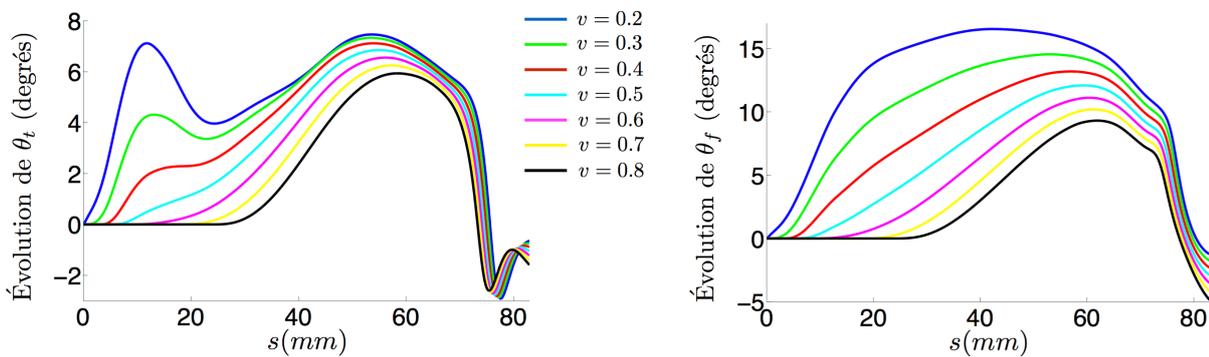
FIGURE 2.9 – Géométrie impeller et trajectoire obtenue pour l'isoparamétrique $v = 0.5$ 

FIGURE 2.10 – Évolutions des angles d'orientation outil obtenus pour chaque isoparamétrique

Une autre application concerne l'adaptation de la trajectoire à la longueur sortie de l'outil pour éviter les collisions avec le porte-outil. La figure 2.11 présente le cas d'un coin de poche en contre-dépouille où une forte inclinaison est nécessaire.

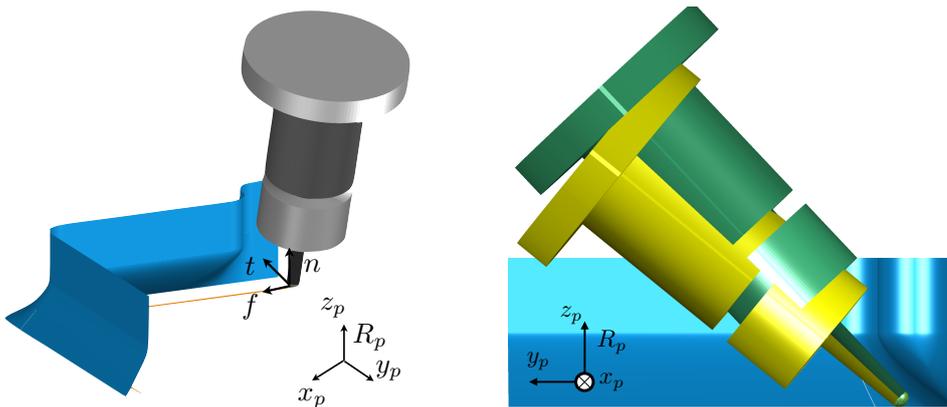


FIGURE 2.11 – Accessibilité de l'outil à un coin de poche en contre-dépouille

La partie droite de la figure correspond à deux longueurs sorties de l'outil différentes. Ces deux configurations différentes engendrent des orientations différentes, respectant autant que possible la stratégie programmée. On remarque également sur la figure 2.12 que les évolutions angulaires sont d'amplitude différente sur toute la passe, mais restent de forme similaire.

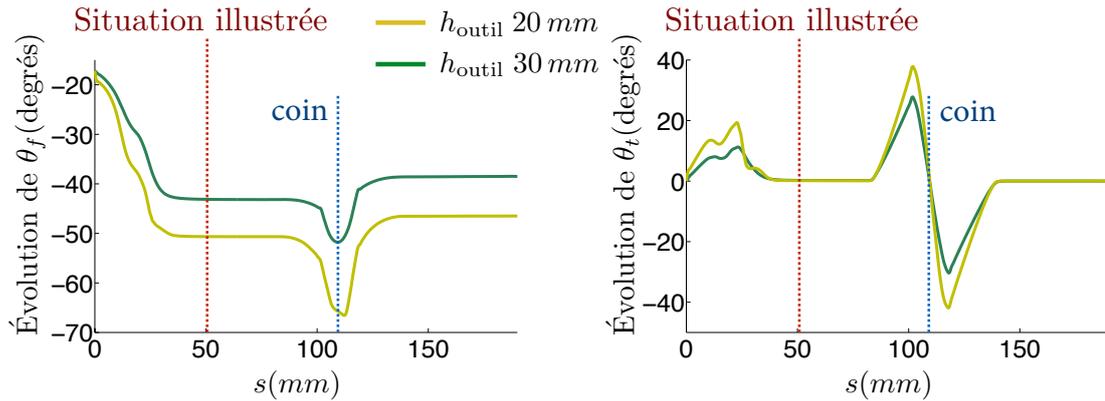


FIGURE 2.12 – Évolution des angles suivant la longueur sortie de l'outil

Bilan

D'un point de vue du temps de calcul cette méthode de calcul de trajectoire est relativement rapide. Une fois le potentiel répulsif calculé pour l'ensemble des surfaces obstacles, le calcul des points successifs du trajet (résolution de l'équation différentielle à pas de temps fixe ou variable) reste relativement rapide. On peut noter que la fluidité de la trajectoire peut être sensible à la continuité du potentiel évalué dans l'espace d'évolution de l'outil.

D'un point de vue de la fluidité du mouvement outil, la méthode pourrait être transposée à une fluidité relative à la pièce, intégrant donc la géométrie de la pièce et la potentielle variation d'orientation dans la stratégie d'usinage.

Le réglage des valeurs numériques des paramètres (inertie, raideur, coefficient d'amortissement), ou encore la forme du potentiel répulsif doivent être ajustés avec une certaine expertise pour le comportement souhaité. Bien qu'un réglage automatique ne reste pas facilement imaginable, des réglages types pour des familles de pièces ou encore une interaction avec l'utilisateur pour converger vers un set de réglage, reste une chose simple à implanter et permet des résultats satisfaisants.

Cette méthode pourrait enfin être étendue à des formes différentielles différentes ou de degré plus élevé pour obtenir un niveau de réglage homogène à du jerk (degré 3). Un autre point de vue serait également la génération directe de trajectoire (position et orientation outil) à partir de champs d'iso potentiel. La fluidité de la trajectoire pourrait alors être nativement incluse dans la forme du potentiel basé sur les surfaces.

2.3 Trajectoires visant des performances cinématiques machine maximales

Le paragraphe précédent présente une méthode de génération de trajectoire pour améliorer la fluidité du mouvement lors de l'exécution par la CN. Un raisonnement intégrant des données concernant la pièce uniquement trouve vite ses limites, car il ne considère pas le centre d'usinage qui réalisera les mouvements de chaque axe. Pour augmenter la productivité de l'usinage de formes complexes, des méthodes beaucoup plus proches du comportement cinématique du centre d'usinage ont été développées. Elles ont pour objectif de maximiser la vitesse réellement atteignable lors de l'exécution. Ainsi, on tend directement à réduire le temps de parcours et à davantage respecter la vitesse d'avance programmée pour contrôler la qualité.

Nous avons en effet vu au paragraphe 1.2.2 que pour une meilleure exploitation de l'architecture machine et de la technologie des axes, la CN devait intégrer des limites cinématiques de chaque axe en vitesse, accélération et jerk (éq. (1.4) à (1.6)). Ces limites articulaires sont donc la clé du comportement et ne doivent être atteintes lors de l'interpolation temporelle. Elles rentrent en jeu localement sur la trajectoire, lors de mouvements très sollicitants ou non continus, mais aussi de façon plus globale sur la façon dont le trajet exploite l'architecture machine. Les développements menés avec ces deux visions, locale et globale, sont présentés ci-dessous.

2.3.1 Modifications locales pour le suivi continu en 5 axes

Cas du raccordement de trajectoires : Géo5X-Corner

[Beudaert *et al.*, 2013a; Beudaert, 2013]

Le raccordement des trajectoires 5 axes est une difficulté particulière du fait de la gestion couplée de la position du point piloté de l'outil et de son orientation. Il intervient particulièrement lors de l'arrondissement local des trajectoires 5 axes, effectué notamment par la CN au cours de l'exécution, pour ne pas marquer les « coins » sur des géométries telles que les poches 5 axes ouvertes (figure 2.13). Sur ce type de géométrie usinée en flanc d'outil, il est nécessaire

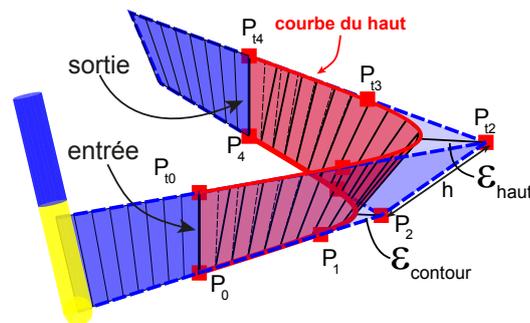


FIGURE 2.13 – Poche 5 axes ouverte et arrondissement local avec grande tolérance

de maîtriser les écarts géométriques sur tout l'axe outil, c'est à dire $\varepsilon_{\text{contour}}$ et $\varepsilon_{\text{haut}}$. Pour cela, la portion de trajet en rouge est modifiée ou insérée et vient se raccorder au niveau de l'entrée en P_0 , P_{10} et de la sortie en P_4 , P_{14} .

Parmi les modèles de raccordement, les courbes de type BSplines de degré 3 sont utilisées notamment dans les commandes numériques industrielles. Le paramétrage retenu est dans ce cas une courbe du bas $C_{\text{bas}}(u_{\text{bas}})$ définissant la position du point piloté et une courbe du haut $C_{\text{haut}}(u_{\text{haut}})$ pour gérer l'orientation, avec le lien direct entre les espaces paramétriques respec-

2.3 Trajectoires visant des performances cinématiques machine maximales

tifs :

$$u_{\text{haut}} = u_{\text{bas}} \quad (2.13)$$

La difficulté du raccordement consiste à conserver une variation d'orientation continue entre les zones non modifiées en bleu et la zone modifiée en rouge. Ces variations d'orientations présentent des dérivées première, deuxième et troisième qui peuvent être non continues. La gestion de continuité proposée consiste à effectuer une reparamétrisation entre les deux courbes (éq. (2.14)), pour respecter la continuité des dérivées successives (figure 2.14) :

$$u_{\text{haut}} = f(u_{\text{bas}}) \quad (2.14)$$

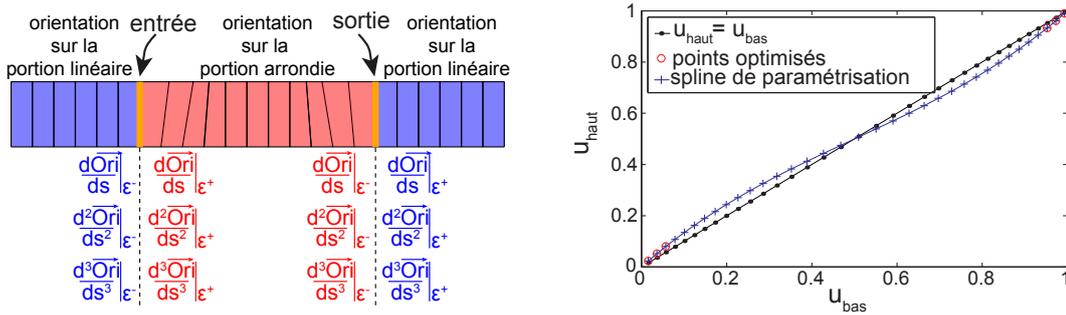


FIGURE 2.14 – Contraintes de raccordement et spline de reparamétrisation entre \mathbf{C}_{haut} et \mathbf{C}_{bas}

Une optimisation est nécessaire afin de déterminer la courbe de reparamétrage, car aucune formulation explicite même simplifiée ne permet d'approcher la connexion d'orientation la plus lisse possible. De façon générale, cette orientation est représentée par le vecteur directeur axe outil, soit dans le cas du paramétrage avec les deux courbes le vecteur nommé \mathbf{Ori} qui s'exprime par les trois composantes i, j, k dans l'espace de la pièce :

$$\mathbf{Ori} = \frac{\mathbf{C}_{\text{haut}}(u_{\text{haut}}) - \mathbf{C}_{\text{bas}}(u_{\text{bas}})}{\|\mathbf{C}_{\text{haut}}(u_{\text{haut}}) - \mathbf{C}_{\text{bas}}(u_{\text{bas}})\|} = \begin{pmatrix} i \\ j \\ k \end{pmatrix}_{\mathcal{R}_{\text{pièce}}} \quad (2.15)$$

Le lien entre l'espace de la pièce et l'espace articulaire de la machine est donné par les équations trigonométriques présentées auparavant dans le tableau 1.1. Ces formulations bien que non linéaires conservent la continuité. Ainsi, si les variations d'orientation (et leurs dérivées) ne sont pas continues, les variations articulaires (et leurs dérivées) ne le sont pas non plus.

En se focalisant sur le jerk, qui par expérience est le degré cinématique limitant localement sur les sollicitations articulaires fortes, le critère retenu pour l'optimisation est la norme des dérivées troisièmes par rapport à l'abscisse curviligne s :

$$\text{critère de fluidité en orientation} = \left\| \frac{d^3\mathbf{Ori}}{ds^3} \right\| = \sqrt{\left(\frac{d^3i}{ds^3} \right)^2 + \left(\frac{d^3j}{ds^3} \right)^2 + \left(\frac{d^3k}{ds^3} \right)^2} \quad (2.16)$$

Le réglage de cette fonction f de reparamétrage entre u_{haut} et u_{bas} reste très sensible numériquement. Néanmoins, il est possible d'améliorer le comportement cinématique aux franchissements de ces raccordements. En comparant les figures 2.15 et 2.16 on remarque que la dérivée troisième de l'orientation a diminué plus que d'un facteur 10. En conséquence, il n'y a plus de chute de vitesse d'avance à l'entrée et à la sortie : il est possible de respecter la consigne de 3 m/min. Le long du raccordement 5 axes, la variation de vitesse est uniquement localisée dans le « coin » du trajet, phénomène inévitable pour passer d'une orientation à l'autre sur la poche.

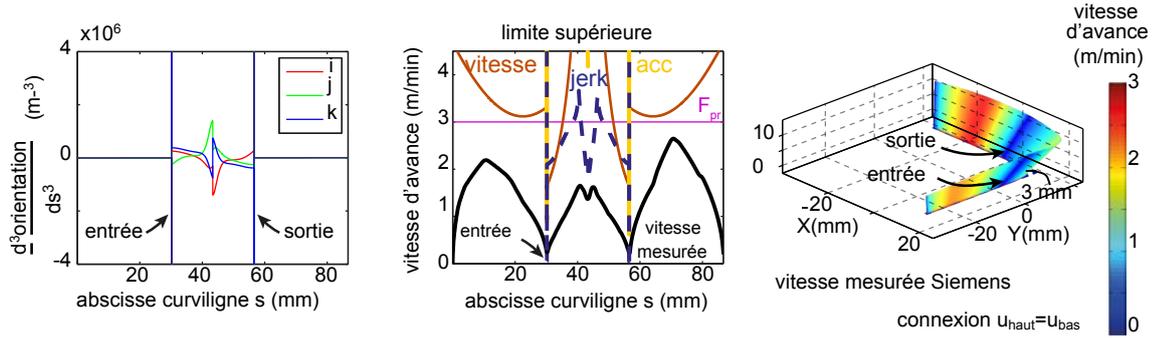


FIGURE 2.15 – Comportement géométrique et temporel au raccordement 5X avant optimisation

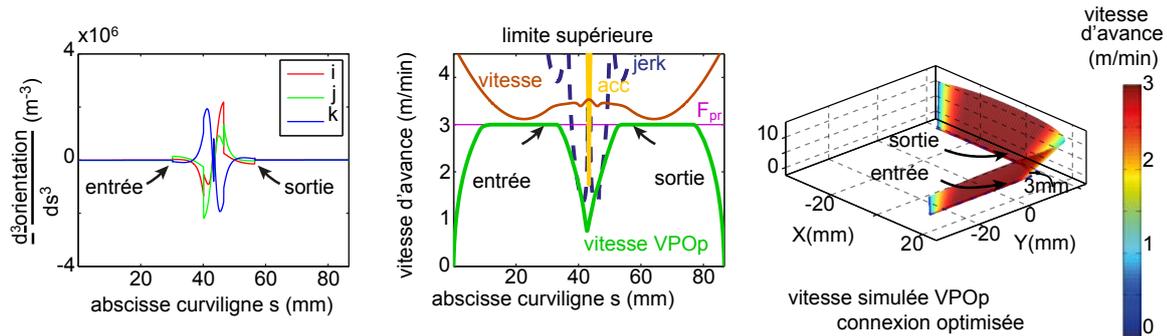


FIGURE 2.16 – Comportement géométrique et temporel au raccordement 5X après optimisation

Déformations locales sur les singularités : Géo5X-Sing [Grandguillaume *et al.*, 2016; Tournier *et al.*, 2006b]

Nous venons de voir que les contraintes cinématiques machine jouent un rôle très localement, sur quelques positionnements dans le trajet outil où il est nécessaire d'assurer une continuité pour ne pas être limité en vitesse d'avance et mieux respecter l'avance programmée. Ce principe est également vrai sur des portions de trajectoires, plus largement donc, où les axes se retrouvent très sollicités. Les trajectoires avoisinant les singularités géométriques dues à l'architecture machine en sont un bon exemple.

Comme souligné précédemment dans la figure 1.6, lors de l'interpolation temporelle de la trajectoire, le passage de l'outil à proximité des singularités géométriques (i et j proches de zéro, tableau 1.1) engendre de grandes amplitudes de mouvement des axes de rotation.

Les modèles proposés consistent à venir déformer localement la trajectoire afin de réduire ce phénomène. Cette déformation, sans interférence entre l'outil et la pièce, est rendue possible et particulièrement facile dans le cas d'un outil hémisphérique usinant en bout, avec pour point piloté le centre de la sphère. La variation d'orientation n'a alors pas d'effets sur l'enveloppe réalisée par la sphère extrémité outil.

La première approche proposée consiste à modifier la trajectoire en raisonnant dans le plan (i, j) afin de passer exactement par la singularité. La partie gauche de la figure 2.17 illustre la trajectoire initiale en bleu, correspondant à une inclinaison outil d'environ 1 degré autour de la singularité. La conséquence dans l'espace articulaire sur l'axe C, partie droite de la figure, montre que l'amplitude du mouvement est supérieure à 10 degrés sur une faible portion de trajet. Après déformation de la courbe pour passer au plus proche possible du point $(0, 0)$ dans le plan (i, j) , la CN traite différemment l'interpolation et recrée une continuité dans le mouvement articulaire. Il est nécessaire de déformer suffisamment la courbe pour « rentrer » dans la zone de tolérance

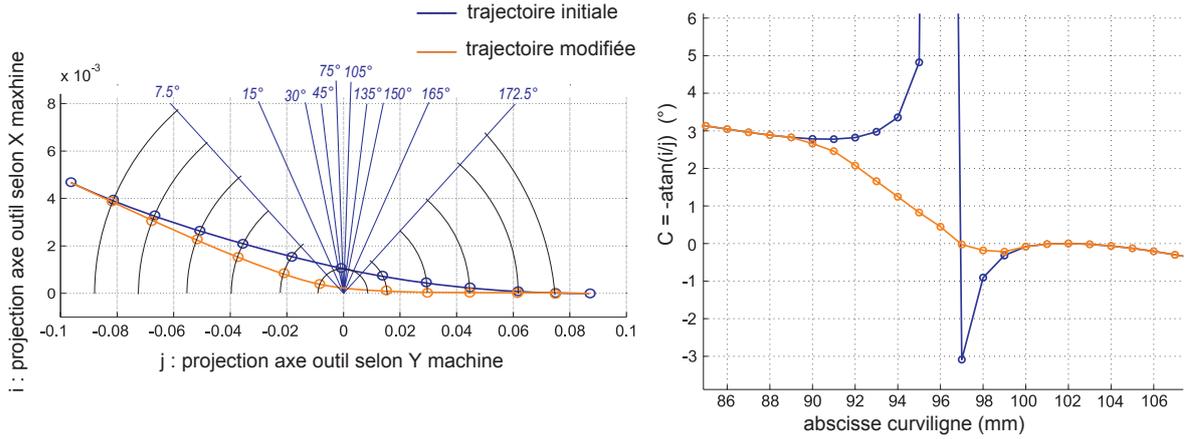


FIGURE 2.17 – Déformation locale de la trajectoire dans le plan (i, j)

de la CN considérée comme une singularité afin qu'elle traite différemment l'interpolation. Bien que cette approche réduise les variations articulaires, elle est très dépendante de la CN utilisée, car elle reste sur un raisonnement dans le repère pièce (ce qui peut être également un avantage). Le nouveau mouvement, bien que continu n'est pas garanti comme « fluide » à l'exécution : la portion de mouvement recréée sur l'axe C peut présenter des oscillations et être trop sollicitante en accélération et jerk.

Afin d'optimiser le mouvement outil/pièce et tirer profit au maximum des capacités du centre d'usinage exécutant le trajet, il est nécessaire de se rapprocher des capacités cinématiques des axes pour les intégrer à la modification de trajectoire. Pour cela, la méthode de franchissement des singularités développée a pour objectif de modifier la trajectoire au voisinage de la singularité pour la rendre cinématiquement admissible.

En reprenant les équations cinématiques en vitesse, accélération et jerk (éq. (1.4) à (1.6)) vues au paragraphe 1.2.2 et en supposant qu'aux début et fin de la zone modifiée, c'est-à-dire aux raccordements, l'accélération et le jerk tangentiels sont nuls ($\ddot{s} = \ddot{\ddot{s}} = 0$) alors les termes articulaires sont approchés par :

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_s \dot{s} \quad (2.17)$$

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_{ss} \dot{s}^2 \quad (2.18)$$

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_{sss} \dot{s}^3 \quad (2.19)$$

ce qui, en prenant pour limite articulaire la vitesse maximale de chaque axe en vitesse, accélération et jerk maximum (éq. (1.4) à (1.6)), revient à limiter la variation articulaire par rapport à la géométrie en vitesse, accélération et jerk :

$$|q_s^{\text{axe } i}| \leq \frac{V_{\text{max}}^{\text{axe } i}}{|\dot{s}|} \quad (2.20)$$

$$|q_{ss}^{\text{axe } i}| \leq \frac{A_{\text{max}}^{\text{axe } i}}{|\dot{s}^2|} \quad (2.21)$$

$$|q_{sss}^{\text{axe } i}| \leq \frac{J_{\text{max}}^{\text{axe } i}}{|\dot{s}^3|} \quad (2.22)$$

On suppose pour cela que la vitesse d'avance \dot{s} sera bien celle programmée.

La construction du trajet modifié, débute de la position initiale de la singularité (environ $s = 9.2$ mm sur la figure 2.18) et remonte de part et d'autre sur le trajet jusqu'à arriver à connecter

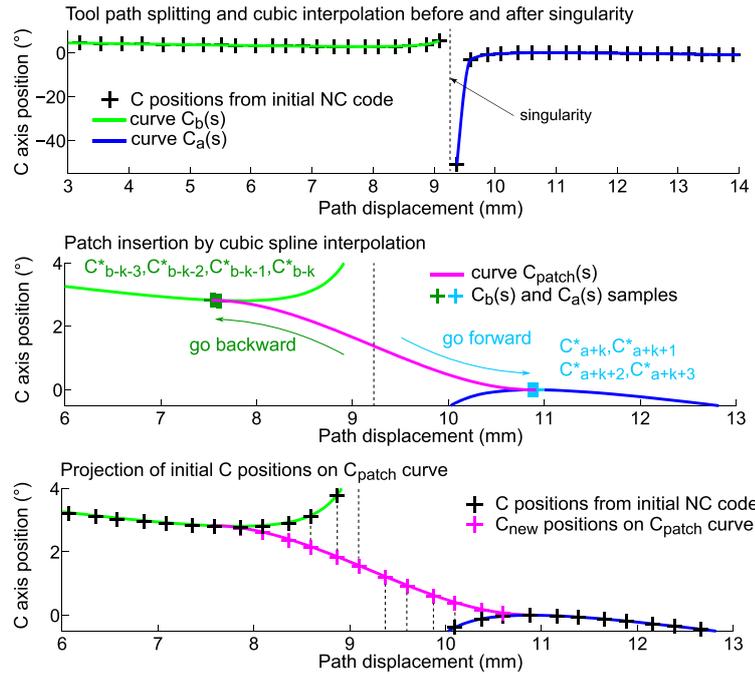


FIGURE 2.18 – Méthodologie d’insertion d’une portion de trajet cinématiquement admissible

une courbe $C(s)$ en amont et aval, vérifiant les équations (2.20) à (2.22). L’ajout de la contrainte de monotonie d’évolution de l’axe C permet enfin de s’assurer de la fluidité dans le mouvement. On peut remarquer que cette méthode n’impose plus de passer par le point singulier $(0, 0)$ dans le plan (i, j) . Elle est guidée par l’admissibilité cinématique, mais reste cependant positionnée symétriquement par rapport au point singulier.

Ainsi, les essais menés sur machine ont démontré qu’il est possible de ne plus avoir de chute locale de vitesse, que ce soit aux raccordements amont et aval ainsi que sur toute la zone modifiée (figure 2.19). La vitesse d’avance peut respecter la vitesse programmée, tant que celle-ci n’est pas trop élevée, et donc satisfaire la qualité, au sens topographie, induite à l’usinage.

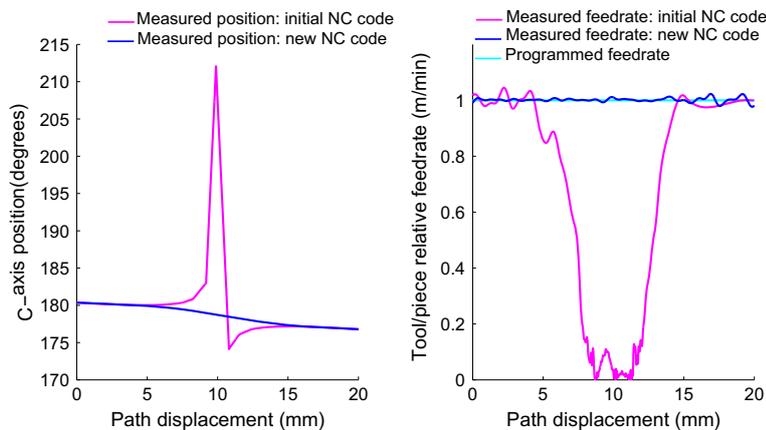


FIGURE 2.19 – Mesures de la vitesse d’avance effective, avant et après modification de la trajectoire

2.3.2 Génération de trajectoires maximisant les indicateurs cinématiques

Les améliorations proposées dans le paragraphe précédent touchent une portion très locale de la trajectoire, un positionnement outil sur un raccordement entre deux zones, ou une portion très réduite de trajectoire, zone d'arrondissement de trajet ou zone de singularité. Cette étendue de trajectoire, tout au plus quelques millimètres, est fortement conditionnée par le reste du trajet pour assurer la continuité. La difficulté particulière de génération de trajectoire pour une passe entière réside dans l'horizon d'action et dans l'interpolation de ce trajet : chacun des positionnements outil/pièce locaux aura une conséquence sur l'évolution cinématique (vitesse, accélération et jerk) sur toute la suite du trajet ; tout ceci étant conditionné par le profil de vitesse à accélération ou jerk limité calculé par la CN.

Les travaux menés en génération de trajectoire pour les surfaces complexes reposent sur l'analyse des sollicitations articulaires du centre d'usinage vis-à-vis de leurs performances. La première méthode proposée, Géo5X-Max, se focalise sur le choix d'une orientation d'axe outil optimale, pour un balayage outil/pièce donné, visant à maximiser la vitesse d'avance. Les indicateurs cinématiques proposés prennent en compte la causalité de la trajectoire de façon indirecte, et couplent les degrés cinématiques de vitesse, accélération et jerk par itérations successives. La seconde approche développée, Géo5X-Kin, intègre une modélisation du processus (posage pièce, interpolation) et du moyen (architecture et caractéristiques machine) beaucoup plus fidèlement. Elle permet en outre des voies d'amélioration diverses, allant de l'aide au posage pièce, aux choix d'usinage en 5 axes positionné ou à l'optimisation en usinage 5 axes continu.

Génération de trajectoire en inverse du temps : Géo5X-Max [Lavernhe *et al.*, 2008b; Lavernhe, 2006]

À partir des équations fondamentales liant le comportement des axes à la géométrie de la pièce (éq. (1.1) à (1.3)), l'évolution cinématique du point de vue de la pièce peut être approchée par les équations :

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_s \dot{s} \quad (2.23)$$

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_s \ddot{s} \quad (2.24)$$

$$\dddot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_s \dddot{s} \quad (2.25)$$

Cette approche n'est valable que si l'on considère que les axes sont sollicités de façon très régulière le long de la passe à suivre ($\mathbf{q}_{ss} \approx \mathbf{q}_{sss} \approx \mathbf{0}$). Ainsi, tenant compte des limites de chaque axe (éq. (1.4) à (1.6)), les vitesse, accélération et jerk tangentiel à la trajectoire se réécrivent :

$$\dot{s} \leq \min_i \left(\frac{V_{\max}^{\text{axe } i}}{q_s^{\text{axe } i}} \right) \quad (2.26)$$

$$\ddot{s} \leq \min_i \left(\frac{A_{\max}^{\text{axe } i}}{q_s^{\text{axe } i}} \right) \quad (2.27)$$

$$\ddot{s} \leq \min_i \left(\frac{J_{\max}^{\text{axe } i}}{q_s^{\text{axe } i}} \right) \quad (2.28)$$

En nommant Q la grandeur cinématique considérée (V , A ou J), les contraintes précédentes peuvent s'exprimer comme la projection sur l'espace pièce (ds), d'une grandeur cinématique exprimée en inverse du temps ($\hat{Q}_{\max}^{\text{axe } i}$) :

$$\frac{Q_{\max}^{\text{axe } i}}{q_s^{\text{axe } i}} = \frac{Q_{\max}^{\text{axe } i}}{dq^{\text{axe } i}} \cdot ds = \hat{Q}_{\max}^{\text{axe } i} \cdot ds \quad (2.29)$$

Maximiser ces contraintes tout au long de la trajectoire permet de rendre possible une interpolation avec une vitesse atteinte plus élevée.

Dans le cas du paraboloïde hyperbolique vu précédemment sur la figure 2.2, cette méthode est mise en oeuvre sur une passe proche du centre où l'axe C est très sollicité. La figure 2.20 présente les contraintes dans l'espace pièce correspondant aux équations (2.26) à (2.28). On constate un accroissement, notamment vers le centre de la passe où toutes les contraintes imposent une vitesse très réduite.

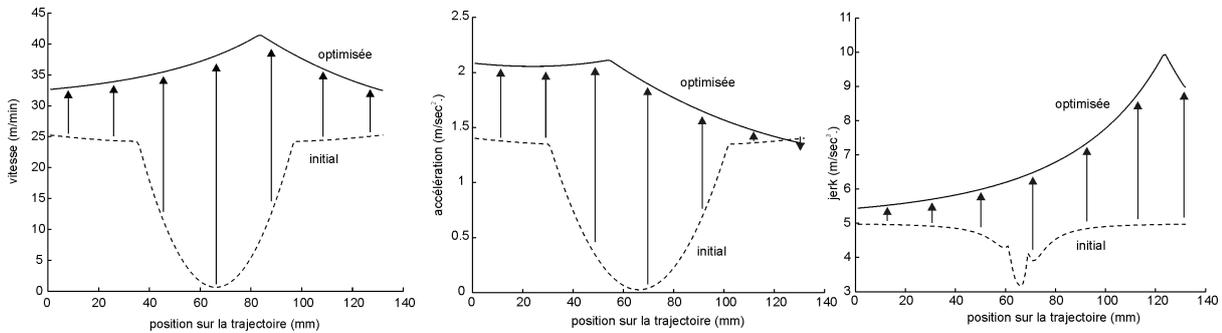


FIGURE 2.20 – Évolution des contraintes avant et après optimisation

La conséquence sur la vitesse d'avance mesurée durant l'exécution sur centre d'usinage est illustrée en figure 2.21. La vitesse d'avance atteint 4.5 m/min, limite imposée par la CN pour cette application. On peut remarquer également que la solution d'orientation est très éloignée de la solution initialement programmée et ne présente pas de forte variation ni d'oscillation. L'orientation solution est ici recherchée parmi l'ensemble des polynômes de degrés 3.

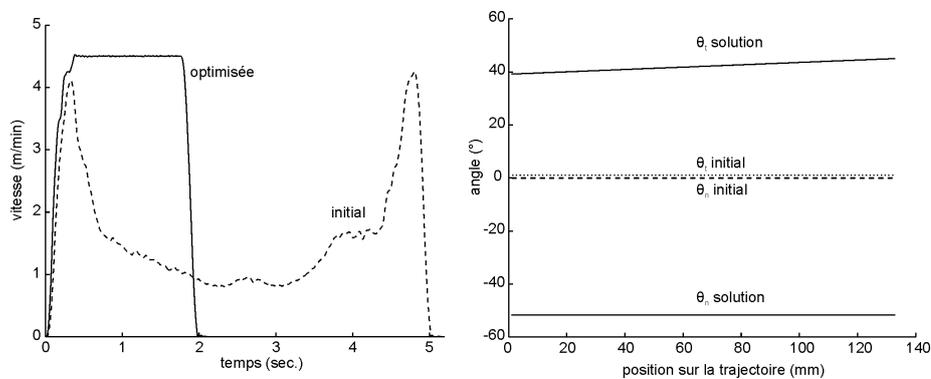


FIGURE 2.21 – Vitesse d'avance outil/pièce mesurée et angles outil associés

Cette méthode permet, avec une écriture très simple du problème, de déterminer une orientation outil optimale tout au long de la passe. Elle est adaptée pour des surfaces très tendues, où les axes machines sont à priori sollicités de façon régulière, sans variation d'accélération ni de jerk.

Cependant, les gains apportés ne sont effectifs que dans un nombre relativement réduit de cas. Son principal inconvénient est de ne pas avoir une vision globale des contraintes, et de rechercher via une optimisation, un point de fonctionnement optimal. Enfin, elle ne représente pas de façon suffisamment réaliste l'interpolation à accélération ou jerk limité sur le trajet.

Les derniers travaux menés sur l'optimisation du suivi de trajectoires multi-axes tentent de répondre à cette problématique.

Trajectoires se basant sur les caractéristiques et architecture machine : Géo5X-Kin(ematics) [Grandguillaume, 2017]

Pour appréhender de façon plus générale la problématique de maximisation du comportement cinématique outil/pièce, ces travaux s'appuient sur des outils et modèles de la communauté robotique. Un centre d'usinage peut ainsi être perçu comme un système polyarticulé, et ce quelles que soient l'architecture et la nature des mouvements des axes. L'objectif est de pouvoir déterminer les conditions d'évolution des axes qui favorisent le suivi de la trajectoire, sans se placer dans des conditions particulières (zone de ralentissement, évolution régulière des axes, etc.) et profiter pleinement des compositions articulaires et capacités cinématiques.

Modèles cinématiques et polytopes :

On note \mathbf{X} l'espace des tâches associé au positionnement outil constitué des trois composantes de position (X_p, Y_p, Z_p) et des trois composantes orientant (i, j, k) l'axe outil dans le repère de la pièce. L'espace articulaire du centre d'usinage est noté \mathbf{q} et composé des axes machine, par exemple (X_m, Y_m, Z_m, A, C) pour une structure sérielle de type berceau-plateau. Ces deux espaces sont reliés par le modèle géométrique direct :

$$\mathbf{X} = \text{MGD}(\mathbf{q}) \quad (2.30)$$

La différentiation de ce modèle par rapport aux variables articulaires permet d'obtenir successivement le modèle différentiel :

$$d\mathbf{X} = \mathbf{J}(\mathbf{q}) d\mathbf{q} \quad \text{avec} \quad \mathbf{J}(\mathbf{q}) = \frac{\partial \mathbf{X}(\mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}} \quad (2.31)$$

et le modèle cinématique du premier ordre :

$$\dot{\mathbf{X}} = \mathbf{J}(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}} \quad (2.32)$$

Par dérivations successives viennent les modèles du second et troisième ordre :

$$\ddot{\mathbf{X}} = \mathbf{J}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}} + \dot{\mathbf{J}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} \quad (2.33)$$

$$\ddot{\mathbf{X}} = \mathbf{J}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}} + 2\dot{\mathbf{J}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} + \ddot{\mathbf{J}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} \quad (2.34)$$

Ces formulations permettent de relier facilement position, vitesse, accélération et jerk, dans l'espace des tâches et dans l'espace articulaire.

Chacune des contraintes articulaires en vitesse, accélération et jerk vues au chapitre 1 (éq. (1.4) à (1.6)) étant symétriques, elles peuvent se représenter de façon générale par des hyperplans correspondant à chacune des inégalités suivantes :

$$\begin{cases} |q_1| \leq \dot{q}_{\max}^{\text{axe } 1} \\ \vdots \\ |q_n| \leq \dot{q}_{\max}^{\text{axe } n} \end{cases} \quad (2.35)$$

Ainsi, pour chaque degré cinématique, les caractéristiques d'une machine à n axes peuvent se représenter par l'intersection de ces n hyperplans, soit un polytope dans \mathbb{R}^n . Géométriquement, le polytope est la généralisation à un espace de dimension n d'un polyèdre borné, constitué de faces polygonales. La figure 2.22 présente l'architecture et les caractéristiques du centre d'usinage Mikron du LURPA. La partie droite de la figure représente le polytope de vitesse selon deux projections dans \mathbb{R}^3 .

Mikron UCP710	V_{\max} (m/min) (tr/min)	A_{\max} (m/s ²) (tr/s ²)	J_{\max} (m/s ³) (tr/s ³)
X_m	30	2.5	5
Y_m	30	3	5
Z_m	30	2.1	50
A	15	0.83	5
C	20	0.83	50

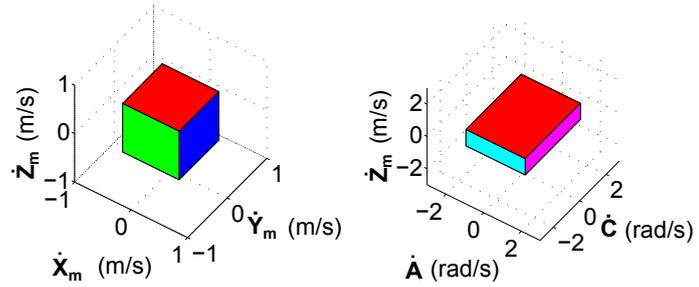


FIGURE 2.22 – Caractéristiques machine et représentation du polytope de vitesse

Dans le cas de ce type d'architecture sérielle, composée de trois axes de translation orthogonaux, il y a une correspondance directe entre le polytope de vitesse dans l'espace des tâches et celui dans l'espace articulaire puisque $X_p = X_m$, $Y_p = Y_m$ et $Z_p = Z_m$. D'après l'équation (2.32), en usinage 5 axes positionné le polytope de vitesse est pivoté par rapport au polytope en usinage 3 axes ; en usinage 5 axes continu le polytope prend de nouvelles formes étant donnée la composition du mouvement qui modifie la vitesse effective et dépend de la configuration articulaire (figure 2.23). Dans ces différents cas, pour une configuration articulaire donnée, $J(q)$ est une application linéaire, transformant le polytope de l'espace articulaire en un polytope dans l'espace des tâches.

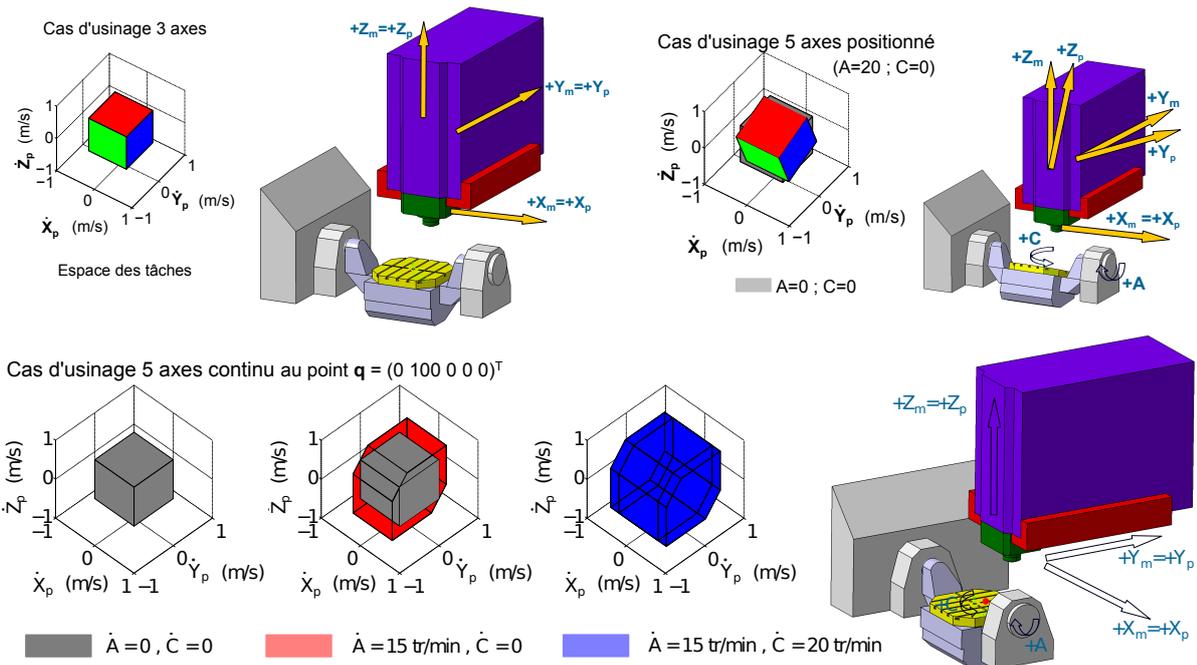


FIGURE 2.23 – Représentation du polytope suivant différents cas d'usinage

Si les limites d'accélération et de jerk des axes se présentent de façon similaire, sous forme de polytope articulaire, leurs transpositions dans l'espace des tâches par les modèles cinématiques du deuxième et troisième ordre (éq. (2.33) et (2.34)) présentent une difficulté particulière : pour un état cinématique donné en vitesse et accélération, les termes $\ddot{J}(q, \dot{q}) \dot{q}$, $\dot{J}(q, \dot{q}) \ddot{q}$ et $\ddot{J}(q, \dot{q}, \ddot{q}) \dot{q}$ sont des vecteurs de l'espace des tâches en accélération et jerk.

Géométriquement, ils représentent donc un décalage du polytope qui peut être plus ou moins important suivant l'« histoire » de la trajectoire (causalité). La partie gauche de la figure 2.24 illustre ce décalage pour une vitesse de 5% des vitesses maximales, la partie droite pour une

vitesse de 95% des vitesses maximales.

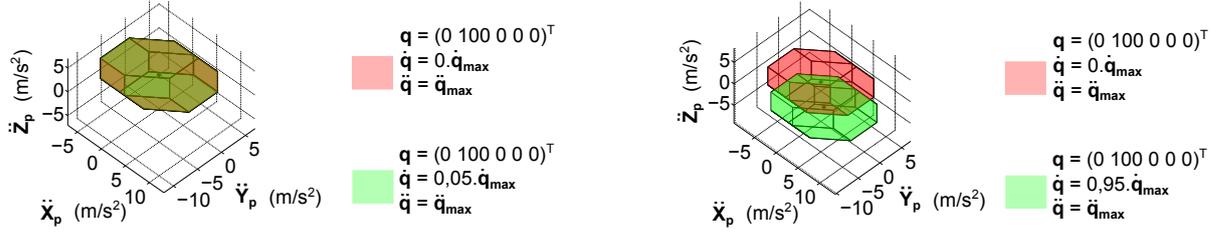


FIGURE 2.24 – Visualisation de l'effet du décalage du polytope en accélération

En synthèse, les formulations des polytopes d'accélération et jerk s'écrivent :

$$\ddot{\mathbf{X}} = \mathbf{J}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}} + \ddot{\mathbf{X}}_{\text{décalage}} \quad \text{avec} \quad \ddot{\mathbf{X}}_{\text{décalage}} = \dot{\mathbf{J}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} \quad (2.36)$$

$$\ddot{\mathbf{X}} = \mathbf{J}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}} + \ddot{\mathbf{X}}_{\text{décalage}} \quad \text{avec} \quad \ddot{\mathbf{X}}_{\text{décalage}} = 2\dot{\mathbf{J}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} + \ddot{\mathbf{J}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}) \ddot{\mathbf{q}} \quad (2.37)$$

L'évaluation de la position des polytopes d'accélération et jerk est une difficulté dans la planification « à priori » des trajectoires. Afin de déterminer plus précisément les capacités d'accélération et jerk dans l'espace des tâches, il serait nécessaire de coupler cette étude à une interpolation temporelle qui pourrait estimer les vitesses et accélérations articulaires le long du trajet.

Application à l'usinage 5 axes positionné :

Pour les surfaces à faibles courbures usinées avec des modes de balayage de type plans parallèles ou isoparamétriques, chaque passe comporte une direction « principale » ou « moyenne » d'avance de l'outil (vecteur tangent noté \mathbf{f}). L'objectif est de déterminer l'orientation de l'usinage 5 axes positionné qui donne un temps de parcours minimal sur la pièce.

Géométriquement, ce problème revient à faire pivoter les polytopes de vitesse, accélération et jerk machine dans l'espace des tâches afin d'avoir des directions d'avance \mathbf{f} qui s'intersectent le plus loin possible avec la frontière du polytope. En effet, les vitesse \dot{s} , accélération \ddot{s} et jerk tangentiel à la trajectoire \ddot{s} sont reliés aux polytopes par les équations :

$$\dot{\mathbf{X}} = \dot{s} \mathbf{f} \quad (2.38)$$

$$\ddot{\mathbf{X}} = \ddot{s} \mathbf{f} + \dot{s}^2 \frac{d\mathbf{f}}{ds} \quad (2.39)$$

$$\ddot{\mathbf{X}} = \ddot{s} \mathbf{f} + 3\dot{s}\ddot{s} \frac{d\mathbf{f}}{ds} + \dot{s}^3 \frac{d^2\mathbf{f}}{ds^2} \quad (2.40)$$

Le choix de l'orientation de l'axe de l'outil revient donc à déterminer la configuration du polytope pour laquelle la direction d'avance outil/pièce donnera, par intersection, un vecteur de norme maximale. Cette approximation est particulièrement vérifiée pour l'usinage de surfaces réglées ou à faibles variations de direction ($\frac{d\mathbf{f}}{ds} \approx 0$ et $\frac{d^2\mathbf{f}}{ds^2} \approx 0$). Vu que les caractéristiques cinématiques ne sont pas réparties de façon identique sur tous les axes selon le degré, une direction imposée donne des valeurs de vitesse, accélération et jerk qui ne sont pas simultanément maximales. Inversement, les orientations du polytope qui maximisent la vitesse ou l'accélération ou le jerk tangentiel sont différentes (figure 2.25).

Cette méthode a été mise en œuvre sur le centre d'usinage du LURPA, où le jerk est le paramètre cinématique prépondérant dans l'interpolation relativement aux tailles des trajectoires. La figure 2.26 donne sur la partie droite la géométrie de la pièce à usiner. Les orientations outil sont nominalement perpendiculaires à la surface ; après optimisation de l'orientation pour chaque passe, les solutions du positionnement 5 axes sont déterminées par la direction moyenne. Les

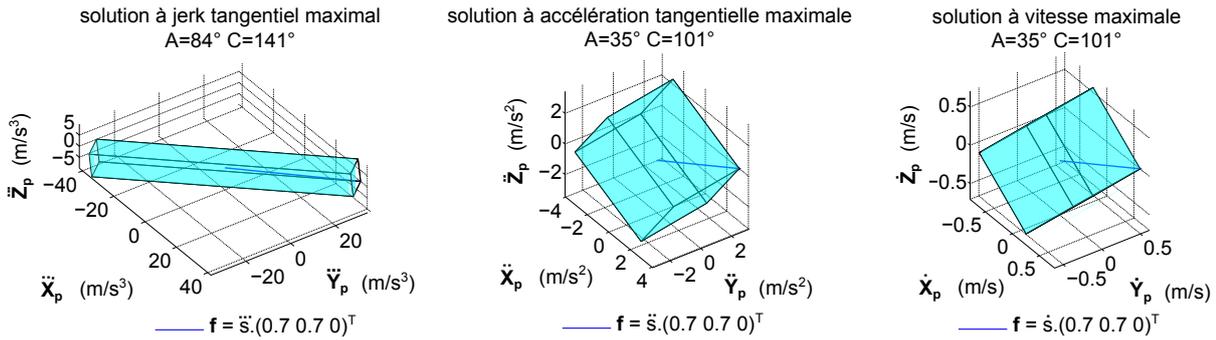


FIGURE 2.25 – Différentes solutions d’orientation pour maximiser jerk, accélération ou vitesse tangentielle

courbes de la partie droite de la figure représentent les valeurs de jerk tangentielle à la trajectoire pour une passe particulière ; on constate que l’évolution de \ddot{s} est proche de la valeur maximale que permettrait la machine, et qui évolue légèrement en fonction de la position.

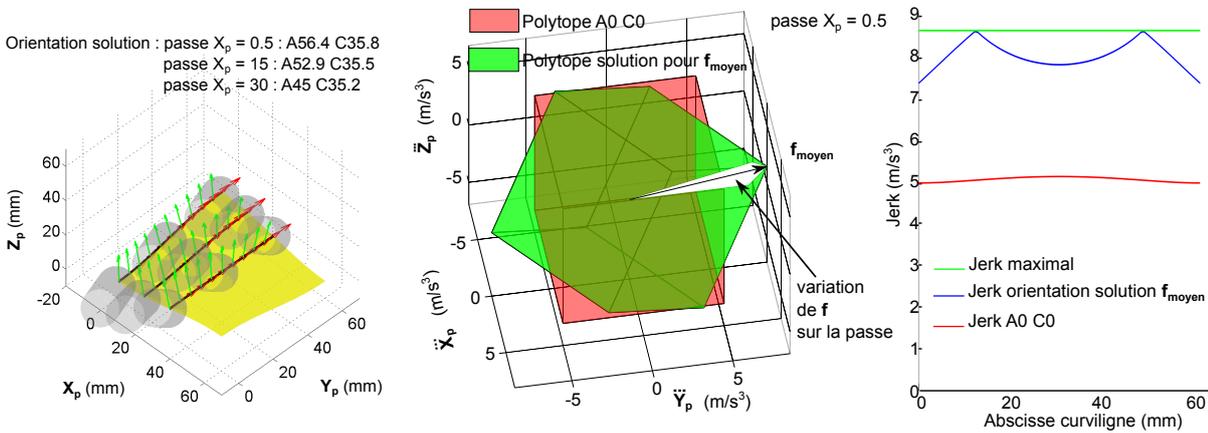


FIGURE 2.26 – Solution du positionnement 5 axes optimisé par passe

Les mesures de temps d’usinage permettent de comparer trois méthodes : le positionnement standard ($A = 0, C = 0$), le positionnement optimisé par passe avec réorientation 5 axes entre chaque passe et le positionnement optimisé pour toute la pièce où la direction imposée est la valeur moyenne sur toutes les passes. Le tableau 2.1 montre que même si l’on gagne du temps sur chaque passe (de l’ordre de 9 à 16%), la réorientation nécessaire entre passes contrebalance cette amélioration. Pour une pièce de faible dimension, l’optimisation pour une direction moyenne d’usinage est la plus profitable. La dernière ligne du tableau souligne que si la pièce est de plus grandes dimensions, les temps gagnés sur chaque passe sont plus importants, la direction moyenne d’optimisation reste encore une fois plus intéressante avec un gain de 17%.

	positionnement standard ($A = 0, C = 0$)	optimisation f_{moy} par passe	optimisation f_{moy} sur la pièce
pièce 50 x 50 mm^2	1 min 33 s	1 min 35 s	1 min 27 s
pièce 500 x 500 mm^2	36 min 15 s	32 min 30 s	30 min 4 s

TABLE 2.1 – Comparaison des temps d’usinage mesurés selon l’optimisation ou la taille de la pièce

Application à la génération de trajectoire 5 axes continu et au posage pièce :

La difficulté de la génération de trajectoire 5 axes continu est triple : il faut tout d'abord assurer un couplage entre les 5 axes de la machine afin de conserver un point de contact usinant C_C sur la surface nominale. Il est nécessaire ensuite de prendre en compte l'interpolation temporelle, à jerk limité, et la causalité - une étude locale n'est plus suffisante. Enfin, la génération des trajectoires fait intervenir plusieurs paramètres, orientation outil, mode de balayage, et posage pièce, nouveau paramètre influant le résultat.

Cette partie s'attarde à présenter les éléments clés des deux derniers points.

L'interpolation temporelle, comme implémentée à ce jour sur les CN industrielles reste un verrou technologique et scientifique pour les travaux. Elle ne permet pas de gérer de façon libre le couplage des axes et leurs évolutions temporelles respectives. Bien que très limitant pour l'optimisation recherchée, ce couplage d'axe est une fonctionnalité interne de la CN que l'on ne peut que partiellement lever et qui assure un suivi simple de la trajectoire programmée et exprimée dans l'espace des tâches ou dans l'espace articulaire.

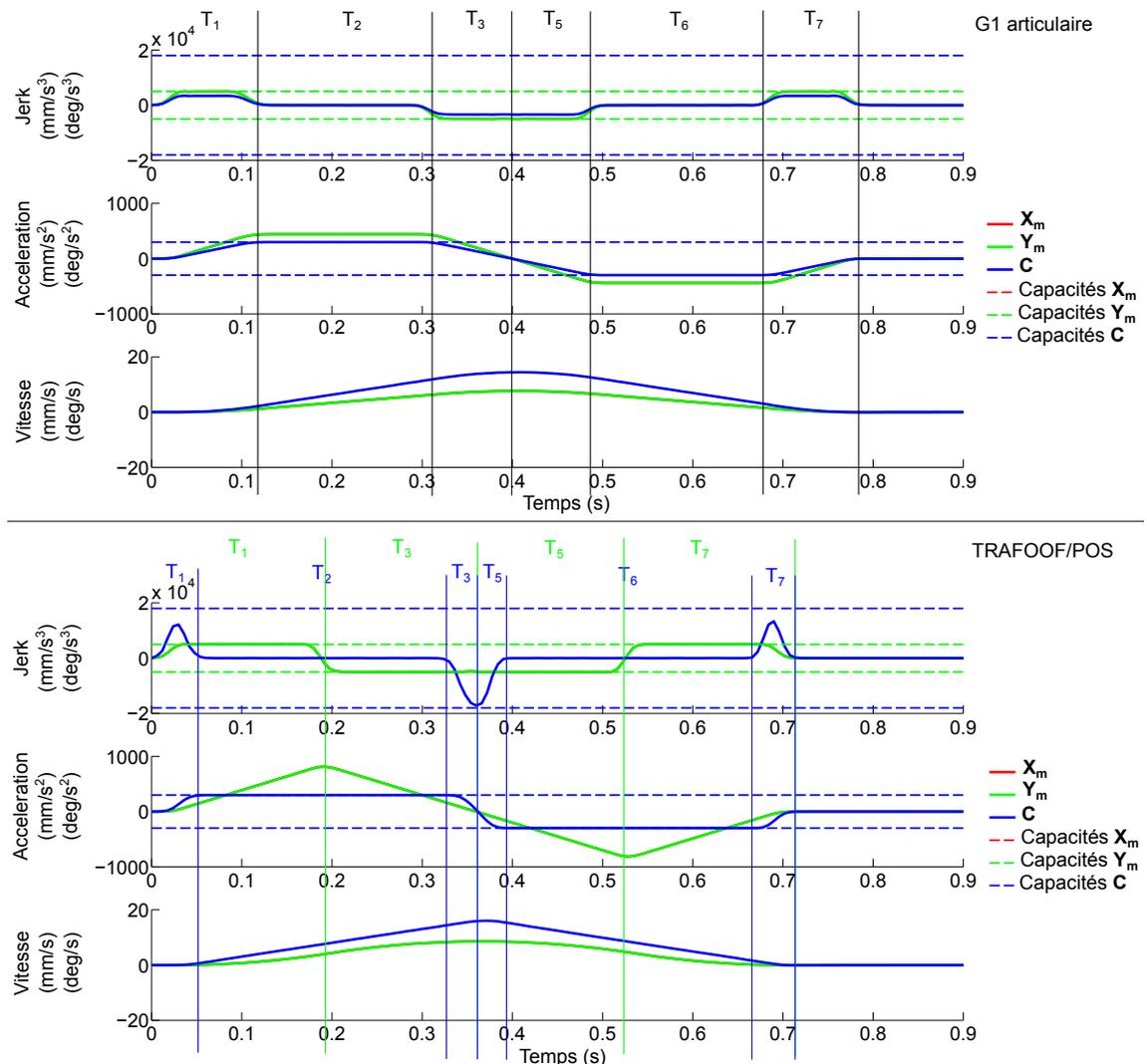


FIGURE 2.27 – Limitations dues à la synchronisation des axes pour l'interpolation temporelle à jerk limité

La figure 2.27 compare deux programmations pour illustrer la différence de comportement et l'augmentation du temps de parcours. De façon synthétique, on peut conclure que la gestion couplée des axes, qu'elle soit spécifiée dans l'espace des tâches ou articulaire, met la priorité sur le parcours de la trajectoire, donc l'interpolation d'une position à une autre, avec un comportement temporel proportionnel entre axes. La gestion découplée des axes, ne permet que de spécifier les positions de début et d'arrivée sans pouvoir contraindre ou coupler le comportement temporel des axes.

Cette synthèse peut être analysée en détail à partir d'un essai type : il consiste à demander une variation de position identique sur les deux axes de translation X_m et Y_m qui ont des caractéristiques similaires, avec une variation sur l'axe C naturellement moins dynamique étant donnée sa technologie d'entraînement roue / vis sans fin.

Pour une programmation de ce trajet élémentaire dans l'espace articulaire (partie supérieure de la figure), les mesures effectuées sur les axes lors de l'exécution remontent bien le découpage de l'interpolation à jerk limité avec les 7 parties de profil numérotées de T_1 à T_7 avec saturations successives selon la séquence jerk - accélération - jerk - vitesse (non présente sur l'essai) - jerk - accélération - jerk. Pour chaque partie, un seul axe est saturant, sur un seul degré cinématique. Cette interpolation permet d'avoir une évolution linéaire et synchronisée des axes, mais du coup, génère un temps plus long (0,78 s). Une programmation dans l'espace des tâches directement ralentit encore plus l'exécution avec un temps de parcours de 0.89 s.

En forçant le découplage d'axe dans ce cas simple (partie inférieure de la figure), on retrouve les phases T_1 à T_7 pour les axes de translation et pour l'axe rotatif, mais non synchronisées. Les niveaux cinématiques atteints par les axes sont bien plus élevés et correspondent à leurs limites maximales en jerk ou accélération. L'interpolation étant générée de façon indépendante entre axes de translation et axe de rotation, le temps de parcours est plus faible (0,71 s). Cependant, la géométrie décrite dans l'espace articulaire n'est plus directement maîtrisée et ne correspond plus à une interpolation linéaire. Elle est la conséquence de la composition du mouvement de chaque axe, selon l'architecture machine.

Ainsi, afin de respecter une interpolation géométrique donnée, l'utilisation des axes de rotation a souvent tendance à ralentir l'exécution du trajet. Il est nécessaire de prendre en compte le posage de la pièce dans l'espace de travail de la machine ainsi que le couplage présenté ci-dessus pour pouvoir maximiser la vitesse d'avance et donc réduire le temps de parcours. Comme souligné précédemment, tous ces paramètres sont interdépendants dans l'optimisation. D'un point de vue mathématique, le nombre de degrés de liberté est bien plus élevé que le nombre de contraintes, ce qui ne permet pas de résoudre « en une fois » le problème. L'approche retenue consiste à déterminer successivement le posage de la pièce, la direction d'avance et enfin le parcours et l'orientation outil. Il serait nécessaire d'itérer entre ces choix pour obtenir un jeu de paramètres optimal.

Le choix du posage s'inspire de la démarche proposée pour la configuration 5 axes positionné. Le principe retenu consiste à trouver le posage donnant le jerk tangentiel maximal sur la pièce. La direction d'avance retenue pour le choisir est la direction moyenne sur toute la pièce (posage unique pour l'usinage). Les directions d'avance évoluant peu sur la pièce, ce choix permet de cibler rapidement une solution efficace pour la suite. Cette méthode suppose d'avoir également présélectionné et orienté un mode de balayage de la surface par défaut.

La première étape consiste à discrétiser l'espace des solutions pour le posage de la pièce et les orientations de l'usinage 5 axes positionné. Pour chaque jeu de paramètres, les polytopes articulaires puis ceux correspondants dans l'espace des tâches sont calculés. Les intersections entre ces polytopes et la direction d'avance moyenne permettent d'évaluer le jerk tangentiel sur la pièce.

La figure 2.28 montre que le jerk maximal est obtenu pour un posage le plus excentré possible sur

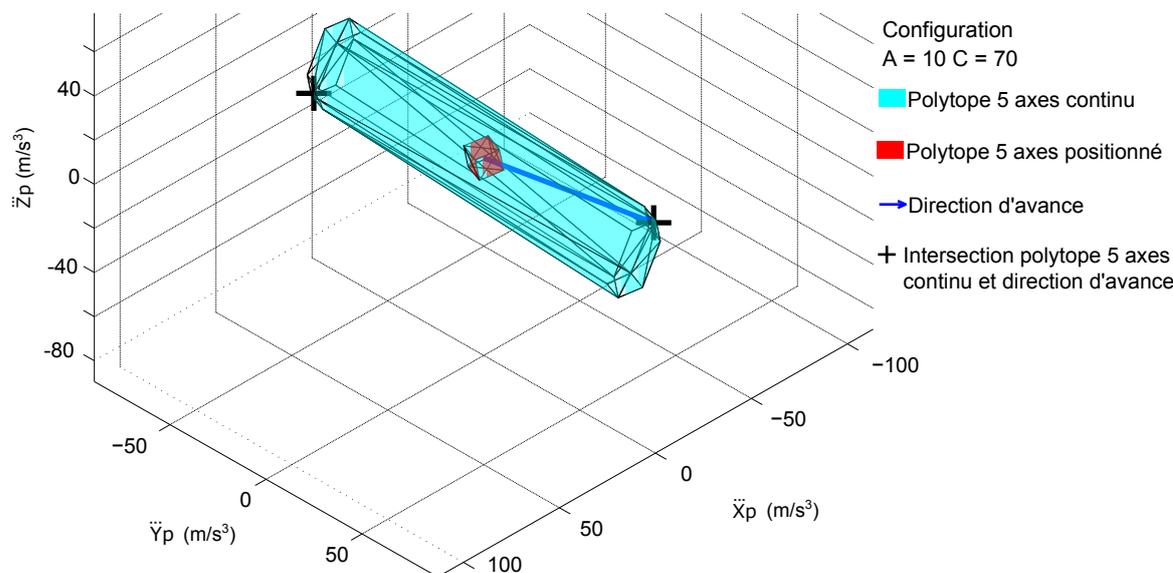


FIGURE 2.28 – Configuration (A,C) donnant le jerk tangentiel maximal

la table machine. La taille du polytope en usinage 5 axes continu (bleu) est bien plus grande que celle du polytope en 5 axes positionné (rouge) qui ne fait intervenir que les axes de translation. Ce grand changement de taille est dû à l'utilisation des axes de rotation dans la composition du mouvement, notamment l'axe C qui possède une valeur de jerk élevée. La solution donnant une excentration maximale de la pièce est donc cohérente. Le choix de la direction d'usinage peut également être raffiné pour calculer, pour une orientation (A,C) donnée, un champ de vecteur d'avance, contenus dans les plans tangents à la surface afin de respecter le point de contact C_C sur la surface. Ces directions ne doivent pas être trop différentes afin de ne pas générer de variation de hauteur de crêtes ou rendre improductif l'usinage en effectuant un chevauchement entre passes trop élevé.

L'optimisation de l'orientation outil/pièce repose sur cette particularité cinématique : comment tirer au maximum profit des axes de rotation pour avoir une composition cinématique maximale, sans pour autant être limité par l'interpolation et le couplage des axes ? La démarche employée consiste à partir de l'espace articulaire, à initier des variations des rotations allant dans le sens de la composition cinématique puis à accroître l'amplitude des mouvements jusqu'à obtenir, pour chaque passe, un temps de parcours similaire entre axes de rotation et axes de translation. Cette démarche passe par le recalcul de la transformée géométrique et inverse, ainsi qu'une interpolation temporelle découplée des axes. Ce calcul d'interpolation est très rapide à faire et permet de représenter l'équilibre des mouvements qui sera donné par l'interpolation couplée lors de l'exécution réelle. À ce stade, les temps de parcours sont estimés et équilibrés pour tous les axes, leurs évolutions géométriques sont couplées sur la trajectoire pour usiner exactement la surface nominale.

L'exécution des trajectoires ainsi obtenues est faite sur le centre d'usinage Mikron UCP 710. Les mesures temporelles de chaque axe ainsi que la recombinaison de la vitesse effective outil/pièce sont tracées sur la figure 2.29. Les mouvements des axes évoluent de façon assez régulière d'après les profils de vitesse sans présenter de ralentissement particulier. La vitesse effective outil/pièce est bien plus faible en 5 axes continu pour un posage standard sur la table et une orientation outil normale à la surface. Étant donné la faible courbure de la surface, l'usinage 3 axes standard permet d'atteindre une vitesse relative déjà élevée ; le passage en 5 axes positionné optimisé

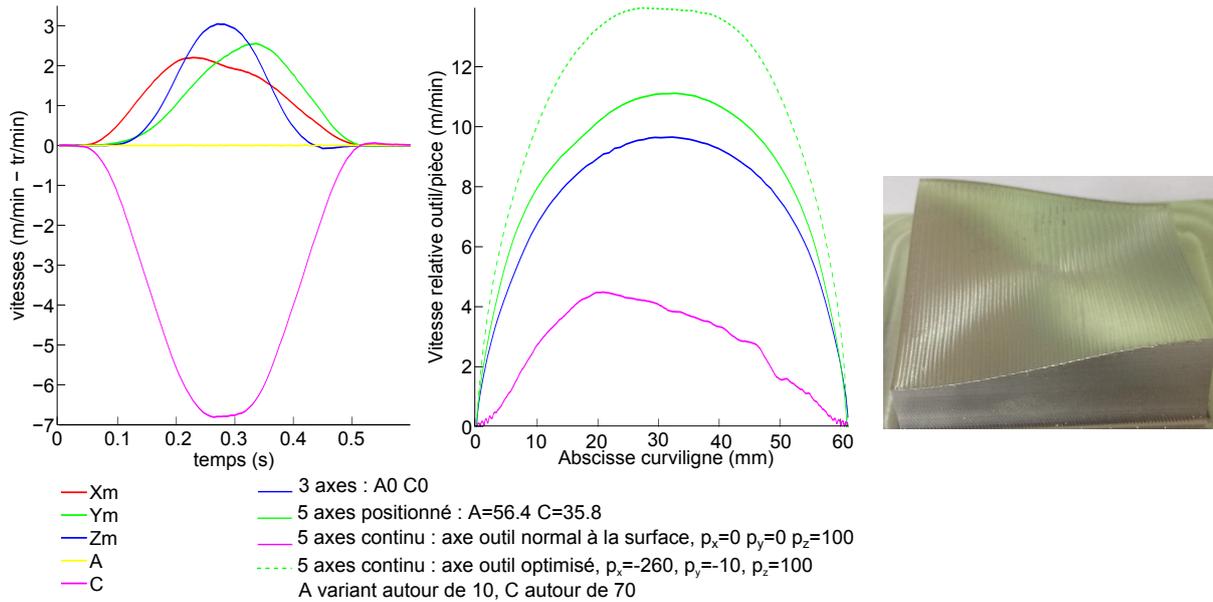


FIGURE 2.29 – Mesures cinématiques et pièce usinée

permet de gagner un peu, alors que l'utilisation des axes de rotation en 5 axes continu permet d'atteindre une vitesse d'avance bien plus importante. Les temps d'usinage de la pièce sont reportés dans le tableau 2.2. On peut retrouver le gain apporté dans le cas de l'usinage 5 axes continu avec une réduction de 34 %.

	3 axes	5 axes positionné	5 axes continu
temps mesuré	1 min 07 s	1 min 03 s	50 s

TABLE 2.2 – Comparaison des temps d'usinage de la pièce selon les optimisations

Ces essais sur cette surface complexe permettent bien d'illustrer l'optimisation de l'orientation outil développée. Elle reste cependant adaptée à une famille de pièces assez spécifique, avec des surfaces très tendues de taille moyenne. L'intérêt peut être à la fois temporel dans le cadre de finition avec un nombre de passes élevé, mais aussi en termes de qualité pour permettre à l'outil d'atteindre plus rapidement sa vitesse programmée et donc avoir un motif d'usinage régulier sur la surface.

2.4 Conclusions et perspectives

Les méthodologies de génération de parcours d'outil présentées ont pour objectif de permettre un meilleur suivi en tenant compte des traitements numériques et comportement physique du processus aval à l'étape de FAO.

Ce meilleur suivi s'entend tout d'abord par un meilleur respect de la géométrie de la surface nominale. Pour éviter d'introduire des écarts géométriques dans le sens de l'avance et pour respecter une régularité dans le sens transverse, le concept de surface d'usinage a été exploité. Il permet une interpolation native de la surface d'usinage gérant le point piloté de l'outil \mathbf{C}_L . Cependant, pour aller au bout du concept lors de l'exécution, il est nécessaire de disposer d'une CN ouverte, car les versions industrielles ont trop de restrictions sur les formats d'interpolation. Cette barrière technologique sera levée dans le chapitre suivant pour réaliser l'interpolation

2.4 Conclusions et perspectives

directe sur surface. Par ailleurs, le concept de surface d'usinage a montré son intérêt pour la déformation de surface d'orientation menant à une évolution régulière des évolutions des axes outils entre passes.

Le meilleur suivi s'entend aussi par l'augmentation de la vitesse relative outil/pièce lors de l'exécution.

Une approche purement géométrique en FAO, sans a priori sur le centre d'usinage utilisé, a été proposée. Elle est basée sur l'idée originale de « mimer » le comportement dynamique de l'outil évoluant dans un environnement le sollicitant. La résolution différentielle des équations différentielles de degré 2 permet d'obtenir des trajets nativement fluides, similaires aux résultats obtenus par formats polynomiaux. Mise en œuvre pour l'évitement de collision, cette méthode, couplée à une approche par potentiel, fournit un positionnement adaptatif de l'orientation outil là où les méthodes purement géométriques peuvent présenter des difficultés.

Enfin, les développements menés ont intégré différentes contraintes physiques liées aux axes machines et son architecture, à la CN et au principe d'interpolation temporelle à jerk limité. Que ce soit pour une amélioration du suivi local aux raccordements entre trajectoires 5 axes, ou plus globalement sur des portions de trajets présentant de fortes sollicitations comme les singularités géométriques, ou encore tout au long de l'usinage d'une pièce, les modèles développés rentrent au cœur de la géométrie des trajets liants évolution le long de la passe et sollicitations cinématiques. Les trajectoires construites ont pour point commun d'être continues, les plus tendues possible, tout en respectant les paramètres maximum de vitesse, accélération et jerk. Ces travaux ont abouti à une approche à base de polytopes, effective quel que soit le centre d'usinage étudié, pour représenter fidèlement les limites cinématiques et les exploiter sous diverses formes : optimisation du posage en usinage 5 axes positionné, optimisation de l'orientation outil maximisant la vitesse relative outil/pièce en usinage 5 axes continu.

Ces travaux sont à chaque fois confrontés à des comportements mesurés sur machine. Les résultats obtenus permettent de valider les principes, mais soulignent également le manque d'ouverture des CN industrielles pour pousser plus loin les améliorations de cette étape du processus. Pour tirer profit de cette partie numérique du processus d'usinage, une meilleure intégration ou interopérabilité de la géométrie (CAO) avec la génération de trajectoire (FAO) et l'exécution sur la CN est nécessaire. Pour cela, les investigations menées seront présentées plus largement dans le chapitre suivant.

Les travaux de génération de trajectoires à base de champ ou potentiel, couplées à une description surfacique méritent d'être poursuivis pour avoir une vision globale des trajets générés.

Enfin, plus que l'amélioration du suivi cinématique, l'intégration dans la génération de trajectoire de contraintes physiques du procédé de fabrication est un besoin, plus fortement exprimé aujourd'hui. Les développements de divers procédés tels que la fabrication additive mettant en jeu d'autres structures porteuses (robots ou autre) élargissent l'intérêt de la génération de trajectoires au-delà du domaine de l'usinage.

Chapitre 3

Exécution des trajectoires et commande d'axes

Si la géométrie peut être décrite idéalement en FAO à l'étape numérique, elle se retrouve grandement dégradée lors de sa « création » physique avec le déplacement des axes. Le passage de géométrie purement numérique à géométrie articulaire nécessite tout d'abord une interpolation temporelle pour discrétiser en temps le trajet puis un asservissement sur chaque axe pour suivre dynamiquement ces consignes discrétisées.

Ce chapitre s'attache à étudier les sollicitations dynamiques des axes et la planification de vitesse associée. La première partie se focalise sur les sollicitations cinématiques puis dynamiques prises en compte dans l'interpolation temporelle. La maîtrise du calcul de trajectoire et de son interpolation autorise une nouvelle vision de cette partie numérique du processus, détaillée dans une deuxième partie. Enfin, de nouvelles pistes d'amélioration de la commande sont investiguées en troisième partie pour réduire les écarts, en l'adaptant à la géométrie à usiner.

Sommaire

3.1	Planification de la vitesse d'avance	48
3.1.1	Interpolation temporelle à jerk limitée : VPOp Kinematics	48
3.1.2	Exploitation pour le dimensionnement d'axes et la prédiction réaliste du temps d'usinage	52
3.1.3	Interpolation temporelle basée sur les limites dynamiques : VPOp Dynamics	54
3.2	Fusion entre génération et exécution de trajectoire	57
3.2.1	Interpolation directe sur la surface : DTIS	57
3.2.2	Développement d'une plateforme d'essais : PREMIUM	59
3.2.3	Application à l'usinage de surfaces gauches	61
3.3	Amélioration de la géométrie par la commande	62
3.3.1	Modélisation de la commande	63
3.3.2	Précompensation spatiale des écarts : CEC	65
3.3.3	Modulation de la commande par gains variables : OGA	68
3.4	Conclusions et perspectives	74

3.1 Planification de la vitesse d'avance

3.1.1 Interpolation temporelle à jerk limitée : VPOp Kinematics

[Beudaert *et al.*, 2013b; Beudaert, 2013; Beudaert *et al.*, 2012]

L'objectif de cette partie est de développer un interpolateur de trajectoire exploitant au mieux les capacités des axes afin de suivre des trajectoires outils en multi-axes et dans des conditions de grande vitesse. Pour cela, les méthode et implémentation logicielle développées Velocity Profile Optimization, basées sur les limites cinématiques de vitesse, accélération et jerk maximal des axes sont présentées. Cette méthode a été ensuite étendue aux caractéristiques des actionneurs, pour ne plus se limiter aux paramètres articulaires pris indépendamment et intégrer les couplages dans les effets dynamiques.

Le logiciel VPOp développé et déposé à l'Agence de Protection des Programmes est une solution d'interpolation de trajectoires regroupant plusieurs étapes de traitement (figure 3.1) et fonctionnalités diverses. La première étape consiste à modifier localement la géométrie en contrôlant l'erreur de corde, pour assurer la continuité des trajectoires évoquée au chapitre précédent. Elle est suivie d'un module de transformation géométrique inverse, où plusieurs machines (sérielles, parallèle, robot) sont implémentées. La troisième étape porte sur l'interpolation temporelle à jerk limitée. Seul ce point-là, cœur de la méthode, est présenté par la suite.

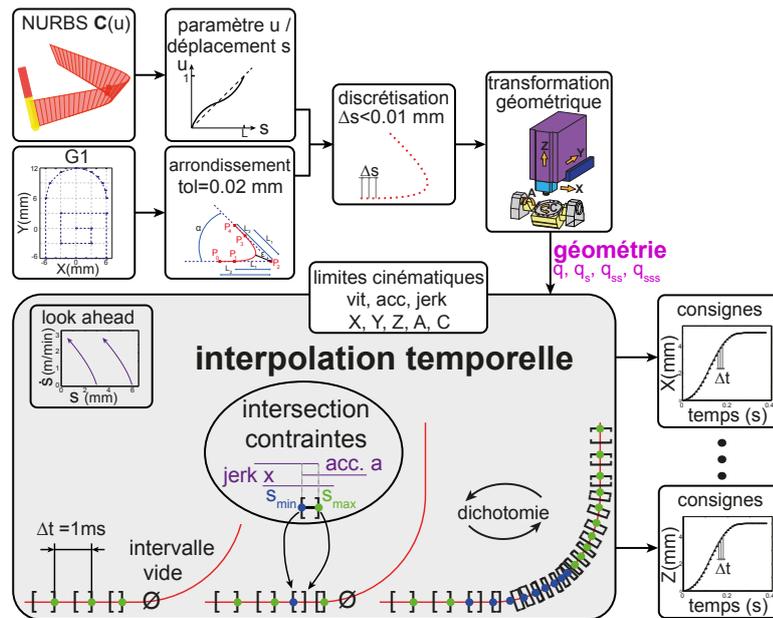


FIGURE 3.1 – Schéma global et principe du logiciel VPOp

L'interpolation temporelle revient à planifier la vitesse d'avance le long du trajet. Il s'agit donc de déterminer la vitesse d'avance \dot{s} tout au long de la trajectoire tout en respectant les équations fondamentales du mouvement (éq. (1.1) à (1.3)) ainsi que les contraintes cinématiques de chaque axe (éq. (1.4) à (1.6)).

Une résolution de ce problème par discrétisation temporelle à pas de temps fixe Δt est retenue pour être directement exploitable par la commande des axes. Ainsi, les vitesse, accélération et

3.1 Planification de la vitesse d'avance

jerk tangentiels s'écrivent :

$$\dot{s}_{j+1} = \frac{s_{j+1} - s_j}{\Delta t} \quad (3.1)$$

$$\ddot{s}_{j+1} = \frac{\dot{s}_{j+1} - \dot{s}_j}{\Delta t} \quad (3.2)$$

$$\ddot{\ddot{s}}_{j+1} = \frac{\ddot{s}_{j+1} - \ddot{s}_j}{\Delta t} \quad (3.3)$$

avec j l'indice du pas temporel.

En remplaçant ainsi tous les termes de vitesse, accélération et jerk au pas $j + 1$ en fonction de la position s_{j+1} , les trois inégalités (1.4) à (1.6) se réécrivent sous la forme d'inégalités polynomiales :

$$|s_{j+1} \cdot \mathbf{f}_{V1} + \mathbf{f}_{V0}| \leq \mathbf{V}_{\max} \quad (3.4)$$

$$|s_{j+1}^2 \cdot \mathbf{f}_{A2} + s_{j+1} \cdot \mathbf{f}_{A1} + \mathbf{f}_{A0}| \leq \mathbf{A}_{\max} \quad (3.5)$$

$$|s_{j+1}^3 \cdot \mathbf{f}_{J3} + s_{j+1}^2 \cdot \mathbf{f}_{J2} + s_{j+1} \cdot \mathbf{f}_{J1} + \mathbf{f}_{J0}| \leq \mathbf{J}_{\max} \quad (3.6)$$

où s_{j+1} est l'inconnue du problème et les différents vecteurs \mathbf{f}_V , \mathbf{f}_A et \mathbf{f}_J sont fonction, pour chaque composante articulaire, du pas temporel Δt , de la position s_j , vitesse \dot{s}_j et accélération \ddot{s}_j au pas précédent ainsi que des dérivées articulaires $\mathbf{q}_{s,j+1}$, $\mathbf{q}_{ss,j+1}$ et $\mathbf{q}_{sss,j+1}$ au pas courant $j + 1$.

Avant de procéder à la détermination de la séquence des s_j , la trajectoire est discrétisée avec un pas géométrique très fin, de 1 à 10 μm . Grâce au paramétrage en abscisse curviligne s , les dérivées géométriques \mathbf{q}_s , \mathbf{q}_{ss} et \mathbf{q}_{sss} peuvent être évaluées avec suffisamment d'exactitude le long du trajet par réinterpolation ou raffinement.

Pour déterminer s_{j+1} dans les inégalités précédentes, il est nécessaire d'évaluer les dérivées géométriques successives en cette position, non connue. Étant donné que les trajets sont suffisamment lissés par les raccordements, elles peuvent être estimées d'après l'état cinématique selon le principe :

$$\mathbf{q}_{s,j+1} = \mathbf{q}_s(s_{j+1}) \approx \mathbf{q}_s(s_j + \Delta t (\dot{s}_j + \Delta t \ddot{s}_j)) \quad (3.7)$$

L'erreur commise peut ensuite être réduite par raffinement sinon, la valeur de s_{j+1} peut être encadrée en bornant la variation de s en fonction du jerk. À ce stade les différents vecteurs \mathbf{f}_V , \mathbf{f}_A et \mathbf{f}_J sont connus. Le respect des trois inégalités donne ainsi, par intersection des contraintes illustrées sur la figure 3.2 une plage possible pour la nouvelle position s_{j+1} sur la trajectoire. Les deux bornes s_{\max} et s_{\min} correspondent respectivement à ce qu'il est possible de faire pour avancer ou freiner au maximum sur la trajectoire.

Enfin, l'interpolation temporelle consiste en un processus itératif de recherche de valeurs de s à chaque pas temporel j pour avancer le long du trajet. La séquence des s est donc très souvent constituée des valeurs s_{\min} ou s_{\max} évaluées précédemment. Cependant, il est parfois nécessaire de prendre une valeur intermédiaire pour atteindre par exemple la vitesse programmée ou pour pouvoir revenir à vitesse nulle. Cette valeur intermédiaire nécessite un raffinement (dichotomie) sur la plage $[s_{\min}, s_{\max}]$.

Par nature, cette méthode est chronophage, d'autant plus que le pas temporel d'interpolation est petit. Avec un pas temporel plus grand, bien que le calcul soit plus rapide, le profil d'avance discrétisé est plus oscillant que le profil théorique. Pour contenir le temps de calcul, une technique d'anticipation souvent nommée « look ahead » a été ajoutée au principe itératif. Elle permet d'anticiper sur une distance spatiale donnée devant le point de calcul et ainsi d'éviter de nombreux retours en arrière dans la séquence des s déterminée. Une nouvelle contrainte en vitesse est calculée en générant un profil de vitesse maximale « à l'envers », en partant de l'extrémité de

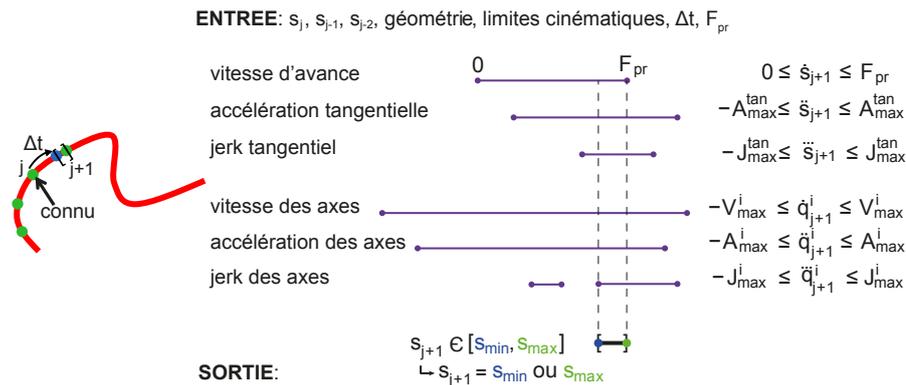


FIGURE 3.2 – Principe d'intersection des contraintes pour l'évaluation de la plage de s_{j+1}

l'horizon à vitesse nulle et en intégrant les capacités cinématiques donnant la vitesse maximale au point de calcul. Cette anticipation permet notamment de pouvoir s'approcher à vitesse nulle du dernier point de la trajectoire. Ces principes de calcul sont rappelés dans l'encadré grisé de la figure 3.1.

La grande quantité de calcul à effectuer est un frein à l'exploitation de cette méthode en temps réel. Elle reste par contre exploitable par précalcul à la phase d'exécution. Elle est donc à ce stade dissociée de l'aspect temps réel et asservissement.

Les résultats de l'interpolation temporelle par VPOp ont été validés par de nombreux essais et comparaisons sur diverses machines. Divers formats de trajectoires peuvent être traités : G1 linéaire, BSpline natif, 5x NURBS ou tout trajet spatial 5 axes dès que l'on peut en calculer les composantes.

Un cas test classique reste la trajectoire 2D avec des segments de droites présentant des discontinuités et longueurs de segments variables. La figure 3.3 présente une telle trajectoire en forme de cadenas. La partie (a) de la figure et en particulier le zoom montrent le type d'arrondissement

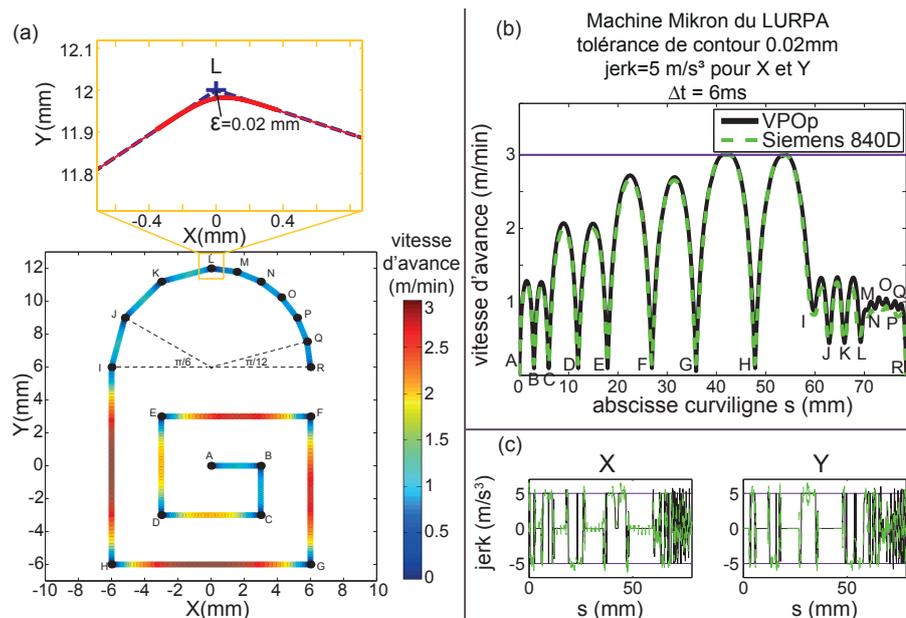


FIGURE 3.3 – Résultats de l'interpolation temporelle par VPOp sur une trajectoire linéaire 2D

3.1 Planification de la vitesse d'avance

introduit pour raccord des discontinuités en tangence entre portions linéaires, tout en contrôlant la tolérance d'usinage. Dans la configuration du centre d'usinage Mikron, la vitesse d'avance outil/pièce est représentée en couleur sur la trajectoire et est également comparée aux mesures sur la machine ; les profils traduisent la même évolution avec de forts ralentissements sur les zones de raccord de continuité en tangence et avec un effet de la longueur des segments sur la vitesse maximale atteignable. La partie (c) de la figure compare également les sollicitations en jerk des axes, vis-à-vis de leurs contraintes respectives. Cette même trajectoire est testée sur deux autres machines, une Mori Seiki équipée d'une CN Fanuc et une DMG à moteur linéaire présentant un jerk bien plus élevé étant donné l'absence d'entraînement mécanique (figure 3.4). Les profils

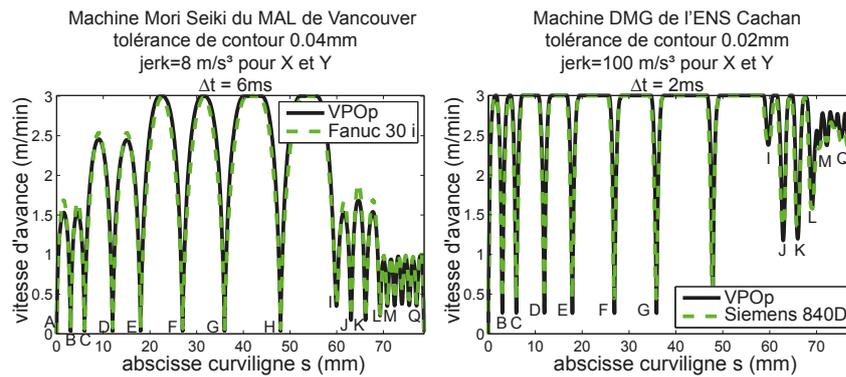


FIGURE 3.4 – Résultats de l'interpolation temporelle pour deux autres centres d'usinage

comparés entre VPOp et les relevés sont toujours très proches ; les variations de vitesse atteinte ou de chute locale montrent les effets du jerk et du pas temporel.

Le principe d'intersection des contraintes et de recherche itérative sur les points s est générique et peut être appliqué à n'importe quelle structure une fois que le modèle géométrique inverse et les limites cinématiques articulaires sont connus. La figure 3.5 illustre les résultats de la vitesse calculée pour une trajectoire 5 axes exprimée par deux courbes, sur la machine Mikron et sur un robot 6 axes Staübli.

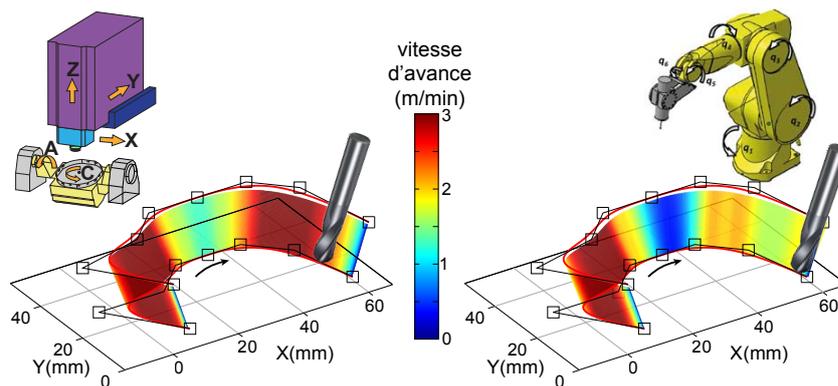


FIGURE 3.5 – Illustration des résultats cinématiques de l'interpolation 5 axes sur la Mikron et robot Staübli

En synthèse, la méthode d'interpolation présentée et implémentée dans le logiciel VPOp est une solution plausible et efficace pour la génération de consignes à suivre dans le contrôle des axes.

À cause du principe de recherche itératif, le calcul est généralement bien plus long que le temps de parcours de la trajectoire, ce qui en fait un module à exécuter en amont de la partie temps réel pour prédéterminer l'ensemble des consignes articulaires échantillonnées en temps. Les brusques chutes de vitesses, notamment la présence de discontinuités, sont difficiles à calculer. Le respect strict des contraintes cinématiques des axes est un frein qu'il est parfois nécessaire de lever pour gagner en performance. Enfin, le traitement de trajets de grande longueur n'est aujourd'hui pas traité, car dans la version développée, tous les traitements et analyses géométriques sont faits en amont de la recherche de la séquence des s . Il serait nécessaire d'adopter une vision par fenêtre glissante pour se confronter à ce type de trajectoire.

L'atout majeur de VPOp est de pouvoir trouver une solution de profil de vitesse, que l'on peut appliquer sur n'importe quelle structure articulée, une fois sa transformation connue. Un deuxième point intéressant est de pouvoir maîtriser les raccordements ou lissages de trajectoires avec la connaissance exacte des traitements effectués. Ainsi, les travaux présentés au chapitre précédent sur le raccordement 5 axes et le traitement des singularités trouvent naturellement leur place dans le logiciel. Enfin, plus largement, la maîtrise de cette brique numérique d'interpolation nous permet d'envisager différemment le processus global et la gestion de la géométrie ; la fusion entre géométrie, trajectoire et interpolation sera développée par la suite dans ce chapitre.

3.1.2 Exploitation pour le dimensionnement d'axes et la prédiction réaliste du temps d'usinage

L'expertise acquise et les modèles développés pour l'interpolation de trajectoire ont été exploités dans le cadre du développement de gamme de fabrication de pièces industrielles. Le contexte industriel et les programmes CN réels ont nécessité une adaptation de la méthode d'interpolation. En effet, les grandes longueurs de parcours et donc les temps d'usinage importants demandent une performance de calcul accrue dans l'interpolation pour qu'elle soit réalisable. La géométrie des pièces essentiellement prismatique et les trajectoires majoritairement linéaires et circulaires, avec peu de géométrie complexe échantillonnée autorisent une simplification de la recherche des séquences de s qui peut être effectuée par « phase » dans les profils à 7 segments définissant l'interpolation à jerk limité.

Une des applications concerne l'évaluation d'une gamme d'usinage exploitant le tréflage en phase d'ébauche. Le principe du tréflage, également nommé fraisage de plongée, est d'effectuer

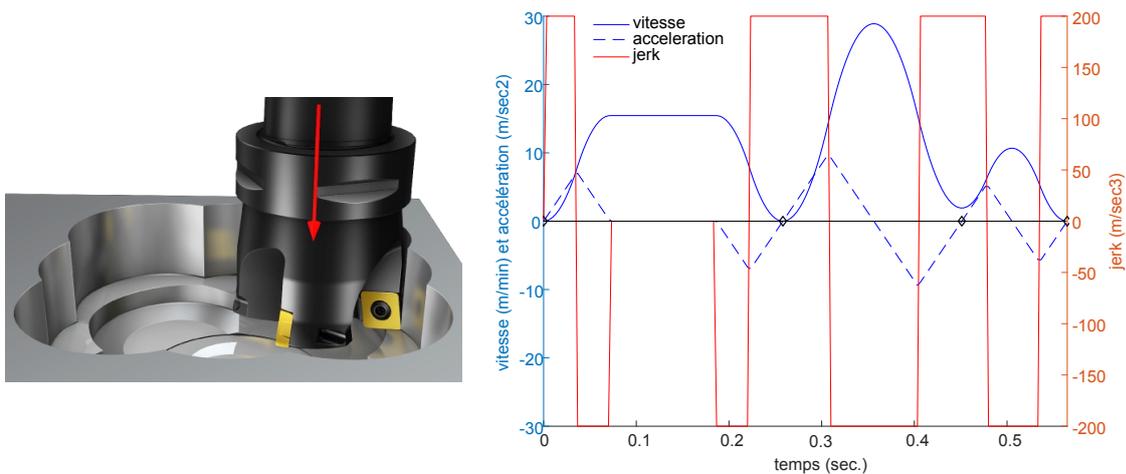


FIGURE 3.6 – Calcul du profil de vitesse d'avance sur cycle de tréflage

des plongées successives en matière selon l'axe Z pour tirer parti de la plus grande rigidité de la broche et axe selon cette direction. La suite d'un cycle est donc constituée d'une remontée

3.1 Planification de la vitesse d'avance

rapide selon Z suivie d'un déplacement rapide hors matière pour atteindre le point de plongée du cycle suivant. La figure 3.6 illustre le principe et donne le profil cinématique calculé.

L'analyse du profil permet de mesurer, au-delà de la durée d'un cycle, l'exploitation des capacités cinématiques des axes. Il est donc possible de déterminer à quel taux sont exploitées les pleines capacités des axes, respectivement en jerk, accélération et vitesse maximale. Cette analyse est particulièrement intéressante en termes de dimensionnement, pour déterminer le besoin du niveau de jerk et accélération à avoir sur les différents axes, en fonction de la géométrie du cycle, c'est à dire la dimension (hauteur) de la pièce.

Appliquées à la simulation de pièces de structures, les simulations réalisées sont très proches des comportements relevés sur CN industrielle performante (figure 3.7) Le temps de calcul associé

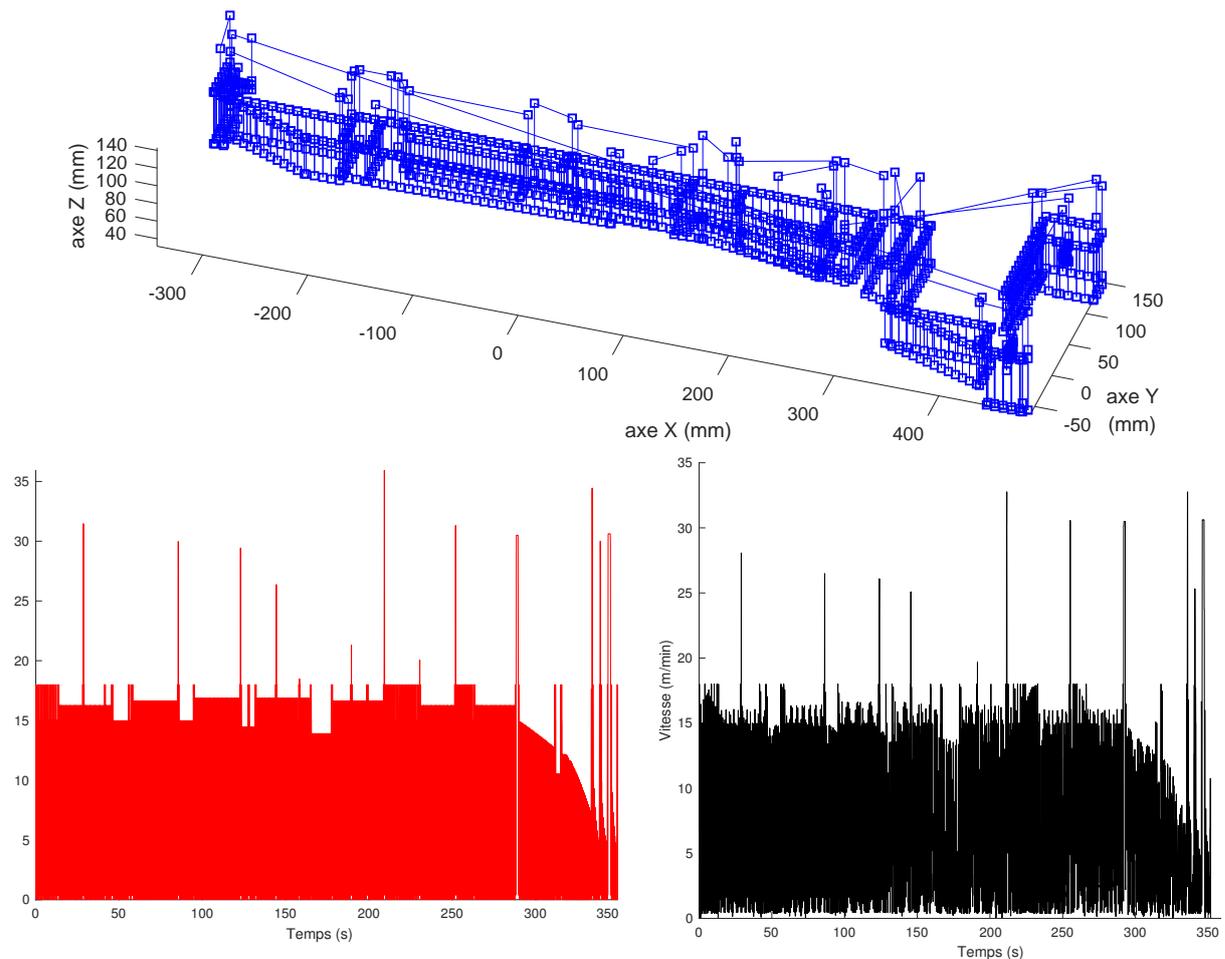


FIGURE 3.7 – Simulation d'une opération d'ébauche : cas industriel

n'est plus que de quelques secondes et est utilisable tant pour la prédiction du temps de parcours que pour la génération de consignes de la commande des axes. Pour l'ensemble des opérations d'usinage (tableau 3.1), l'erreur commise sur le temps total de simulation est de 2 % environ.

Ces simulations sont très réalistes et intègrent les contraintes de temps de calcul de la CN ainsi que les problématiques de raccordement et arrondissement des discontinuités. Agrémenté de simulations de parties circulaires, en hélice, ou interpolations 3D linéaires au sens large, le simulateur ainsi obtenu est un outil performant pouvant aider au développement de gammes de fabrication.

Programmes	Temps simulés (s)	Écart à la mesure (%)
1 : préparation pièce	75.4	1.1
2 : ouvertures	73	10.6
3 : ébauche	349.1	0.7
4 : finition	113.9	3.5
5 : préparation retournement	39.6	8.5
6 : ouvertures face 2	55.3	9
7 : ébauche	398.5	0.5
8 : finition	89.8	3.6
Temps total	19 min 55 s	2.4 %

TABLE 3.1 – Comparaison des temps simulés et mesurés sur une gamme de fabrication

3.1.3 Interpolation temporelle basée sur les limites dynamiques : VPOp Dynamics

[Vulliez *et al.*, 2017]

L'ensemble des approches de la littérature pour l'interpolation temporelle est basé sur les caractéristiques cinématiques des axes définies dans la CN. Ces limites cinématiques, vitesse, accélération et jerk maximal de chaque axe doivent permettre de satisfaire différents points :

- les moteurs doivent tout d'abord être capables de générer chaque mouvement articulaire nécessaire pour recréer le mouvement outil/pièce ;
- l'écart de traînage inhérent à la poursuite de chaque axe dans la commande de déplacement doit être contenu ;
- les vibrations qui peuvent apparaître dans la structure de la machine (axe, entraînement, etc.) doivent être réduites.

Les valeurs des registres des CN sont déterminées au dimensionnement de la structure à l'aide d'analyse modale, par expérience du fabricant pour des architectures et machines types (masses, matériaux, etc.), mais aussi réglées plus finement lors de l'installation ou intégration de la machine. Les procédures utilisées consistent à solliciter la structure par des consignes de type échelon, balayage fréquentiel, essais de circularité, pour trouver un équilibre dans le comportement temporel et spatial. Elles sont ajustées par une forte expertise des intégrateurs CN pour se positionner dans le triptyque précision, qualité, productivité.

Lors de l'usinage de différentes pièces ou même au sein d'une même pièce ou géométrie, les sollicitations soumises à la machine (moteurs, entraînement, structure) ne sont pas identiques et de même intensité. Il est très réducteur de brider les capacités des axes au pire cas qu'ils pourraient (éventuellement) rencontrer. Aussi, l'intégration de la dynamique machine au sein de l'interpolation devrait permettre d'obtenir un comportement plus en adéquation avec la géométrie de la trajectoire à suivre.

Une nouvelle approche de l'interpolation temporelle est proposée, fondée sur la dynamique du système. Elle consiste à se baser directement sur les actions mécaniques articulaires afin d'être au plus proche des composants technologiques. L'idée est d'intégrer le modèle dynamique du système étudié dans l'interpolation pour exprimer le comportement dynamique global des axes sous contraintes de capacités d'actionnement.

Le parallèle doit être fait entre approche cinématique et approche dynamique pour en évaluer l'intérêt. À partir des équations fondamentales (1.1) à (1.3) liant géométrie de trajectoire et mouvement outil/pièce, on se place dans le cas de fortes sollicitations entraînant de forts ralen-

3.1 Planification de la vitesse d'avance

tissements ($\ddot{s} \approx \ddot{s} \approx 0$), les mouvements des axes sont approximés par

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_s \dot{s} \quad (3.8)$$

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_{ss} \dot{s}^2 \quad (3.9)$$

$$\dddot{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_{sss} \dot{s}^3 \quad (3.10)$$

soumis aux limites cinématiques des axes (éq. (1.4) à (1.6)), l'écriture devient :

$$|\dot{s}| \leq \frac{V_{\max}^{\text{axe } i}}{|q_s^{\text{axe } i}|} \quad (3.11)$$

$$|\dot{s}^2| \leq \frac{A_{\max}^{\text{axe } i}}{|q_{ss}^{\text{axe } i}|} \quad (3.12)$$

$$|\dot{s}^3| \leq \frac{J_{\max}^{\text{axe } i}}{|q_{sss}^{\text{axe } i}|} \quad (3.13)$$

ce qui permet de déterminer une limite maximale pour la vitesse d'avance \dot{s} fonction de tous les axes et leurs caractéristiques :

$$|\dot{s}| \leq \min_i \left(\frac{V_{\max}^{\text{axe } i}}{|q_s^{\text{axe } i}|}, \sqrt{\frac{A_{\max}^{\text{axe } i}}{|q_{ss}^{\text{axe } i}|}}, \sqrt[3]{\frac{J_{\max}^{\text{axe } i}}{|q_{sss}^{\text{axe } i}|}} \right) \quad (3.14)$$

D'un point de vue dynamique, les contraintes technologiques des actionneurs associés à celles des axes en accélération \mathbf{A}_{\max} et jerk \mathbf{J}_{\max} sont les couples $\boldsymbol{\tau}_{\max}$ et taux de couple $\dot{\boldsymbol{\tau}}_{\max}$. Afin de pouvoir mener une analyse comparable des simulations entre les approches cinématique et dynamique, on retient pour limites des couples et taux de couples les valeurs équivalentes aux valeurs cinématiques réglées ; celles-ci s'expriment donc en lien avec les inerties équivalentes des axes ramenés sur les axes moteur \mathbf{I}_{eq} :

$$|\tau^{\text{axe } i}| \leq \tau_{\max \text{ eq}}^{\text{axe } i} \quad \text{avec} \quad \tau_{\max \text{ eq}}^{\text{axe } i} = \frac{I_{\text{eq}}^{\text{axe } i}}{r^{\text{axe } i}} A_{\max}^{\text{axe } i} \quad (3.15)$$

$$|\dot{\tau}^{\text{axe } i}| \leq \dot{\tau}_{\max \text{ eq}}^{\text{axe } i} \quad \text{avec} \quad \dot{\tau}_{\max \text{ eq}}^{\text{axe } i} = \frac{I_{\text{eq}}^{\text{axe } i}}{r^{\text{axe } i}} J_{\max}^{\text{axe } i} \quad (3.16)$$

où \mathbf{r} est le vecteur des gains cinématiques entre axes et moteurs des axes.

Les équations dynamiques des axes peuvent s'exprimer sous la forme compacte suivante :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{H}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{B}(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}}^2 + \mathbf{C}(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}}_i \dot{\mathbf{q}}_j + \mathbf{G}(\mathbf{q}) + \boldsymbol{\Gamma}_f(\dot{\mathbf{q}}) \quad (3.17)$$

et sa dérivée :

$$\begin{aligned} \dot{\boldsymbol{\tau}} = & \mathbf{H}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}} + \dot{\mathbf{H}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \ddot{\mathbf{q}} + 2\mathbf{B}(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}} \ddot{\mathbf{q}} + \dot{\mathbf{B}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}}^2 \\ & + \dot{\mathbf{C}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}}_i \dot{\mathbf{q}}_j + \mathbf{C}(\mathbf{q}) (\ddot{\mathbf{q}}_i \dot{\mathbf{q}}_j + \dot{\mathbf{q}}_i \ddot{\mathbf{q}}_j) + \dot{\mathbf{G}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) + \dot{\boldsymbol{\Gamma}}_f(\dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}) \end{aligned} \quad (3.18)$$

où les différents termes permettent de représenter séparément les divers effets dynamiques :

- \mathbf{H} est la matrice d'inertie,
- \mathbf{B} représente les effets centrifuges,
- \mathbf{C} les effets de Coriolis,
- \mathbf{G} l'effet de la pesanteur,
- $\boldsymbol{\Gamma}_f$ les couples dus aux frottements de type sec et visqueux.

En intégrant les contraintes de couple (3.15) et taux de couple (3.16) dans le modèle, on obtient avec les approximations précédentes (éq. (3.8) à (3.10)) des bornes sur la vitesse outil/pièce sous la forme :

$$|\dot{s}| \leq \min_i \left(\sqrt{\frac{\tau_{\max \text{ eq}}^{\text{axe } i} - \text{fct}_1^{\text{axe } i}(\mathbf{G}, \mathbf{\Gamma}_f)}{\text{fct}_2^{\text{axe } i}(\mathbf{H}, \mathbf{B}, \mathbf{C}, \mathbf{q}_{\text{SS}}, \mathbf{q}_s)}} \right), \sqrt[3]{\frac{\dot{\tau}_{\max \text{ eq}}^{\text{axe } i} - \text{fct}_3^{\text{axe } i}(\dot{\mathbf{G}}, \dot{\mathbf{\Gamma}}_f)}{\text{fct}_4^{\text{axe } i}(\mathbf{H}, \dot{\mathbf{H}}, \mathbf{B}, \dot{\mathbf{B}}, \mathbf{C}, \dot{\mathbf{C}}, \mathbf{q}_{\text{SS}}, \mathbf{q}_s)}} \right) \quad (3.19)$$

Cette méthode est illustrée par la figure 3.8 sur une trajectoire issue de l'usinage d'une pièce 5 axes sollicitant les axes Ym, Zm et A. La partie droite de la figure traduit le respect des contraintes de couple et de taux de couple pour tous les axes, exprimé par l'inégalité (3.19). Il en résulte un domaine dans lequel la vitesse d'avance peut être planifiée.

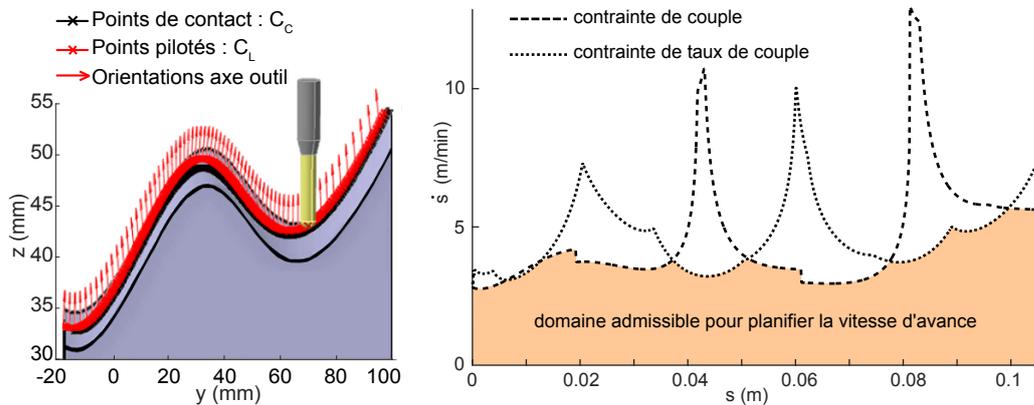


FIGURE 3.8 – Trajectoire et contraintes de couple et taux de couple limitant l'avance \dot{s}

Le formalisme dynamique exploité permet une analyse des différentes composantes dynamiques sur la vitesse maximale atteignable. En introduisant successivement les différents termes, il est possible d'évaluer leurs effets sur la limite maximale de vitesse \dot{s} . La partie gauche de la figure 3.9 compare le domaine admissible de \dot{s} défini par une approche cinématique avec celui donné par l'approche dynamique équivalente proposée.

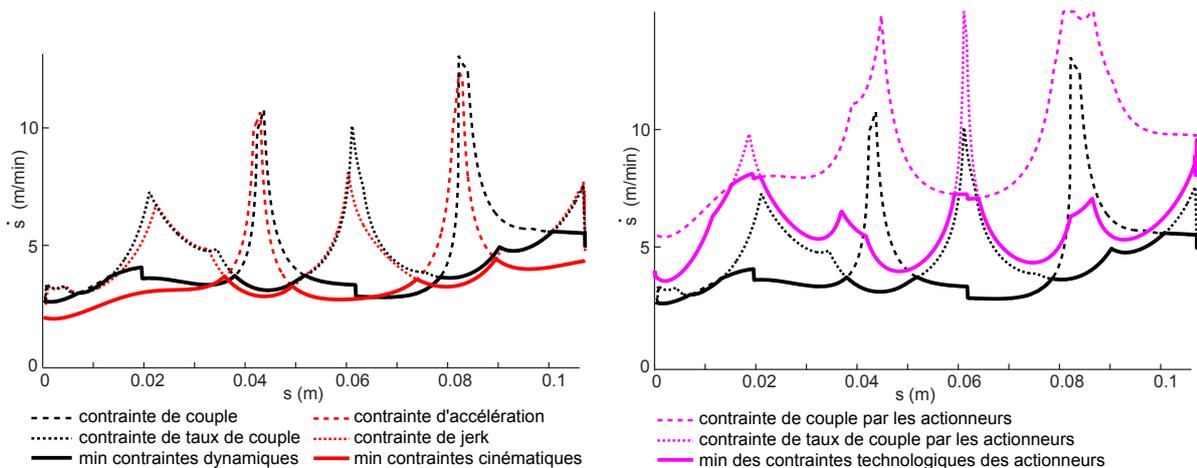


FIGURE 3.9 – Limites supérieures de vitesse données par la cinématique, la dynamique équivalente ou les limites des actionneurs

Les limites entre approche cinématique et dynamique sont différentes étant donné l'action des

frottements, de la gravité ainsi que des couplages dynamiques potentiels. Cette deuxième méthodologie basée sur le comportement réaliste de chaque axe permet d'exploiter au mieux chaque axe. Ainsi, il serait possible de ne plus limiter « par le bas » les capacités de chaque axe, mais de se rapprocher des performances réelles des actionneurs. La partie droite de la figure 3.9 montre ainsi le potentiel gain entre la limite donnée par des paramètres cinématiques définis par axe indépendamment du mouvement de la structure (approche cinématique) et celle donnée par des paramètres technologiques associés aux capacités moteurs intégrant le mouvement dynamique complet (approche dynamique proposée).

3.2 Fusion entre génération et exécution de trajectoire

Une fois les modèles de génération de trajectoire et d'interpolation temporelle développés, la partie numérique du processus ne connaît à priori plus de barrière pour déterminer des trajectoires optimales et aboutir à leurs consignes articulaires temporelles associées. Prises séparément, ces deux étapes sont reliées par l'expression de la trajectoire d'usinage avec un format donné qui peut être lu et interpolé par la CN. Les limites de ces formats, qu'ils soient linéaires ou polynomiaux, ont été rappelées dans les chapitres 1 et 2.

Pour améliorer la transmission de la trajectoire native vers les axes, la fusion de la génération avec l'interpolation de la trajectoire est mise en œuvre dans la méthode nommée DTIS : Direct Trajectory Interpolation on the Surface. Ces éléments numériques seront alors mis en œuvre dans une plateforme ouverte, constituée d'un centre d'usinage et d'une CN pour démontrer les gains apportés sur des cas d'étude discriminants.

3.2.1 Interpolation directe sur la surface : DTIS

[Beudaert *et al.*, 2014]

L'idée de DTIS consiste à déterminer des positionnements outils, au sens du calcul de la trajectoire, pour chaque pas temporel nécessaire au pilotage des axes. Il n'y a donc plus d'expression de trajectoire à l'issue de la FAO qui serait par la suite réinterpolée et échantillonnée. Ainsi, chaque consigne articulaire est un point natif de la surface. La trajectoire peut alors être perçue comme une séquence de positionnements outils, sous forme discrète présentant une densité de points importante. Malgré cette vision échantillonnée qui traduit l'extrémité de la chaîne purement numérique, la continuité du trajet est recrée dans la commande, par les mouvements des axes et la poursuite des consignes. On ne peut plus alors à proprement parler d'interpolation ; la trajectoire réelle, articulaire à ce stade, résulte de la dynamique de chaque axe.

Dans DTIS, l'articulation entre calcul géométrique et positionnement temporel est présentée par le schéma de la figure 3.10. Trois principales boucles sont connectées : la boucle principale est l'interpolation de la trajectoire, elle consiste à calculer un nouveau positionnement outil à partir du précédent tout en vérifiant les contraintes cinématiques. Lorsque les contraintes cinématiques ne sont pas respectées, avec le positionnement initial, la deuxième boucle modifie la vitesse locale en estimant une nouvelle abscisse curviligne s dans un domaine admissible. La troisième boucle met en œuvre un processus itératif dans le cas où il n'y aurait pas de solution dans la boucle précédente pour s (intervalle vide). Il s'agit de cas où la réduction de vitesse nécessaire au franchissement une forte courbure n'aurait pas été anticipée. La solution consiste alors à revenir en arrière sur la trajectoire pour modifier la séquence de positionnements afin de ralentir plus en amont.

La fusion entre génération de trajectoire et interpolation temporelle regroupe donc les modèles présentés précédemment de surface d'usinage, calcul dans l'espace paramétrique et planification de vitesse par intersection des contraintes cinématiques (VPOp).

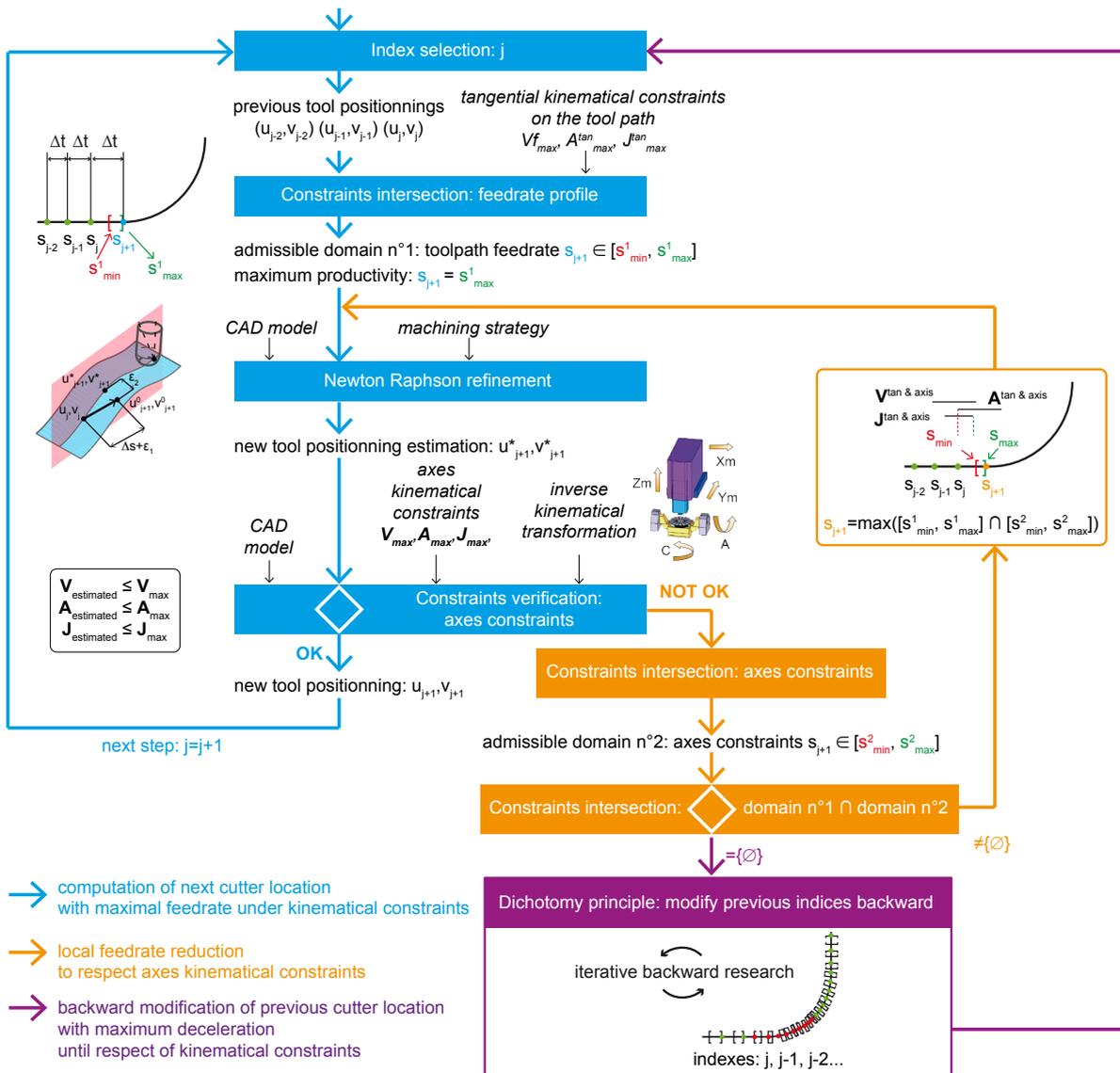


FIGURE 3.10 – Démarche de calcul de la trajectoire dans DTIS

3.2 Fusion entre génération et exécution de trajectoire

Dans le cas de l'usinage par plans parallèles Π au niveau du point de contact \mathbf{C}_C d'une surface paramétrée $S(u, v)$, le système s'écrit :

$$\begin{cases} \mathbf{C}_C \in S(u, v) \\ \mathbf{C}_C \in \Pi \end{cases} \quad (3.20)$$

Le principe est donné géométriquement sur la figure 3.11. À partir d'un positionnement outil initial donné par (u, v) , on recherche le positionnement suivant (u^*, v^*) situé à une distance ε_2 et qui appartient au plan de guidage. Si la valeur initiale déterminée (u_0, v_0) ne satisfait pas le critère de distance au plan, un algorithme de type Newton-Raphson est utilisé pour réduire ε_1 tout en conservant ε_2 . Dans le cas des surfaces complexes, cet algorithme converge très rapidement ce qui permet de calculer n'importe quel positionnement outil avec une précision aussi grande que nécessaire.

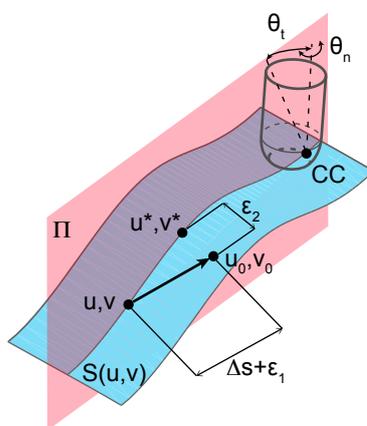


FIGURE 3.11 – Raffinement dans la recherche du positionnement outil couplant géométrie et temps

L'inconvénient majeur de la méthode DTIS réside dans le processus itératif de recherche de la séquence des s (inhérent à VPOp), notamment dans la troisième boucle. Il en résulte un temps de calcul conséquent pour obtenir une trajectoire. Il faut également noter que le nombre de calculs est très élevé, étant donné que la trajectoire est définie au sens de l'échantillonnage ce qui augmente considérablement le nombre de positionnements outil à déterminer.

3.2.2 Développement d'une plateforme d'essais : PREMIUM

Suite au développement de la méthode DTIS, la démonstration des améliorations apportées par cette nouvelle chaîne numérique requiert un moyen expérimental suffisamment ouvert pour pouvoir y implémenter les algorithmes couplant calcul géométrique sur surface quelconque et itérations pour calcul des positionnements outils à pas temporel fixe. Comme il n'existe pas à ce jour de système le permettant, nous avons développé une Plateforme de REcherche Mutualisée pour l'Innovation en Usinage Multiaxes (PREMIUM) ayant pour but d'offrir des capacités de calcul, pilotage et mesures les plus ouvertes possibles, sur un centre d'usinage représentatif des moyens industriels.

Le centre 5 axes Mikron UCP 710 a donc été modifié dans sa configuration pour pouvoir usiner tout en ayant la main sur le pilotage des axes. Il est équipé d'une baie de commande jouant le rôle de CN ouverte, avec un calculateur temps réel dSpace exécutant des algorithmes Matlab-Simulink (figure 3.12).

L'interfaçage de cette baie de commande avec la machine est fait du point de vue de la mesure

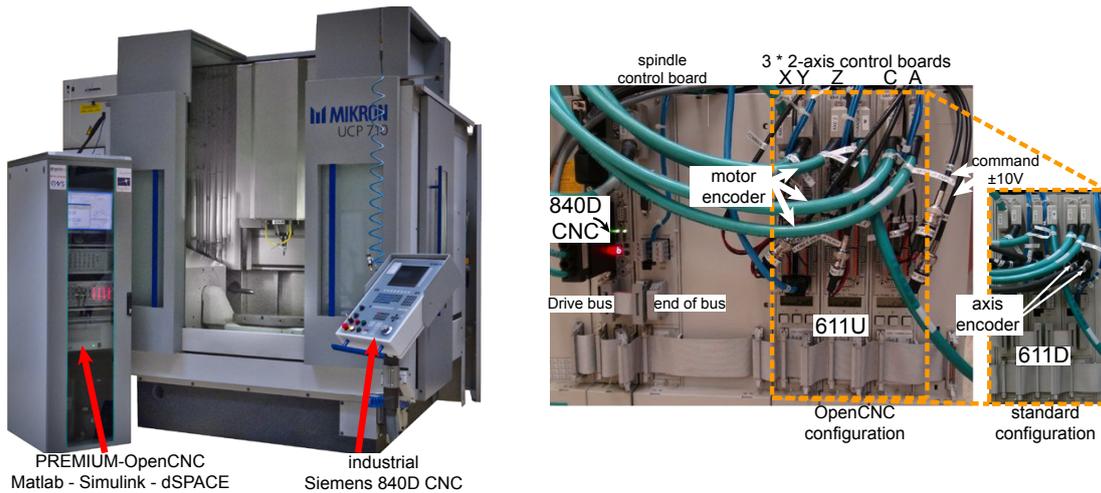


FIGURE 3.12 – Photos de l'installation de la plateforme PREMIUM

par la relecture directe des règles de mesure des 5 axes, et du point de vue de la commande par la génération de tensions à haute vitesse envoyées aux variateurs. Les variateurs numériques initiaux ont été remplacés par des versions analogiques. Une fois la CN initiale Siemens 840D configurée, le centre d'usinage fonctionne en mode hybride : gestion de la broche, refroidissement et cycles automate par la CN 840D, gestion des 5 axes et ligne de sécurité partielle par la CN ouverte.

Pour obtenir un suivi performant de la trajectoire, il est nécessaire de construire dans cette architecture un asservissement suffisamment réaliste pour les axes afin d'être capable de visualiser le gain de la méthode DTIS.

La structure classique en cascade avec trois boucles est très répandue en machine-outil. La pré-

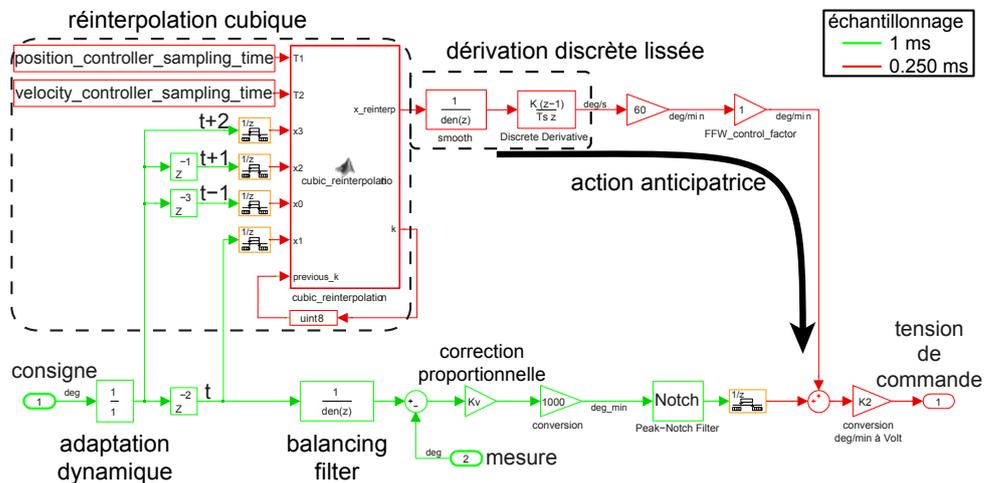


FIGURE 3.13 – Commande sur la boucle de position implémentée dans PREMIUM

sence de boucles d'anticipation en vitesse et accélération est nécessaire dans le contexte UGV vu les fortes accélérations et décélérations. Ce type d'architecture est celui implanté dans les variateurs Siemens 611U. L'asservissement implémenté dans l'architecture ouverte (figure 3.13) consiste donc à reproduire assez fidèlement le comportement initial. Cela permet par la suite la comparaison des écarts géométriques sur les pièces usinées ou lors de l'exécution des trajectoires. Les boucles de courant et vitesse restent gérées par le variateur, tandis que la CN ouverte prend

la main sur la boucle de position. L'objectif consiste donc à générer des consignes en entrée de la boucle de vitesse étant donné les calculs par DTIS et la mesure des positions des axes. Les fonctionnalités d'anticipation en vitesse, d'équilibrage dynamique des axes et de filtrage pour contrecarrer la souplesse de la courroie d'entraînement de l'axe A (filtre de Notch) ont été réalisées. Le réglage effectué permet d'obtenir un suivi des axes très satisfaisant, même si le comportement obtenu n'est pas exactement celui de la configuration initiale.

3.2.3 Application à l'usinage de surfaces gauches

Parmi les pièces usinées, la surface complexe sur la gauche de la figure 3.14 est définie dans la direction d'avance par une courbe BSpline de degré 5, et par un segment dans la direction transverse pour comparer les stratégies et pour répéter les motifs d'usinage et les rendre visibles.

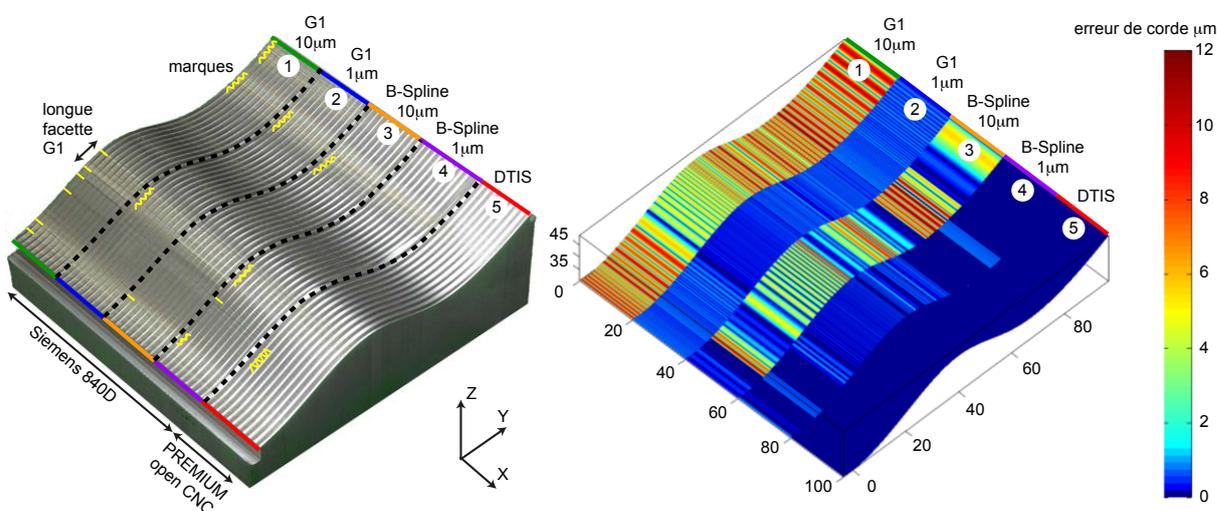


FIGURE 3.14 – Comparaisons des usinages en CN standard et CN ouverte sur pièce 5 axes

Cinq stratégies d'usinage sont comparées : les quatre premières sont générées sous CATIA V5 avec la Mikron en configuration standard, tandis que la dernière est réalisée avec DTIS avec la Mikron en configuration PREMIUM. Les quatre premières stratégies comparent le format d'interpolation (linéaire G1 ou polynomial natif CATIA-Siemens) et la tolérance d'usinage (réglée à $1 \mu\text{m}$ ou $10 \mu\text{m}$). L'usinage est fait avec un outil torique et une vitesse d'avance programmée de 3 m/min .

Sur la partie droite de la figure 3.14 les écarts géométriques sur la pièce représentent les écarts entre les consignes envoyées aux axes et la trajectoire nominale permettant d'usiner parfaitement la pièce. Les résultats sont cohérents avec les formats d'expression et d'interpolation : pour les quatre premières stratégies, les erreurs de corde sont globalement respectées. Les formats linéaires présentent une grande discrétisation ; les formats polynomiaux le sont moins, car ils peuvent s'approcher plus de la trajectoire théorique par morceaux. Par principe, comme présenté, les consignes envoyées aux axes avec DTIS sont exactement sur la trajectoire idéale, donc il n'y a pas d'erreur de corde. Le pas temporel étant faible, 1 ms , il n'y a pas de réinterpolation de géométrie entre deux positionnements outil consignés.

La figure 3.15 donne les vitesses outil/pièces recalculées d'après les mesures articulaires effectuées durant l'exécution des trajectoires.

Les stratégies linéaires présentent des vitesses plutôt faibles à cause du grand nombre de segments décrivant la trajectoire et à cause des raccords locaux entre les segments effectués par la CN en

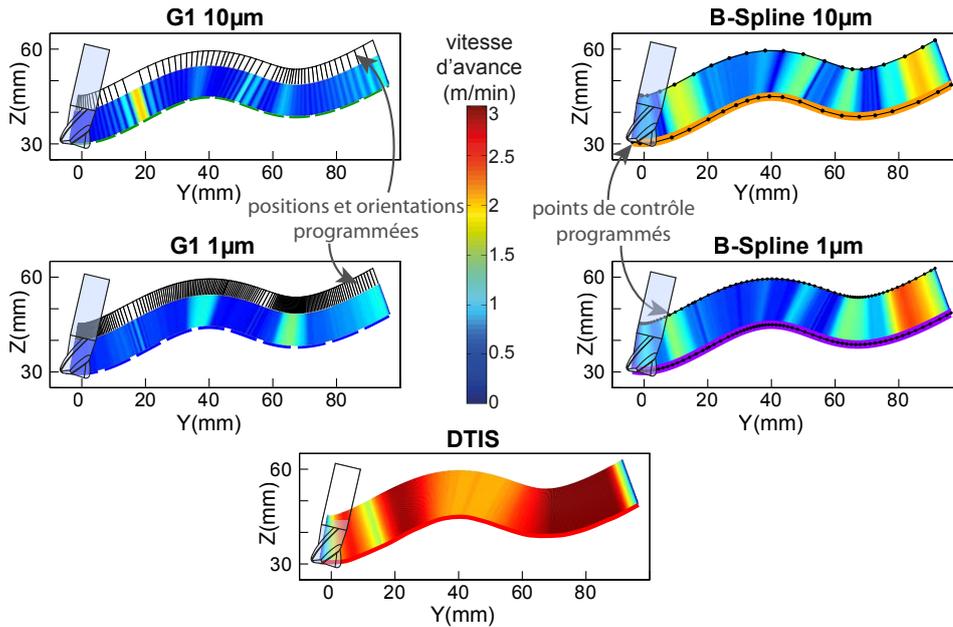


FIGURE 3.15 – Mesure des vitesses outil/pièce pour les 5 stratégies

préparation à l'exécution. On remarque que les chutes de vitesses sont présentes aux raccords. Les stratégies BSpline ont des vitesses localement plus élevées qu'en G1. Cependant, comme les portions de BSpline ne sont pas suffisamment raccordées en continuité et que leur degré ne correspond pas à la géométrie, une grande partie de la trajectoire reste balayée à vitesse relativement faible. Enfin, la stratégie DTIS présente un niveau de vitesse plus élevé sur toute la trajectoire comparé aux autres stratégies. La vitesse programmée n'est respectée que vers la fin du trajet ; les variations géométriques de la surface, surtout au début, sont trop fortes pour que l'outil puisse tenir la vitesse programmée sans dépasser les contraintes cinématiques : il n'est pas possible d'atteindre un niveau plus élevé avec cette machine. Un gain de qualité est également visible dans la fluidité du mouvement, car le profil de la vitesse d'avance présente bien moins de fluctuations. Cette qualité se retrouve d'un point de vue visuel sur la surface : l'aspect est bien moins bruité avec la stratégie DTIS qu'avec les autres stratégies où les fluctuations de vitesse font apparaître des marques. D'un point de vue temporel, la stratégie DTIS est quatre fois plus rapide que la meilleure stratégie G1 et 2.5 fois plus rapide que la meilleure stratégie B-Spline.

Cette méthode d'interpolation directe sur la surface, grâce à la fusion entre génération de trajectoire et interpolation temporelle, permet d'atteindre un niveau de qualité et un niveau de productivité bien plus élevés qu'avec les stratégies classiques d'usinage. A ce stage elle requiert une forte expertise de la géométrie, du fonctionnement d'une CN ainsi qu'une forte capacité de calcul. Ce dernier point en fait encore une méthode académique, mais la preuve de concept menée sur la plateforme PREMIUM en démontre tout le potentiel.

3.3 Amélioration de la géométrie par la commande

Après avoir étudié le traitement de la géométrie en génération de trajectoire, puis sa discrétisation temporelle sous contraintes cinématiques et dynamiques articulaires, il est légitime de s'interroger sur l'agencement spatial des écarts de poursuite de chaque axe et leur conséquence sur la pièce.

Les erreurs de poursuite des axes sont inhérentes à l’asservissement ; une large majorité des travaux de la littérature tendent à minimiser chacune de ces erreurs de poursuite pour, *in fine*, minimiser l’erreur générée sur la pièce [Jia *et al.*, 2018]. La question soulevée dans cette partie est la suivante : est-il possible d’améliorer la précision des surfaces usinées en gérant directement l’agencement spatial des écarts de poursuite donné par l’architecture machine et la stratégie d’usinage ?

Pour aller en ce sens, le chapitre débute par l’étude de la commande des machines-outils et de la modélisation associée du comportement dynamique des axes. L’amélioration des écarts au contour par précompensation spatiale est présentée dans un second temps. Enfin, une nouvelle piste d’amélioration de la commande même, intégrant cette analyse spatiale, est développée en troisième partie.

Ces travaux ont été développés au travers d’échanges et collaborations avec Didier Dumur et Pedro Rodriguez-Ayerbe, Professeurs à Centrale-Supélec et spécialistes du domaine.

3.3.1 Modélisation de la commande

[Prévost *et al.*, 2011a]

Les étapes de modélisation de la commande et de simulation du comportement des axes pour des consignes de trajectoire données sont nécessaires pour appréhender par la suite une réduction des écarts. L’objectif de cette partie est de prédire avec suffisamment de réalisme les écarts de poursuite de chacun des axes d’une machine-outil. Le contexte particulier de l’usinage multi-axes et celui de l’usinage grande vitesse sont deux éléments importants pour représenter le comportement réaliste.

Dans ce cadre-là, la modélisation est basée directement sur l’architecture que l’on retrouve dans les CN et variateurs d’axe pour des machines performantes. Le modèle reprend donc l’architecture cascade présentée au chapitre 1 sur la figure 1.7 avec les trois boucles de courant, vitesse et position ainsi que les deux boucles d’anticipation de vitesse et d’accélération.

Les paramètres numériques tels que les fréquences de boucles, les constantes des régulateurs PI et d’anticipation, les gains des chaînes cinématiques, caractéristiques moteur, etc. sont directement extraits des paramètres CN. La modélisation effectuée n’intègre pas à ce jour les différents filtres sur les boucles de vitesse ou courant et autres non linéarités qu’il serait possible d’ajouter, mais qui requiert un niveau d’expertise supplémentaire dépendant de l’architecture et solution utilisée par le(s) constructeur(s) des CN et variateurs.

Éléments importants sur le comportement dynamique des axes, les perturbations telles que frottement, la pesanteur ainsi que les inerties sont modélisées à partir d’une identification sur chaque axe. Ces identifications restent simples à effectuer, elles consistent à mesurer l’évolution des courants moteur $i(t)$ sous diverses sollicitations afin de ne retenir que chacun des effets $i_f(t)$. Ces perturbations sont alors modélisées au sein de l’axe comme un couple résistant $C_f(t)$, formulé ici en équivalent courant moteur.

Pour les frottements, le modèle retenu est une fonction de la vitesse de l’axe \dot{q} . Les mesures des courants sur des portions à vitesse d’avance constante suggèrent une loi symétrique de type exponentielle avec frottement sec i_0 :

$$C_f(t) = K_t i_f(t) \tag{3.21}$$

$$i_f(t) \begin{cases} = a \exp(b \dot{q}(t)) + c \exp(d \dot{q}(t)) & \text{si } \dot{q} > 0 \\ = -a \exp(b \dot{q}(t)) + c \exp(-d \dot{q}(t)) & \text{si } \dot{q} < 0 \\ \in [-i_0; i_0] & \text{si } \dot{q} = 0 \end{cases} \tag{3.22}$$

où les cinq paramètres (a, b, c, d, i_0) sont identifiés axe par axe (figure 3.16) ; K_t représente la constante de couple moteur. Les inerties quant à elles sont identifiées en phase d’accélération

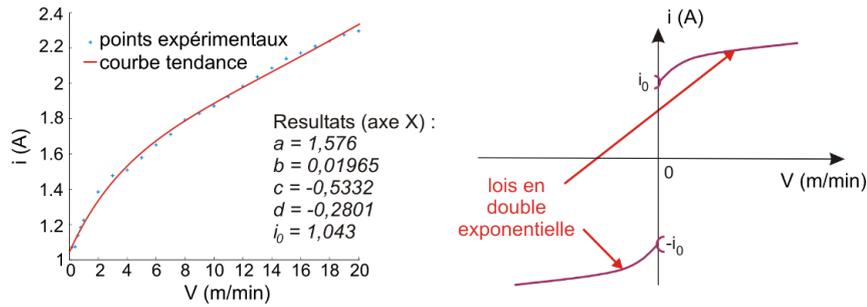


FIGURE 3.16 – Identification des paramètres de la loi associée au frottement

constante $\dot{\Omega}_{\text{mot}}$ et exprimées dans le modèle en inertie équivalente J_{eq} ramenée sur l'arbre moteur :

$$J_{eq} = \frac{K_t i - C_f}{\dot{\Omega}_{\text{mot}}} \quad (3.23)$$

Le modèle est implémenté sous Matlab-Simulink qui permet une structuration graphique proche de l'architecture réelle.

Les simulations de modèle sont comparées à des essais sur machine. Le cas de la trajectoire usinant un flanc d'une pale de turbine illustrée en figure 3.17 est représentatif du contexte 5 axes et UGV.

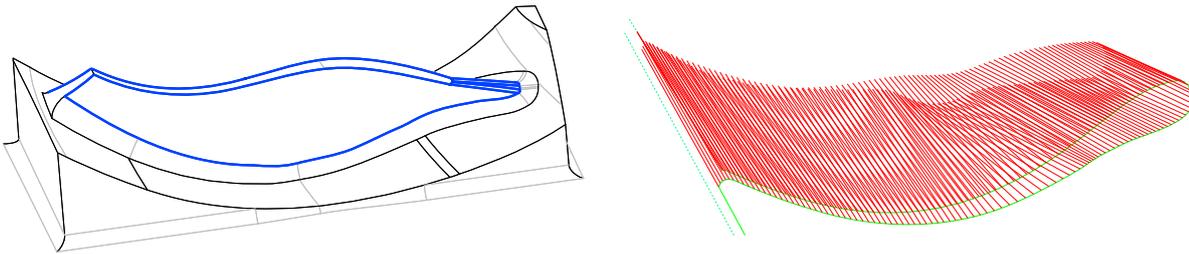


FIGURE 3.17 – Cas test pour la validation du modèle de commande

Les axes outils sont représentés par les segments rouges, le point piloté par la courbe les reliant. Cette trajectoire, par la transformation géométrique inverse, sollicite tous les axes avec des fluctuations en vitesse. Pour faire une comparaison équitable, les consignes de position de chaque axe générées par l'interpolateur de la CN Siemens 840D ont été capturées durant l'exécution, puis utilisées en entrée du modèle. Les résultats affichés en figure 3.18 comparent les positions des axes simulées et mesurées sur les règles.

Les écarts simulés, de quelques centièmes de millimètres et degrés, sont suffisamment représentatifs du comportement réel. Ces variations sous forme de pics sont principalement issues des phases d'accélération et décélération de chaque axe, causées par les fluctuations de la vitesse d'avance.

En synthèse, le modèle bâti est simple, mais efficace dans la prédiction du comportement dynamique des axes ; il donne une image jugée suffisante pour les écarts de poursuite, les vitesses des axes, mais aussi les courants simulés. La simplicité et l'efficacité de ce modèle résident dans son architecture, calquée sur celles des CN et variateurs. Une connaissance des valeurs des paramètres CN est indispensable. Les paramètres physiques restants peuvent être facilement identifiés et modélisés. Parmi les améliorations possibles pour la modélisation, l'ajout d'une

3.3 Amélioration de la géométrie par la commande

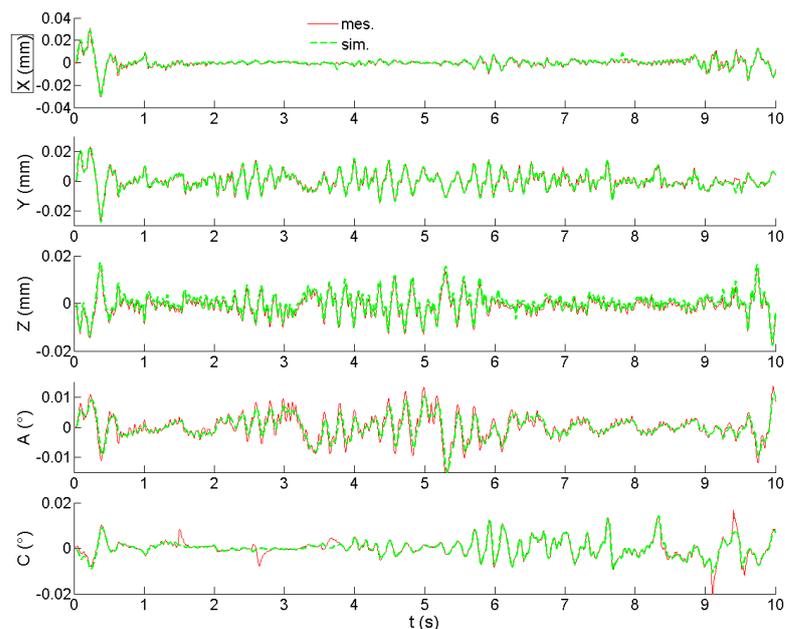


FIGURE 3.18 – Comparaison des écarts de poursuite des axes pour l’usinage d’une pale de turbine

compensation des inversions de mouvement, le couplage dynamique des axes et divers filtres et saturations en vitesse et courant amélioreraient les simulations. On peut également noter que ce modèle pourrait être facilement enrichi de perturbations liées à la coupe sous forme de couple résistant si l’on se plaçait dans des conditions d’ébauche ou d’usinage de matériaux durs.

Ce modèle a été appliqué à deux centres d’usinage, le centre Mikron UCP 710 ainsi que le centre 3 axes DMG HSC75C doté de moteurs linéaires et compensation de gravité sur l’axe Z. Les résultats satisfaisants sur les deux machines nous permettent d’envisager son utilisation pour répondre au besoin de réduire les écarts géométriques sur la pièce.

3.3.2 Précompensation spatiale des écarts : CEC

[Prévost, 2011]

L’objectif de cette méthode « Contour Error Compensation » est de réduire les écarts générés au sein de l’étape d’exécution. Présentée au chapitre 1 page 16, la figure 1.9 décompose l’écart d’exécution en la somme de l’écart d’interpolation ($e_{2.1}$) et de l’écart d’asservissement ($e_{2.2}$). Alors que les méthodes usuelles tendent à minimiser l’écart de poursuite des axes ou parfois l’écart géométrique sur la pièce du aux asservissements $e_{2.2}$, la méthode CEC vise à minimiser la somme spatiale des écarts $e_{2.1}$ et $e_{2.2}$. L’apport est donc la prise en compte des déviations générées lors de la préparation de la trajectoire, souvent liées à la tolérance d’interpolation et au lissage local pour améliorer la continuité.

Pour cela, une précompensation du trajet est proposée, en amont de l’asservissement. La figure 3.19 illustre le principe : la trajectoire issue de la FAO est représentée en pointillés aux points Q_i . Suite à l’interpolation ou lissage, les consignes articulaires correspondantes envoyées aux axes sont les points de référence R_i . De la poursuite de chaque axe résulte une trajectoire réellement exécutée avec les points P_i . La somme spatiale des écarts induits sur la pièce entre FAO et consigne puis entre consigne et trajectoire exécutée est représentée par le vecteur e_{2i} . Comme le nom de la méthode l’indique, la somme des écarts représente l’écart géométrique sur la pièce. D’un point de vue local pour des formes tendues, s’il n’y a pas de variation d’orientation,

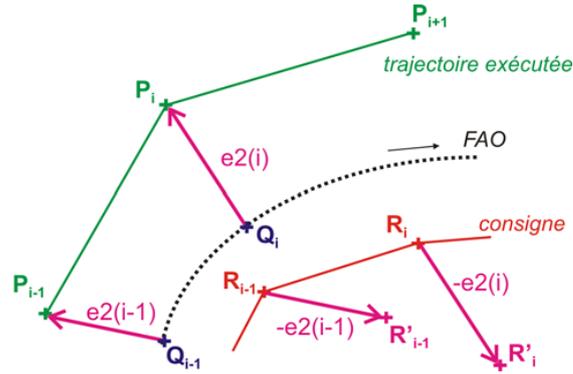


FIGURE 3.19 – Principe de compensation des écarts par la méthode CEC

cet écart peut être ramené au niveau du point piloté. Le point P_i est le point de la trajectoire exécutée tel que son projeté orthogonal soit le point initial Q_i . Ce principe s'affranchit donc de l'écart de poursuite, retard temporel des axes, pour ne conserver que la conséquence géométrique orthogonale à la trajectoire.

La précompensation consiste donc à ajouter l'opposé de l'écart total, soit $-e2_i$ aux consignes R_i pour obtenir de nouvelles consignes R'_i . La réutilisation des défauts pour compensation est souvent nommée principe de correction « miroir ». Ces nouvelles consignes articulaires constituent une trajectoire optimisée, entrée de l'asservissement.

CEC est une méthode de compensation adaptée aux trajectoires 3 axes ou 5 axes positionné du fait qu'elle n'intègre pas l'effet axes de rotation sur la position du point piloté dans l'espace pièce. Ce couplage reste à développer pour aller au bout de la démarche. Il a été pris en compte dans la seconde approche OGA présentée par la suite.

La correction faite par CEC fait donc intervenir le comportement dynamique de chaque axe lorsqu'il est soumis aux sollicitations des consignes articulaires. Pour prédire la conséquence donc la trajectoire exécutée et les points P_i , le modèle de la commande présentée dans le paragraphe précédent est utilisé. Étant donnée la causalité induite par la dynamique des axes, la compensation n'est pas évaluée en temps réel, à chaque pas temporel i . Il est nécessaire soit de simuler entièrement la trajectoire, soit d'avoir une fenêtre glissante d'anticipation pour prédire les écarts. Dans ce cas, la fenêtre d'anticipation doit être supérieure aux écarts de traînage des axes et écarts géométriques.

Enfin, le retard spatial entre consignes articulaires R_i et positions réelles P_i fait que la nouvelle consigne établie R'_i n'est pas optimale. Le processus de compensation peut être réitéré afin de réduire à nouveau les écarts $e2_i$. Par contre, itérer un trop grand nombre de fois aura tendance à déstabiliser la position des nouvelles consignes R'_i . En pratique, sur deux à trois itérations on conserve une convergence pour la réduction des écarts.

La période d'échantillonnage retenue pour effectuer la compensation est celle de la boucle de position de l'asservissement. Plus la période est faible moins la méthode a tendance à devenir instable. Les causes d'instabilités sont diminuées, car d'une part, la dynamique des axes est directement améliorée et d'autre part, la combinaison spatiale des écarts est plus cohérente du fait que la distance entre deux échantillonnages R_i et R_{i+1} est plus petite.

Pour évaluer la méthode CEC, deux cas tests sont choisis. Le premier correspond à une trajectoire de type B-spline présentant des courbures faibles et ne sollicitant pas trop dynamiquement les axes (figure 3.20 partie a)).

3.3 Amélioration de la géométrie par la commande

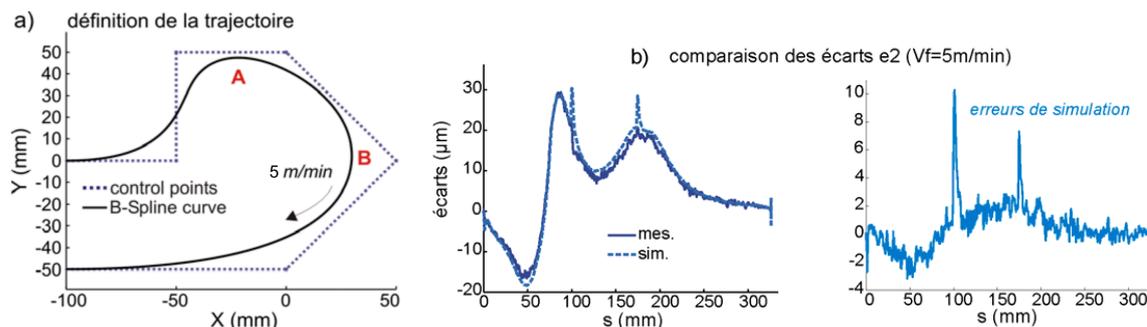


FIGURE 3.20 – Cas test n°1 pour CEC, validation de la simulation

La trajectoire est parcourue à 5 m/min sur la machine Mikron UCP 710, sans réduction de vitesse. Le temps d'échantillonnage de la boucle de position est de 6 ms. La mesure des consignes de position en entrée de la boucle de position et celle de la position réelle des axes lors de l'exécution permet de construire les écarts réels $e_{2.1}^{mes}$ et $e_{2.2}^{mes}$. En réinjectant les consignes de position des axes sur le modèle de commande, la simulation estime ainsi les écarts par $e_{2.2}^{sim}$. Les sommes spatiales $e_2^{mes} = e_{2.1}^{mes} + e_{2.2}^{mes}$ et $e_2^{sim} = e_{2.1}^{mes} + e_{2.2}^{sim}$ sont comparées sur la partie b) de la figure. L'erreur de simulation est contenue dans une plage de 2 μm , sauf sur les deux zones d'inversion des mouvements A et B où les pics sont dus à la non-compensation de l'inversion du mouvement dans le modèle. L'erreur d'un ordre de grandeur de 30 μm est donc suffisamment bien estimée pour montrer l'intérêt de la méthode.

La figure 3.21 présente la décomposition des écarts $e_{2.1}$ et $e_{2.2}$ ainsi que le gain apporté par la méthode CEC.

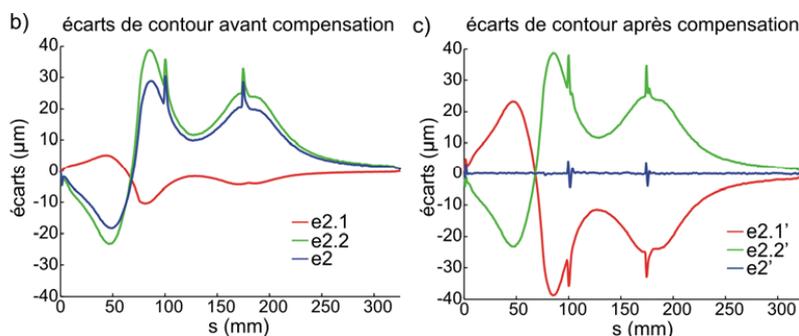


FIGURE 3.21 – Analyse de CEC sur la trajectoire à faible courbure

Malgré l'expression de la trajectoire sous format natif B-spline, le prétraitement de la trajectoire lors de son exécution génère des écarts $e_{2.1}^{mes}$ montant jusqu'à 10 μm . On retrouve la somme spatiale $e_2^{sim} = e_{2.1}^{mes} + e_{2.2}^{sim}$ avant compensation sur la partie b) de la figure. Sur la partie c), par déformation de la trajectoire consigne R_i la méthode CEC génère de nouveaux écarts $e_{2.1'}^{sim}$ qui viennent compenser les écarts $e_{2.2'}^{sim}$ associés. Ainsi, la résultante $e_{2'}^{sim}$ reste proche de 0 μm avec un bruit de 2 μm et des pics de 4 μm dus aux erreurs de modélisation. Les courants moteurs ainsi que les niveaux d'accélération et de jerk atteints par les axes n'évoluent que peu, sans dépasser les limites maximales. La compensation semble donc admissible par la machine.

Pour une trajectoire plus sollicitante où il y a de fortes fluctuations de vitesse comme celle représentée sur la figure 3.22, les résultats donnés par CEC sont tout aussi précis. Sur les zones de forte courbure A et E, les fortes accélérations et décélérations de l'axe Y engendrent des écarts de traînage importants qui se traduisent en écarts géométriques principalement sur la direction

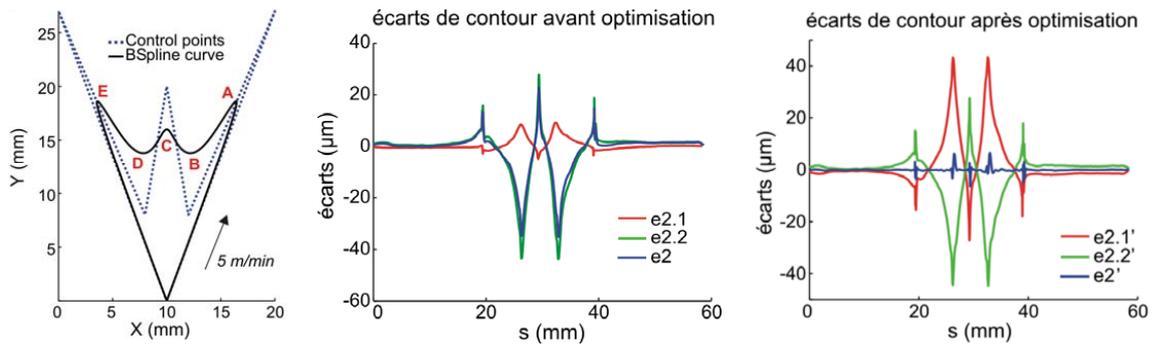


FIGURE 3.22 – Validation de CEC sur le cas test n°2

Y. Bien que les sollicitations en accélération soient fortes, la compensation apportée par CEC sur l'écart $e_{2.1}^{\text{sim}}$ permet de compenser $e_{2.2}^{\text{sim}}$ sans générer d'instabilité. Seuls quelques pics d'amplitude $5 \mu\text{m}$ restent présents.

La méthode de compensation des écarts aux contours développée présente l'avantage d'être relativement simple à mettre en œuvre une fois un modèle de commande disponible. Le principe miroir compense efficacement les écarts géométriques évalués. La nouveauté réside dans la vision commune des écarts intervenant à la phase d'exécution des trajectoires. Grâce à cette vision commune de la partie interpolation et asservissement, une grande part des écarts aux contours inhérents au suivi de trajectoire sont compensés par l'introduction d'écarts opposés en tant que consigne. Bien qu'adaptée aux trajectoires complexes, la méthode CEC présente des limites : elle ne semble pas facilement transposable en 5 axes avec prise en compte des effets des axes de rotation sur les écarts géométriques sur la pièce. Ensuite, elle reste adaptée aux formes complexes ne présentant pas de discontinuités ou très fortes variations de courbure. Dans le cas contraire, l'ajout d'écarts opposés peut déstabiliser la correction et tendre à amplifier les écarts avec présence d'oscillations.

Cette méthode soulève toutefois la question du réglage de l'asservissement des axes. En effet, par l'ajout d'écarts opposés les sollicitations de chaque axe augmentent. Sur les essais menés même si la commande ne semble pas déstabilisée, il est nécessaire de surveiller les niveaux de courant et variations de courant pour qu'ils restent admissibles. D'un point de vue cinématique, la modification des consignes articulaires change les niveaux d'accélération et jerk. En ce sens, si la planification de vitesse est faite de façon optimale, il ne faut pas rajouter de sollicitation supplémentaire par la compensation.

Pour envisager différemment l'amélioration de la commande couplée à la génération de trajectoire, une approche différente, plus proche du fonctionnement de l'asservissement a été développée. Elle vise à élargir les cas de trajectoire en prenant en compte des effets 5 axes, et propose une modification au sein même d'une architecture classique pour la rendre plus aisément applicable sur une CN.

3.3.3 Modulation de la commande par gains variables : OGA

[Duong *et al.*, 2018, 2017, 2016; Duong, 2018]

Bien que les exigences géométriques sur les pièces puissent être fortes, nous avons vu aux chapitres 1 et 2 que seules les étapes de génération de trajectoires en FAO et de prétraitement en phase d'exécution permettent d'ajuster le trajet à suivre en fonction de la géométrie nominale. Dans le processus standard de fabrication, l'étape d'interpolation et celle de commande des

3.3 Amélioration de la géométrie par la commande

axes sont souvent réglées une fois pour toutes, vis-à-vis de la structure de la machine. Dans le meilleur des cas, il est possible de définir manuellement deux configurations type, « ébauche » et « finition » laissées à l'appréciation qualitative du programmeur ou de l'opérateur, sans maîtrise sur les paramètres et leurs influences. L'asservissement quant à lui, fait l'objet d'un réglage au pied de la machine normalement effectué par l'intégrateur machine, à partir d'une analyse fréquentielle du comportement en boucle ouverte, via des outils intégrés. Ils ne seront plus jamais modifiés par la suite, quelle que soit l'utilisation du moyen.

L'objectif de ces travaux est de développer une commande adaptative à la géométrie des trajectoires à suivre. Il s'agit de modifier les paramètres d'asservissement afin d'améliorer la qualité au sens de l'erreur de contour tout au long du trajet, tout en conservant les propriétés de stabilité et de rapidité. L'originalité des travaux consiste à coupler une estimation de l'erreur au contour en usinage 5 axes avec un réglage de gains variables dans une architecture classique de commande.

Estimation de l'erreur de contour en usinage 5 axes

La figure 3.23 illustre la géométrie de positionnement 5 axes d'un outil torique en bout. Les exposants r et s traduisent des éléments de référence et des éléments simulés.

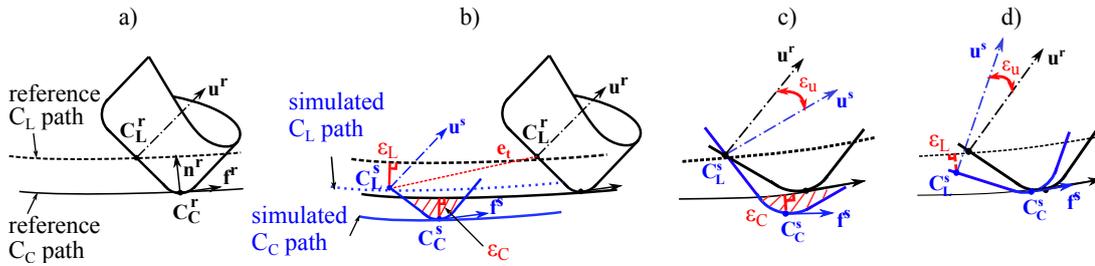


FIGURE 3.23 – Définitions des erreurs de positionnements et écarts induits

Le cas a) représente un positionnement standard, respectant l'orientation axe outil \mathbf{u} et le point piloté \mathbf{C}_L . Le point de contact \mathbf{C}_C est bien sur la surface à usiner. Les erreurs de poursuite sur les axes de translation vont induire une erreur de poursuite au niveau de \mathbf{C}_L , notée \mathbf{e}_t , ce qui génère une erreur au contour ϵ_L pour \mathbf{C}_L et une erreur de contour ϵ_C pour \mathbf{C}_C (cas b)). De même, cas c) un défaut d'orientation de l'outil ϵ_u engendre une erreur de contour ϵ_C .

L'objectif est de maîtriser directement l'erreur de contour ϵ_C sur la pièce, au lieu de contrôler séparément les différents écarts de traînage e_t de chaque axe. Il serait ainsi possible de tirer profit de la situation où ϵ_C serait nulle bien que les erreurs de position ϵ_L et d'orientation ϵ_u ne le soient pas, comme représenté sur le cas d).

L'estimation du vecteur ϵ_C doit pouvoir être faite à tout instant lors du suivi de la trajectoire. Comme la seule donnée est la position courante de chaque axe, il est nécessaire de passer par la transformation géométrique directe, comme vu au chapitre 2, équation (2.30) :

$$[\mathbf{C}_L; \mathbf{u}] = \text{MGD}(\mathbf{q}) \quad (3.24)$$

Ainsi, à partir de l'équation du positionnement outil, on peut déterminer la position du point \mathbf{C}_C à partir de \mathbf{C}_L :

$$\mathbf{C}_C = \mathbf{C}_L - r \mathbf{n} - (R - r) \mathbf{v} \quad \text{avec} \quad \mathbf{v} = \frac{\mathbf{u} \wedge \mathbf{n}}{\|\mathbf{u} \wedge \mathbf{n}\|} \wedge \mathbf{u} \quad (3.25)$$

où R représente le rayon de l'outil et r son rayon de coin. Dans cette formulation, si l'on suppose découplée la partie géométrie CAO et FAO de la partie exécution de trajectoire, alors la normale à la surface n n'est pas connue. Elle peut alors être approchée par la formulation suivante :

$$\mathbf{n} = \frac{\mathbf{f} \wedge \mathbf{u}}{\|\mathbf{f} \wedge \mathbf{u}\|} \wedge \mathbf{f} \quad (3.26)$$

où \mathbf{f} est le vecteur d'avance de la base locale $(\mathbf{f}, \mathbf{n}, \mathbf{t})$ qui peut être calculé en temps réel par :

$$\mathbf{f} = \frac{d\mathbf{C}_L}{ds} \quad \text{avec} \quad s = \sum_i \|\mathbf{C}_L^i - \mathbf{C}_L^{i-1}\| \quad (3.27)$$

Avec une implémentation du calcul de ε_C sur les positions échantillonnées similaire à la méthode proposée dans [Erkorkmaz *et al.*, 2006], le calcul est relativement rapide et donne une estimation satisfaisante. Dans le cas de l'utilisation de l'angle de pivotement en plus de l'angle d'inclinaison, il serait nécessaire de faire transiter l'information de la normale locale au point de contact dans la trajectoire.

Modulation des gains par prédiction du comportement

Pour adapter la commande à la géométrie à suivre, la méthode OGA (Offline Gain Adjustment) consiste à déterminer la séquence de valeurs des gains de chaque axe au cours de l'exécution qui permet de minimiser les écarts au contour ε_C précédents. L'architecture globale de la méthode est représentée sur la figure 3.24.

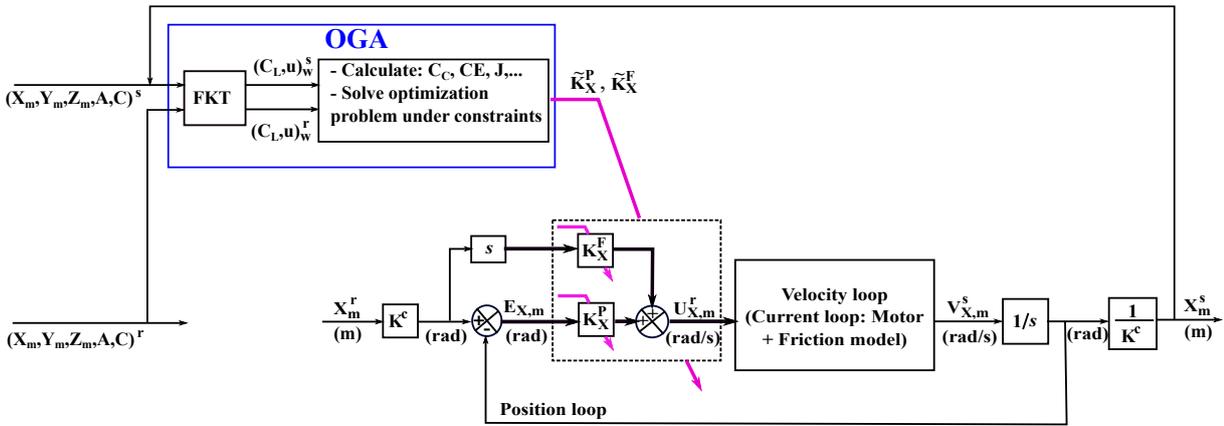


FIGURE 3.24 – Principe de la modulation des gains dans OGA

À partir des positions articulaires simulées (ou mesurées) de tous les axes et des positions de référence associées, un problème d'optimisation sous contraintes est formulé pour calculer les valeurs du gain de la boucle de position K^P et celui de la boucle d'anticipation en vitesse K^F . La prédiction de la géométrie à venir et du comportement dynamique des axes associé est réalisée par un horizon de prédiction h comprenant N échantillons temporels (partie gauche de la figure 3.25).

Pour chaque instant courant k , il est possible avec le modèle de commande présenté au paragraphe 3.3.1 de simuler le comportement des 5 axes sur l'horizon h^k en choisissant une variation des gains constante sur l'horizon δ pour chaque axe dans une grille de variation possible (figure 3.25 cas b)). Pour chacune des combinaisons, la simulation dynamique des axes couplée au calcul de l'erreur de contour permet d'obtenir les écarts \mathbf{E}_C^k sur chaque pas de l'horizon. Les

3.3 Amélioration de la géométrie par la commande

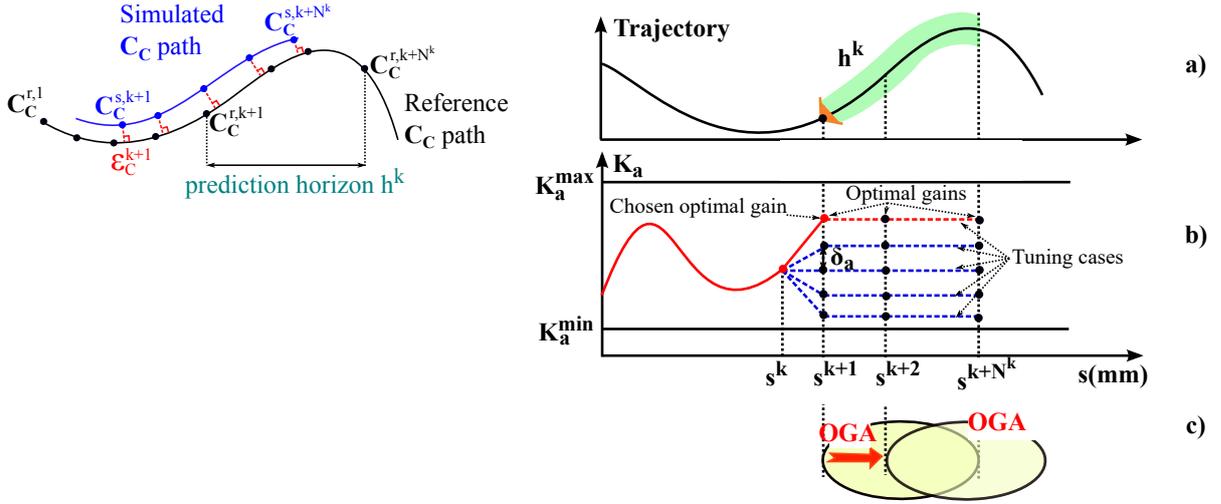


FIGURE 3.25 – Principe de variation de gain sur l’horizon de prédiction

valeurs des gains retenues pour l’instant k , $\mathbf{K}^{\mathbf{P},k}$ et $\mathbf{K}^{\mathbf{F},k}$, sont celles conduisant à minimiser la somme des écarts au contour sur l’horizon :

$$\left[\mathbf{K}^{\mathbf{P},k}, \mathbf{K}^{\mathbf{F},k} \right] = \operatorname{argmin} \left(\mathbf{E}_C^k \mathbf{E}_C^{k \ t} \right) \quad \text{avec} \quad \mathbf{E}_C = \left[\varepsilon_C^k, \dots, \varepsilon_C^{k+N^k} \right] \quad (3.28)$$

Au pas suivant, ce principe est répété en décalant l’horizon d’un pas pour déterminer les gains optimaux à l’instant $k+1$ comme le suggère la figure 3.25 c).

Cette optimisation est soumise à diverses contraintes pour maîtriser les comportements de l’asservissement et des axes. Les marges de gain et de phase sur la boucle de position de chaque axe et pour chaque valeur de gain doivent assurer une stabilité du système :

$$\text{Marge de gain} \geq 15 \text{ dB} \quad (3.29)$$

$$\text{Marge de phase} \geq 70 \text{ deg} \quad (3.30)$$

À chaque pas d’optimisation, les paramètres cinématiques des axes $\dot{q}^{\text{axe } i}$, $\ddot{q}^{\text{axe } i}$ et $\ddot{\ddot{q}}^{\text{axe } i}$ doivent respecter leurs valeurs maximales (équations (1.4) à (1.6)).

Pour ne pas trop solliciter les boucles internes et les moteurs, deux autres contraintes sont ajoutées. Le courant et la variation de courant sont bornés à chaque pas de calcul, sur tout l’horizon de prédiction :

$$|I_{\max}^{\text{axe } i, k}| \leq I_{\max}^{\text{axe } i} \quad (3.31)$$

$$|\Delta I_{\max}^{\text{axe } i, k}| \leq \Delta I_{\max}^{\text{axe } i} \quad (3.32)$$

et les variations de gain à chaque instant k peuvent varier d’un incrément parmi cinq valeurs possibles :

$$\delta^{\text{axe } i, k} \in \left\{ -2\delta^{\text{axe } i}, -\delta^{\text{axe } i}, 0, \delta^{\text{axe } i}, 2\delta^{\text{axe } i} \right\} \quad (3.33)$$

Mise en œuvre sur une trajectoire 5 axes

La pièce présentée au chapitre 3 figure 3.14 pour DTIS est réexploitée ici. Pour quantifier l’intérêt de la méthode OGA, les résultats de la simulation après optimisation des gains variables sont comparés à une simulation donnant les écarts au contour les plus faibles avec des gains fixes $\mathbf{K}^{\mathbf{P}*}$ et $\mathbf{K}^{\mathbf{F}*}$ qui sont déterminés. Le tableau 3.2 donne la plage de gains explorée pour chaque axe, avec les valeurs des meilleurs gains fixes. Les limitations pour le courant sont basées sur les

	unité	Y	Z	A
\mathbf{K}^P	m/min/mm rad/min/mrad	[0.9, 3.4]	[0.9, 2.7]	[0.9, 2.7]
\mathbf{K}^F	-	[0, 1.08]	[0, 1.95]	[0, 1.52]
\mathbf{K}^{P*}	m/min/mm rad/min/mrad	1.2	1.8	1
\mathbf{K}^{F*}	-	0.9	0.8	0.9

TABLE 3.2 – Valeurs des gains fixes et plage de valeurs pour recherche des gains variables

caractéristiques moteur : courant nominal moteur pour I_{\max} et une variation de courant ΔI_{\max} fixée à 2 % du courant nominal moteur. La variation de gain δ vaut 0.001, l'horizon de prédiction N vaut 25 échantillons.

Les résultats de la simulation après optimisation sont donnés en figure 3.26. Les gains variables n'ont pas le même comportement que les gains fixes : alors que les valeurs de \mathbf{K}^P variable ont tendance à osciller autour des réglages des gains fixes, le gain variable \mathbf{K}^F paraît être d'un niveau moyen plus bas qu'en réglage en gain fixe. L'erreur de poursuite 3D présente une amplitude similaire, mais le profil est localement différent. L'écart au contour est quant à lui réduit à une valeur très faible, inférieure à $1 \mu\text{m}$. La figure 3.27 montre la répartition des écarts sur la surface, en gains fixes et en gains variables. Avec gains variables les écarts restent centrés autour de 0 et régulièrement sur la surface contrairement au comportement avec gains fixes où les répartitions présentent des zones à valeurs positives ou négatives.

D'un point de vue cinématique, les jerks des axes restent en dessous des contraintes fixées, mais présentent de plus fortes variations. Il n'y a pas d'influence visible sur les vitesses et accélérations. De même, les courants moteurs présentent dans l'ensemble le même aspect après optimisation qu'avec gains fixes.

D'un point de vue global sur la surface, le choix de gains variables permet de passer d'un écart au contour moyen sur la surface de $14.4 \mu\text{m}$ à $0.23 \mu\text{m}$. Le gain en termes de précision est donc très important. Cependant, ce gain se fait au prix d'un coût de calcul très élevé. Rechercher la séquence de gains optimale sur les axes prend plusieurs dizaines d'heures de calcul. La stratégie de parcours d'une grille de valeurs est par nature très coûteuse, car il est nécessaire de procéder aux itérations de simulations à chaque pas de la trajectoire, pour l'ensemble des gains atteignables dans la grille selon les contraintes.

L'analyse des effets de chacun des gains montre que, comme dans la commande à gain fixe, la boucle d'anticipation en vitesse a un rôle majeur dans l'asservissement. Aussi il est imaginable de choisir comme stratégie de ne moduler que le gain \mathbf{K}^F et conserver le gain $\mathbf{K}^P = \mathbf{K}^{P*}$. L'avantage est de réduire l'espace de recherche, donc le temps de calcul. Ainsi, l'optimisation prend quelques heures, pour un écart au contour moyen de $0.68 \mu\text{m}$. Ce niveau est supérieur au cas précédent, mais reste très faible et représente donc un compromis intéressant entre précision et coût de calcul.

En synthèse, la méthode OGA est prometteuse, elle permet de réduire drastiquement les écarts au contour malgré un temps de calcul à ce jour très élevé. Elle peut se révéler intéressante dans le cas de fabrication de pièces de série où la répétition amortirait le prétraitement pour déterminer la séquence de gains.

L'étape suivante sera de confronter le résultat obtenu en simulation, avec le comportement réel des axes. Sa mise en œuvre sur la plateforme PREMIUM nécessitera également au préalable de vérifier la cohérence des valeurs de gains avec ceux implémentés dans la commande industrielle.

3.3 Amélioration de la géométrie par la commande

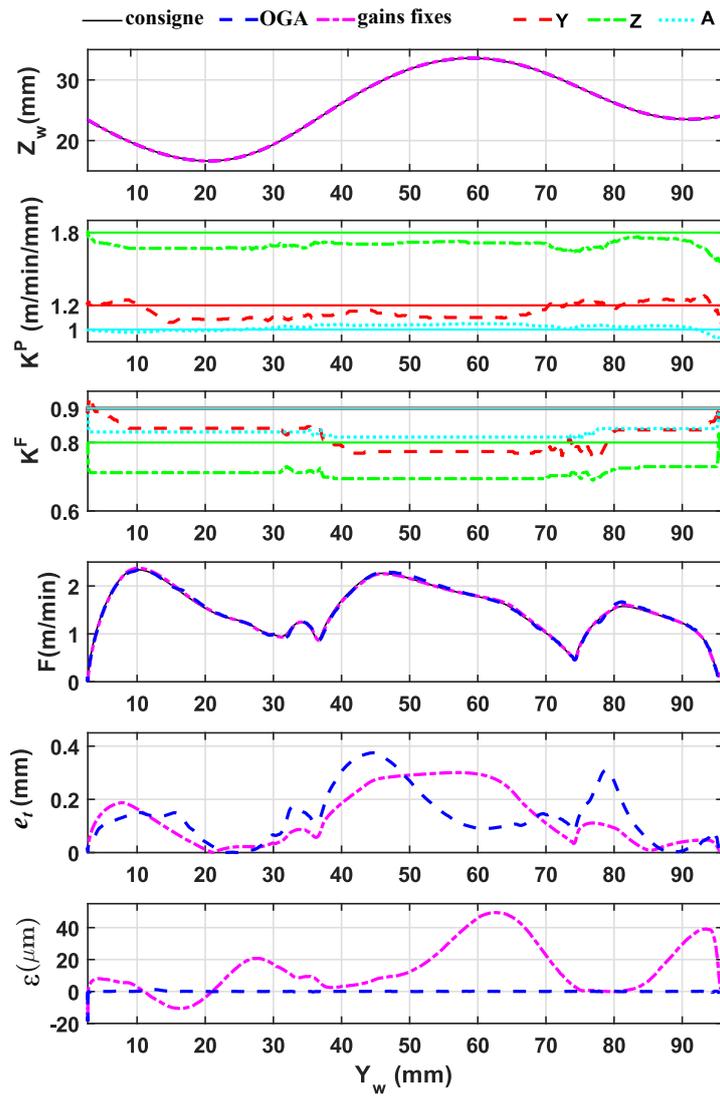


FIGURE 3.26 – Comportement de chaque axe avec et sans gains variables

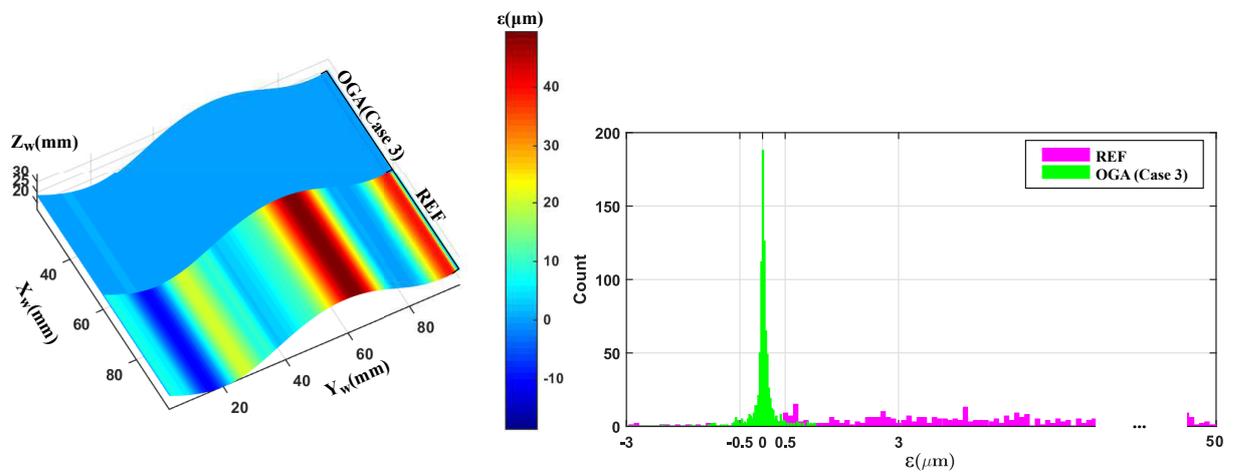


FIGURE 3.27 – Représentation surfacique et répartition des écarts sur la surface usinée

L'effet des incertitudes de modélisation et des perturbations non prises en compte, notamment l'usinage, doit être contrôlé vis-à-vis de la précision et de la stabilité. Le principe même d'OGA, de conserver l'architecture actuelle de la commande en fait une solution qui serait transposable chez un fabricant de CN relativement rapidement.

Enfin, pour ne pas avoir à itérer pas à pas, une perspective consisterait à associer pour différents motifs de trajectoire, certainement articulaire, des variations de gains types. Au-delà des effets 5 axes, cela permettrait de disposer d'une base de variation de gain comme nouveau point de départ pour l'optimisation.

3.4 Conclusions et perspectives

La phase d'exécution de trajectoire par la CN et les asservissements est à une position charnière entre la géométrie virtuelle de la pièce s'exprimant par la trajectoire d'usinage et la première géométrie réelle de la pièce donnée par le comportement de chaque axe machine. À l'intérieur même de la phase d'exécution, deux étapes sont distinctes : planification de vitesse puis commande des axes. Elles sont reliées uniquement par les consignes articulaires échantillonnées en temps déterminées vis-à-vis de paramètres cinématiques de vitesse, accélération et jerk maximal.

Les travaux présentés dans ce chapitre visent à donner une meilleure cohérence au processus d'exécution des trajectoires, ainsi qu'une meilleure productivité et qualité.

Pour cela, il a fallu développer des briques élémentaires performantes : VPOp kinematics permet d'interpoler une trajectoire 5 axes, tout en respectant les contraintes cinématiques précédemment citées, quelle que soit la structure du moyen de fabrication ; les résultats obtenus sont du niveau de ceux d'une commande numérique industrielle reconnue sur de nombreux cas, et permettent sur les autres cas d'obtenir des comportements plus rapides. Par ailleurs la formulation proposée pour résoudre le problème offre un cadre dans lequel il est possible d'intégrer de nouvelles contraintes, notamment liées au procédé.

Le modèle de commande d'axe bâti permet quant à lui de simuler le mouvement de chaque axe avec une prédiction d'écarts de poursuite bien inférieure au centième de millimètre. Ces deux briques nécessitent cependant un temps de calcul important. Elles doivent donc à ce jour être exploitées en prétraitement ; le passage au calcul temps réel sans trop dégrader les performances reste à faire.

Grâce à la première brique logicielle, l'unification de la géométrie de la FAO à la génération des consignes a été démontrée et implémentée dans une plateforme ouverte PREMIUM. L'interpolation directe sur la surface DTIS fait sauter le verrou de format de trajectoire et permet de suivre n'importe quelle géométrie nominale tout en exploitant les pleines capacités machine. La productivité en est meilleure d'un point de vue temporel et du point de vue de la qualité obtenue. Ces performances pourraient être accrues par une meilleure prise en compte de la dynamique des axes comme proposée dans l'extension VPOp dynamics pour ne plus rester contraint par les paramètres cinématiques, mais remonter aux limitations physiques et technologiques des axes et actionneurs.

La seconde brique logicielle nous a permis d'explorer deux voies de progrès dans la commande. Elles reposent tout d'abord sur une meilleure cohérence de la géométrie en maîtrisant directement l'erreur de contour, donc la géométrie usinée, plutôt que des écarts articulaires. La première est une vision de plus haut niveau, proposée dans la méthode de compensation CEC : il s'agit de ne plus gérer séparément écarts d'interpolation et écarts de commande, mais leur combinaison spatiale pour réduire l'écart total au point usinant. La seconde, OGA, explore l'amélioration des performances de l'asservissement par la modulation des gains. Elle consiste à mieux exploiter la connaissance de la géométrie à venir et celle du comportement dynamique des axes pour adapter

3.4 Conclusions et perspectives

la commande au besoin donné par la géométrie et ne plus rester bridé par des paramètres fixes, réglés quel que soit l'usinage. Ces deux approches sont prometteuses et doivent maintenant être confrontées aux essais sur la plateforme ouverte pour évaluer leur robustesse.

Deux perspectives sont retenues suite à ces travaux :

Parmi les verrous restant à lever, la barrière entre planification de vitesse et commande est aujourd'hui très pénalisante. Les sollicitations physiques des axes sont vues de part et d'autre de deux façons différentes : approche purement cinématique pour la première et comportement dynamique avec écart de poursuite pour la seconde. Il serait nécessaire de revoir les contraintes associées à l'interpolation pour y intégrer le comportement dynamique au sens de l'écart au contour. Les notions d'accélération et de jerk doivent être rapprochées de celles de l'anticipation en vitesse, de l'anticipation en accélération, des fréquences critiques, sans passer par un échantillonnage à priori. Ainsi, la notion d'écart au contour, pourrait remonter directement en phase d'interpolation afin d'y être contrôlée plus globalement.

La seconde porte sur une analyse et traitement quasi temps réel de la géométrie, pour être capable de répondre aux contraintes de réactivité dans la planification et l'exécution des trajectoires. Au-delà de méthodes numériques ou techniques performantes qui restent à développer localement, il est nécessaire de rechercher une adéquation entre typologies de trajectoire (ou pièce), et capacités machine. Dans le processus actuel, trop de paramètres restent à la libre appréciation de chaque intervenant dans cette chaîne pour avoir une vision totalement cohérente. Dans l'ensemble des réglages ou modifications possibles, comment assurer un point de fonctionnement le plus approprié à une géométrie de trajectoire ? Une adaptation du moyen et des traitements en phase d'interpolation et de commande vis-à-vis de la typologie de pièce doit être explorée. Elle doit permettre une clarification du comportement attendu pour tout utilisateur (responsable méthode, programmeur ou encore opérateur).

Enfin, au-delà de toutes les améliorations possibles sur le plan scientifique, ces développements, outils et méthodes ne peuvent pas raisonnablement être déconnectés des personnes intervenant dans ce processus. Il est donc nécessaire de se poser la question de l'interaction des différents utilisateurs avec la planification et l'exécution des trajectoires. Comment, pour des personnes non expertes, simplifier les actions potentielles sur le système et relier des comportements et résultats attendus aux nombreux paramètres et à la complexité inhérente au fonctionnement ?

Chapitre 4

Caractérisation du comportement géométrique des structures des systèmes de production

La partie structurelle de la machine qui positionne physiquement l'outil dans l'espace reste très complexe à appréhender, malgré une grande quantité de travaux menés dans ce domaine. D'un point de vue géométrique, si le problème est déjà assez bien analysé, la problématique réside sur les méthodes utilisées pour certifier les valeurs des défauts estimés. Ces méthodes sont contrebalancées par le coût et le temps nécessaire pour leur réalisation. Du point de vue dynamique, les effets des sollicitations des axes sur la structure et sur le positionnement outil correspondant sont bien moins maîtrisés.

La première partie de ce chapitre contribue à l'évaluation des défauts géométriques dits quasi statiques. Pour les erreurs de mouvement, l'originalité des travaux réside dans l'exploitation d'un nouvel étalon matériel. Pour les défauts d'assemblage de la structure, une attention particulière est donnée à l'incertitude des écarts identifiés pour qualifier les méthodes utilisées. La seconde partie, plus exploratoire, vise à comprendre la réaction de la structure et les effets en pointe outil lors du suivi de trajectoire avec fortes variations de vitesse.

Sommaire

4.1	Caractérisation des défauts quasi statiques	78
4.1.1	Modélisation géométrique de centres d'usinage 5 axes	78
4.1.2	Mesure des erreurs de mouvement d'axes avec un nouvel étalon	80
4.1.3	Estimation des erreurs de position et d'orientation d'axes	85
4.2	Caractérisation des défauts dynamiques	89
4.2.1	Séparation des défauts par la mesure	89
4.2.2	Évaluation du comportement dynamique de la structure	92
4.2.3	Modélisation des écarts géométriques sous chargement inertiel	94
4.3	Conclusions et perspectives	95

4.1 Caractérisation des défauts quasi statiques

Ces travaux ont été développés dans le cadre de collaborations avec le Laboratoire National d'Essais (LNE) à Paris [Viprey *et al.*, 2018, 2016; Viprey, 2016], ainsi qu'avec le Professeur René Mayer du Laboratoire de Recherche en Fabrication Virtuelle de l'Ecole Polytechnique Montréal au Canada [Andolfatto *et al.*, 2011a].

4.1.1 Modélisation géométrique de centres d'usinage 5 axes

L'objectif de la modélisation géométrique des centres d'usinage est triple. Il permet, par sa définition, d'identifier les erreurs géométriques liés à la structure et aux axes. Il permet également de caractériser l'erreur volumétrique engendrée au niveau de la pointe outil dans l'espace de la machine pour tout positionnement outil. Cette simulation permet à plus long terme de compenser le positionnement de chaque axe afin d'améliorer l'exactitude du positionnement outil/pièce.

Le modèle proposé est purement géométrique et quasi statique. Il pourra être enrichi par la suite par des effets géométriques autres (inversion mouvement), des effets dynamiques ou des effets thermiques.

Bien que de nombreux modèles soient présents dans la littérature, il est difficile de trouver un consensus sur le paramétrage des défauts à effectuer. Le nombre de paramètres évolue grandement, suivant les différentes hypothèses et approximations formulées. Le modèle bâti repose sur la définition normalisée des erreurs de mouvement et erreurs d'assemblage des axes [NF ISO 230-7, 2007; NF ISO 230-1, 2012].

Les erreurs de mouvement sont des mouvements intrinsèques de l'axe fonction de sa position articulaire. Dans l'espace à 3 dimensions, elles correspondent à trois mouvements linéaires selon les trois directions et à trois mouvements angulaires autour des trois directions.

Pour une liaison glissière, par exemple d'axe X, elles sont nommées erreur de positionnement linéaire $E_{XX}(X)$, erreurs de rectitude $E_{YX}(X)$ et $E_{ZX}(X)$, ainsi qu'erreurs de mouvement angulaire $E_{AX}(X)$, $E_{BX}(X)$ et $E_{CX}(X)$. Pour une liaison pivot, par exemple d'axe A, elles prennent les noms d'erreur de mouvement axial $E_{XA}(A)$, d'erreurs de mouvement radial $E_{YA}(A)$, d'erreur $E_{ZA}(A)$, erreur de positionnement angulaire $E_{BA}(A)$ et erreurs de mouvement angulaire $E_{CA}(A)$ et $E_{YA}(A)$. Ces erreurs sont référencées par rapport à des directions moyennes des mouvements qui s'appellent ligne droite de référence et ligne moyenne d'axe respectivement pour les liaisons glissière et pivot.

Les erreurs de position et d'orientation représentent les six composantes de défauts de l'axe de la liaison (droite de référence ou ligne moyenne d'axe) par rapport à la direction nominale ou attendue. Il s'agit de valeurs constantes, indépendantes des positions articulaires qui modifient la trajectoire de tous les points de l'axe lors de sa mise en mouvement.

Un liaison glissière n'est donc soumise qu'à deux erreurs d'orientations perpendiculaires à son axe. Elles sont notées erreurs d'orientation E_{B0X} et E_{C0X} pour une liaison d'axe X. S'ajoute à cela un décalage de valeurs nommé erreur de position zéro E_{X0X} . Pour une liaison pivot d'axe X, on retrouve de la même façon deux erreurs d'orientation E_{B0A} , E_{C0A} et une erreur de position de zéro E_{A0A} . S'y ajoutent deux erreurs de position de l'axe de rotation dans le plan perpendiculaire à son axe E_{Y0A} et E_{Z0A} .

Ces défauts géométriques d'axe viennent se lier aux autres paramètres géométriques de la structure pour faire le lien entre les repères successifs des axes. Ainsi, le passage du repère associé à l'axe i au repère associé à l'axe $i + 1$ peut se formuler à l'aide de matrices homogènes \mathbf{T} par :

$${}^{R_i}\mathbf{T}_{R_{i+1}} = {}^{R_i}\mathbf{T}_{NR_{nom}} \times {}^{R_{nom}}\mathbf{T}_{EPO_{R_{moy}}} \times {}^{R_{moy}}\mathbf{T}_{MR_m} \times {}^{R_m}\mathbf{T}_{EMR_{i+1}} \quad (4.1)$$

où

4.1 Caractérisation des défauts quasi statiques

- \mathbf{T}_N représente la géométrie nominale entre deux éléments ;
- \mathbf{T}_{EPO} représente les erreurs de position et d'orientation de la forme $E_{\bullet 0 \bullet}$;
- \mathbf{T}_M représente le mouvement nominal de l'axe, fonction de la position articulaire q ;
- \mathbf{T}_{EM} représente les erreurs de mouvement de la forme $E_{\bullet \bullet}$.

Lorsque deux éléments sont relativement fixes, alors le produit $\mathbf{T}_{EPO} \times \mathbf{T}_M \times \mathbf{T}_{EM}$ se résume en une matrice d'assemblage notée \mathbf{T}_A comportant six termes constants à identifier.

Ce principe se répète de proche en proche pour tous les axes de la structure, dans la séquence définie par l'architecture [NF ISO 841, 2004; NF ISO 10791-6, 2014].

Cette modélisation générique est mise en œuvre pour le centre Mikron UCP710 d'architecture [w C' A' b X Y Z (C1) t]. Elle donne lieu au cumul des matrices de passage précédentes selon la figure 4.1.

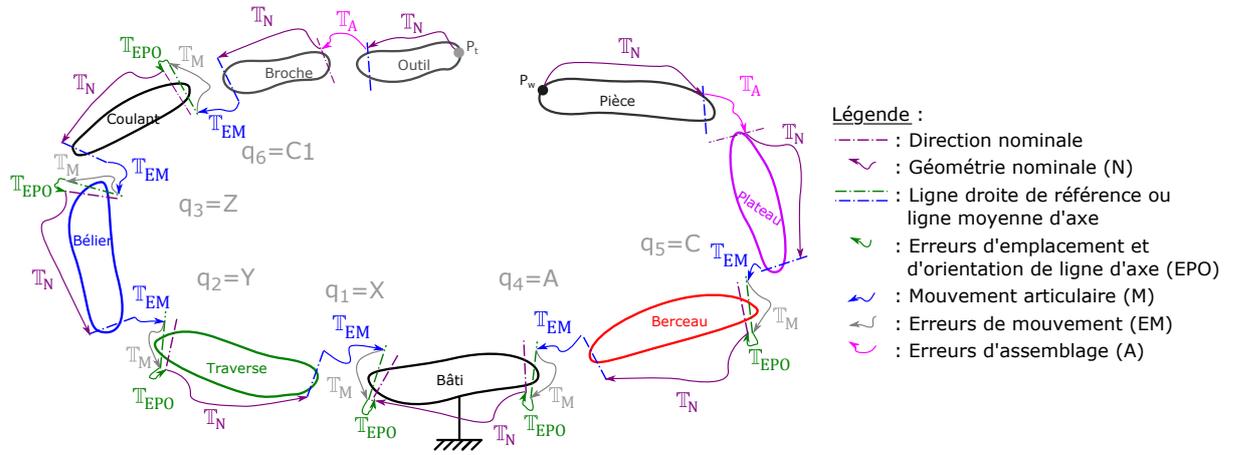


FIGURE 4.1 – Cumul des défauts et mouvements selon l'architecture du centre d'usinage

Ce raisonnement permet d'aboutir à l'expression du point piloté de l'effecteur de part et d'autre de la chaîne structurelle, par rapport au bâti sous forme de l'équation :

$$\begin{aligned}
 R_{\text{bâti}} \mathbf{T}_{R_{\text{berceau}}} \times R_{\text{berceau}} \mathbf{T}_{R_{\text{plateau}}} \times R_{\text{plateau}} \mathbf{T}_{R_{\text{pièce}}} \times & \begin{bmatrix} X_p \\ Y_p \\ Z_p \\ 1 \end{bmatrix} \\
 = R_{\text{bâti}} \mathbf{T}_{R_{\text{traverse}}} \times R_{\text{traverse}} \mathbf{T}_{R_{\text{bélier}}} \times R_{\text{bélier}} \mathbf{T}_{R_{\text{coulant}}} \times R_{\text{coulant}} \mathbf{T}_{R_{\text{outil}}} \times & \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (4.2)
 \end{aligned}$$

Cette formulation donne une expression explicite du positionnement avec biais géométrique du aux divers défauts :

$$(X_p, Y_p, Z_p)_{\text{dev}} = \text{MGD}_{\text{dev}}(\mathbf{q}, \boldsymbol{\xi}, \boldsymbol{\tau}, \boldsymbol{\psi}) \quad (4.3)$$

Le Modèle Géométrique Direct de la structure avec déviations exprime le positionnement biaisé de l'effecteur dans le repère de la pièce $(X_p, Y_p, Z_p)_{\text{dev}}$ en fonction des composantes articulaires \mathbf{q} (regroupant les $E_{\bullet \bullet}$), des paramètres géométriques intrinsèques à la structure $\boldsymbol{\xi} = \text{fct}(E_{\bullet 0 \bullet})$, des paramètres géométriques de l'effecteur $\boldsymbol{\tau}$ et des paramètres géométriques du pose pièce $\boldsymbol{\psi}$.

Si la broche est utilisée avec indexation, elle peut être considérée dans la structure globale comme fixée sur l'axe Z. Les défauts d'assemblage associés sont alors regroupés avec ceux de l'effecteur \mathbf{T}_A .

En synthèse, ce modèle est directement basé sur la définition des erreurs élémentaires selon la norme. Il comporte donc pour une machine 5 axes sérielle :

- 30 erreurs de mouvement (6 par axe) ;
- 31 erreurs de position et d'orientation d'axes et corps qui se décomposent en :
 - 10 erreurs d'orientation d'axe (2 par axe) ;
 - 4 erreurs de position d'axe (2 par axe de rotation) ;
 - 5 erreurs de position zéro (1 par axe) ;
 - 6 composantes de position pour l'erreur d'assemblage (outil et pièce) ;
 - 6 composantes d'orientation pour l'erreur d'assemblage (outil et pièce).

soit un total de 61 erreurs. Ce modèle est par la suite exploité afin d'identifier des erreurs de mouvement et des erreurs de position et d'orientation d'axe suivant différentes méthodes.

4.1.2 Mesure des erreurs de mouvement d'axes avec un nouvel étalon

Élaboration d'un nouvel étalon matériel : la MFB

L'enjeu est de pouvoir, grâce à cet étalon, identifier les erreurs géométriques de mouvement pour les trois axes de translation d'une machine-outil. Pour être le plus efficace possible, l'étalon doit maximiser le ratio : nombre d'erreurs géométriques identifiées sur le nombre de mises en position nécessaires de l'étalon dans la machine.

Ce nouvel étalon matériel développé est nommé Multi-Feature Bar (MFB). Il consiste en une évolution du concept de barre à trous précédemment utilisé sur machine à mesure tridimensionnelle, mais jamais sur machine-outil. La géométrie qui le définit a pour rôle d'augmenter le nombre d'informations sur le comportement de la structure mesurante (machine outil ou machine à mesurer) à l'issue d'une mesure. Les caractéristiques intrinsèques du nouvel étalon permettent ainsi de réduire le temps d'immobilisation de la structure mesurante en assurant une mesure rapide.

La géométrie de la MFB est basée sur une répétition d'un motif géométrique permettant l'extraction de trois paramètres intrinsèques alors que les barres à trous existantes en fournissent un ou deux. La figure 4.2 illustre l'erreur de positionnement linéaire $E_{XX}(X)$ ainsi que l'erreur de rectitude qui sont $E_{YX}(X)$ classiquement mesurées dans le plan (\mathbf{x}, \mathbf{y}) pour une barre de direction \mathbf{x} .

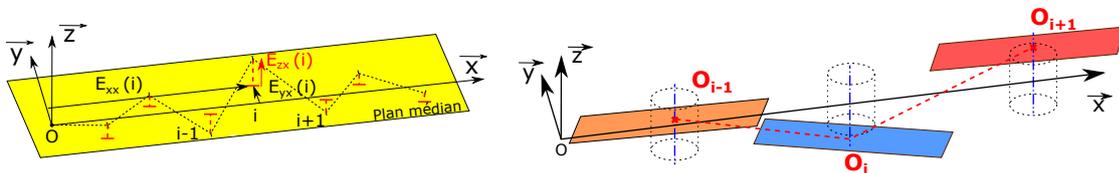


FIGURE 4.2 – Illustration de la caractéristique géométrique intrinsèque ajoutée à la MFB : $E_{ZX}(X)$

La MFB propose pour chacun des points d'intérêt O_i d'ajouter la mesure de la rectitude hors plan, soit $E_{ZX}(X)$. Cette nouvelle caractéristique nécessite donc l'utilisation de plans locaux à chaque entité cylindrique comme illustré sur la partie droite pour obtenir la composante selon \mathbf{z} .

4.1 Caractérisation des défauts quasi statiques

La figure 4.3 présente la géométrie retenue pour construire les trois caractéristiques ainsi que le modèle 3D de la barre pour matérialiser ces géométries élémentaires.

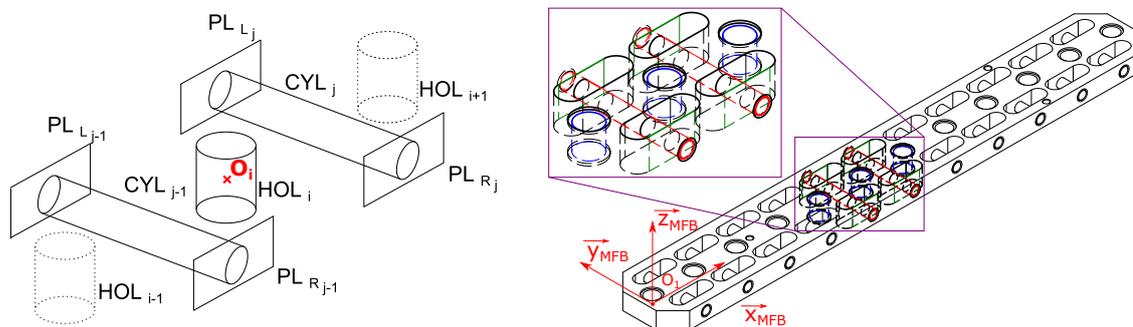


FIGURE 4.3 – Motif géométrique élémentaire et modèle 3D complet obtenu par répétition

Les plans locaux permettant de mesurer les rectitudes $E_{ZX}(X)$ des points O_i sont obtenus à partir des quatre points intersections de chaque plan PL avec l'axe du cylindre CYL en vis-à-vis. Un repère global $(O_1, \mathbf{x}_{MFB}, \mathbf{y}_{MFB}, \mathbf{z}_{MFB})$ ainsi qu'un système de détrompeur sont ajoutés pour compléter la définition de la barre.

La MFB est réalisée en Invar pour satisfaire au mieux les contraintes de thermo-invariance, tout en n'étant pas trop fragile pour être exploitable dans un environnement d'atelier de production. Un autre élément important est le montage de mesure sur lequel est assemblée la MFB pour permettre sa mise en place dans le volume de travail de la machine. Il est réalisé à partir d'éléments modulaires afin d'avoir des configurations de position et d'orientation multiples. La mise en position de la barre est réalisée technologiquement avec des appuis traduisant une liaison rotule, une liaison linéaire annulaire et une liaison ponctuelle. Les points de contact sont positionnés pour minimiser la déformée maximale induite par la gravité. Le maintien en position est assuré par un serrage au droit des appuis, avec une valeur définie dans une procédure associée.

L'étalonnage de la MFB a fait l'objet d'une intercomparaison au sein de quatre laboratoires nationaux de métrologie en Europe (figure 4.4).

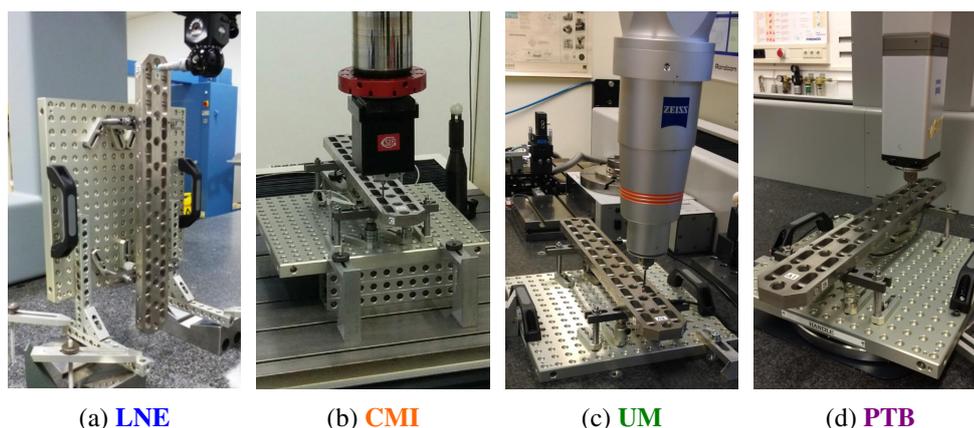


FIGURE 4.4 – Aperçu de la MFB, de son montage et les différents étalonnages en laboratoires européens

Cette intercomparaison permet de caractériser la répétabilité de mesure dans des conditions et avec des systèmes de mesurage différents. Elle fournit ainsi une géométrie de référence, moyenne

des tous les résultats des instituts, ainsi qu'une incertitude type de reproductibilité de mesure. Cette incertitude atteint au maximum $1.9 \mu\text{m}$ pour E_{XX} , $0.4 \mu\text{m}$ pour E_{YX} et $1.4 \mu\text{m}$ pour E_{ZX} .

En synthèse, l'intercomparaison a permis de révéler une sensibilité de la géométrie de la barre au maintien en position. Il serait nécessaire de faire évoluer le dispositif de serrage pour obtenir des incertitudes plus faibles, ou d'ajouter de la souplesse dans les éléments de mise en position. Grâce aux certifications des laboratoires nationaux, les valeurs obtenues sont raccordées à la définition internationale du mètre étalon. La MFB permet donc d'assurer par la suite une traçabilité métrologique des mesurages effectués sur machine-outil avec un niveau d'incertitude de mesure associé et quantifié.

Boucle métrologique et principe de mesurage

Le mesurage sur centre d'usinage est réalisé à l'aide d'un palpeur 3D ayant une bonne répétabilité ($0.25 \mu\text{m } 2\sigma$ à 240 mm/min) grâce à sa technologie de jauge de déformation. Il a été intégré à la plateforme ouverte PREMIUM pour s'affranchir des traitements non maîtrisés des CN industrielles et bénéficier des fréquences élevées et capacités de calcul. Le déclenchement du palpeur est donc couplé à la lecture brute des signaux des règles de mesure. L'incertitude de position du palpeur, couplant temps de réponse et vitesse de palpation, est estimée à $0.2 \mu\text{m}$. L'évaluation de la répétabilité de toute la boucle métrologique développée donne des résultats d'incertitude élargie $U_{(k=2)}$ inférieurs à $0.5 \mu\text{m}$ pour le palpation d'une cale étalon et à $0.4 \mu\text{m}$ pour celui d'une sphère étalon. L'incertitude de l'estimation du centre sphère étalon $U_{(k=2)}$ est inférieure à $1 \mu\text{m}$.

Par principe, le mesurage par palpeur à contact ne donne pas directement la mesure des écarts de positionnement de l'effecteur par rapport à la pièce. Le mesurage d'étalon dans la machine avec défaut engendre une configuration articulaire biaisée $q_{\text{biaisée}}$ par rapport à la configuration nominale q associée à une machine parfaite. Par comparaison, il est donc possible de remonter aux défauts géométriques après linéarisation au premier ordre du modèle géométrique inverse de l'équation (4.3). La figure 4.5 illustre ce principe ; il est ainsi possible d'évaluer les défauts géométriques machine du vecteur \mathbf{E} par inversion de la matrice de sensibilité \mathbf{S} .

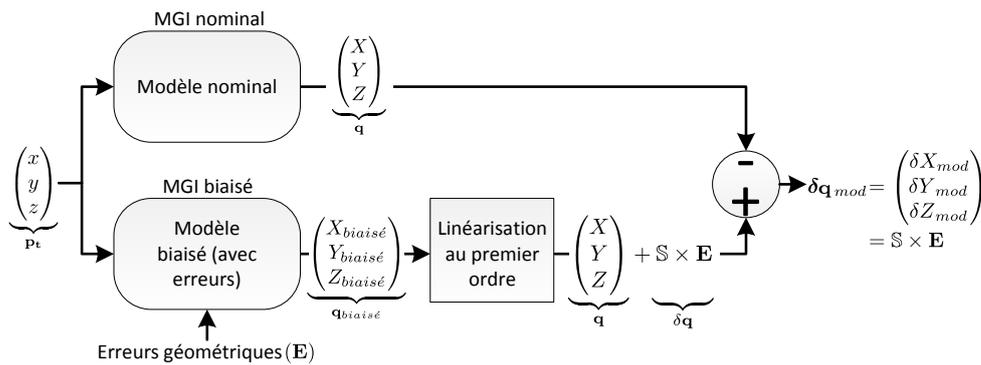


FIGURE 4.5 – Principe d'identification des défauts géométriques par mesure du biais articulaire

L'analyse de chaque ligne de la matrice de sensibilité \mathbf{S} permet de construire une séquence de mesurage faisant intervenir différentes configurations de l'étalon dans l'espace machine pour rendre visibles certains défauts et s'abstraire de la connaissance de certaines constantes. Ainsi, pour chaque axe de translation, il est possible de trouver différentes séquences de mesurage pour

4.1 Caractérisation des défauts quasi statiques

remonter à chacun des six défauts de mouvement. La figure 4.6 montre les trois configurations de montage de la MFB dans l'espace machine préconisées pour cette identification.

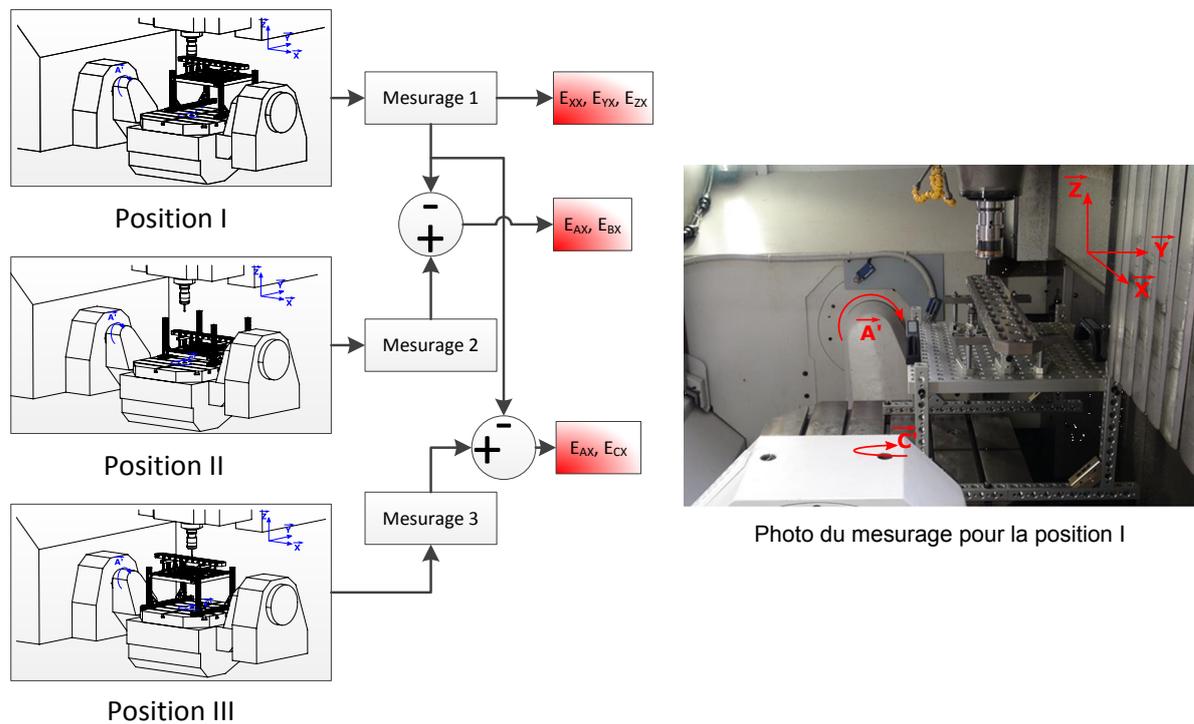


FIGURE 4.6 – Séquence de mesurages et configurations de la MFB dans la machine pour l'axe X

Identification et évaluation des incertitudes sur machine-outil

Les résultats de l'identification des défauts de mouvement de l'axe X sont donnés en figure 4.7. La mesure de la MFB pour une configuration prend environ 15 min, hors préparation du montage et du réglage sur la table. La campagne de mesure a été effectuée à deux périodes éloignées et à chaque fois, répétée 5 fois. Si les deux périodes avec une plage de variation de température de l'ordre de 10° ont permis d'observer une différence d'amplitude dans les défauts, les formes des résultats sont restées toutefois les mêmes.

Pour qualifier les défauts obtenus, ils ont été caractérisés par une analyse d'incertitude puis comparés à des résultats obtenus avec un autre système de mesure, le laser traceur.

Pour évaluer le niveau de confiance des résultats, le choix s'est porté la méthode de Monte Carlo pour propager les diverses reproductibilités, répétabilité et incertitudes. Ainsi sont pris en compte, les étapes de palpation de chaque point sur la MFB, les constructions numériques, l'étalonnage de la MFB. Les résultats d'incertitude sont directement reportés sur les courbes de la figure 4.7.

Les incertitudes élargies des défauts E_{XX}, E_{YX}, E_{ZX} restent contenues dans des valeurs inférieures à $5 \mu\text{m}$ et sont cohérentes, étant donné le facteur $k = 2$, avec les valeurs d'étalonnage de la MFB. Par contre, les erreurs angulaires de mouvement, E_{BX} et E_{CX} sont quant à elles plus importantes : environ 30 et 20 μm . Ces valeurs sont dues aux effets de bras de levier des décalages de positionnement de la MFB dans le volume de travail de la machine (figure 4.6) ainsi qu'à leurs propres incertitudes. On retrouve également dans ces résultats les effets de la mise et maintien en position de la MFB sur son montage : les variations selon l'axe Z_{MFB} des points d'intérêt O_i amplifient l'incertitude de la rectitude apparente E_{ZX} .

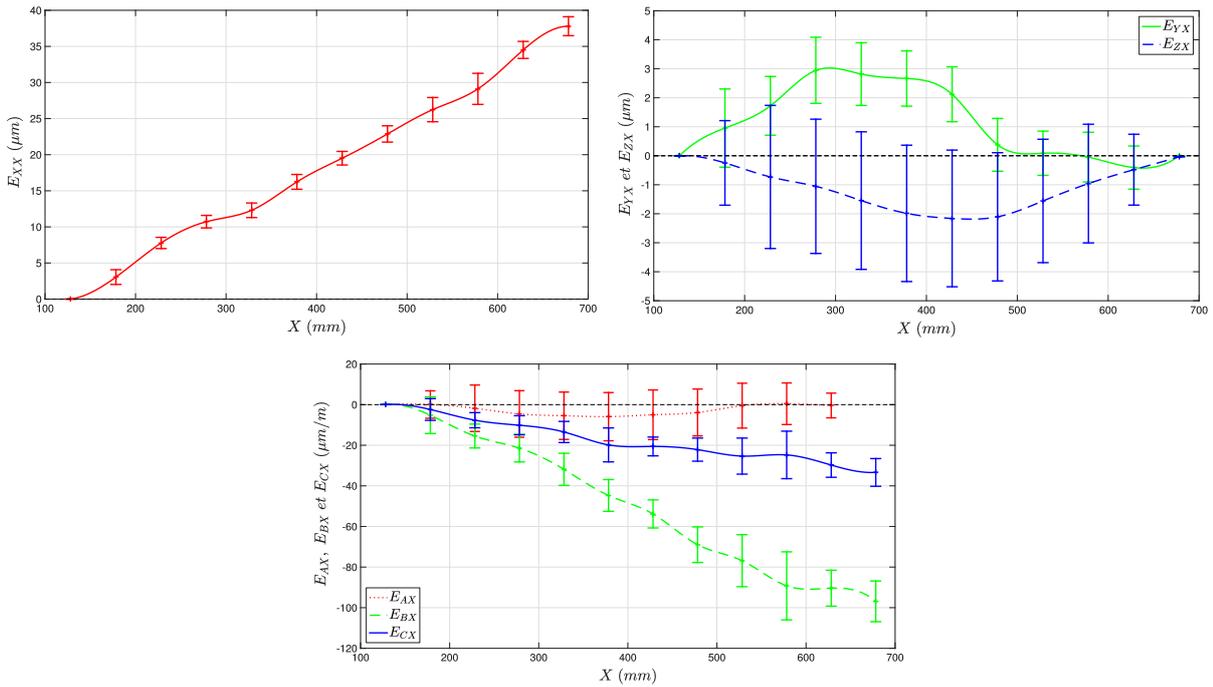


FIGURE 4.7 – Incertitudes et défauts géométriques de l’axe X identifiés avec la MFB

Suite à l’évaluation de l’incertitude, une confrontation avec un système laser traceur est faite. Cet appareil possède une très faible incertitude de mesure ($U_{(k=2)} = 0.2\mu\text{m} + 0.3\mu\text{m}/\text{m}$) et pourrait être considéré comme référence. Les résultats présentés sur la figure 4.8 comparent, pour l’axe X, erreur par erreur les différences des résultats issus de la MFB avec ceux du laser traceur. La similarité des formes des courbes est nettement visible. Les valeurs sont elles aussi

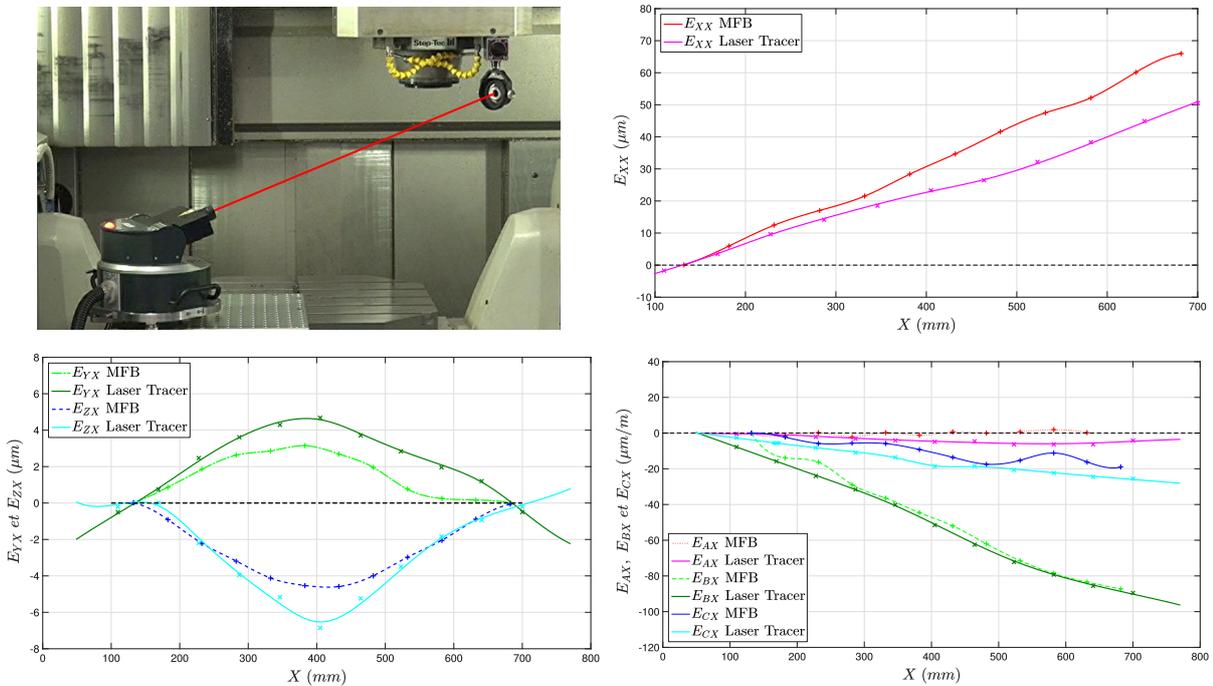


FIGURE 4.8 – Comparaisons des défauts identifiés par la MFB et le laser traceur

4.1 Caractérisation des défauts quasi statiques

comparables, avec des écarts de quelques microns pour toutes les erreurs sauf pour la rectitude où les écarts atteignent 15 microns sur une extrémité. Malgré toute l'attention portée aux essais, des variations de situation sont possiblement la cause d'une partie des différences. La température ambiante n'était pas maîtrisée et la même pour les essais ; la chaleur induite par des mouvements sollicitant plus les axes avec le laser est aussi mise en cause. Malgré tout, ces résultats confortent la cohérence des résultats donnés par l'utilisation de la MFB.

4.1.3 Estimation des erreurs de position et d'orientation d'axes

Après avoir identifié et compensé les défauts de mouvement des axes, les principaux défauts, hors effets thermiques sont les défauts de position et d'orientation des axes. Ils peuvent générer dans l'espace de la machine des écarts de position et d'orientation de l'effecteur. Ces écarts regroupés sous le terme erreur volumétrique sont l'objet dans la littérature de diverses stratégies de mesure et d'identification. Les travaux développés se sont penchés sur la question de l'identification des défauts à l'aide un palpeur et d'une sphère étalon, ainsi qu'à l'évaluation des incertitudes notamment avec un autre capteur inductif.

Évaluation des défauts à l'aide d'un palpeur 3D et d'une sphère étalon

Dans ce cas, le principe de mesure est le même qu'avec la MFB : une sphère étalon est positionnée sur la table du centre 5 axes, puis est elle est palpée pour identifier son centre dans différentes configurations machine. Les géométries sphériques quasi parfaites de l'étalon et du palpeur suppriment ainsi les six composantes d'orientation pour les défauts d'assemblage outil et pièce de la liste de défauts (page 80).

La sphère balaye donc l'espace de travail de la machine, faisant ainsi bouger tous ses axes pour générer l'écart volumétrique en utilisant les bras de levier. Le mesurage se fait toujours indirectement, par le biais articulaire. L'identification des centres des sphères palpés dans les diverses configurations donne alors le biais géométrique, avec ses composantes de l'espace 3D.

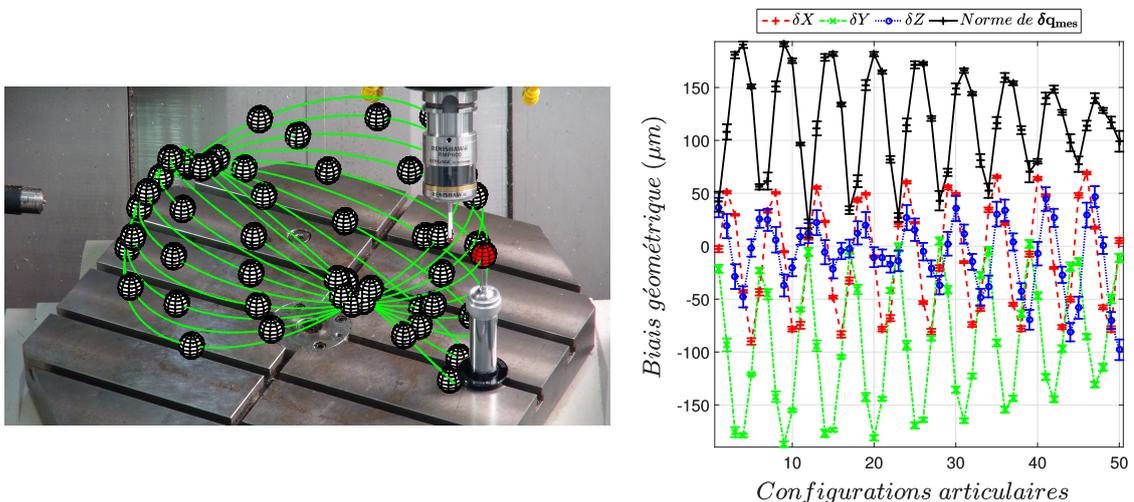


FIGURE 4.9 – Comparaisons des défauts identifiés par la MFB et le laser traceur

Afin d'avoir une visibilité suffisante des défauts, il est nécessaire de mesurer la sphère dans un nombre relativement important de configurations. La durée peut donc nécessiter de venir compenser la dilatation thermique de la machine. Pour cela il est possible de revenir régulièrement palper une même configuration pour observer puis compenser la dérive.

L'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe réexploite le modèle posé à l'équation (4.3), dans laquelle les erreurs \mathbf{E} se retrouvent dans la géométrie intrinsèque de la structure ξ . Déterminer les valeurs des erreurs $\hat{\mathbf{E}}$ revient à minimiser la différence entre les centres sphère mesurés et les centres sphère donnés par le modèle avec défauts une fois linéarisé :

$$\hat{\mathbf{E}} = \operatorname{argmin} (\|\mathbf{q}_{\text{mes}} - \mathbf{q}_{\text{biaisé}}\|) \quad (4.4)$$

$$= \operatorname{argmin} (\|\delta\mathbf{q}_{\text{mes}} - \mathbf{S} \times \mathbf{E}\|) \quad (4.5)$$

Pour contrôler la qualité de l'identification, il est nécessaire de regarder tout d'abord l'interdépendance des erreurs géométriques, puis d'étudier la sensibilité du problème, vis-à-vis de la méthode et du bruit.

Parmi les 25 paramètres d'erreur, tous n'ont pas des effets dissociables : le rang de la matrice de sensibilité \mathbf{S} est de 14. Il n'est pas possible par une méthode d'identification globale de déterminer l'ensemble des erreurs \mathbf{E} .

Il est choisi de conserver les 6 paramètres d'assemblage outil et pièce leurs effets étant dus au montage physique des composants dans la machine. En mettant de côté ces paramètres, le rang de \mathbf{S} passe à 8. Par ailleurs, ce choix supprime alors 6 paramètres $E_{\bullet 0 \bullet}$ ou $E_{\bullet \bullet}$ de la liste des 19 restants étant données les dépendances.

Ainsi il est nécessaire de conserver 8 paramètres $E_{\bullet 0 \bullet}$ et $E_{\bullet \bullet}$ parmi 13. Sur l'ensemble des combinaisons, seules 20 d'entre elles permettent de conserver le rang de 14 pour la matrice de sensibilité \mathbf{S} initiale. Pour choisir le meilleur modèle parmi ces 20, une machine virtuelle est construite pour analyser le résidu sur l'erreur volumétrique e_V causé par ce choix (figure 4.10).

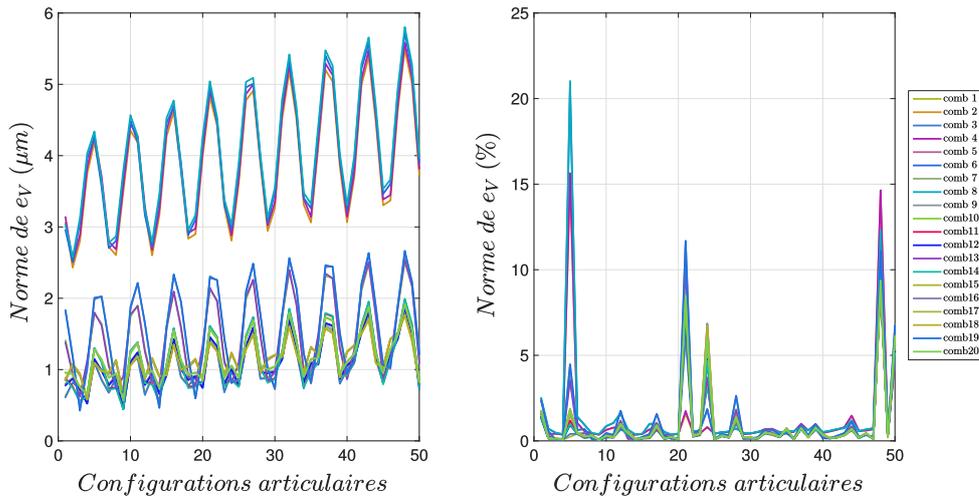


FIGURE 4.10 – Comparaisons des modèles sur le résidu de simulation

De cette étude ressort que 11 combinaisons de paramètres possèdent le même comportement avec un résidu inférieur à $2 \mu\text{m}$ dans le cas testé. L'erreur commise est généralement inférieure à 2 %, mais il existe cependant quelques configurations machine où quel que soit le modèle, elle peut atteindre 10 % de l'erreur volumétrique.

Face au bruit de mesure, des simulations ajoutant un bruit par tirage aléatoire sur les points palpés sont effectuées. Elles caractérisent d'une part, la sensibilité du modèle au bruit et d'autre part, l'effet du bruit sur l'identification et le modèle. L'effet du bruit seul est d'environ $3.2 \mu\text{m}$; ce qui, au travers du modèle fait augmenter l'écart quadratique moyen uniquement de $0.4 \mu\text{m}$. Il existe donc a priori, dans la famille de modèles étudiée, 11 modèles intégrant de façon globale les défauts avec la même aptitude. Parmi ces modèles on retrouve celui proposé sans justification dans la norme [NF ISO 230-1, 2012]. Ce sera donc celui-ci qui sera exploité par la suite.

4.1 Caractérisation des défauts quasi statiques

Il permet donc lors des expérimentations sur le centre Mikron UCP710 d'identifier les paramètres géométriques associés.

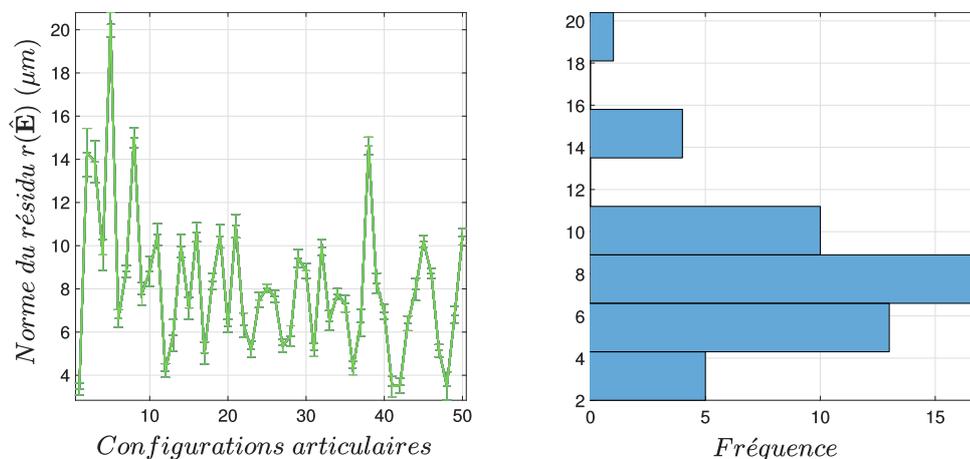


FIGURE 4.11 – Répartition des résidus d'identification

Avec ce modèle, les écarts volumétriques sont prédits avec une erreur globalement centrée sur $10 \mu\text{m}$. Sur les 50 configurations mesurées en dehors de configuration d'identification, seulement 5 comportent des écarts compris entre 11 et $20 \mu\text{m}$. Sur les configurations d'identification, l'erreur maximale est de $3 \mu\text{m}$. D'un point de vue global de l'estimation de l'erreur volumétrique, la méthode proposée permet de caractériser $94,5 \%$ de l'erreur volumétrique.

Évaluation des défauts et incertitudes par capteur sans contact

L'évaluation des incertitudes pour l'estimation des erreurs de position et d'orientation d'axe a été développée avec l'utilisation d'un capteur nommé « CapBall ». Le principe de mesurage est légèrement différent du précédent : il utilise de même une sphère étalon montée sur la table machine, mais la mesure de l'erreur volumétrique est faite cette fois directement par trois capteurs inductifs montés en broche et formant une base de l'espace 3D, dont le référentiel a été préalablement identifié sur machine à mesurer tridimensionnelle. Ce principe permet de faire les mesures plus rapidement, et surtout en n'étant pas à l'arrêt, ce qui autorise les mouvements continus sur la machine, donc permet un mesurage dans un contexte dynamique.

Le paramétrage des défauts d'erreur de position et d'orientation d'axe est celui de la norme retenu précédemment. L'objectif est d'analyser les différentes contributions des défauts identifiés à l'incertitude totale. Le modèle d'incertitude implémenté comprend trois sources présentes dans le processus de mesurage :

- L'incertitude des signaux délivrés par les capteurs : elle est modélisée par une loi normale centrée en zéro. Les valeurs d'écart type d'environ $0,3 \mu\text{m}$ sont directement issues de données constructeur.
- L'incertitude du passage des écarts mesurés dans le repère capteur à leurs expressions dans le repère pièce : elle résulte de l'incertitude de chacun des termes de la matrice de passage entre les deux repères. L'effet est mesurée en répétant 4 fois un programme de 500 positionnements capteur / sphère sur un faible volume. Les distributions des différences d'écarts donnés par les positions imposées avec ceux mesurés sont illustrées sur la figure 4.12 en partie gauche. Cette répartition peut être modélisée pour la suite par une distribution normale avec l'écart type identifié.
- La dérive due à la structure de type chaîne fermée durant la mesure : vu que la machine ne fonctionne pas de façon similaire à l'usinage, la broche subit un cycle de dilatation

thermique qui engendre des pics sur les valeurs mesurées (partie droite de la figure 4.12). Pour tenir compte de ces variations temporelles, une méthode dite « cyclique » est utilisée. Elle consiste, après modélisation des déviations temporelles précédentes, à faire un tirage aléatoire du début de la mesure dans les cycles de déviations thermiques. Ainsi chaque déviation mesurée au cours du temps se voit réduite de cette composante thermique positionnée aléatoirement temporellement dans le cycle. L'avantage de cette méthode cyclique pour la partie thermique, comparée à une méthode statistique, est de générer une étendue plus grande, plus représentative du phénomène réel. Il faut noter que cette méthode cyclique engendre, dans la simulation globale des incertitudes, des distributions non normales.

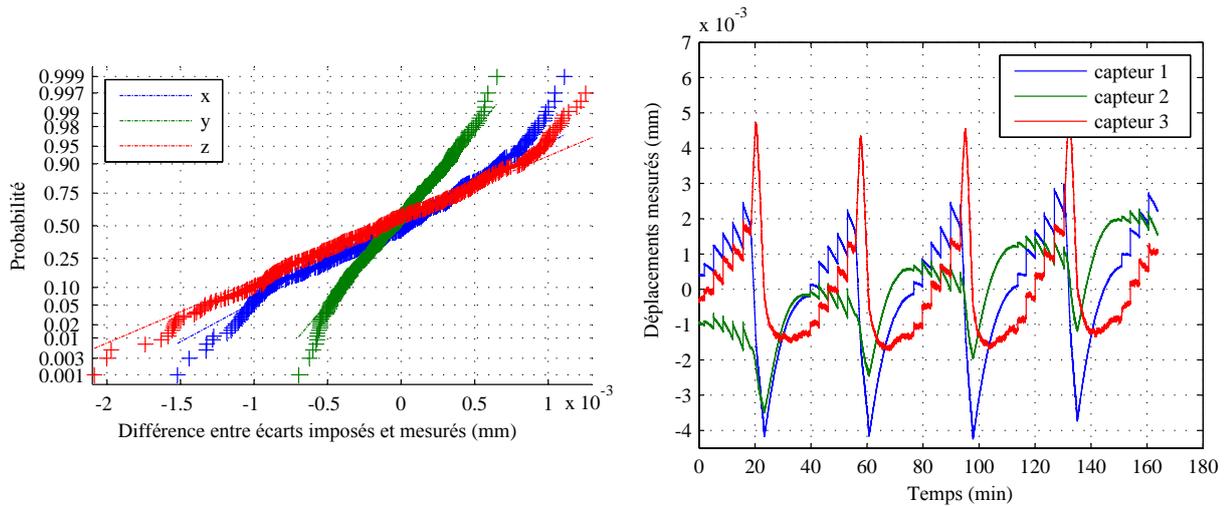


FIGURE 4.12 – Répartition des écarts dus à la transformation $\mathcal{R}_{\text{capteur}} - \mathcal{R}_{\text{pièce}}$ et aux effets des cycles thermiques sur la mesure statique

La méthode de simulation Monte Carlo adaptative est implémentée pour réduire le nombre de tirages tout en contrôlant les paramètres observés. La figure 4.13 représente les valeurs des paramètres d'erreur de position et d'orientation d'axe identifiées au cours de dix essais (croix rouges), superposées à l'étendue à 95 % donnée par la simulation Monte Carlo (barre noire). Les expérimentations menées retombent bien dans la plage prévue par la simulation avec un peu de dépassement pour les paramètres E_{BOA} et E_{BOC} . La même démarche menée avec la modélisation statistique classique couvre une étendue moindre ; les expérimentations se trouvent jusqu'à pour moitié en dehors de l'étendue simulée.

En simulant les effets des incertitudes des sources une à une, il est possible de comparer les différentes contributions. De façon générale, pour toutes les erreurs géométriques de position et d'orientation, l'incertitude sur les paramètres est majoritairement donnée par la thermique. Les effets de chacun des capteurs et celui de la matrice de passage entre repères restent faibles avec les variations de paramètres inférieures à $1.5 \mu\text{m}/\text{m}$, alors que les effets thermiques peuvent les faire varier jusqu'à $14 \mu\text{m}/\text{m}$. En moyenne les incertitudes dues à la thermique sont 18 fois plus grandes que les autres.

La démarche ainsi menée prouve que la partie thermique reste un point noir à la maîtrise de la géométrie, et qu'il est nécessaire d'en tenir compte lors de l'évaluation ou de la correction des défauts.

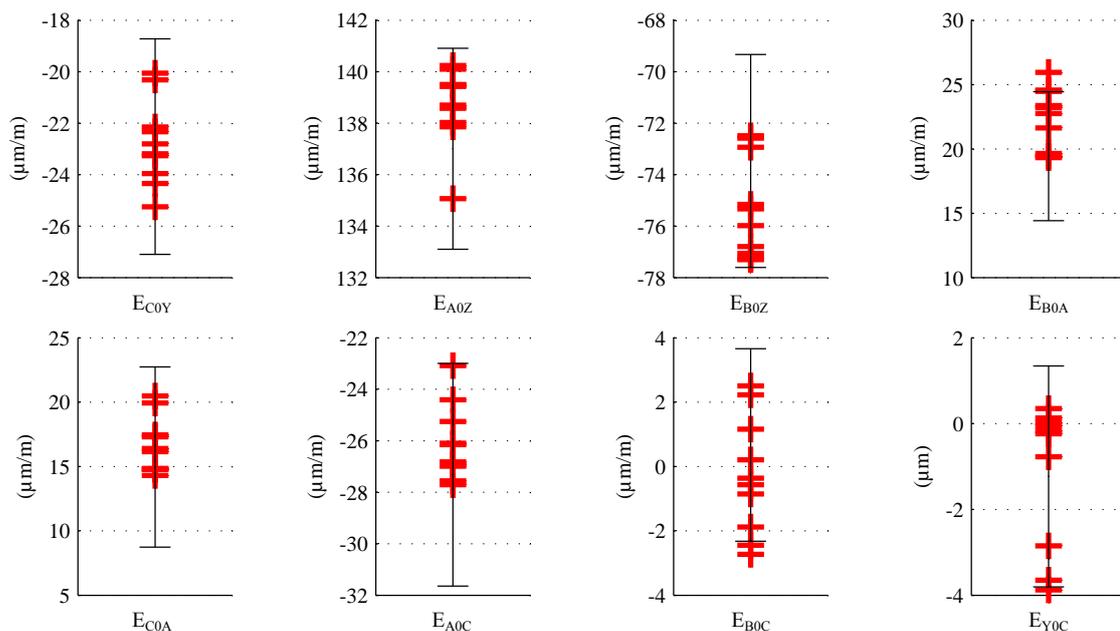


FIGURE 4.13 – Position des essais vis-à-vis des simulations pour les paramètres d’erreur géométrique

4.2 Caractérisation des défauts dynamiques

Cette partie se focalise sur les effets sur la structure machine et sur l’écart volumétrique que peuvent générer les fortes sollicitations induites par un suivi de trajectoire à grande vitesse. Nous avons vu au chapitre 3 que le profil de vitesse d’avance le long de la trajectoire peut présenter de brusques variations. Ces zones de fortes accélérations et décélérations peuvent-elles engendrer des écarts géométriques sur les pièces? Pour contribuer à ces questions, ces travaux tentent tout d’abord d’observer ces effets dynamiques [Andolfatto *et al.*, 2011b], puis de comprendre la réaction de la structure pour enfin démarrer la construction d’un modèle de comportement créant le lien entre interpolation de trajectoire et dynamique de structure [Prévost *et al.*, 2011b; Prévost, 2011]. L’approche structurale a été menée en collaboration avec François Louf et Philippe Rouch du LMT-Cachan.

4.2.1 Séparation des défauts par la mesure

L’apport des travaux réside dans la méthode permettant la décomposition des écarts géométriques entre la partie quasi statique et la partie dynamique, dépendant de la vitesse et de l’accélération sur la trajectoire. L’utilisation du capteur sans contact CapBall trouve tout son intérêt ici, puisqu’il est possible de faire des changements d’orientation entre la sphère de référence mesurée et le capteur ; cela avec différentes sollicitations.

L’écart volumétrique total observé au niveau du point piloté de l’effecteur est décomposé selon les trois principales sources (figure 4.14) :

- l’effet de la poursuite des axes dans l’asservissement générant un écart au contour δ_c ;
- la partie quasi statique de l’erreur, indépendante de la cinématique (vitesse, accélération, etc.) δ_{qs} due aux erreurs de mouvement δ_m , de position et orientation d’axes δ_l ainsi qu’à la dérive thermique δ_{th} ;
- la composante dite « dynamique » de l’écart résultant de la déformation de la structure machine sous les sollicitations dynamiques du mouvement δ_d .

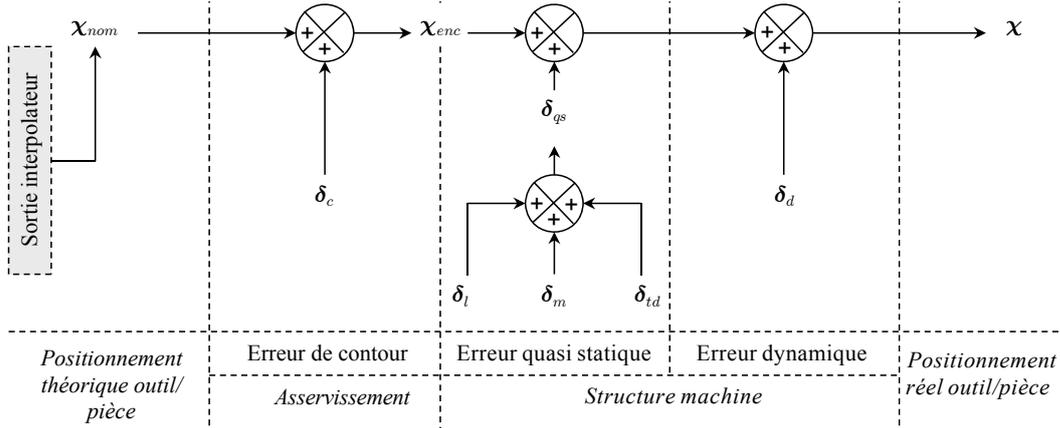


FIGURE 4.14 – Principe de décomposition des écarts et mesures associées

La mesure synchronisée des consignes de position envoyées aux axes en sortie interpolateur \mathbf{q}_{nom} et celle des signaux des règles de mesures durant les essais \mathbf{q}_{enc} permet de reconstruire les positions pilotées capteurs/pièce correspondantes χ_{nom} et χ_{enc} . La différence des deux termes isole ainsi l'écart de poursuite du point piloté capteur/pièce qui permet de remonter à l'écart au contour δ_c :

$$\delta_c = \text{fct}(\chi_{enc} - \chi_{nom}) \quad \text{avec} \quad \begin{cases} \chi_{enc} = \text{MGD}(\mathbf{q}_{enc}) \\ \chi_{nom} = \text{MGD}(\mathbf{q}_{nom}) \end{cases} \quad (4.6)$$

De l'autre côté de la chaîne de mesure, l'écart au niveau du point piloté χ est directement mesuré par le CapBall avec la sphère. La différence avec l'écart observé par les règles de mesure permet d'évaluer la somme des effets quasi statique et dynamique :

$$\chi - \chi_{enc} = \delta_{qs} + \delta_d \quad (4.7)$$

$$= \delta_l + \delta_m + \delta_{th} + \delta_d \quad (4.8)$$

L'état thermique de référence peut être pris comme celui du premier essai. Ce premier essai est vu comme l'essai de référence ; il est effectué à très faible vitesse ou en 5 axes positionné et après avoir monté la machine en température par un cycle de chauffe des axes. Il est suffisamment court pour ne pas être perturbé par des variations thermiques.

Dans ces conditions, les contributions dynamiques et de mouvement sont nulles. Ce premier essai permet donc d'identifier les défauts dus aux erreurs de mouvement des axes :

$$\delta_l + \delta_m = {}^0\chi - {}^0\chi_{enc} \quad \text{à } t = 0 \quad (4.9)$$

La répétition régulière de cet essai de référence permet d'évaluer l'effet dérive thermique au cours du temps :

$${}^i\delta_{th} = {}^i\chi - {}^i\chi_{enc} - \delta_l - \delta_m \quad \text{à } t = t_i \quad (4.10)$$

La dissociation des effets de l'assemblage de ceux des mouvements des axes dans l'équation (4.9) est faite suite à l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe selon la méthode présentée au paragraphe 4.1.3. Dans le contexte présent, les erreurs de mouvement des axes ne sont pas préalablement identifiées. Leurs effets sur l'erreur volumétrique sont alors perçus comme le résidu de l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axes.

Enfin, les effets de la dynamique sont observés en comparant des essais réalisés à vitesses programmées élevées à l'essai de référence fait en 5 axes positionné, tout en compensant la dérive thermique :

$$\delta_d = \chi - \chi_{enc} - \delta_l - \delta_m - \delta_{th} \quad (4.11)$$

4.2 Caractérisation des défauts dynamiques

La figure 4.15 représente les effets des différentes contributions pour un essai réalisé à une consigne de 18 m/min sur le centre 5 axes Huron KX8-five de structure [w C' A' Y b X Z (C1) t] situé LRFV à Montréal :

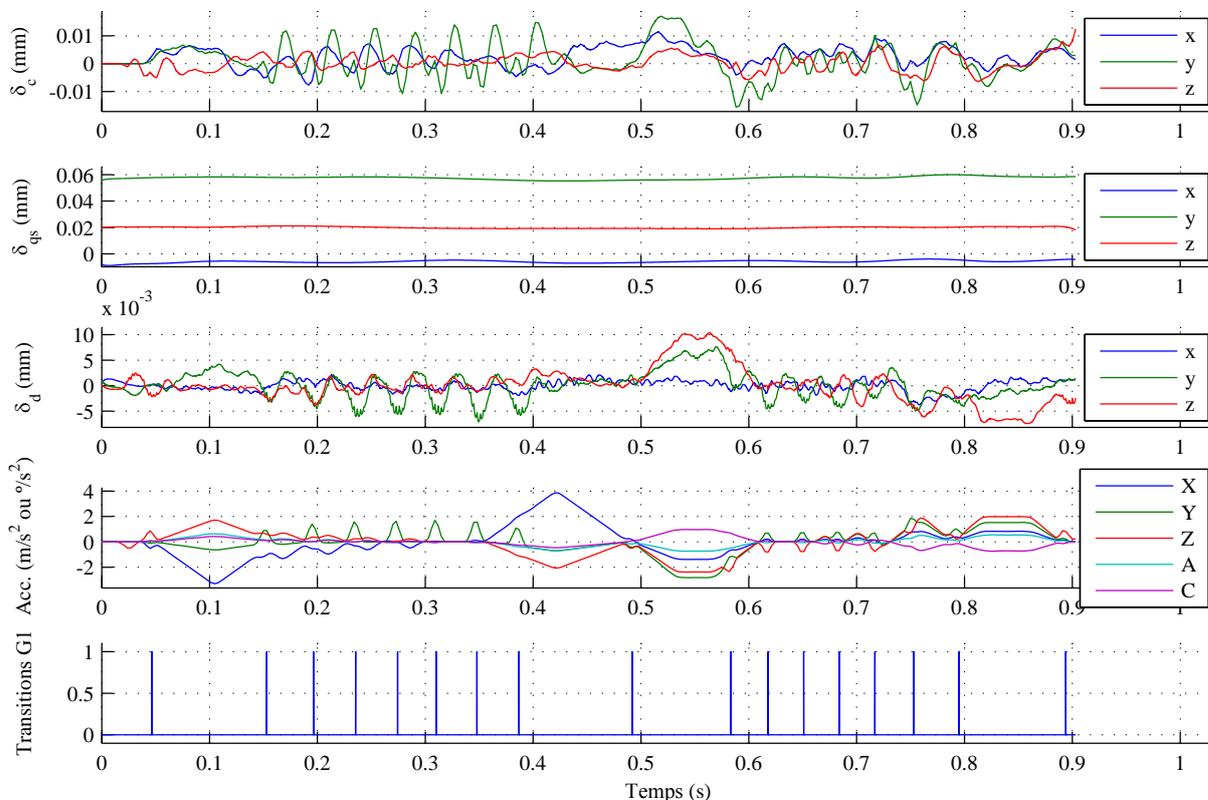


FIGURE 4.15 – Visualisation des effets de contour, quasi statique et dynamique au cours d'un essai

Cet essai présente plusieurs changements d'orientation outil/pièce, programmés en interpolation linéaire. Malgré le prétraitement de la trajectoire pour les raccordements 5 axes entre blocs vu au paragraphe 2.3.1 du chapitre 2, de fortes variations d'accélération apparaissent sur ces transitions entre blocs. On peut voir sur la figure les conséquences sur l'erreur au contour, ainsi que sur les écarts dynamiques supposés dus à la déformation de la structure. Alors que les premiers peuvent atteindre plus de 15 μm , les seconds sont généralement plus faibles atteignant 5 μm avec un pic à 10 μm . Sur les essais menés, la partie quasi statique des écarts reste la contribution majeure des défauts avec des valeurs jusqu'à 60 μm .

Le tableau 4.1 permet de voir l'évolution des différentes contributions des défauts en fonction de la vitesse programmée. Les normes des écarts de chaque contribution y sont reportées en pourcentage. Alors que les écarts au contour évoluent de 1 à 9 % environ, les effets dynamiques génèrent jusqu'à 5 % de l'erreur totale. Lors des essais, réalisés dans l'ordre du tableau, les effets thermiques ont contribué jusqu'à 3 % environ. Les défauts liés à l'assemblage de la structure machine restent prépondérants avec une contribution diminuant de 87 % à 73 % au fur et à mesure que la vitesse programmée augmente.

Bien que le principe de mesure du CapBall ne permette de réaliser que des variations d'orientation du capteur par rapport à la pièce, la procédure de mesure et les traitements proposés permettent de donner une quantification des différentes sources de défauts du centre d'usinage sur l'erreur volumétrique.

F_{prog} (mm/min)	$\ \delta_c\ \%$	$\ \delta_{qs}\ \%$			$\ \delta_d\ \%$
		$\ \delta_l\ \%$	$\ \delta_m\ \%$	$\ \delta_{th}\ \%$	
1000	1.1	86.9	11.4	0.0	0.6
1800	1.7	85.9	11.3	0.4	0.7
3240	2.4	84.7	11.1	0.9	0.9
5832	3.9	82.6	10.8	1.1	1.5
10498	6.5	77.7	10.2	2.3	3.3
18896	9.5	72.8	9.5	3.3	4.8

TABLE 4.1 – Contributions des différentes sources de défauts sur l'écart volumétrique en fonction de la vitesse programmée

Les effets dynamiques liés aux fortes accélérations et décélérations lors du suivi de trajectoire, bien que faibles, ne semblent pas négligeables.

4.2.2 Évaluation du comportement dynamique de la structure

Bien que certains écarts dynamiques soient visibles lors des essais CapBall au niveau du point piloté de l'outil, la compréhension du mécanisme de déformation reste floue et nécessite d'investiguer le comportement de la structure entière de la machine.

Cependant, la structure mécanique d'un centre d'usinage est très complexe : nombre important de solides et de liaisons, complexité des formes, méconnaissance et grande variété des matériaux sont autant de paramètres ne permettant pas d'envisager rapidement une modélisation effective pour simuler le comportement dynamique et les conséquences géométriques. La démarche a donc consisté dans un premier temps à mener une campagne de mesure dans le but de déterminer les fonctions de réponse en fréquence de la structure, ainsi que les formes des premiers modes intervenants.

Vu la grande taille et la complexité de la structure, une difficulté concerne la multiplication du nombre de points de mesure nécessaires à l'observation du mouvement 3D. La structure est excitée par un marteau d'impact pendant qu'un groupe d'accéléromètres capturent les accélérations. Avec jusqu'à 12 voies simultanées pour la mesure, l'observation du comportement s'est faite sur plus de 50 points de mesure, répartis sur les différents axes. Une attention particulière est portée aux deux axes à l'extrémité de l'architecture, à savoir les axes Y et Z afin d'observer la géométrie des modes mis en jeu (figures 4.16).

La difficulté expérimentale est accrue par une forte sensibilité des réponses à la position des axes, ainsi qu'aux conditions climatiques.

En parallèle de la mesure, un modèle hybride est construit. Il mélange éléments finis, liaisons souples et masses concentrées :

Pour chaque corps ou axe machine, il s'appuie sur la géométrie mesurée ; le maillage est composé de tétraèdres interpolés linéairement à tailles de mailles variables selon la géométrie. Le modèle de comportement retenu est composé des paramètres standard de module d'Young et de masse volumique selon le matériau.

Les liaisons entre axes sont modélisées au niveau de chacun des patins par des liaisons élastiques linéaires de type sphère cylindre entre nœuds maîtres. Dans chaque zone de liaison élémentaire des patins, de part et d'autre de la liaison, les degrés de liberté des nœuds considérés du modèle éléments finis sont associés à un nœud maître sur l'axe de la liaison. La machine est liée au sol par les patins ; sur ces zones rigidifiées, trois raideurs de translation sont posées.

Les différents entraînements de type vis à billes sont modélisés par des modèles poutres et maillés à l'aide d'éléments linéaires. Les liaisons entre les corps et les vis sont supposées rigides ;

4.2 Caractérisation des défauts dynamiques

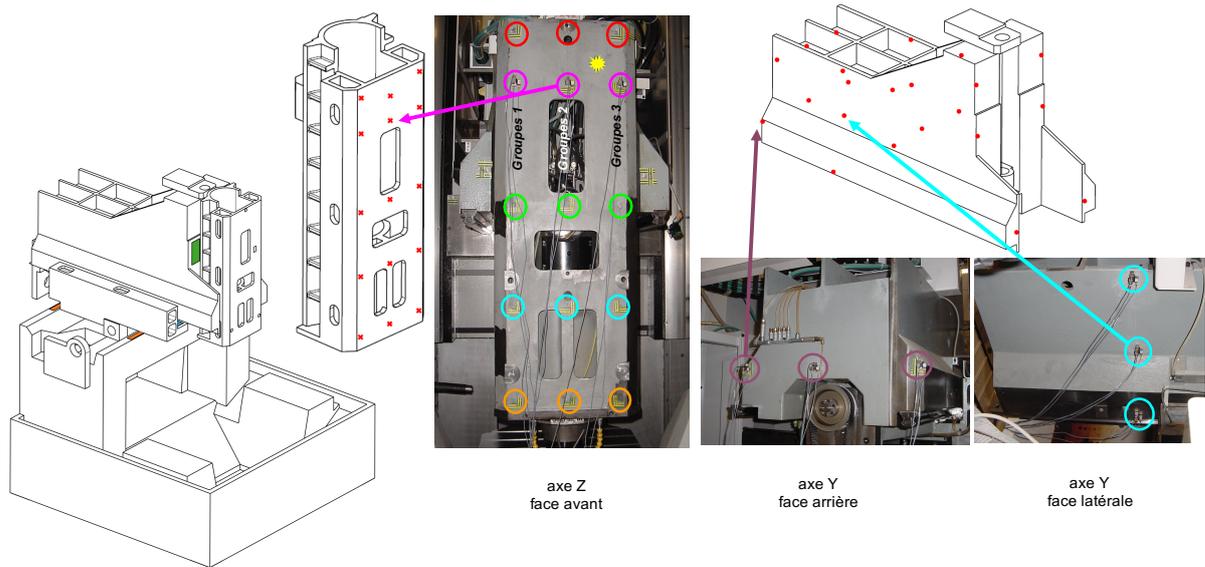


FIGURE 4.16 – Photos et situations des capteurs lors de la mesure fréquentielle

les liaisons hélicoïdales entre écrous et vis sont définies comme des rotules pour ne transmettre que le déplacement.

Des masses concentrées sont définies pour les composants spécifiques comme les moteurs et la broche. Elles sont directement reliées de façon rigide au modèle éléments finis.

Le modèle ainsi obtenu comprend plus de 300000 degrés de liberté. Les modes observés numériquement peuvent être classés en quatre catégories :

- les modes déformant uniquement les appuis élastiques ;
- les modes globaux déformant la structure ;
- les modes locaux déformant une partie d'un des axes (supports moteurs notamment) ;
- les modes locaux déformant les vis à billes (modes doubles généralement).

Les fonctions de réponses en fréquences obtenues expérimentalement ont montré un comportement dynamique complexe. Dans la bande de fréquence étudiée (de 0 à 400 Hz), environ 30 modes ont été identifiés. La même densité modale a été constatée numériquement. Les niveaux observés numériquement et expérimentalement sont par ailleurs tout à fait concordants (figure 4.17). Néanmoins, l'appariage des modes est rendu très délicat par le faible nombre de points de mesure.

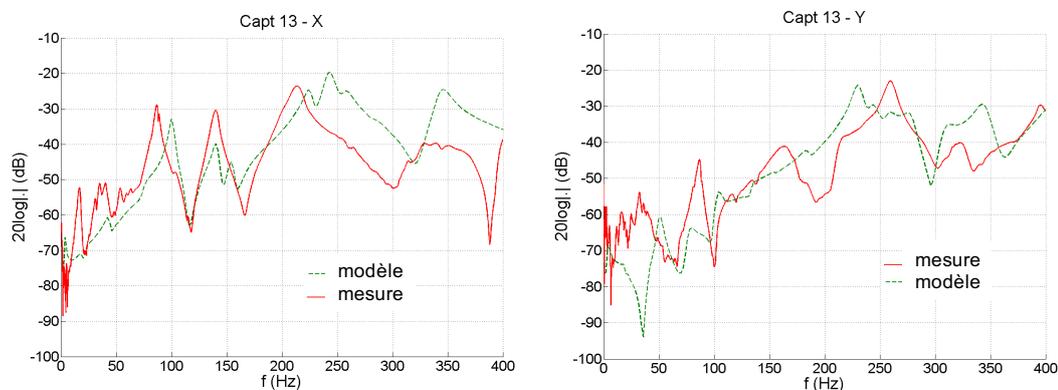


FIGURE 4.17 – Comparaison de 2 FRF typiques mesurées et simulées

4.2.3 Modélisation des écarts géométriques sous chargement inertiel

Une fois un premier modèle construit, nous avons proposé une démarche de simulation des écarts géométriques au niveau du point piloté de l'outil pour prendre en compte les sollicitations liées à l'exécution des trajectoires et la déformation de la structure résultante.

En supposant que le comportement dynamique de la structure varie peu sur l'espace de travail balayé, chaque axe ou solide S_i du modèle est soumis au champ d'accélération donné par la composition des accélérations articulaires issues de la planification de vitesse vue chapitre 3. Pour la partie trois axes de la structure, on obtient :

$$\mathbf{\Gamma}_{S_i/(0)} = \sum_i^{j=2} \ddot{u}_{d,j-1} \mathbf{n}_{j-1} \quad \forall i \in \{2, 3, 4\} \quad (4.12)$$

avec (0) le sol associé au référentiel galiléen, le bâti et les axes X, Y et Z numérotés de 2 à 4. En écrivant que le champ de déplacement total est la somme des mouvements de corps rigides de la structure avec ceux liés à sa déformation :

$$\mathbf{U}(M, t) = \mathbf{u}(M, t) + \sum_i^{j=2} u_{d,j-1} \mathbf{n}_{j-1} \quad (4.13)$$

on peut réécrire l'équation d'équilibre éléments finis sous la forme :

$$[K] \{u(t)\} + [C] \{\dot{u}(t)\} + [M] \{\ddot{u}(t)\} = -[M] \{\ddot{u}_d(t)\} \quad (4.14)$$

où $\{\ddot{u}_d(t)\}$ est le champ d'accélération défini sur chacun des axes S_i par les vecteurs d'accélération $\mathbf{\Gamma}_{S_i/(0)}$. On suppose dans ce cas que les termes $[C] \{\dot{u}_d(t)\}$ sont négligeables devant les efforts liés à l'inertie.

La résolution de ce problème permet de déterminer les évolutions temporelles d'un point d'intérêt, notamment le point piloté de l'outil lié à la broche relativement au même point géométrique lié à la table de la machine. On obtient ainsi le déplacement relatif outil/pièce équivalent.

Dans le cas traité, la trajectoire représente le passage d'un coin dans le plan (X, Y) . Elle est constituée de segments de droites exécutés en interpolation linéaire à jerk limité. La simu-

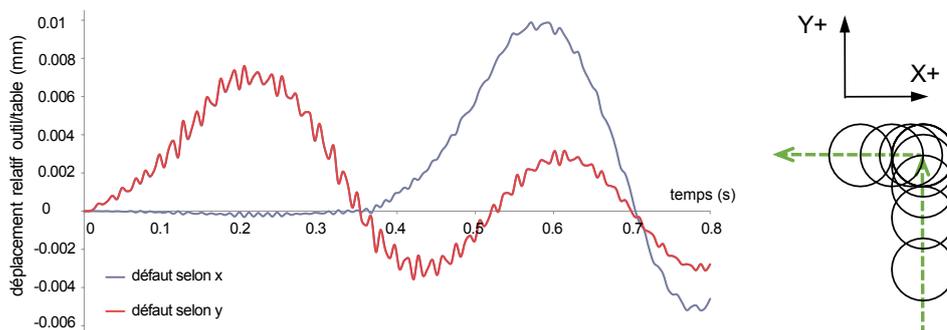


FIGURE 4.18 – Simulation des défauts dus à la dynamique pour le passage du coin

lation temporelle reportée en figure 4.18 donne l'évolution de l'écart dynamique sur les deux composantes x et y . Le franchissement du coin est situé à $t = 0.35$ s. On peut voir avant le franchissement la déviation de la structure selon l'axe Y due à la forte décélération, puis les oscillations résiduelles au-delà. La composante selon x apparaît suite au franchissement du coin suite à la forte accélération de l'axe X. Ces simulations peuvent être exploitées pour prédire le

4.3 Conclusions et perspectives

niveau maximal de l'écart en fonction de la position dans l'espace de travail de la machine. La figure 4.19 illustre la sensibilité de l'écart maximal en fonction de la position de l'axe Y et la non sensibilité à la position de l'axe X. Ce résultat est tout à fait cohérent avec l'architecture sérielle de la machine où Y est en porte-à-faux. Les amplitudes maximales d'oscillation sont de l'ordre de la dizaine de micromètres, ce qui est cohérent avec les résultats précédemment vus dans ce chapitre. Ce modèle pourrait, dans une utilisation de plus grande envergure, aider à dimensionner les paramètres d'accélération et jerk maximum des axes, ou donner des indications supplémentaires pour le dimensionnement de la structure.

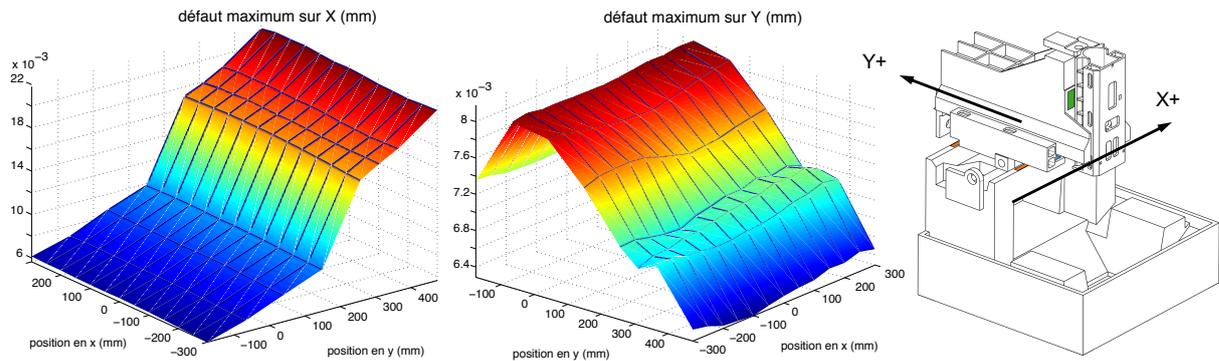


FIGURE 4.19 – Simulation des défauts maximum fonction de la position dans l'espace de travail

4.3 Conclusions et perspectives

Pour poursuivre la compréhension et l'estimation des défauts géométriques créés dans le processus d'usinage, ce chapitre s'est focalisé sur deux points : le premier concerne la quantification et la certification des défauts géométriques quasi statiques tandis que le second explore la partie « dynamique » de la structure lors de sa mise en mouvement.

Un nouvel étalon matériel, la « Multi-Feature Bar », raccordé au mètre de référence, a été développé dans le but de mesurer et de certifier les écarts de mouvement de chaque axe de translation des centres 5 axes à architecture sérielle. Les entités géométriques qui la composent permettent d'identifier trois paramètres intrinsèques en un mesurage : l'erreur de positionnement linéaire et les deux erreurs de rectitude dans les directions orthogonales à la direction de l'axe. Son utilisation a été évaluée par le calcul de l'incertitude de la procédure de mesurage associée. La confrontation avec pour référence le laser traceur a permis de déterminer le ratio coût / incertitude de ce nouveau système.

Parmi les différentes méthodes d'évaluation des erreurs d'assemblage (positionnement et orientation d'axes de liaisons), les travaux ont porté sur la caractérisation d'un modèle et méthode de mesure « one shot » associée. Cette méthode évalue directement ou indirectement le biais géométrique de position d'une sphère étalon dans l'espace de travail du centre d'usinage en faisant bouger ses cinq axes simultanément. Une fois de plus, les incertitudes ont été investiguées pour qualifier les résultats obtenus en intégrant notamment le comportement thermique cyclique de la structure.

En parallèle de la qualification des erreurs quasi statiques, les travaux ont cherché à mieux comprendre si la sollicitation de la structure par la trajectoire contribue également à augmenter les écarts géométriques sur la pièce. Cette analyse, liée à la phase d'exécution par la CN (interpolation et asservissement), crée le lien entre les variations cinématiques demandées par l'exécution de la trajectoire et les déformations de la structure. Une procédure de mesurage, toujours à l'aide d'une sphère étalon, est proposée pour séparer les sources des défauts et particulièrement

pour isoler les contributions dynamiques. Elle permet la quantification des écarts associés et montre leur dépendance à la cinématique des mouvements demandés lors du suivi du trajet. Enfin, la complexité du comportement dynamique de la structure, par ses fréquences et formes des modes propres, est observée et approchée par un modèle éléments finis hybride. Il s'agit à cette étape, expérimentale et numérique, de juger comment les niveaux d'accélération et de jerk lors de mouvement excitent la structure et se concrétisent en déviation de l'extrémité outil.

Pour compléter les travaux sur la mesure des défauts géométriques machine, il faut tout d'abord étudier les défauts de mouvements des axes de rotation. Pour cela, l'exploitation de la MFB avec une nouvelle procédure de mesure, ou le développement d'étalon spécifique peuvent être envisagés.

Côté dynamique, de nouvelles expérimentations doivent être menées. Le premier objectif est de clarifier les formes des modes étudiés par l'utilisation d'une mesure directe ou indirecte donnant une visibilité du champ de déformation des axes. L'utilisation d'un vélocimètre laser à balayage pourrait permettre d'accéder à des vues surfaciques, pour les plans accessibles par la mesure, pour analyser les formes des déformations. Le second consiste à évaluer les déviations géométriques en pointe outil causées par la dynamique de la structure pour des suivis de trajectoires 1D ou 2D. La mesure directe de la position outil/pièce permettra de lier les écarts dus aux niveaux et aux variations d'accélération et de jerk. Pour cela, l'exploitation de capteur de déplacement 2D comme le KGM d'Heidenhain donnera une mesure fidèle du porte-outil en broche par rapport à la table machine. Enfin, l'utilisation de nouveaux palpeurs à contact à mesure continue tel que le SPRINT de Renishaw est à aborder. Grâce à la vitesse de déplacement élevée tout en maintenant le contact surfacique, ce type de mesure devrait enrichir les informations qu'il est possible d'extraire lors des essais. Leur utilisation sur des mouvements couplant potentiellement translations et rotations étend le champ d'investigation dans la stratégie de mesurage.

Côté modèle, l'approche dynamique éléments finis donne des réponses cohérentes ; la méthodologie est validée. Pour obtenir des valeurs de confiance, il est nécessaire de lever l'incertitude sur les paramètres structuraux : un découplage des paramètres statiques et dynamiques devrait permettre une meilleure identification des rigidités et amortissements. Les simulations pourraient alors être exploitées et confrontées à des mesures directes, en plusieurs points de l'espace de travail et sous diverses conditions d'accélération et jerk.

À plus long terme, la compensation de ces défauts pourra être abordée : le couplage de la prédiction des écarts utilisant les modèles développés devrait permettre une certaine anticipation sur l'évolution des écarts, alors que l'observation de ces défauts, à pas de temps fixe ou en temps réel par les capteurs internes (règles de mesures ou par mesure directe) permettront de se recalibrer. La certification des pièces usinées directement en sortie machine est un enjeu important pour l'industrie qu'il faut viser. Pour aller en ce sens, il sera intéressant d'étudier comment se passer d'une mesure à posteriori sur une machine à mesurer. La métrologie directe et rapide dans la machine ainsi que l'exploitation des mesures directes et indirectes durant le processus sont des données qu'il faut qualifier pour arriver à certifier une géométrie pièce résultante.

Ces nombreuses données sur la géométrie machine, quelles soient issues de la surveillance lors du fonctionnement normal de la machine, ou des phases de non production comme la mesure des défauts et calibration, sont à implémenter et unifier dans un jumeau numérique du système de production, mais aussi leurs effets sur celui des pièces produites.

Chapitre 5

Simulation réaliste des surfaces et pièces fabriqués

Les travaux présentés dans les chapitres 2, 3 et 4, de la génération de trajectoire jusqu'au mouvement de la structure machine, donnent une bonne visibilité des écarts géométriques sur tout le processus d'usinage. Dans l'objectif de la construction d'un jumeau numérique de la pièce fabriquée, toutes ces informations géométriques peuvent être à priori intégrées dans la simulation d'usinage.

D'un point de vue industriel, la simulation d'usinage reste très pauvre en informations sur le processus : elle reste bloquée à l'étape de FAO avec pour trajectoire celle calculée, et pour outil la géométrie nominale enveloppe déclarée. De plus, elle se révèle incapable d'effectuer des simulations aux petites échelles et donnent alors une vision uniquement macroscopique. Quelles que soient les simulations à faire, le coût de calcul est important et inhérent au problème, mais le temps de calcul associé, pouvant monter à plusieurs heures pour un résultat généralement décevant, reste un obstacle certain.

Ce chapitre, dans sa première partie, illustre l'enrichissement de la simulation des surfaces usinées qu'il est possible de faire avec la connaissance développée dans les chapitres précédents. La prise en compte d'une géométrie outil réaliste est aussi améliorée pour permettre, *in fine*, d'aboutir à une simulation à plusieurs échelles : du macro vers le microscopique.

La complexité croissante est contrebalancée dans la seconde partie par la recherche d'architectures et techniques de simulations permettant de diminuer le temps de calcul.

Sommaire

5.1	Intégration du comportement réaliste de l'outil usinant	98
5.1.1	Intégration d'une géométrie outil réaliste	98
5.1.2	Simulation des défauts et de l'aspect des pièces usinées	101
5.2	Amélioration des performances de calcul	103
5.2.1	Stratégies de calcul massivement parallèle : SimSurf	103
5.3	Conclusions et perspectives	108

5.1 Intégration du comportement réaliste de l'outil usinant

5.1.1 Intégration d'une géométrie outil réaliste

Base de simulation

Parmi les différentes techniques de simulation de géométries possibles (voxels, dexels, calculs analytiques ou booléens etc.), la méthode Z-buffer est retenue pour sa simplicité et son efficacité de calcul. Elle consiste, à calculer les intersections entre un réseau de segments et une modélisation géométrique de l'outil (figure 5.1). L'évolution de l'outil est simulée par un ensemble de positions et orientations discrètes. La surface simulée est donnée par les intersections les plus basses pour chacun des segments. Suivant que les segments sont parallèles ou orientés selon la normale à la surface, elle se prénomme Z- ou N-buffer.

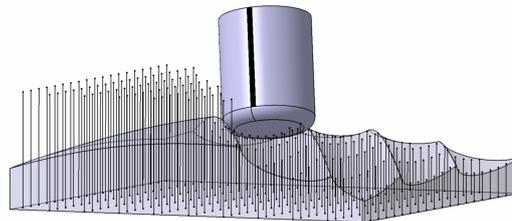


FIGURE 5.1 – Illustration de la méthode Z-buffer

Pour une trajectoire outil/pièce donné, la représentativité de la simulation dépend essentiellement de trois paramètres :

- la résolution de la grille (et son orientation par rapport à la surface) ;
- la discrétisation du positionnement de l'outil représentant la trajectoire continue ;
- la modélisation géométrique de l'outil.

Le premier point ne contribue pas à améliorer la simulation si ce n'est à densifier la visibilité de la surface simulée ; en chaque intersection calculée, la position de la surface est « à priori » exacte. Les deuxième et troisième sont des approximations des géométries associées : la discrétisation de la trajectoire ne représentera pas l'évolution continue, le modèle outil doit être aussi fidèle que possible à la géométrie réelle.

L'apport des travaux de cette partie réside dans le modèle outil plus réaliste que ceux classiquement utilisés pour être capable de simuler plus fidèlement les topographies de surface usinées. Historiquement, les modèles outils utilisés sont soit des entités canoniques parfaites (sphère, tore, cylindre, disque) soit des facettisations de ces entités, basées sur les dimensions nominales.

La notion d'enveloppe de mouvement de l'outil, au sens de la rotation de l'outil donnée par la broche, prend tout son sens lorsque la vitesse de rotation de l'outil reste très grande devant la vitesse d'avance. En ce sens, les modèles canoniques sont classiquement une modélisation pertinente de l'enveloppe de l'outil. En UGV et avec les effets d'angles donnés par l'usinage 5 axes, cette hypothèse est moins pertinente et ne permet pas de simuler les variations de texture visibles sur les surfaces réelles.

Pour remédier à cela, les travaux menés ont intégré une géométrie réaliste de l'outil, notamment au niveau de l'arête de coupe, avec deux niveaux de simulations différents : approche mésoscopique avec modélisation d'une arête outil nominale et approche plus microscopique basée sur la géométrie mesurée de l'arête pour rechercher les défauts au sein des motifs de texture.

Modélisation à l'échelle mésoscopique : dents et arêtes de coupe

[Quinsat *et al.*, 2011][Lavernhe *et al.*, 2010]

A cette échelle, seule la partie coupante de l'outil est modélisée. Il s'agit donc de ne conserver que la zone d'arête de coupe. Pour gagner en efficacité de calcul, la surface balayée par l'arête lors de la rotation et du déplacement de l'outil n'est pas calculée à chaque pas. Le mouvement élémentaire de rotation de l'outil est modélisé indépendamment de l'avance par une rotation de très faible portion angulaire de l'arête de coupe nominale de l'outil.

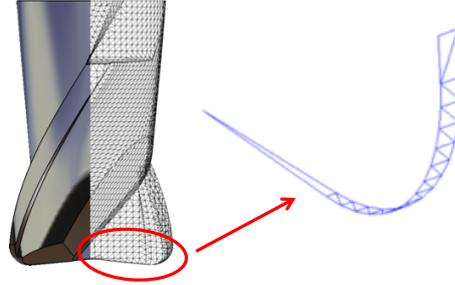


FIGURE 5.2 – Modélisation élémentaire de l'arête de coupe outil

La surface ainsi créée, sur un pas d'environ 0.1 degrés, est maillée avec une seule maille orthogonalement au rayon. Cette modélisation minimaliste est suffisamment représentative de la géométrie coupante de l'outil tout en restant très simple et légère pour un calcul rapide.

La figure 5.3 donne le schéma et les principales équations utilisées pour coupler la rotation de l'outil (arête de coupe maillée) avec les positionnements et vitesses d'avance locales.

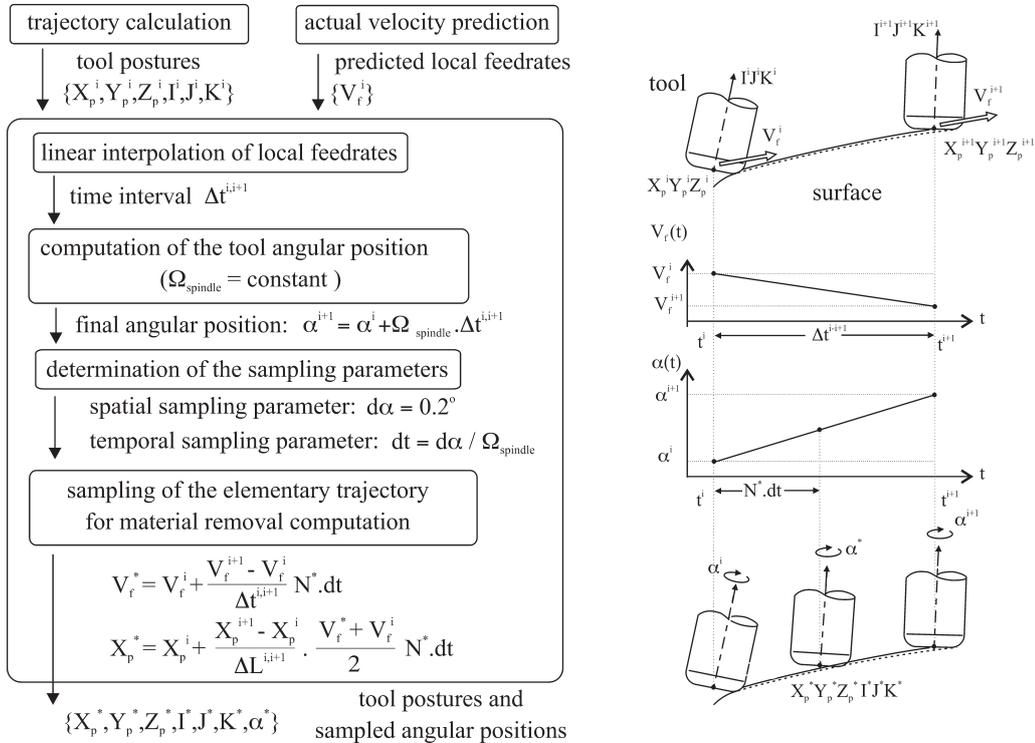


FIGURE 5.3 – Principe de discrétisation de la trajectoire avec la rotation outil

Le pas de simulation est directement imposé par la portion angulaire $d\alpha$ choisie précédemment

pour modéliser l'arête de coupe. La synchronisation en temps équivalent dt fonction de la fréquence de la broche Ω_{spindle} permet, par interpolation linéaire de la position, de l'orientation et de la rotation, de situer le modèle outil par rapport à la pièce. Ce modèle permet d'obtenir des simulations en quelques minutes de topographies de surfaces complexes, qu'un logiciel de FAO ne peut simuler. La figure 5.4 compare la topographie mesurée à celle simulée sur la passe centrale du paraboloïde usiné en outil torique avec une faible inclinaison au début du chapitre 2 page 21.

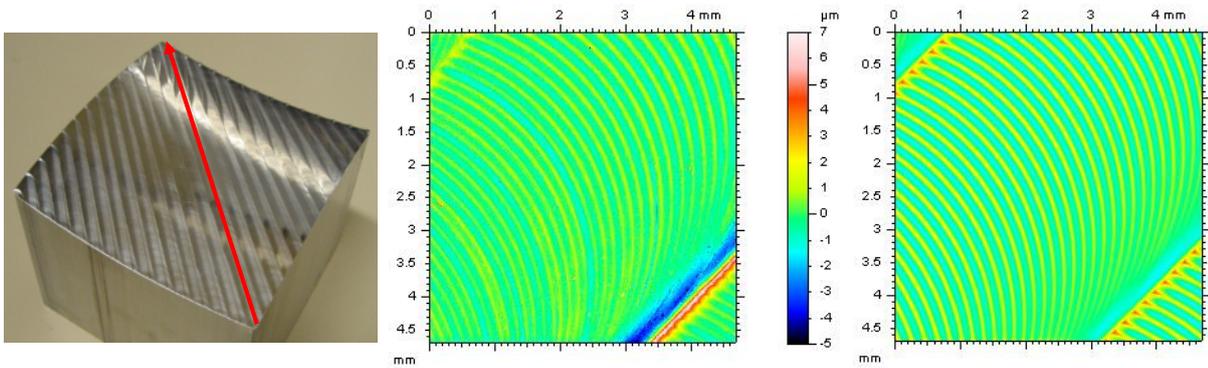


FIGURE 5.4 – Photo du paraboloïde, surfaces mesurée et simulée

Mesure et simulation sont en accord à quelques microns près. Le motif de la surface est bien représenté.

Ce modèle permet ainsi d'explorer l'effet de la stratégie d'orientation de l'axe outil sur la topographie de surface. La simulation de diverses configurations d'usinage permet de montrer la variabilité des motifs de texture résultants (figure 5.5), et de simuler de façon représentative les paramètres surfaciques de texture [ISO 25178-2, 2012].

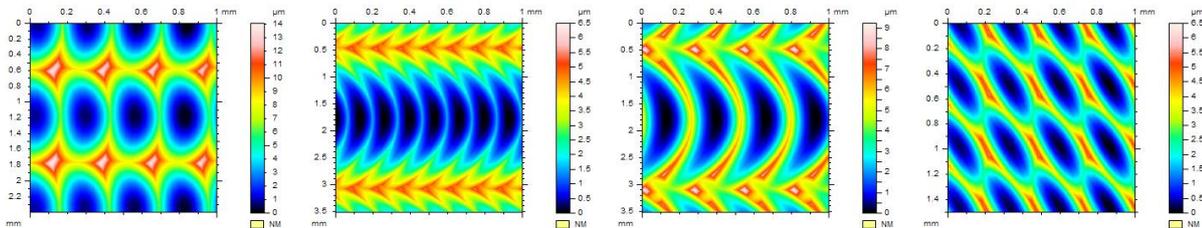


FIGURE 5.5 – Cas tests n°1 à 4 et textures associées simulées

Le tableau 5.1 donne les paramètres de la stratégie d'usinage dans chaque cas test et compare les paramètres surfaciques mesurés et simulés ainsi que les pas longitudinal et transversal.

cas n°	θ_n (deg)	θ_t (deg)	h_c (μm)	V_f (m/min)	S_z (μm)		S_a (μm)	
1	0	1	5	2	6.99	5.58	1.27	1.21
2	0	1	5	4	9.17	9.24	1.46	1.66
3	0	10	10	4	14.10	15.7	2.47	2.56
4	20	10	10	4	6.54	5.63	0.96	1.05

TABLE 5.1 – Paramètres des cas test et comparaisons des paramètres mesurés et simulés

Ces résultats permettent de valider ce modèle avec vision mésoscopique pour faire le lien

5.1 Intégration du comportement réaliste de l'outil usinant

entre configuration d'usinage et paramètres surfaciques permettant de caractériser la texture. Ce modèle de simulation peut ainsi être vu comme un outil pour régler une trajectoire ou pour vérifier, via les topographies de surface, la bonne réalisation des fonctions des surfaces fabriquées.

Vers une simulation microscopique : Défauts géométriques outil mesurés

[Lavernhe *et al.*, 2014]

Malgré les bons résultats des simulations précédentes, la prédiction de l'état de surface n'est pas possible avec une telle modélisation. Pour accroître la qualité de la simulation, notamment vers les défauts géométriques à l'échelle microscopique, le modèle géométrique de l'outil utilisé dans l'approche précédente a été remplacé par la géométrie « réelle » de l'arête.

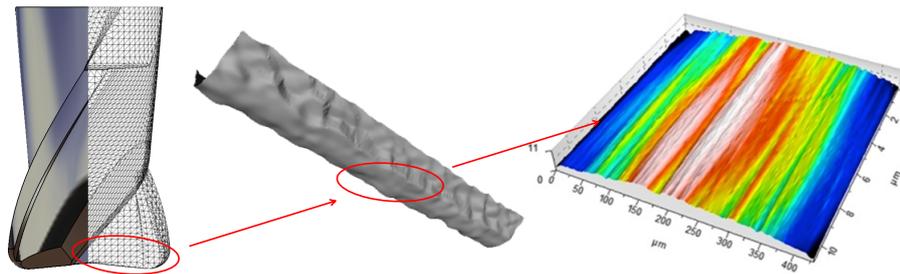


FIGURE 5.6 – Modèle outil basé sur la mesure de l'arête

On entend par géométrie réelle la géométrie mesurée, définie sous forme de maillage. La principale difficulté réside, outre la mesure de l'arête outil sur une longueur suffisante, dans le recalage de ce maillage dans le référentiel global de la broche par rapport à l'axe de rotation. Le nombre de mailles du modèle, environ 37000 dans le cas de la figure 5.6, devient alors vite un frein à la simulation dans un temps relativement rapide. Les résultats de simulation, figure 5.7, permettent de représenter les défauts locaux de l'arête, tels que de l'usure prématurée ou un ébrèchement local que l'on retrouve de manière répétitive sur les motifs.

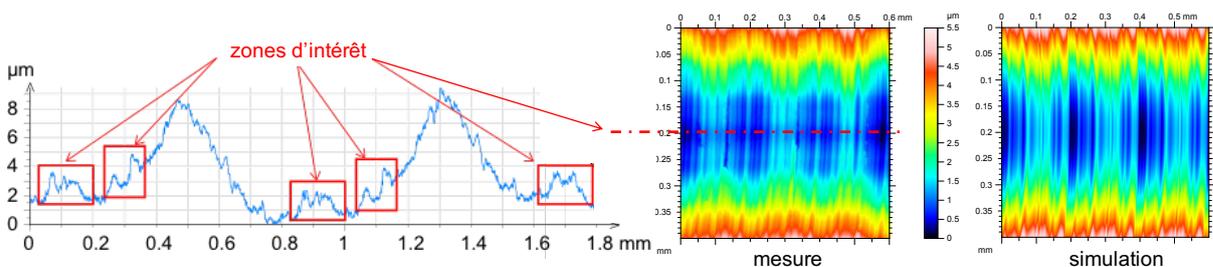


FIGURE 5.7 – Comparaison des zones de défauts d'arête mesurées et simulées

Ainsi les paramètres de texture s'approchent un peu plus de ceux mesurés. Le tableau 5.2 compare des paramètres surfaciques d'amplitude de l'état de surface pour la mesure à la simulation réaliste basée sur la mesure et à la simulation à base de géométrie nominale. Cette simulation atteint la limite d'échelle inférieure donnée par les géométries d'arrachement matière dues à la coupe.

5.1.2 Simulation des défauts et de l'aspect des pièces usinées

La maîtrise des différentes briques du processus d'usinage rend possible la simulation de chacun des défauts engendrés sur la pièce. Pour illustrer l'apport des modèles développés, la

	S_q (μm)	S_{sk}	S_{ku}	S_p (μm)	S_v (μm)	S_z (μm)	S_a (μm)
Mesure	0.158	-0.028	2.85	0.515	0.825	1.34	0.127
Simulation réaliste	0.326	0.488	2.90	0.855	0.611	1.4	0.258
Simulation nominale	0.026	2.34	7.64	0.105	0.015	0.12	0.018

TABLE 5.2 – Comparaison de paramètres surfaciques suivant le type de simulation

partie suivante présente deux applications pour lesquelles le processus de simulation standard ne permet pas de détecter les défauts.

Vitesse d'avance variable et aspect de surface

Concernant l'aspect, l'œil ne voit que les variations liées à la microgéométrie qui sont indépendantes des écarts macrogéométriques. Pour isoler ces défauts, il est nécessaire de considérer les dents de l'outil ainsi que sa cinématique réaliste. Les défauts d'aspect, notamment par le jeu de réflexion de lumière, apparaissent selon l'évolution de la crête longitudinale, qui est directement liée à la vitesse d'avance de l'outil et à la fréquence de rotation de la broche.

Appliqué à l'usinage de la pièce de forme complexe usinée sur la plateforme PREMIUM avec la méthode DTIS vue au paragraphe 3.2.3, les marques visibles sur la pièce peuvent être prédites. Pour cela la simulation d'usinage, avec pour modèle outil celui de l'arête de coupe nominale, est couplée à la planification de vitesse réalisée par VPOp. Ainsi la vitesse effective d'avance outil/pièce est injectée dans le modèle de simulation. La figure 5.8 présente le principe retenu pour faire ressortir les défauts d'aspect de la surface usinée.

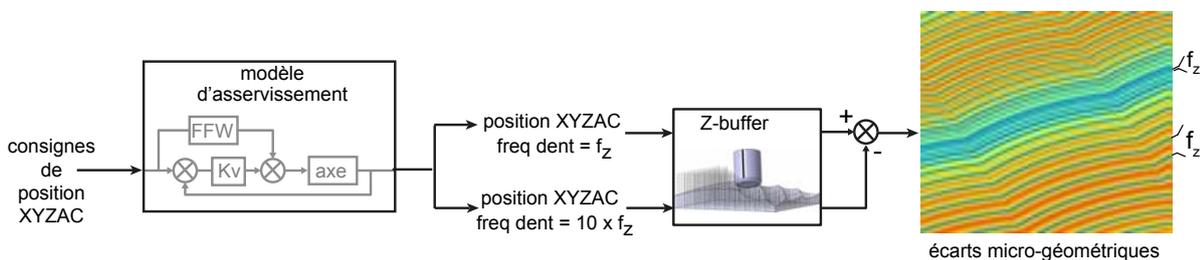


FIGURE 5.8 – Principe de simulation pour les défauts d'aspect liés à la crête longitudinale

La simulation réaliste se base sur les positions des axes estimées à partir de l'asservissement pour ne pas introduire d'artefact de simulation qui serait uniquement dû au format d'interpolation. Sur ces positions, la simulation d'enlèvement matière est exécutée deux fois : la première avec pour fréquence de passage de dent celle programmée ; la seconde avec une fréquence de passage de dent dix fois supérieure pour ne pas laisser de trace de dent dans la direction d'avance tout en conservant les effets transverses. La différence des deux résultats isole les effets de la vitesse d'avance sur les défauts d'aspect de la surface. La régularité du motif est rompue dans les zones de forte chute de vitesse d'avance, générant un effet de marque, car la surface est écrasée par une avance à la dent trop faible.

Transformation 5 axes et talonnage arrière de l'outil

D'un point de vue plus macroscopique, les écarts géométriques dus au comportement de la commande numérique couplée au centre d'usinage peuvent aussi être prédits là où les logiciels de FAO n'intègrent encore à ce jour ces composants de façon réaliste. La complexité de la

5.2 Amélioration des performances de calcul

transformation 5 axes au voisinage de la singularité ou au moment de changement d'espace de solution en sont de bons exemples (tableau 1.1 et figure 1.6).

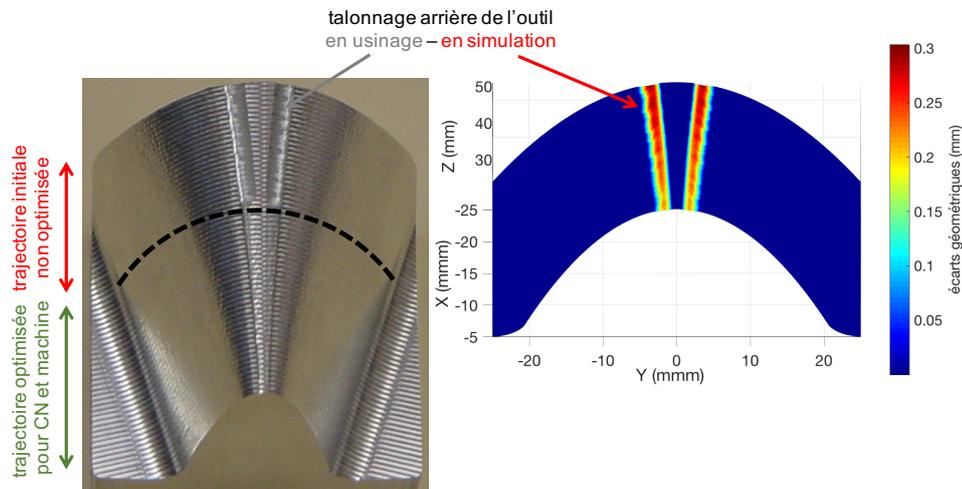


FIGURE 5.9 – Simulation des défauts liés à la transformée 5 axes

À ce niveau de simulation, le modèle outil utilisé est sa forme canonique ou un maillage dont l'erreur de corde est dix fois inférieure au défaut à simuler. L'effet de la transformation 5 axes est obtenu par différence de résultats entre simulation basée sur la trajectoire FAO et simulation en sortie interpolation dans la commande numérique.

Chacun des maillons de la chaîne numérique et physique du processus présentée en figure 1.9 peut ainsi être simulé pour en montrer l'effet géométrique sur la surface finale.

5.2 Amélioration des performances de calcul

[Abécassis, 2012; Abécassis *et al.*, 2015; Lavernhe *et al.*, 2016; Jachym *et al.*, 2018]

Pour donner à la simulation plus de réalité géométrique, nous avons vu que la prise en compte de la géométrie de coupe au sens de l'arête et la discrétisation de la rotation de l'outil sont nécessaires. Cependant, le gain de réalisme dans la simulation se fait au détriment du temps de calcul. Avec une implémentation classique, dans un langage interprété ou compilé, malgré les efforts menés sur l'algorithmie et la minimisation de la quantité de calcul, une simulation de quelques millimètres carrés peut prendre plusieurs heures, ce qui en fait un outil non utilisable en pratique pour le processus.

Les travaux présentés ont pour objectif de proposer une stratégie de calcul et une implémentation pour rendre la simulation « interactive » avec l'utilisateur, c'est-à-dire, qu'elle puisse faire de la simulation multiéchelle, tout en conservant un temps de réponse aussi faible que possible de quelques secondes à quelques minutes.

Une partie de ces travaux a fait l'objet d'une collaboration avec le Professeur Pierre-Alain Boucard du LMT-Cachan.

5.2.1 Stratégies de calcul massivement parallèle : SimSurf

La méthode Z-buffer comporte un calcul élémentaire très simple : il s'agit de déterminer l'intersection entre une droite et un modèle de l'outil. En utilisant des maillages triangulaires,

ce problème revient à déterminer si l'intersection entre chaque droite du réseau et le plan défini par le triangle est à l'intérieur du triangle. Par ailleurs, la complexité C du problème est très élevée. Elle est définie par le produit du nombre de droites N du réseau représentant la surface, par le nombre de mailles T de l'outil et par le nombre de positionnements outil P :

$$C = N \times T \times P \quad (5.1)$$

À titre d'exemple, si l'on considère une surface de 5 mm^2 avec une résolution de $3 \mu\text{m}$, $N = 2\,250\,000$. Pour un maillage outil de 3 000 triangles T et une trajectoire contenant 70 000 positionnements P comprenant la rotation de l'outil autour de son axe avec un pas de 0.2° , le nombre d'intersections à calculer est de $4.725 \cdot 10^{14}$.

Ces deux caractéristiques font que ce problème se prête bien à une parallélisation des calculs.

Architecture matérielle

L'originalité des travaux consiste à explorer la parallélisation de ce problème avec des cartes graphiques (Graphics Processing Units). General-Purpose Computing on Graphics Processing Units (GPGPU) consiste à utiliser les cartes graphiques pour réaliser des calculs qui seraient traditionnellement exécutés sur le processeur principal de l'ordinateur (Central Processing Unit).

Le choix s'est porté sur l'architecture de calcul parallèle CUDA (Compute Unified Device Architecture) proposée par NVIDIA.

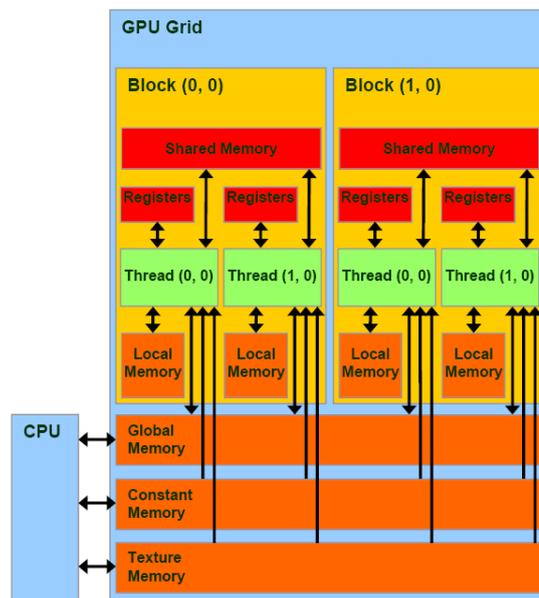


FIGURE 5.10 – Architecture physique CUDA

Une instruction élémentaire est exécutée au sein d'un « thread ». Le parallélisme et donc le gain de temps potentiel viennent du nombre de threads qui peuvent calculer simultanément les intersections. Le problème sous-jacent est le partage et la communication des données en mémoire.

En effet, les threads ne sont pas totalement indépendants, ils sont regroupés en « wraps », groupes de 32 threads. Au sein d'un wrap leur exécution est simultanée, donc il faut que la charge de calcul soit la même sur chacun des threads pour atteindre une performance de calcul maximale. Les wraps sont ensuite regroupés au sein de « blocs ». Ces derniers sont à leur tour organisés dans une grille, représentant à haut niveau le parallélisme de l'architecture. Les threads d'un

5.2 Amélioration des performances de calcul

même bloc peuvent être synchronisés et partager une mémoire commune avec une grande bande passante. Entre blocs, il n’y a pas de synchronisation et les accès à la mémoire globale sont plus lents.

Comparé à une parallélisation effectuée sur CPU, le nombre de threads GPU pouvant être exécuté simultanément peut atteindre un facteur 100. Pour profiter pleinement du parallélisme massif proposé par les cartes GPU, il est donc nécessaire de revoir l’algorithmie pour l’adapter à la granularité fine de l’architecture matérielle.

Algorithmie et parallélisme

Pour rendre le calcul des intersections efficace, il est nécessaire de considérer à minima trois principes géométriques :

Le premier concerne la réduction du nombre d’intersections à considérer. Pour chaque positionnement outil et pour chaque triangle du modèle outil, il n’est pas nécessaire de déterminer si l’intersection est ou non à l’intérieur du triangle : comme le réseau de droites représentant la surface est réparti de façon homogène dans chacune des deux directions, les droites à considérer pour les intersections peuvent être déterminées explicitement par le calcul du rectangle englobant.

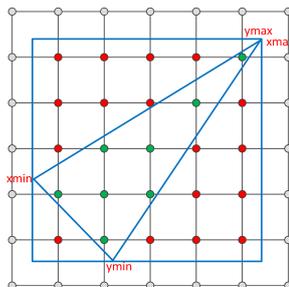


FIGURE 5.11 – Boîte englobante pour un triangle

La figure 5.11 représente un triangle situé sur une grille carrée. Les coordonnées extrémales des sommets permettent de calculer la boîte englobante associée. Ainsi, pour le triangle étudié, il est nécessaire de ne tester les intersections que pour les droites qui sont à l’intérieur de cette zone, c’est-à-dire les rouges et vertes, pas les grises. Comme cette discrimination peut se faire de façon explicite, elle permet d’éviter un nombre très important de tests et donc de calculs inutiles.

Il faut noter que ce principe s’adapte par nature à la taille des mailles, manipuler des mailles de petite dimension n’est pas un problème puisqu’il réduit d’autant le calcul des intersections. Cependant, il ne doit pas être inférieur au pas de discrétisation de la grille pour que chaque maille comporte au moins une intersection.

Le deuxième est la transformation 5 axes du positionnement outil : la simulation prend en entrée la trajectoire exprimant les positionnements outils échantillonnés dans le repère de la pièce et le modèle outil dans un référentiel initial, mais indépendant de la trajectoire. Pour chaque positionnement outil P il est donc nécessaire de transformer la position et l’orientation du modèle outil, c’est-à-dire les composantes de chaque triangle T , pour obtenir les nouvelles composantes exprimées dans le repère pièce.

Le calcul de cette transformation peut donc, pour chaque positionnement P , être partagé et commun pour tous les triangles T . Il y a donc une interaction avec la granularité de l’architecture physique et les accès aux différents niveaux de mémoire pour être le plus rapide possible.

Le troisième principe est propre à la simulation d’enlèvement matière : parmi toutes les intersections calculées pour une droite, il ne faut conserver que celle qui est la plus basse. Ce point

donne alors l'image de la surface finie. Ce principe nécessite donc, par droite, un synchronisme des calculs des distances pour ne retenir que la plus faible.

Ainsi, en considérant ces trois principes pour profiter des réductions de calcul possible, trois approches sont conservées parmi celles possibles mélangeant N , T et P :

GPU coarse Dans cette approche, un thread a pour tâche de calculer toutes les intersections pour un positionnement outil. Il contient donc les boucles sur tous les triangles et toutes les droites. La granularité est donc élevée, la complexité $N \times T$ rend le temps d'exécution long. Entre threads la charge de calcul est hétérogène. Le calcul doit être synchronisé pour comparer les différentes intersections entre threads sur une même ligne. Cette méthode est considérée comme celle de référence, et est également implémentée sur CPU en exploitant tout le parallélisme et d'optimisation possible (OpenMP, MPI, instructions SSE) pour être comparable aux implémentations GPU.

GPU inverted Chaque thread traite les intersections pour un triangle de l'outil, dans toutes ses positions et pour toutes les droites ($N \times P$). Le principe est similaire au précédent, mais diffère selon que l'on se place en usinage 3 axes ou en usinage 5 axes. S'il n'y a pas de changement d'orientation de l'outil par rapport à la pièce alors la projection du triangle sur la grille est constante, ce qui permet d'améliorer le parallélisme.

GPU fine Dans ce dernier cas, un thread a une granularité plus petite. Il a en charge le calcul des intersections pour un seul triangle et une seule position (complexité N). La quantité de calcul étant plus faible, les charges de tous les threads sont plus équilibrées, mais en contrepartie le nombre de threads à lancer est bien plus élevé ce qui complexifie la tâche du séquenceur CUDA.

En parallèle de ces implémentations de très bas niveau dans l'architecture CUDA, une solution plus intégrée exploitant le moteur de lancer de rayons de NVIDIA, nommé « OptiX Prime » est testée (figure 5.12).

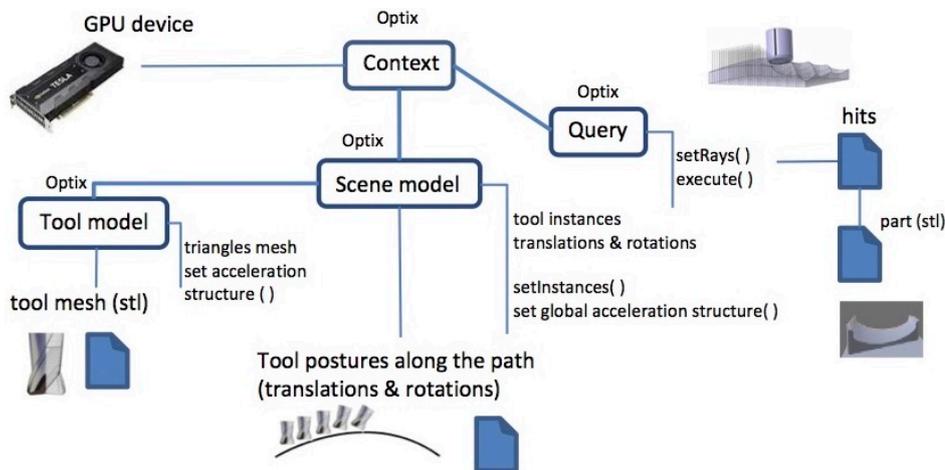


FIGURE 5.12 – Aperçu du processus exploitant le moteur de lancer de rayon OptiX Prime

L'avantage de cette solution est de profiter des optimisations internes faites par NVIDIA en termes de charge de calcul et de gestion mémoire. Le principe de calcul dans OptiX Prime est semblable au Z-buffer avec maillage. L'intérêt réside dans la structure d'accélération TRBVH qui est calculée sur le maillage, dans le cas de scènes statiques. Cette structure réduit le nombre de calculs en ne considérant pas les mailles non visibles par les rayons. Cette structure est calculée

5.2 Amélioration des performances de calcul

une seule fois pour le maillage si ce dernier ne change pas de nature ; c'est de l'instanciation. Le changement de positionnement du maillage est donné via une matrice de transformation traduisant directement la trajectoire. Il n'y a donc plus de calcul de nouvelles coordonnées de maillage comme précédemment à gérer en mémoire, ce qui permet de manipuler des cas d'usinage de plus grande taille.

Mise en œuvre sur différents cas d'usinage

Les différentes implémentations de la méthode de simulation Z-buffer trouvent leur intérêt en fonction des différentes configurations d'usinage. Les paramètres influents sont :

- la taille de la pièce ;
- la taille du maillage outil ;
- le type d'usinage (3 axes ou 5 axes) ;
- le nombre de positionnements (en lien avec l'ébauche ou la finition et la taille de la pièce) ;
- la configuration des trajectoires (toutes participent-elles à générer la surface finie ou nombre d'entre elles sont « inutiles » ?).

La figure 5.13 compare les temps de simulation obtenus pour sur deux cartes graphiques, pour plusieurs cas d'usinage illustrés, entre les méthodes d'implémentation bas niveau (SIM1) et implémentation utilisant Optix Prime (SIM2).

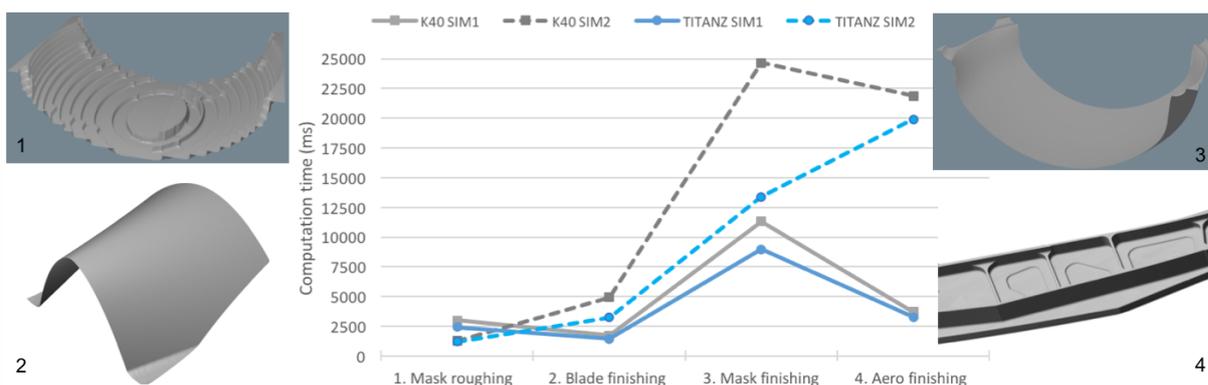


FIGURE 5.13 – Comparaison des temps de simulations SIM1 SIM2 sur différents cas

La structure d'accélération TRBVH monte son efficacité dans les configurations d'usinage 3 axes où il n'y a pas de rotation du maillage et lorsque le nombre de positionnements n'est pas trop élevé (cas n°1). La simulation est 2 fois plus rapide en utilisant Optix Prime par rapport à au meilleur code bas niveau, que ce soit sur GPU ou CPU. La simulation sur GPU avec Optix Prime peut ainsi être jusqu'à 32 fois plus rapide par rapport à une implémentation CPU. Dans les autres configurations (5 axes, rotation du maillage ou P très grand), le code bas niveau reste plus performant ; la mise à jour de la structure d'accélération est trop coûteuse en temps.

L'analyse des essais comparatifs montre que les méthodes bas niveau GPU coarse, inverted et fine ont chacune un usage privilégié. En moyenne, les implémentations GPU sont 5 fois plus rapides que les CPU. L'algorithme GPU coarse est celui à retenir par défaut, pour des simulations macrogéométriques, avec peu d'intersections par triangles. Si le nombre de triangles devient très élevé, l'algorithme GPU inverted s'avère plus avantageux, notamment lorsque le nombre d'intersections par triangles augmente. On se retrouve alors dans le cas de simulation plus micro géométrie lorsque l'on zoome localement sur la surface. Dans ce cas, il faut retenir l'algorithme GPU inverted pour des maillages plus grands et l'algorithme GPU fine lorsque le nombre de mailles est plus faible.

Enfin, si l'on ne souhaite pas conserver un maximum de précision, c'est-à-dire accepter de passer

en calcul 32 bits au lieu de 64 bits, on retrouve alors un gain supplémentaire aux méthodes GPU qui exploitent mieux le parallélisme avec des mémoires plus faibles. Les simulations GPU permettent d'obtenir un facteur 10 par rapport aux méthodes CPU.

En synthèse, la simulation d'enlèvement matière implémentée sur GPU permet d'atteindre un gain de performance non négligeable par rapport à une implémentation CPU. Les différents « moteurs » de simulation GPU peuvent être adaptés au contexte d'usinage pour optimiser les performances. Ces techniques permettent alors d'avoir des simulations très réactives pour l'utilisateur qui peut naviguer sur la pièce et avoir un rendu réaliste adapté au niveau de zoom sans perdre en performance.

Les comparaisons avec les simulations actuelles en FAO montrent tout l'intérêt de ces travaux. Elles ne permettent pas à l'utilisateur de simuler un usinage en considérant un maillage spécifique qui pourrait représenter plus fidèlement l'outil. Même pour des usinages classiques, les limites sont vite atteintes. La figure 5.14 montre les résultats des simulations FAO et SimSurf pour la finition d'un moule.

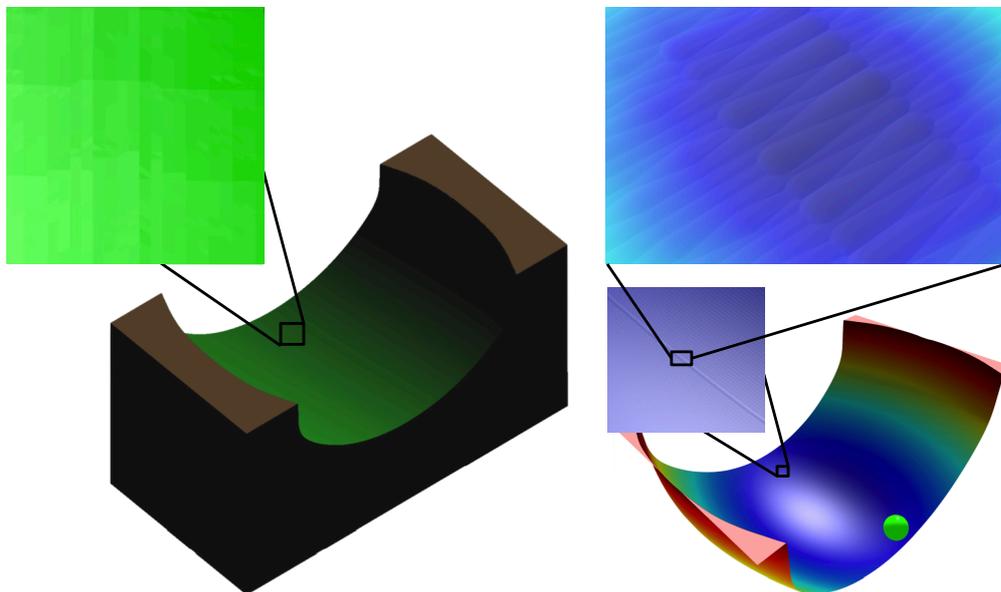


FIGURE 5.14 – Comparaison des rendus de simulation entre FAO (à gauche) et SimSurf (à droite)

Malgré un temps de calcul de 450 s, la géométrie simulée ne permet pas de détecter les défauts liés à la trajectoire, et laisse au contraire apparaître des artefacts causés par la facettisation outil interne au moteur FAO. La simulation SimSurf permet en 44 s d'apercevoir une ligne marquant le moule en son milieu. Le zoom dynamique permet en quelques secondes d'avoir un rendu réaliste de la surface et d'analyser l'effet de marque créé par la trajectoire.

5.3 Conclusions et perspectives

Les travaux menés sur la simulation des surfaces et des pièces fabriquées permettent une simulation plus réaliste de la géométrie réelle ainsi et améliorent les temps de calcul.

La fidélité entre simulation et réel est améliorée par rapport aux méthodes connues grâce à l'intégration de la connaissance détaillée du processus d'usinage. D'une part, les modèles de comportement du couple CN - machine permettent de prendre en compte les effets des variations de vitesse d'avance et de transformation 5 axes dans les simulations macroscopiques. D'autre part,

les développements effectués autorisent des simulations plus microscopiques avec une géométrie des arêtes de coupe qui est nominale ou avec défauts. La prédiction de la topographie de surface est grandement améliorée, ce qui permet d'estimer les valeurs des paramètres surfaciques des états de surface pour valider les fonctions attendues.

Ces améliorations contribuent à augmenter la qualité géométrique du jumeau numérique de la pièce que l'on peut construire tout au long du processus.

L'augmentation de la complexité de modélisation n'a pas été faite au détriment des performances de calcul. Pour réduire le temps de calcul, des méthodes GPGPU ont été explorées pour effectuer les calculs de façon massivement parallèle. L'application s'est portée sur les cartes graphiques NVIDIA avec la structure CUDA. Les implémentations de bas niveau avec différentes algorithmies ou haut niveau avec l'utilisation de bibliothèques ont mis en avant qu'il est possible d'avoir des gains de performances importants par rapport aux calculs sur CPU. Pour tirer pleinement profit du calcul parallèle, il faut choisir le moteur de calcul adapté au contexte d'usage, en analysant la configuration. Elle dépend du niveau de simulation (macroscopique ou microscopique), de la complexité du modèle outil (canonique, maillage plus ou moins dense), de la taille du problème (dimensions pièce et trajectoire) ainsi que du type d'usinage (3 ou 5 axes avec ou sans rotation broche). Des règles peuvent être mises en place pour choisir automatiquement le moteur le plus approprié. Ces outils permettent une analyse rapide et dynamique pour l'utilisateur, là où les simulations FAO ne sont pas satisfaisantes ou sont irréalisables. Ces développements ont abouti à la création d'une plateforme de simulation nommée SimSurf, protégée par dépôt logiciel, et qui est mise à la disposition de tous en téléchargement sur le site du laboratoire.

Pour tirer profit des évolutions rapides des solutions matérielles et logicielles de la communauté GPU, il est important de maintenir un effort d'intégration et d'évolution des méthodes précédentes. Les grandes quantités de cœurs de calcul, les architectures matérielles, les nœuds, leurs interconnexions, voire le cloud computing sont autant de solutions potentielles à la portée de l'industrie pour améliorer les performances de calcul.

Pour accroître la pertinence de la simulation, il serait maintenant nécessaire d'associer des modèles géométriques au procédé lui-même. Descendre à l'échelle microscopique nécessiterait dans un premier temps de considérer les actions mécaniques locales mises en jeu pour représenter les concepts de contact, frottement, usure et arrachement matière. L'analyse du maillage outil en contact avec la pièce, par les intersections, est le point de départ. Il faudrait évaluer si l'ajout d'un comportement mécanique outil pièce, volontairement simple pour maintenir des performances de calcul, donnerait des informations mécaniques et géométriques pertinentes.

Une autre voie de recherche porte sur la simulation des procédés d'abrasion comme le polissage. La multitude des grains abrasifs en fait un problème d'une complexité supérieure à celui traité. Des principes de modélisation différents, comme les formulations à base de potentiel et surfaces implicites ou encore les méthodes sans maillage sont à investiguer. Dans ce type de problème, le comportement mécanique à l'interface devra également être considéré ou approché au sein de la géométrie ou de la simulation.

En poursuivant dans ces voies, le jumeau numérique purement géométrique à ce stade se verrait alors enrichi avec des composantes mécaniques.

Chapitre 6

Synthèse des travaux et perspectives de recherche

Les travaux de recherche menés reprennent différentes étapes du processus d'usinage. Ils ont pour objectif commun de maîtriser la géométrie finale de la pièce fabriquée pour qu'elle corresponde au mieux à celle du modèle CAO. Cette géométrie résultante est perçue comme directement dépendante de chacune des étapes, mais aussi de la cohérence de gestion et transformation des modèles intermédiaires de géométrie entre les étapes, et ce, autant dans la partie numérique que dans la partie physique. Les investigations menées portent ainsi à la fois sur des actions locales dans chaque étape, mais aussi sur une vision globale de cohérence géométrique. Suivant l'état de l'art et les compétences propres, les actions sont de plusieurs natures : elles peuvent être en phase d'analyse dans la compréhension des phénomènes complexes, la quantification des effets géométriques associés et la proposition de modèles les décrivant ; elles peuvent être en phase de synthèse par la proposition de principes, procédures et optimisations pour améliorer le comportement géométrique. Dans les deux cas, une attention particulière est donnée à la confrontation aux expérimentations pour conforter les développements ou souligner les points durs restant à résoudre.

Canevas des travaux sur le processus d'usinage

La figure 6.1 propose une vision globale des travaux effectués, ciblant dans le processus les principaux apports. Du point de vue de la génération de trajectoires, les travaux ont proposé l'utilisation de concept et modèle de déclaration et de construction de trajectoire pour assurer une qualité et une régularité d'évolution du positionnement outil (Surface d'usinage) avec une géométrie nativement adaptée à leur future exécution dans le processus (Géo5X-Field).

La première phase d'exécution, l'interpolation temporelle du trajet, a été optimisée au travers de l'application VPOp en utilisant un formalisme d'intersection des contraintes à respecter, que ce soit pour les critères cinématiques des axes machines ou pour des critères cinématiques tangentiels au mouvement effecteur/pièce. Nous avons montré que des modèles plus proches du comportement physique de la structure (VPOp-Dyn) permettraient de faire un lien plus réaliste, aux capacités de l'entraînement et des actionneurs pour accroître encore les performances.

La maîtrise de la planification de la vitesse d'avance permet alors de proposer des solutions de construction de trajets compatibles, adaptés à la structure 5 axes et au paramétrage actuel des axes. Ces solutions sont locales (Géo5X-Corner, -Sing), mais aussi globales (Géo5x-Max, -Kin). Les fluctuations de vitesse d'avance et la vitesse d'avance maximale atteignable au cours du trajet ne sont plus subies lors de l'exécution.

Un verrou a pu alors être levé, grâce au décloisonnement de la génération des trajectoires avec

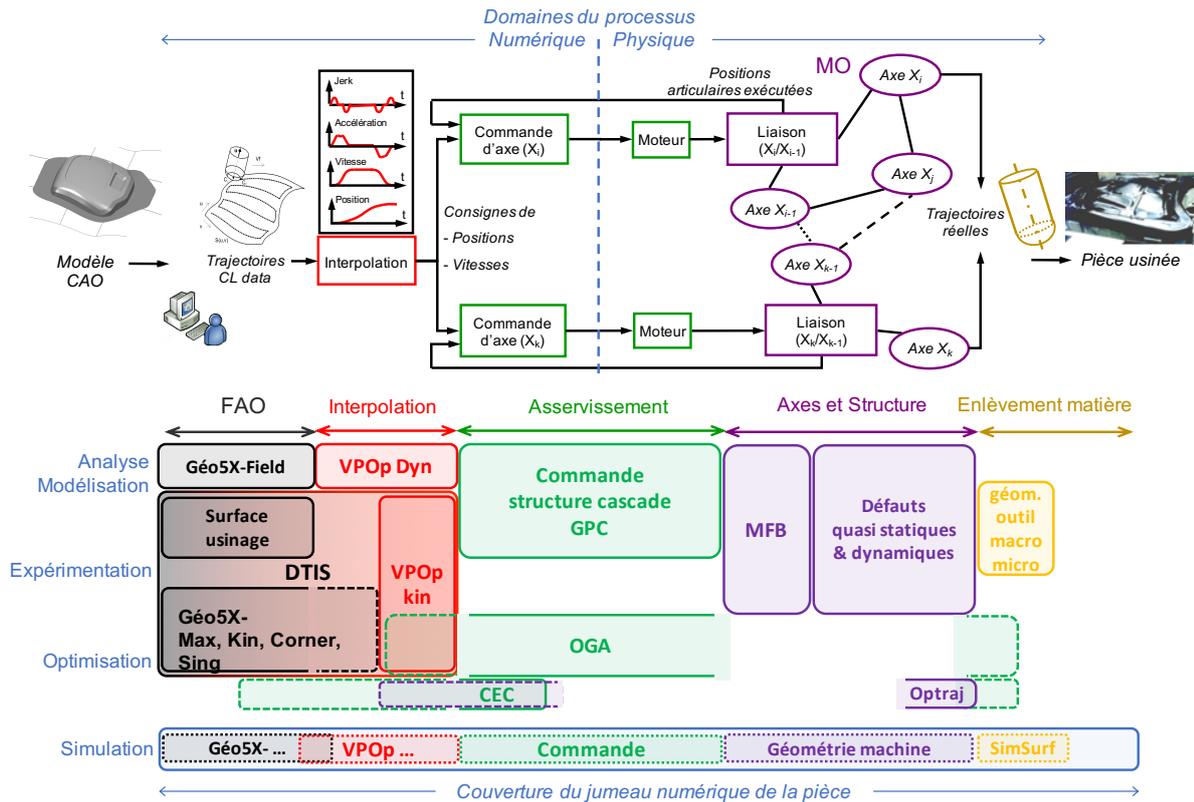


FIGURE 6.1 – Positionnement des travaux dans le processus

l'interpolation temporelle : la méthode DTIS fusionne la géométrie jusqu'à la commande des axes, tout en exploitant au mieux les capacités cinématiques du centre d'usinage. La mise en place sur machine industrielle a montré les gains significatifs tant en qualité de pièce, qu'en productivité.

La commande des axes par l'asservissement a été investiguée à moins grande échelle, mais en proposant de relier plus fidèlement l'objectif terminal, c'est-à-dire l'écart de la surface usinée à la surface nominale, avec l'asservissement. La composition de la géométrie dans la chaîne numérique (FAO, interpolation) et physique (transformation 5 axes, structure) doit être plus largement considérée au sein de la commande pour piloter en temps réel les axes. Les initiatives menées dans OGA et CEC laissent des perspectives ouvertes et intéressantes sur l'adaptation possible de la commande à la géométrie des pièces tout en respectant le système.

Dans la suite du processus, la structure machine est maintenant bien caractérisée d'un point de vue quasi statique, avec connaissance de l'incertitude associée. Le nouvel étalon MFB développé, les procédures d'identification et les calculs d'incertitude estiment et bornent l'écart volumétrique dans l'espace de travail. Ils contribuent à la certification MO de la géométrie du moyen de production. Pour se positionner en contexte d'usinage à grande vitesse et en finition, les travaux sur le comportement dynamique de la structure montrent et quantifient le lien entre géométrie de trajectoire, interpolation et déviations géométriques en pointe outil. Bien que le principe même des effets inertiels présents en UGV ait été mis en équations et relié à l'écart volumétrique, la complexité très élevée de la structure dans son comportement modal, limite encore la synthèse pour remonter à la trajectoire.

La prédiction de la géométrie des surfaces usinées est améliorée par la simulation réaliste des différentes étapes de ce processus et permet d'aboutir à la prévision et détection d'écarts et

défauts.

Concernant l'étape d'enlèvement matière, les avancées restent purement géométriques ; elles améliorent la fidélité de la géométrie et du mouvement enveloppe de la zone coupante de l'outil. Le passage de l'échelle macroscopique à une échelle plus microscopique pour la topographie de surface est débuté avec la modélisation de l'arête de coupe, allant jusqu'à la simulation de marques et défauts d'usure. Ces deux niveaux de simulation géométrique permettent d'améliorer la prédiction multiéchelle de paramètres.

Les solutions actuelles en matière de calcul sur carte graphique (SimSurf), exploitées en accord avec les principes de simulation, autorisent une interaction entre maquette numérique et utilisateur ; elles permettent de nouvelles simulations jusque là non exploitables dans la dynamique et dans le cycle de développement des produits.

Les simulations des différents modèles, de la trajectoire, par le traitement de la CN, par le suivi de la commande, puis par les modèles de comportement machine et de géométrie d'outil contribuent à enrichir la simulation de la surface résultante du processus global. Chacun de ces maillons reste construit de façon élémentaire, mais certains d'entre eux commencent à se chaîner de façon plus unifiée : trajectoire nativement adaptée pour l'interpolation ; commande et enveloppe laissant la surface finie, etc. Tous ces résultats couvrent en grande partie l'étendue du processus et sont les fondations pour la création d'un jumeau numérique des pièces usinées.

Perspectives à court terme

Perspectives scientifiques à plus long terme

Capitalisation des travaux dans un jumeau numérique unifié

Évolutions en fabrication additive

Bibliographie

- ABÉCASSIS, F. (2012). Vers une simulation réaliste des états de surfaces par calculs massivement parallèles sur processeurs graphiques. Rapport technique, École Normale Supérieure de Cachan - stage de fin d'étude EPITA, majeure de calcul scientifique et image.
- ABÉCASSIS, F., LAVERNHE, S., TOURNIER, C. et BOUCARD, P.-A. (2015). Performance evaluation of CUDA programming for 5-axis machining multi-scale simulation. *Computers in Industry*, 71:1–9.
- ALTINTAS, Y., BRECHER, C., WECK, M. et WITT, S. (2005). Virtual machine tool. *CIRP Annals*, 54(2):115 – 138.
- ALTINTAS, Y., KERSTING, P., BIERMANN, D., BUDAK, E., DENKENA, B. et LAZOGLU, I. (2014). Virtual process systems for part machining operations. *CIRP Annals*, 63(2):585 – 605.
- ANDOLFATTO, L., MAYER, R. et LAVERNHE, S. (2011a). Adaptive Monte Carlo applied to uncertainty estimation in five axis machine tool link errors identification with thermal disturbance. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(7-8):618–627.
- ANDOLFATTO, L., MAYER, R. et LAVERNHE, S. (2011b). Evaluation of servo, geometric and dynamic error sources on five axis High-Speed Machine tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(10-11):787–796.
- ARRAZOLA, P., ÖZEL, T., UMBRELLO, D., DAVIES, M. et JAWAHIR, I. (2013). Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals*, 62(2):695 – 718.
- BEUDAERT, X. (2013). *Commande numérique ouverte : interpolation optimisée pour l'usinage 5 axes grande vitesse des surfaces complexes*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- BEUDAERT, X., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2012). Feedrate interpolation with axis jerk constraints on 5-axis NURBS and G1 tool path. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 57:73 – 82.
- BEUDAERT, X., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2013a). 5-axis local corner rounding of linear tool path discontinuities. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 73:9 – 16.
- BEUDAERT, X., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2013b). Velocity Profile Optimization software (VPOp software). Dépôt logiciel auprès de l'Agence pour la Protection des Programmes. n°IDN.FR.001.190010.000.S.P.2014.000.30600.
- BEUDAERT, X., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2014). Direct trajectory interpolation on the surface using an open CNC. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 75(1-4):535–546.

- BOHEZ, E.-L.-J. (2002). Compensating for systematic errors in 5-axis nc machining. *Computer-Aided Design*, 34(5):391 – 403.
- DENKENA, B., BÖSS, V., NESPOR, D., GILGE, P., HOHENSTEIN, S. et SEUME, J. (2015). Prediction of the 3d surface topography after ball end milling and its influence on aerodynamics. *Dans 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations (CMMO), Karlsruhe (Germany)*, volume 31 de *Procedia CIRP*, pages 221 – 227.
- DUC, E. (1998). *Usinage des formes gauches, contribution à l'amélioration de la qualité des trajectoires d'usinage*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- DUONG, T.-Q. (2018). *lOis de coMmande adaptativE pour l'usinaGe multiAxes : OMEGA*. Thèse de doctorat, Centrale-Supélec.
- DUONG, T.-Q., RODRÍGUEZ-AYERBE, P., LAVERNHE, S., TOURNIER, C. et DUMUR, D. (2016). Offline gain adjustment with constraints for contour error reduction in High Speed Milling. *Dans IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, AIM 2016, Banff (Canada), IEEE ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, pages 201–206.
- DUONG, T.-Q., RODRÍGUEZ-AYERBE, P., LAVERNHE, S., TOURNIER, C. et DUMUR, D. (2017). Receding horizon based offline gain adjustment for contour error reduction in High Speed Milling. *Dans CIRP ICME '16 - 10th CIRP Conference on Intelligent Computation In Manufacturing Engineering, Ischia (Italy)*, volume 62 de *Procedia CIRP*, pages 227–232.
- DUONG, T.-Q., RODRÍGUEZ-AYERBE, P., LAVERNHE, S., TOURNIER, C. et DUMUR, D. (2018). Contour error pre-compensation for 5-axis high speed machining : off-line gain adjustment approach. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*.
- ERKORKMAZ, K., CHEN, Q.-G. C., ZHAO, M.-Y., BEUDAERT, X. et GAO, X.-S. (2017). Linear programming and windowing based feedrate optimization for spline toolpaths. *CIRP Annals*, 66(1):393 – 396.
- ERKORKMAZ, K., YEUNG, C.-H. et ALTINTAS, Y. (2006). Virtual cnc system. part II. high speed contouring application. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(10):1124 – 1138.
- GRANDGUILLAUME, L. (2017). *Exécution adaptative de trajectoires 5 axes sur structures poly-articulées*. Thèse de doctorat, École normale supérieure Paris-Saclay.
- GRANDGUILLAUME, L., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2016). A tool path patching strategy around singular point in 5-axis ball-end milling. *International Journal of Production Research*, 54(24):7480–7490.
- GROSS, H., HAMANN, J. et WIEGÄRTNER, G. (2001). *Electrical Feed Drives in Automation : Basics, Computation, Dimensioning*. Publicis MCD Corporate Publishing - Siemens, 1st édition.
- HEIDENHAIN (2012). *Technical Manual, iTNC 530 HSCI, NC software*. Heidenhain.
- HU, P., CHEN, L. et TANG, K. (2017). Efficiency-optimal iso-planar tool path generation for five-axis finishing machining of freeform surfaces. *Computer-Aided Design*, 83:33 – 50.
- HU, P. et TANG, K. (2011). Improving the dynamics of five-axis machining through optimization of workpiece setup and tool orientations. *Computer-Aided Design*, 43(12):1693 – 1706.

- HUANG, J., DU, X. et ZHU, L.-M. (2018). Real-time local smoothing for five-axis linear tool-path considering smoothing error constraints. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 124:67 – 79.
- ISO 25178-2 (2012). Geometrical product specifications (GPS) - Surface texture : Areal - Part 2 : Terms, definitions and surface texture parameters.
- JACHYM, M., LAVERNHE, S., EUZENAT, C. et TOURNIER, C. (2018). Effective NC machining simulation with OptiX ray tracing engine. *The Visual Computer, International Journal of Computer Graphics*, pages 1–8.
- JIA, Z.-Y., MA, J.-W., SONG, D.-N., WANG, F.-J. et LIU, W. (2018). A review of contouring-error reduction method in multi-axis CNC machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 125:34 – 54.
- KONO, D., LORENZER, T., WEIKERT, S. et WEGENER, K. (2010). Evaluation of modelling approaches for machine tool design. *Precision Engineering*, 34(3):399 – 407.
- LACHARNAY, V. (2014). *Modélisation mécanique des champs répulsifs pour la génération de trajectoires 5 axes hors collision*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- LACHARNAY, V., LAVERNHE, S., TOURNIER, C. et LARTIGUE, C. (2015). A physically-based model for global collision avoidance in 5-axis point milling. *Computer-Aided Design*, 64:1–8.
- LASEMI, A., XUE, D. et GU, P. (2010). Recent development in cnc machining of freeform surfaces : A state-of-the-art review. *Computer-Aided Design*, 42(7):641 – 654.
- LAVERNHE, S. (2006). *Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- LAVERNHE, S., ABÉCASSIS, F., TOURNIER, C. et BOUCARD, P.-A. (2016). SIMulation réaliste des états de SURFace (SIMSURF). Dépôt logiciel auprès de l'Agence pour la Protection des Programmes. n°IDDN.FR.001.290023.000.S.P.2016.000.30600.
- LAVERNHE, S., QUINSAT, Y. et LARTIGUE, C. (2010). Model for the prediction of 3D surface topography in 5-axis milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 51(9-12):915–924.
- LAVERNHE, S., QUINSAT, Y., LARTIGUE, C. et BROWN, C. (2014). Realistic simulation of surface defects in five-axis milling using the measured geometry of the tool. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 74(1-4):393–401.
- LAVERNHE, S., TOURNIER, C. et LARTIGUE, C. (2007). Integration de contraintes cinématiques pour le calcul de l'orientation optimisée de l'axe de l'outil en usinage à 5 axes. Dans *4^{es} Assises Machine-outil et Usinage Grande Vitesse (MUGV), Aix en Provence (France)*, volume 8 de *Mécanique et Industries*, pages 419–427.
- LAVERNHE, S., TOURNIER, C. et LARTIGUE, C. (2008a). Kinematical performance prediction in multi-axis machining for process planning optimization. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 37(5-6):534–544.
- LAVERNHE, S., TOURNIER, C. et LARTIGUE, C. (2008b). Optimization of 5-axis high-speed machining using a surface based approach. *Computer-Aided Design*, 40(10-11):1015–1023.

- LAYEGH, S. E. et LAZOGLU, I. (2017). 3d surface topography analysis in 5-axis ball-end milling. *CIRP Annals*, 66(1):133 – 136.
- NF ISO 10791-6 (2014). Conditions d'essai pour centres d'usinage - Partie 6 : Précision des vitesses et interpolations.
- NF ISO 230-1 (2012). Code d'essais des machines-outils - Partie 1 : Exactitude géométrique des machines fonctionnant à vide ou dans des conditions quasi-statiques.
- NF ISO 230-7 (2007). Code d'essais des machines-outils - Partie 7 : Exactitude géométrique des axes de rotation.
- NF ISO 841 (2004). Systèmes d'automatisation industrielle et intégration - Commande numérique des machines, système numérique de coordonnées et nomenclature du mouvement.
- PRÉVOST, D. (2011). *Modélisation avancée du couple Machine-Outil / Commande Numérique dans un contexte UGV pour l'optimisation du calcul de trajectoires multi-axes*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- PRÉVOST, D., LAVERNHE, S., LARTIGUE, C. et DUMUR, D. (2011a). Feed drive modelling for the simulation of tool path tracking in multi-axis High Speed Machining. *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems*, 4(3-4):266–284.
- PRÉVOST, D., LAVERNHE, S., LOUF, F. et ROUCH, P. (2011b). Modélisation et évaluation du comportement dynamique d'une structure de machine outil UGV pour la prédiction des défauts géométriques. *Dans 20^e Congrès Français de Mécanique (CFM), Besançon (France)*.
- QUINSAT, Y., LAVERNHE, S. et LARTIGUE, C. (2011). Characterization of 3D surface topography in 5-axis milling. *Dans The 12th International Conference on Metrology and Properties of Engineering Surfaces (Poland)*, volume 271 de *Wear*, pages 590 – 595.
- SARTORI, S. et ZHANG, G.-X. (1995). Geometric error measurement and compensation of machines. *CIRP Annals*, 44(2):599 – 609.
- SCHWENKE, H., KNAPP, W., HAITJEMA, H., WECKENMANN, A., SCHMITT, R. et DELBRESSINE, F. (2008). Geometric error measurement and compensation of machines—an update. *CIRP Annals*, 57(2):660 – 675.
- SO, B., JUNG, Y., KURFESS, T. et HWANG, S. (2007). 5-axis machining speed enhancement by step length optimization. *Dans 3rd International Conference on Advanced Forming and Die Manufacturing Technology*, volume 187-188 de *Journal of Materials Processing Technology*, pages 2 – 5.
- TAJIMA, S. et SENCER, B. (2017). Global tool-path smoothing for CNC machine tools with uninterrupted acceleration. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 121:81 – 95.
- TOURNIER, C. (2001). *Contribution à la conception des formes complexes : La surface d'usinage en fraisage 5 axes isocrête*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- TOURNIER, C., LAVERNHE, S. et LARTIGUE, C. (2006a). 5-axis high speed milling optimisation. *Revue internationale d'ingénierie numérique*, 2(1-2):173–184.
- TOURNIER, C., LAVERNHE, S. et LARTIGUE, C. (2006b). Tool path generation and postprocessor issues in five-axis high speed machining of hydro turbine blades. *Dans The 5th International Conference on High Speed Machining*.

- TULSYAN, S. et ALTINTAS, Y. (2015). Local toolpath smoothing for five-axis machine tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 96:15 – 26.
- VIPREY, F. (2016). *Modélisation et caractérisation des défauts de structure de machine-outil 5 axes pour la mesure in-process*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan.
- VIPREY, F., NOUIRA, H., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2016). Novel multi-feature bar design for machine tools geometric errors identification. *Precision Engineering*, 46:323–338.
- VIPREY, F., NOUIRA, H., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2018). Exploitation of a novel thermo-invariant Multi-Feature Bar for high-precision CMMs and machine tools testing. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*.
- VULLIEZ, M., LAVERNHE, S. et BRUNEAU, O. (2017). Dynamic approach of the feedrate interpolation for trajectory planning process in multi-axis machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 88(5):2085–2096.
- WAN, M., LIU, Y., XING, W.-J. et ZHANG, W.-H. (2018). Singularity avoidance for five-axis machine tools through introducing geometrical constraints. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 127:1 – 13.
- XIANG, S. et ALTINTAS, Y. (2016). Modeling and compensation of volumetric errors for five-axis machine tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 101:65 – 78.