



HAL
open science

Génération en ligne de trajectoires d'usinage par une approche de réduction de modèle

Fabien Poulhaon

► **To cite this version:**

Fabien Poulhaon. Génération en ligne de trajectoires d'usinage par une approche de réduction de modèle. Génie mécanique [physics.class-ph]. Ecole Centrale de Nantes, 2015. Français. NNT : . tel-02985779

HAL Id: tel-02985779

<https://hal.science/tel-02985779>

Submitted on 2 Nov 2020

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.

Thèse de Doctorat

Fabien POULHAON

*Mémoire présenté en vue de l'obtention du
grade de Docteur de l'Ecole Centrale de Nantes
sous le label de L'Université Nantes Angers Le Mans*

École doctorale : Sciences Pour l'Ingénieur, Géosciences, Architecture

Discipline : Génie Mécanique, Productique Transport

Unité de recherche : Institut de Recherche en Génie civil et Mécanique – UMR CNRS 6183

Soutenue le 18 Mars 2015

Génération en ligne de trajectoires d'usinage par une approche de réduction de modèle

JURY

Président :	Emmanuel DUC , Professeur des Universités, Institut Français de Mécanique Avancée, Clermont-Ferrand
Rapporteurs :	Claire LARTIGUE , Professeur des Universités, IUT de Cachan - Université Paris-Sud Philippe LORONG , Professeur des Universités, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, ParisTech
Examineur :	Pedro ARRAZOLA , Professeur, Université de Mondragón, Espagne
Invité :	Patrick RABALLAND , Responsable R&T, Stelia Aerospace, Saint Nazaire
Directeur de Thèse :	Francisco CHINESTA , Professeur des Universités, GeM, Ecole Centrale de Nantes
Co Directeur :	Jean-Yves HASCOËT , Professeur des Universités, IRCCyN, Ecole Centrale de Nantes
Co Encadrants :	Mathieu RAUCH , Maître de Conférences, IRCCyN, Ecole Centrale de Nantes Adrien LEYGUE , Chargé de Recherche, GeM, Ecole Centrale de Nantes

Remerciements

Cette thèse a été financée par la région Pays de La Loire, dans le cadre du projet ARTUR. Ces années passées au sein des laboratoires GeM et IRCCyN de l'Ecole Centrale de Nantes ont été une source d'enrichissement considérable. J'exprime toute ma reconnaissance à la Direction de ces deux laboratoires pour m'avoir accueilli, soutenu et permis d'aborder et d'apprécier le travail de recherche. Au cours de ces trois années, j'ai côtoyé de nombreuses personnes dont les diverses contributions à l'accomplissement de ce travail méritent une mention toute particulière.

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur de thèse, Francisco Chinesta, Professeur à l'Ecole Centrale de Nantes, pour la confiance qu'il m'a accordée, l'enthousiasme et l'énergie débordante qu'il a su m'insuffler tout au long de ces trois années. Je remercie aussi mon co-directeur, Jean-Yves Hascoët, Professeur à l'Ecole Centrale de Nantes, pour s'être montré disponible et toujours à l'écoute malgré un emploi du temps chargé.

Je tiens à remercier chaleureusement Matthieu Rauch, Maître de Conférences à l'Ecole Centrale de Nantes, pour son encadrement, son soutien et les nombreux conseils avisés sur lesquels j'ai pu m'appuyer tout au long de ce travail. Un grand merci à Adrien Leygue, Chargé de Recherche CNRS au GeM, pour son encadrement et les nombreuses discussions que nous avons eu et qui ont été sources d'inspiration et de curiosité.

Un merci tout particulier à Gilles Carabin et Thierry Broquin sans qui les diverses campagnes expérimentales n'auraient tout simplement pas été possibles. Ils ont toujours été à l'écoute de mes besoins et m'ont proposé de nombreuses alternatives pour faire face aux obstacles rencontrés.

Mes remerciements vont également aux membres du jury qui ont accepté d'examiner ce travail de thèse et tout particulièrement aux rapporteurs Madame Claire Lartigue et Monsieur Philippe Lorong, Professeurs respectivement à l'IUT Cachan et à l'ENSAM ParisTech, qui m'ont apporté de précieuses remarques. Merci aussi à Monsieur Emmanuel Duc, Professeur à l'IFMA de Clermont-Ferrand, qui a accepté la présidence du jury. Je remercie aussi la société Stelia Aerospace pour sa collaboration au projet et les cas d'études fournis.

J'adresse mes remerciements à l'ensemble des membres de l'équipe MPTC qui ont contribué à l'instauration d'une bonne ambiance de travail, élément indispensable pour mener à bien ce travail de longue haleine. Merci à mes collègues de bureau qui ont évolué au gré de mes déménagements, José, Benedikt, Hugo, Xiaoli, Guangtao, Brice, Arun et tous les autres membres de l'équipe avec qui j'ai pu partager des moments de convivialité à la fois au sein du laboratoire et à l'extérieur, et que je ne peux énumérer tant la liste est longue : ils me pardonneront, je l'espère.

Pour terminer, je souhaite remercier ma famille qui n'a cessé de me soutenir et de m'encourager dans tous mes choix. Enfin, je veux remercier Nathalie, qui embellit mon quotidien et qui a contribué, plus qu'elle ne l'imagine, à la réussite de ce travail.

Table des matières

Introduction	1
1 Chapitre 1 : La génération de trajectoires sur les MOCN	5
1.1 Les Machines-Outils à Commande Numérique : Généralités	7
1.1.1 Un aperçu historique	7
1.1.1.1 Les débuts	7
1.1.1.2 Automatisation	7
1.1.2 Structure d'une MOCN	9
1.1.2.1 Partie Opérative	9
1.1.2.2 Commande Numérique (CN)	10
1.1.3 CN propriétaire et CN ouverte	11
1.1.3.1 Limitations des CN propriétaires	11
1.1.3.2 CN ouverte	12
1.1.3.3 Synthèse	13
1.2 Programmation des MOCN	14
1.2.1 Programmation conventionnelle	14
1.2.1.1 La chaîne numérique	14
1.2.1.2 Post-processeur et code(s) G	15
1.2.1.3 Lacunes du code G	15
1.2.1.4 L'émergence d'un nouveau standard : le STEP-NC	16
1.2.2 Programmation avancée des MOCN	19
1.2.2.1 Limitations de la programmation conventionnelle	19
1.2.2.2 Méthodes prédictives	20
1.2.2.3 Méthodes correctives	24
1.2.2.4 Bilan	26
1.3 Usinage adaptatif	27
1.3.1 La réponse à un besoin de flexibilité	27
1.3.2 Approches actuelles en usinage adaptatif	27
1.3.2.1 Digitalisation de la pièce brute	28
1.3.2.2 Calcul d'une trajectoire conforme	31
1.3.2.3 Transformation d'une trajectoire existante	32
1.3.3 Apports et lacunes des approches actuelles	32
1.3.4 Vers la génération d'une trajectoire en temps-réel	33
1.3.4.1 Le pilotage en temps-réel	33
1.3.4.2 Usinage adaptatif et temps-réel	34
1.4 Positionnement et axes de recherche	34
1.4.1 Positionnement de l'étude	34
1.4.1.1 Opérations d'usinage concernées	34
1.4.1.2 Clarification du vocabulaire employé	35

1.4.1.3	Problématiques abordées	35
1.4.1.4	Type d'usinage considéré	40
1.4.2	Axes de recherche transverses	41
1.4.2.1	Combiner connaissances, observations et prédictions : vers un DDDAS	41
1.4.2.2	Tenir compte de contraintes temps-réel : solutions légères pour une utilisation en ligne	42
1.4.2.3	Pilotage de la commande par le procédé : vers une CN plus ouverte	43
2	Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques	45
2.1	Les sources de variabilités géométriques	47
2.1.1	Écarts morphologiques au sein du lot de pièces brutes	47
2.1.1.1	Écarts de fabrication introduits lors d'étape(s) amont(s)	47
2.1.1.2	Déformation résiduelle	48
2.1.2	Défauts de mise en position	49
2.1.2.1	Répétabilité, stabilité et immobilité du montage	49
2.1.2.2	Flexibilité de la pièce brute	50
2.1.3	Synthèse : Besoin d'un processus de génération de trajectoire "intelligent"	50
2.2	Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage	51
2.2.1	Hypothèses de travail	51
2.2.2	Usinage en boucle fermée : un premier pas vers le temps-réel	51
2.2.3	Acquisition en ligne d'une donnée procédé représentative	53
2.2.3.1	Efforts de coupe	53
2.2.3.2	Mesure laser de la pièce	55
2.2.4	Algorithme de traitement des données	58
2.2.4.1	D'une information locale à une approximation globale	58
2.2.4.2	Décomposition de l'écart géométrique	59
2.2.4.3	Extraction d'une base réduite	62
2.2.4.4	Extrapolation en ligne de l'écart géométrique	70
2.2.4.5	Nombre de mesures nécessaires : théorie et cas pratique	71
2.2.4.6	Notion de phase d'apprentissage	72
2.2.5	Mise à jour du parcours d'usinage : dialogue en ligne avec la MOCN	75
2.2.5.1	Pilotage de l'altitude de l'outil	75
2.2.5.2	Flux de données et synchronisation	77
2.3	Etude numérique	80
2.3.1	Propriété filtrante de la base POD vis-à-vis du bruit de mesure	81
2.3.2	Influence de la calibration	84
2.3.2.1	Scénario 1 : Perturbation de x_l	85
2.3.2.2	Scénario 2 : Perturbation de y_l	86
2.3.2.3	Scénario 3 : Perturbation de l'orientation	87
2.3.3	Influence de la trajectoire d'approche	90
2.3.3.1	En l'absence de bruit de mesure	90
2.3.3.2	Introduction d'un bruit de mesure	95
2.3.4	Impact d'une désynchronisation	100
2.3.4.1	Lors de l'acquisition	100

2.3.4.2	Lors de la mise à jour de la trajectoire	100
2.3.5	Synthèse de l'étude numérique	100
2.4	Campagne expérimentale	101
2.4.1	Premier essai : Étude de faisabilité	103
2.4.2	Second essai : Usinage d'une pièce avec défaut de planéité	105
2.4.3	Troisième essai : Usinage d'une pièce simple courbure	111
2.4.4	Synthèse de l'étude expérimentale	115
2.5	Conclusion	116

3	Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles	119
3.1	Généralités sur les contraintes résiduelles	122
3.1.1	Définition et différentes échelles de contraintes	122
3.1.2	Mécanismes de formation des contraintes résiduelles de type I	123
3.1.3	Etapas de mise en forme et profils de contraintes associés	125
3.1.3.1	Laminage	125
3.1.3.2	Roulage	126
3.1.4	Principaux traitements de relaxation des contraintes résiduelles	127
3.1.4.1	Déformation plastique	128
3.1.4.2	Fluage	128
3.1.4.3	Vibration	130
3.1.5	Méthodes de mesure	130
3.1.5.1	Méthodes destructives ou semi-destructives	130
3.1.5.2	Méthodes non destructives	133
3.1.5.3	Bilan	135
3.2	Contraintes résiduelles et distorsion	136
3.2.1	Enjeux pour le secteur aéronautique	137
3.2.2	Mécanismes de la distorsion	137
3.2.2.1	Matériau et état initial de la matière	137
3.2.2.2	Géométrie de la pièce fabriquée	138
3.2.2.3	Contraintes inhérentes à l'opération d'usinage	139
3.2.2.4	Synthèse	141
3.2.3	Cadre de travail choisi	142
3.2.3.1	Pièces concernées par l'étude	142
3.2.3.2	Dispositif de bridage	143
3.2.3.3	Choix concernant les sources de distorsion prépondérantes	144
3.3	Modèle numérique pour l'enlèvement de matière	145
3.3.1	Génération numérique d'un champ de contraintes auto-équilibrées	145
3.3.2	Détermination du volume de matière usiné	148
3.3.2.1	Méthode des dexels	148
3.3.2.2	Approche level-set	149
3.3.3	Modèle élastique linéaire isotrope	151
3.3.3.1	Description	152
3.3.3.2	Résolution	153
3.3.4	Approche classique et réduction de modèle	153
3.3.4.1	Géométrie dégénérée : un verrou numérique	154
3.3.4.2	Séparation espace/espace du domaine de calcul	154
3.3.4.3	Apports pour la simulation de l'enlèvement de matière	156
3.4	Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée	157

3.4.1	Objectifs visés	159
3.4.1.1	Anticipation des déplacements de la surface usinée visée au cours de l'usinage	159
3.4.1.2	Prédiction de la forme finale de la pièce	159
3.4.2	Méthodologie	160
3.4.2.1	Cahier des charges	160
3.4.2.2	Boucle de retour	160
3.4.2.3	Notion de surface usinée visée	161
3.4.3	Mise en oeuvre	161
3.4.3.1	Evaluation des déplacements de la surface usinée au cours de l'opération	161
3.4.3.2	Algorithme de calcul	164
3.4.3.3	Mise à jour du parcours d'usinage : dialogue en ligne avec la MOCN	174
3.5	Validation numérique	175
3.5.1	Principe de l'expérience numérique	175
3.5.2	Tôle plane laminée	176
3.5.2.1	Sans bruit de mesure	177
3.5.2.2	Prise en compte d'un bruit de mesure	182
3.5.3	Géométrie simple courbure	187
3.5.3.1	Parcours-outil généré en ligne	188
3.5.3.2	Prédiction de la forme finale de la pièce	190
3.5.4	Synthèse de l'étude numérique	193
3.6	Conclusion	193
	Conclusions et perspectives	197
	Références bibliographiques	205
	A Equivalence de la SVD et d'un problème aux valeurs propres	221
	B Calibration du capteur laser	223
	B.1 Réglage de l'orientation du capteur	223
	B.2 Position du point d'émission du faisceau dans le repère machine	224
	C Calcul analytique du volume usiné	227
	D Séparation espace/espace pour la simulation de l'enlèvement de matière	229
	D.1 Formulation faible du problème	229
	D.2 Séparation espace/espace	230
	D.2.1 Fonction indicatrice de la présence de matière	233
	D.2.2 Calcul de \mathbf{R} : problème 2D dans le domaine Ω_{xy}	235
	D.2.3 Calcul de \mathbf{S} : problème 1D dans le domaine Ω_z	237

Liste des figures

1.1	Évolution des MOCN	8
1.2	Architecture d'une MOCN [François, 2006]	9
1.3	Fonctionnement général d'une MOCN	10
1.4	Entrées et sorties d'une CN propriétaire	12
1.5	Chaîne numérique pour l'usinage d'une pièce	14
1.6	Syntaxe utilisée dans l'ISO 6983, [Prod'homme, 1996]	15
1.7	Réorganisation de la chaîne numérique avec l'emploi du standard STEP-NC, [Rauch, 2007]	17
1.8	Enrichissement progressif du fichier d'information au fil de la chaîne numérique	17
1.9	Comparaison de l'ISO 6983 et de l'ISO 14649, [Rauch, 2007]	18
1.10	SPAIM implémentée sur MOCN Verne de l'IRCCyN, [Rauch <i>et al.</i> , 2012]	18
1.11	Variation de la vitesse d'avance lors du suivi d'un profil présentant des discontinuités de tangence, [Dugas <i>et al.</i> , 2003].	20
1.12	Prédiction de la flexion élastique de l'outil lors de la coupe	20
1.13	Compensation de trajectoire intégrant la flexion de l'outil, [Seo, 1998]	21
1.14	Prise en compte des caractéristiques cinématiques de la MOCN, [Bosetti et Bertolazzi, 2014]	22
1.15	Machine-outil virtuelle développée par Siemens PLM pour la conception de programmes d'usinage, [Siemens PLM Software, 2014].	23
1.16	Exemple d'optimisation de la vitesse d'avance à l'aide du module OptiPath [®] du logiciel VERICUT [®] , [CGTech, 2014]	23
1.17	Contrôle en boucle fermée de la vitesse d'avance, [Zuperl <i>et al.</i> , 2011]	24
1.18	Schéma de principe de l'approche ICAM, [Hascoët et Rauch, 2006]	25
1.19	Mesure indirecte des efforts de coupe via les couples moteur, [Hascoët et Rauch, 2006]	26
1.20	Usinage adaptatif	27
1.21	Classification des techniques de digitalisation de surface, [Li et Gu, 2004]	28
1.22	Stratégie de <i>morphing</i> de trajectoire	32
1.23	Poches usinées mécaniquement dans des panneaux de fuselage, [Aérolia, 2014]	35
1.24	Machine de la gamme F5X-Large, [Dufieux Industrie, 2014]	37
1.25	Dispositif de bridage du panneau utilisé dans le centre d'usinage F5X, Aérolia [©]	38
1.26	Procédé F5X : Tête d'appui et tête d'usinage, Aérolia [©]	38
1.27	Principe de l'asservissement de l'effort de contact sur la tête d'appui	39
1.28	Usinage trois axes, [Siemens AG, 2004]	40
1.29	Point de contact outil/matière sur surface cible et décalage normal, [Siemens AG, 2004]	41
1.30	Axes de recherche transverses abordés au cours de cette étude	41

1.31	Axe de recherche n°1 : Connaissance / Observation / Prédiction	42
1.32	Pilotage de la commande par le procédé	43
2.1	Écart de fabrication générés par des erreurs sur les caractéristiques des entités, [Tichadou, 2004]	47
2.2	Écart de fabrication générés sur la surface usinée, [Prévoist, 2011]	48
2.3	Défauts de forme et de positionnement	50
2.4	Usinage adaptatif avec approche du type <i>morphing</i> de trajectoire	51
2.5	Usinage en boucle fermée	52
2.6	Platine dynamométrique Kistler	53
2.7	Comparaison de l'effort de mise en forme évalué via le DCN et mesuré à l'aide d'un dynamomètre, [Rauch, 2007]	54
2.8	Montage du laser nappe sur la tête d'usinage - MOCN VERNE	56
2.9	Principe de fonctionnement du capteur laser	57
2.10	Zone balayée au cours du trajet outil	59
2.11	Zone d'intérêt et écart géométrique	60
2.12	Décomposition de l'écart géométrique	60
2.13	Classification retenue pour l'écart géométrique	61
2.14	Enrichissement de la base numérique d'écarts géométriques par des observations physiques	62
2.15	Troncature de la décomposition en valeurs singulières	64
2.16	Première interprétation géométrique de la SVD : déformation de la boule unité	65
2.17	Seconde interprétation géométrique de la SVD : rotation dans l'espace des phases	66
2.18	Redondance des mesures pour certaines configurations outil/nappe	71
2.19	Balayage anticipé de la zone d'intérêt	72
2.20	Trajectoire d'apprentissage	73
2.21	Ajustement de l'altitude de l'outil	75
2.22	Jauge de longueur d'outil	76
2.23	Pilotage de l'altitude outil par modification de la jauge de longueur	77
2.24	Différents flux de données	78
2.25	Influence de la fréquence de rafraîchissement du signal analogique pilotant la jauge de longueur d'outil	79
2.26	Définition classique et définition enrichie du trajet outil - Points de passage et signal de synchronisation de position associé	80
2.27	Surface considérée pour l'étude paramétrique	81
2.28	Erreur d'approximation dans \mathcal{F} (gauche) et \mathcal{B} (droite) en l'absence de bruit.	82
2.29	Erreur d'approximation dans \mathcal{F} (gauche) et \mathcal{B} (droite) avec bruit $\mathcal{N}(0, 0.1)$ et 121 points de mesure.	82
2.30	Erreur d'approximation dans \mathcal{F} (gauche) et \mathcal{B} (droite) avec bruit $\mathcal{N}(0, 0.1)$ et 441 points de mesure.	83
2.31	Erreur d'approximation dans \mathcal{F} (gauche) et \mathcal{B} (droite) avec bruit $\mathcal{N}(0, 0.1)$ et 2601 points de mesure.	83
2.32	Position et orientation du laser dans l'espace machine	84
2.33	Erreur d'approximation de l'écart géométrique évaluée le long du parcours outil dans le cas d'une mauvaise évaluation de x_l	85
2.34	Valeurs prises par la fonction G pour les différents défauts de calibration considérés	86

2.35	Erreur d'approximation de l'écart géométrique évaluée le long du parcours outil dans le cas d'une mauvaise évaluation de y_l	87
2.36	Illustration des trois scénarios considérés dans l'étude de l'influence de la calibration	88
2.37	Cartes d'erreur d'approximation dans le cas d'une mauvaise évaluation de l'angle θ_z	89
2.38	Évolution de l'erreur d'approximation de la surface au cours de la phase d'approche	91
2.39	Modes POD d'écart géométrique : modes 1 à 6	92
2.40	Modes POD d'écart géométrique : modes 7 à 10	93
2.41	Influence de la vitesse d'avance lors de la phase d'approche	93
2.42	Évolution de l'erreur d'approximation au cours de la phase approche avec nappe à 45°	94
2.43	Influence de la vitesse d'avance lors de la phase d'approche avec nappe à 45°	94
2.44	Évolution de l'erreur d'approximation au cours de la phase approche avec nappe à 45° et avec un bruit de mesure	95
2.45	Carte d'erreur absolue à l'issue de de la phase approche avec nappe à 45° et bruit de mesure $\mathcal{N}(0, 0.1)$	96
2.46	Parcours d'approche et d'usinage considéré pour la détermination d'une surface représentative	97
2.47	Évolution de l'erreur d'approximation pour chaque mode d'écart géométrique : modes 1 à 6	98
2.48	Évolution de l'erreur d'approximation pour chaque mode d'écart géométrique : modes 7 à 10	99
2.49	Étendue de la zone scannée à la fin de la phase d'apprentissage	99
2.50	Vue d'ensemble du dispositif expérimental	102
2.51	Vue du montage du capteur laser sur la tête d'usinage	102
2.52	Coordonnées des points de passage composant la trajectoire nominale	103
2.53	Trajectoire empruntée par l'outil lors des deux essais.	104
2.54	Trajectoire d'usinage parcourue lors de chaque essai.	105
2.55	Bloc de mousse utilisé dans le second essai	105
2.56	Topologie de la surface avant usinage	106
2.57	Trajectoire initialement programmée pour l'usinage de la rainure	106
2.58	Coordonnées des points de passage considérés pour le parcours d'usinage lors du second essai	107
2.59	Signal analogique reçu par le DCN pendant l'usinage de la rainure	107
2.60	Trajectoire parcourue avec adaptation en temps-réel à l'écart géométrique identifié.	108
2.61	Rainure obtenue	108
2.62	Digitalisation de la rainure usinée lors du second essai	109
2.63	Calcul de profondeur par coupes transversales	109
2.64	Profondeur mesurée pour la rainure	110
2.65	Plaque de mousse cintrée sur étai	111
2.66	Géométrie de la surface courbée avant usinage	111
2.67	Coordonnées des points de passage considérés dans le troisième essai	112
2.68	Signal analogique reçu par le DCN pendant l'usinage de la rainure dans le troisième essai	112
2.69	Rainure usinée au cours du troisième essai	113
2.70	Digitalisation de la rainure obtenue lors du troisième essai	113

2.71	Calcul de profondeur de la rainure usinée lors du troisième essai par coupes transversales	114
2.72	Profondeur mesurée pour la rainure dans le 3 ^{ème} essai	115
3.1	Trois ordres de contraintes résiduelles, [Barralis <i>et al.</i> , 1999]	122
3.2	Superposition des trois types de contraintes, [Barralis <i>et al.</i> , 1999]	123
3.3	Courbe Force-Contrainte pour la structure à trois barres	124
3.4	Principe du laminage	125
3.5	Profil de contraintes résiduelles dans l'épaisseur caractéristique d'une tôle laminée, [Sim, 2011]	126
3.6	Principe du roulage	126
3.7	État résiduel de contrainte induit par une flexion plastique hétérogène	127
3.8	Profil de contraintes résiduelles après roulage, [Batista Aguiar <i>et al.</i> , 2001]	127
3.9	Interprétation macroscopique de la relaxation de contraintes par déformation plastique, [Barralis <i>et al.</i> , 1999]	129
3.10	Méthode du trou incrémental, [E28 Committee, 2013]	131
3.11	Méthode de la rainure incrémentale, [Montay <i>et al.</i> , 2008]	131
3.12	Crack compliance method, [Prime, 1999]	132
3.13	Méthode de la flèche, [Auger et Buisson, 2010]	133
3.14	Mesure par diffraction de distances entre plans atomiques	133
3.15	Transmission d'ondes longitudinales surfaciques, [Belahcene, 2002]	134
3.16	Franges d'interférence dans un X en plexiglas sous contrainte uniaxiale, [Rebmann et Bally, 2008]	135
3.17	Comparatif des profondeurs de mesure pour les méthodes présentées, [Prime, 1999]	136
3.18	Influence du positionnement de la pièce dans le brut	139
3.19	Pourcentage du volume initial usiné	139
3.20	Les trois zones de cisaillement en usinage, [Kalay, 2010]	140
3.21	Comparaison de l'usinage <i>en avalant</i> et <i>en opposition</i>	142
3.22	Structure du fuselage d'un Boeing 747	143
3.23	Approximation du profil de contraintes résiduelles (profil de contraintes mesuré extrait de [Sim, 2011])	147
3.24	Pièce modélisée à l'aide de trois réseaux de dexels	148
3.25	Calcul du volume balayé par une approche dexels, [Lorong <i>et al.</i> , 2008]	149
3.26	Description implicite de l'enveloppe de l'outil	150
3.27	Illustration de l'exemple	151
3.28	Convergence du volume désactivé vers le volume exact usiné avec le raffinement du maillage	151
3.29	Décomposition plan / hors-plan du domaine de calcul	155
3.30	Fonctionnement du solveur PGD	156
3.31	Influence de la discrétisation sur la vérification des équations d'équilibre.	157
3.32	Principe de l'usinage en boucle fermée avec anticipation des distorsions	161
3.33	Illustration de la notion de surface usinée visée	162
3.34	Flexion engendrée par l'enlèvement de matière	163
3.35	Construction des bases de données pour l'historique des déplacements en cours d'usinage et la déformée finale de la pièce après débridage.	168
3.36	Extraction de bases réduites pour la prédiction de distorsion	170
3.37	Principe de la mise à jour de trajectoire - Programmation centre-outil	172
3.38	Principe de la mise à jour de trajectoire - Programmation extrémité outil	173

3.39	Algorithme de la mise à jour de la trajectoire	174
3.40	Simulation de la mesure par nappe laser	176
3.41	Tôle plane considérée dans le premier cas d'étude	176
3.42	Trajectoire d'outil considérée dans le premier cas d'étude	177
3.43	Trajectoire idéale et trajectoire parcourue avec anticipation de la distorsion au cours des 10 premières passes	177
3.44	Comparaison de l'erreur commise avec et sans prise en compte de la défor- mation de la pièce en cours d'usinage	178
3.45	Calcul par interpolation de la déformée de la surface usinée visée pour une position d'outil intermédiaire aux positions considérées lors du calcul hors- ligne	179
3.46	Position de l'outil lors de chaque prédiction de la déformée finale	180
3.47	Déformée finale exacte de la surface inférieure après démontage et lignes d'évaluation de la courbure	180
3.48	Courbure finale prédite dans la direction \vec{x} en l'absence de bruit de mesure	181
3.49	Courbure finale prédite dans la direction \vec{y} en l'absence de bruit de mesure	181
3.50	Trajectoire idéale et trajectoire parcourue avec anticipation de la distorsion en présence d'un bruit de mesure dans le premier cas d'étude.	182
3.51	Comparaison des trajectoires au cours de la seconde passe.	183
3.52	Comparaison de l'erreur commise avec et sans anticipation de la distorsion au cours des 10 premières passes en présence d'un bruit de mesure dans le premier cas d'étude.	183
3.53	Courbure finale prédite dans la direction \vec{x} avec bruit de mesure suivant une loi normale $\mathcal{N}(0, 0.05)$	184
3.54	Courbure finale prédite dans la direction \vec{y} avec bruit de mesure suivant une loi normale $\mathcal{N}(0, 0.05)$	185
3.55	Prédictions de la déformée finale de la surface inférieure avec bruit de mesure suivant une loi normale $\mathcal{N}(0, 0.05)$	185
3.56	Évolution de l'erreur de prédiction au cours des passes d'usinage	186
3.57	Géométrie initiale de la tôle considérée dans le second cas d'étude	187
3.58	Problème considéré dans le second cas d'étude	187
3.59	Trajectoire parcourue avec anticipation des déplacements de la surface usinée.	188
3.60	Comparaison de la trajectoire parcourue avec la trajectoire nominale et la trajectoire exacte : après vidage d'un quart de la poche (haut) et de la moitié de la poche (bas)	189
3.61	Évolution au fil des passes de la précision de la trajectoire parcourue	190
3.62	Prédictions de la forme finale de la pièce dans le second cas d'étude.	191
3.63	Convergence de la prédiction de la forme finale de la pièce.	192
3.64	Comparaison de la déformée exacte et de la déformée prédite en ligne pour la surface inférieure de la pièce.	192
A.1	Comparaison du temps calcul entre SVD et Problème aux Valeurs Propres (PVP)	222
B.1	Position et orientation du laser dans l'espace machine.	223
B.2	Réglage de l'angle θ_y	224
B.3	Réglage de l'angle θ_x	225
B.4	Mesure de l'angle θ_z et de la position du point d'émission laser dans le référentiel du porte-outil.	225

D.1	Calcul du produit $\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}$ par algorithme de point fixe	232
D.2	Décomposition plan / hors-plan de la fonction indicatrice de matière	234

Liste des abréviations

API	Automate Programmable Industriel
B-Rep	Boundary Representation
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
CFAO	Conception et Fabrication Assistée par Ordinateur
CL	Cutter Location (Position-Outil)
CN	Commande Numérique
DCN	Directeur de Commande Numérique
EF	Éléments Finis
FAO	Fabrication Assistée par Ordinateur
HPP	Hypothèse des Petites Perturbations
IHM	Interface Homme-Machine
ISO	International Organization for Standardization (Organisation Internationale de Normalisation)
MMT	Machine à Mesurer Tridimensionnelle
MOCN	Machine-Outil à Commande Numérique
NCK	Numerical Control Kernel
NURBS	Non-Uniform Rational B-Spline
PGD	Proper Generalized Decomposition
POD	Proper Orthogonal Decomposition (Décomposition Orthogonale aux Valeurs Propres)
PPAO	Planification de Procédé Assistée par Ordinateur
STEP	Standard pour l'Echange de Données de Produit
SVD	Singular Value Decomposition (Décomposition en Valeurs Singulières)

Introduction

Contexte

L'industrie manufacturière occupe une place centrale dans les économies des pays de l'OCDE en termes de croissance de la productivité, de croissance des revenus, mais aussi et surtout en termes d'innovation technologique qu'elle stimule.

Toutefois, le déplacement du centre de gravité de l'économie mondiale vers les pays émergents a conduit à de profondes évolutions de cette industrie. Les pays de l'OCDE qui représentent encore 60 % de la valeur ajoutée manufacturière mondiale ont dû adapter leurs activités face à l'affluence d'une concurrence toujours plus accrue.

Dans le secteur des processus lourds requérant peu de qualifications, ces adaptations se sont traduites par une délocalisation, entraînant une progressive désindustrialisation dont les répercussions sont pointées du doigt dans la conjoncture actuelle.

L'industrie manufacturière des pays de l'OCDE s'est davantage tournée vers la forte valeur ajoutée, contrainte d'actionner le levier de la recherche et du développement pour conserver une longueur d'avance.

Cette stratégie s'accompagne d'un besoin d'innovation permanent sur les procédés de fabrication afin de remplir des exigences de qualité toujours plus poussées et renforcées par la présence de nombreux acteurs. L'optimisation des procédés vise aussi à réduire les coûts de fabrication, à augmenter la productivité et à conférer davantage de flexibilité et d'agilité à la production, deux attributs indispensables pour faire face aux demandes de plus en plus variées des clients.

L'usinage est le principal procédé de fabrication des produits manufacturés, permettant la mise en forme de matériaux aussi bien métalliques, composites ou plastiques. Il prédomine ainsi dans de nombreux secteurs de l'industrie, comme l'automobile ou l'aéronautique, et à ce titre, il a connu et continue de connaître de nombreuses évolutions technologiques, qui se sont matérialisées notamment au niveau des machines-outils et des centres d'usinage.

Les machines-outils à commande numérique sont progressivement devenues des instruments de pointe, combinant vitesse et précision, tout en garantissant une très grande répétabilité. Les innovations concernent aussi la chaîne numérique d'élaboration du produit, depuis sa conception jusqu'à sa production et sa qualification.

La conception a bénéficié des progrès réalisés en modélisation volumique, avec le développement de suites logicielles très performantes. La commande numérique a pour sa part tiré profit des développements de l'électronique, avec le développement de microprocesseurs. La programmation des MOCN n'a en revanche pas connu les avancées suffisantes pour permettre de capitaliser pleinement les progrès effectués de part et d'autre de la chaîne. Elle reste un maillon faible sur lequel un important effort d'optimisation est mené.

Contributions

Les travaux présentés dans ce manuscrit s'inscrivent dans le contexte de la programmation des MOCN. La démarche mise en œuvre examine une voie d'optimisation de la programmation à travers la prise en compte de la réalité géométrique de la pièce mise en forme, dans l'élaboration des ordres envoyés à la partie opérative en général et des consignes de position de l'outil en particulier.

A cet effet, le processus de génération du parcours d'usinage a été repensé afin de permettre l'intégration en ligne de données venant du procédé. Pour ce faire, nous avons développé :

- ☞ Une nouvelle méthodologie de génération de trajectoires qui repose sur l'utilisation en ligne de données légères.
- ☞ Une structure d'asservissement externe à la CN qui rend possible un pilotage en temps-réel de la trajectoire d'usinage.
- ☞ Une stratégie d'inspection de la pièce simultanée à l'opération d'usinage.
- ☞ Une méthode d'identification en ligne de la variabilité du système pièce-montage combinant prédictions numériques, observations pratiques et connaissances à priori.

Ces développements permettent une exploration des possibilités de pilotage de la commande par le procédé, dans un contexte industriel où l'architecture fermée et le caractère opaque des CN restent un frein à une optimisation de leur programmation. Ils apportent une réponse à la problématique générale abordée au cours de cette étude et que l'on peut formuler ainsi :

Comment adapter en ligne une trajectoire d'usinage pour compenser la variabilité du système pièce-montage ?

La résolution de cette problématique implique de quantifier en ligne cette variabilité, de l'interpréter en terme d'adaptation du parcours d'usinage et d'agir au cours du procédé. Le premier verrou concerne donc la structure générale de contrôle devant être déployée.

Le second verrou a attrait au temps limité disponible pour la prise de décision. L'identification des caractéristiques géométriques de la pièce et de leur évolution au cours du procédé, et la génération d'une trajectoire adaptée doivent impliquer des calculs dont le temps d'exécution est compatible avec un contexte temps-réel. Il s'agit de disposer de moyens rapides et suffisamment précis pour garantir le respect de tolérances de fabrication, deux caractéristiques complexes à conjuguer.

Le troisième verrou concerne la gestion de trajectoires au niveau de la commande numérique. Il s'agit d'améliorer la programmation conventionnelle des MOCN en rendant possible l'intégration d'ordres en provenance du procédé et donc externe au programme d'usinage fourni par la chaîne unidirectionnelle conventionnelle CAO-FAO-CN.

Plan de lecture

Ce mémoire s'articule autour de trois chapitres destinés à offrir une meilleure compréhension des enjeux inhérents à la programmation des MOCN, à exposer une démarche conceptuelle permettant de lever certains des verrous identifiés et à proposer une solution technologique pour sa mise en œuvre dans l'atelier.

Le premier chapitre constitue une introduction au fonctionnement des machines-outils et plus particulièrement à celui de la commande numérique. Il pose les principes de base de la programmation conventionnelle des MOCN et souligne les limitations des approches actuelles, tant au niveau du langage employé que de l'approche générale de programmation. Forts de ce constat, de nombreux travaux de recherche visent à une meilleure intégration de la CN dans la chaîne numérique mais se heurtent à l'architecture fermée de ces dernières. Le pilotage de la commande par le procédé est un objectif encore inaccessible auquel des approches prédictives ou correctives anticipées se substituent souvent. L'usinage adaptatif se pose comme une alternative aux approches conventionnelles et confère une grande agilité à l'opération d'usinage. Néanmoins, il s'avère souvent fastidieux et parfois impuissant face aux verrous rencontrés.

Le second chapitre présente une méthodologie destinée à répondre aux problématiques rencontrées lors de l'usinage de pièces brutes dont la géométrie initiale ne peut être précisément prédite. La démarche proposée vise à accroître les capacités d'une CN propriétaire en permettant un ajustement en temps-réel de la trajectoire de l'outil d'après la géométrie réelle de la pièce usinée. Elle apporte une réponse aux productions en séries où de fortes variabilités géométriques existent au sein du lot de bruts mais aussi aux productions unitaires où la complexité et/ou les dimensions de la pièce rendent difficile sa mise en position précise dans l'espace de travail. Par ailleurs, l'approche développée s'inscrit dans une volonté d'accroître l'agilité du procédé en ayant un impact minimal sur le temps de fabrication et donc sur la productivité associée à l'opération. Pour y parvenir, la phase d'inspection préliminaire à l'usinage est abandonnée au profit d'acquisitions en ligne. L'exploitation des données collectées s'appuie sur un algorithme dédié et conduit à l'envoi de consignes correctives à la commande numérique. Une approche par réduction de modèle rend possible la construction d'une base compacte, adéquate à une identification en temps-réel de l'écart géométrique, et qui combine prédictions numériques et données de mesure. La pertinence de cette démarche est notamment mise en avant au cours d'une campagne expérimentale.

Le troisième chapitre traite de l'usinage de pièces se déformant en cours d'opération. Dans ce contexte, la forme donnée à la pièce n'est plus uniquement dictée par les positions successives de l'outil et devient dépendante de la distribution et de l'amplitude des déplacements générés lors de la coupe. La stratégie développée se propose d'intégrer la distorsion de la pièce dans le processus de construction du parcours d'usinage. Dans la continuité du second chapitre, la démarche repose sur un ajustement en temps-réel de la trajectoire grâce à des acquisitions en ligne. Le recours à des simulations numériques hors-ligne permet la construction de bases d'identification légères, compatibles avec une utilisation en temps-réel, et qui permettent d'anticiper les changements de forme de la pièce. La trajectoire d'usinage est alors adaptée avec fluidité en réponse à ces évolutions morphologiques. En complément, l'état de déformation de la pièce à la fin de l'opération est prédit dès les premières phases de l'opération. Cette information est particulièrement importante pour le fabricant qui est alors en mesure d'évaluer la viabilité de la pièce notamment vis-à-vis de son assemblage et peut alors décider de la poursuite ou de l'arrêt de l'opération. Les possibilités conférées par l'approche sont évaluées au travers de plusieurs expériences numériques reproduisant fidèlement des conditions pratiques d'utilisation.

En conclusion, le travail réalisé au cours de cette étude est synthétisé, les avancées effectuées pour chaque axe de recherche sont mises en lumière, et les diverses perspectives qu'ouvrent cette approche sont exposées.

Introduction

Chapitre 1

La génération de trajectoires sur les MOCN

Ce premier chapitre définit le cadre de notre étude et les verrous scientifiques que nous nous proposons de lever. Il se structure en quatre parties et propose un zoom progressif, depuis la définition du rôle général de la commande numérique jusqu'à la mise en exergue de problématiques propres à la génération d'un trajet outil en usinage dit adaptatif.

La première partie vise à expliquer le fonctionnement global d'une MOCN (Machine-Outil à Commande Numérique). L'accent est mis en particulier sur la partie commande. Les limitations des CN (Commande(s) Numérique(s)) propriétaires vis à vis de l'optimisation du procédé de fabrication dans son ensemble, principalement liées à leur architecture fermée, sont notamment soulignées. Les développements menés dans le domaine des CN ouvertes sont évoqués.

La seconde partie est consacrée à la programmation des MOCN. La chaîne numérique qui regroupe toutes les étapes de fabrication d'un produit, depuis sa conception jusqu'à sa production est explicitée dans le cadre de l'usinage. Nous nous intéressons notamment aux lacunes du langage de programmation employé, qui n'est plus en phase avec les évolutions et les besoins technologiques actuels. Nous présentons les solutions proposées à la fois par les acteurs de l'industrie et du monde universitaire pour pallier ces manques, et qui sont destinées à une programmation avancée des MOCN.

Dans la troisième partie nous nous focalisons sur l'optimisation du procédé au travers de la géométrie du parcours d'usinage. Les contraintes sur le temps de fabrication qui accompagnent les approches actuelles d'usinage adaptatif font ressortir la nécessité d'un pilotage en temps-réel de la commande par le procédé.

La quatrième partie est destinée à une définition détaillée des problématiques abordées. Nous faisons notamment ressortir trois axes de recherche transverses qui constituent le fil conducteur des travaux menés au cours de cette étude.

Sommaire

1.1 Les Machines-Outils à Commande Numérique : Généralités	7
1.1.1 Un aperçu historique	7
1.1.2 Structure d'une MOCN	9
1.1.3 CN propriétaire et CN ouverte	11
1.2 Programmation des MOCN	14
1.2.1 Programmation conventionnelle	14
1.2.2 Programmation avancée des MOCN	19
1.3 Usinage adaptatif	27
1.3.1 La réponse à un besoin de flexibilité	27
1.3.2 Approches actuelles en usinage adaptatif	27
1.3.3 Apports et lacunes des approches actuelles	32
1.3.4 Vers la génération d'une trajectoire en temps-réel	33
1.4 Positionnement et axes de recherche	34
1.4.1 Positionnement de l'étude	34
1.4.2 Axes de recherche transverses	41

1.1 Les Machines-Outils à Commande Numérique : Généralités

Cette première section est destinée à présenter la structure d'une MOCN. Nous nous focaliserons principalement sur la partie commande en détaillant les principaux composants qui la constituent et en expliquant leur fonctionnement. Nous mettrons notamment en avant l'architecture fermée des commandes numériques propriétaires et les verrous qu'elle pose en termes d'interaction. Pour commencer, un historique du développement des machines-outils nous permet de comprendre les évolutions qui ont conduit aux MOCN d'aujourd'hui et les innovations envisagées pour les machines de demain.

1.1.1 Un aperçu historique

1.1.1.1 Les débuts

Si les tours à bois ont été utilisés depuis les temps anciens, il faut attendre le début du XIX^{ème} siècle pour voir l'arrivée des premières machines à usiner le métal. C'est ainsi qu'en 1800, Henry Maudslay invente le premier tour pour pièces métalliques. A l'époque la machine se compose d'un mandrin qui permet la mise en rotation de la pièce alors que l'outillage est manipulé manuellement par un opérateur par l'intermédiaire de manivelles et de volants.

C'est à peu près à la même époque que la première machine à fraiser fut inventée par Eli Whitney (1818). L'outil était cette fois placé dans une broche, mis en rotation, et la pièce quant à elle était positionnée sur une table. Les déplacements de la table étaient alors contrôlés manuellement, à nouveau par l'intermédiaire de manivelles. Outre la pénibilité du travail des opérateurs, ces premières machines-outils n'offraient pas une bonne répétabilité, alors limitée par la capacité de l'opérateur à reproduire la même séquence de mouvements. Le taux de rebut était alors très élevé, générant un gaspillage de matière et de temps de travail.

Si le principe de fonctionnement des tours et des fraiseuses a peu évolué depuis cette époque, les innovations ont permis une automatisation des tâches.

1.1.1.2 Automatisation

Les premières tentatives d'automatisation consistèrent à utiliser un système de cames. La rotation de la came entraînait la mise en mouvement de la table ou de l'outil au travers d'un mécanisme. La vitesse de rotation de la came permettait de contrôler la vitesse d'avance de l'outil. Si le réglage de telles machines était difficile, elles offraient de bonnes garanties en terme de répétabilité, et certaines d'entre elles sont parvenues jusqu'à nous et ont conservé le nom de "machine suisse" en référence à leur précision, [Betts, 1995].

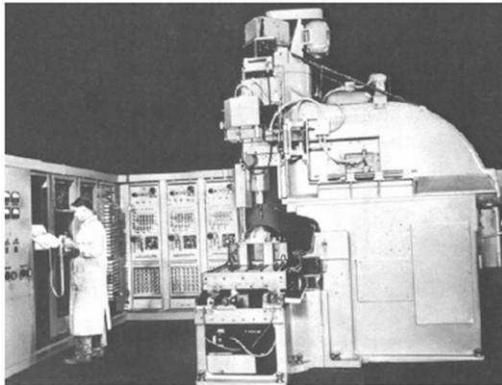
C'est dans le secteur du textile qu'a été mis au point l'ancêtre des commandes numériques actuelles. En effet, dès 1805, Falcon et Jacquard démontrent qu'il est possible de commander les mouvements d'une machine, en l'occurrence un métier à tisser, au moyen d'une carte perforée. Toutefois ce n'est qu'au milieu du XX^{ème} siècle, avec le développement de l'électronique, que la commande numérique sera mise en œuvre à une échelle industrielle.

John T. Parsons s'affirme comme l'un des pionniers dans le domaine. Au sortir de la Seconde Guerre Mondiale, Parsons travaille sur la fabrication de pales de rotor d'hélicoptère, dont la forme est particulièrement complexe à obtenir. La méthode qu'il utilise consiste à réaliser une ébauche du profil souhaité en perçant dans un brut une multitude de trous

1. Chapitre 1 : La génération de trajectoires sur les MOCN

dont la profondeur et la position sont calculées par un ordinateur IBM fonctionnant à l'aide de cartes perforées. La finition est alors effectuée par polissage manuel. Cependant, Parsons réalise que cette méthode est trop approximative lorsqu'on lui confie la fabrication de pièces encore plus complexes destinées à la construction d'avions supersoniques, et comprend que seul un usinage continu en trois dimensions peut permettre la fabrication de telles pièces.

Il décroche un contrat avec l'armée de l'air pour la conception d'une machine d'usinage et se rapproche début 1949 du MIT à qui il confie le développement d'asservissements capables de piloter une machine recevant des instructions par l'intermédiaire d'une carte perforée. Ce projet donne naissance au prototype Cincinnati, présenté en septembre 1952. Le nom de *Numerical Control* est alors choisi en référence à l'information mathématique à la base du concept. Ce prototype est cependant complexe d'utilisation, volumineux et très coûteux. Sur la figure 1.1, on peut apprécier la taille de ce premier prototype et constater les progrès effectués depuis avec une MOCN des années 2000, la VERNE.



(a) Prototype Cincinnati (1952). Première machine-outil à commande numérique.



(b) Modèle VERNE (2004). MOCN à structure parallèle

FIGURE 1.1 – Évolution des MOCN

Dans les années 60, le coût des machines-outils automatisées devient plus abordables, elles connaissent une diffusion dans divers secteurs de l'industrie. Ces machines sont équipées de moteurs à courant continu qui mettent en mouvement les volants ainsi que l'outil. Leur fonctionnement repose toujours sur des cartes perforées lues par un ordinateur et qui permettent d'actionner les moteurs (position et enchainement des trous représentent une séquence reproduisant les opérations jadis effectuées manuellement).

A la fin des années 60, les circuits intégrés rendent les CN plus compactes et plus puissantes. L'intégration de mini-calculateurs et enfin de micro-processeurs dans les années 80 augmentent de façon considérable leur capacité de calcul.

En ce qui concerne la programmation, les cartes perforées ont progressivement été abandonnées au profit de disquettes, puis de dispositif de type USB ou au travers de la mise en réseau de la machine-outil. La démocratisation des MOCN a conduit à l'élaboration d'un langage de programmation standard, le code G, sur lequel nous reviendrons dans la section 1.2.1.3.

Les commandes numériques bénéficient aujourd'hui des dernières avancées en termes d'électronique, d'informatique et de mathématiques (*e.g. NURBS, Non-Uniform Rational B-Spline*), et sont capables de calculs évolués (tangences, intersections, décalage d'outils,

1.1. Les Machines-Outils à Commande Numérique : Généralités

interpolations...).

Ces innovations constantes au cours des soixante dernières années ont rendu ces machines capables d'assurer une production en quantité et en qualité, difficilement imaginable à leurs débuts.

1.1.2 Structure d'une MOCN

Une MOCN se compose de deux parties : la partie opérative (PO) et la partie commande (PC). La figure 1.2 donne une vue d'ensemble de l'architecture d'une MOCN moderne. Après avoir présenté la partie opérative dans ses grandes lignes, nous détaillons la partie commande en précisant le rôle de chacun de ses constituants.

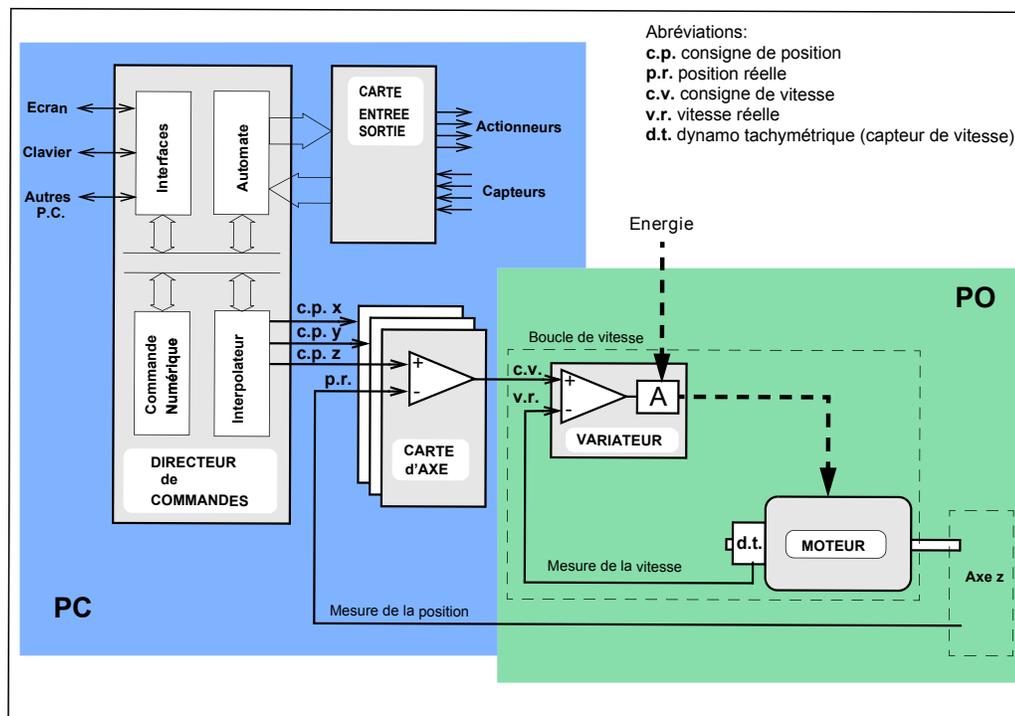


FIGURE 1.2 – Architecture d'une MOCN [François, 2006]

1.1.2.1 Partie Opérative

D'une manière générale, la partie opérative reçoit des ordres en provenance de la partie commande et en retour fournit des comptes rendus (déplacements en cours, position atteinte), figure 1.3. Elle comprend trois principaux organes : moteurs, capteur de position et capteur de vitesse.

- **Les moteurs d'entraînement** des parties mobiles sont généralement des servomoteurs à courant continu. Leur vitesse est réglée par ajustement de la tension à leurs bornes tout en veillant à maintenir une intensité de courant suffisante pour fournir le couple nécessaire à l'entraînement de l'axe. Cette régulation est effectuée par un variateur qui reçoit une consigne de vitesse en provenance des cartes d'axes, voir 1.1.2.2.b.

- **Les capteurs de vitesse.** Ce sont le plus souvent des génératrices tachymétriques directement intégrées dans les servomoteurs à la construction. Ils équipent les servomoteurs d'axes ainsi que le servomoteur de broche.
- **Les capteurs de position.** Ils servent à la mesure de la position réelle de chaque axe et donc à l'évaluation de l'erreur de poursuite.

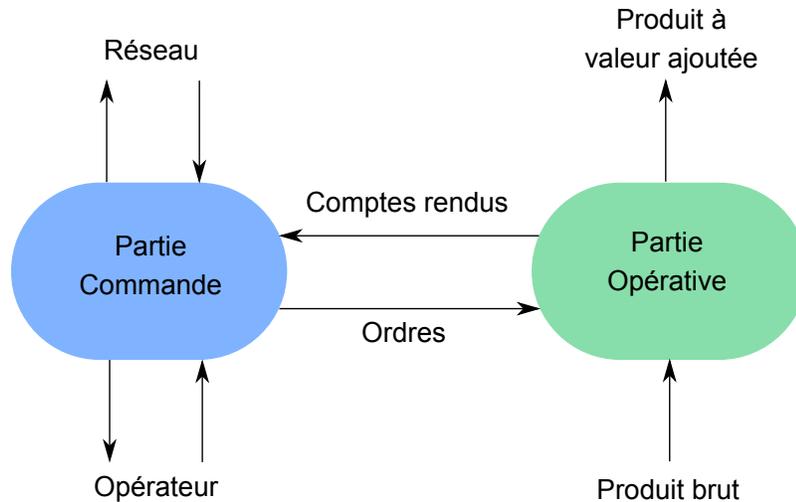


FIGURE 1.3 – Fonctionnement général d'une MOCN

1.1.2.2 Commande Numérique (CN)

La partie commande ou commande numérique se compose d'un DCN (Directeur de Commande Numérique) et d'interfaces avec la partie opérative de la machine.

1.1.2.2.a Directeur de Commande Numérique

Le DCN a une architecture comparable à celle d'un ordinateur. Il est doté d'un ou plusieurs processeurs et d'une unité mémoire. Celle-ci stocke le logiciel du système sur des mémoires dites mortes (non modifiables) et les programmes pièces et autres applications utilisateur sur des mémoires vives de type RAM (modifiables). Le ou les processeurs effectue(nt) les calculs des trois unités qui composent le DCN : Noyau de Commande Numérique, Automate Programmable Industriel et Interface Homme-Machine.

- **Le Noyau de Commande Numérique (*Numerical Control Kernel NCK*)** a pour fonction de traiter le programme CN au travers d'un interpréteur ou préprocesseur, puis de générer la trajectoire de chacun des axes de la machine au moyen d'un interpolateur.

L'interpréteur lit et traite le programme d'usinage (code G, format ASCII) et prépare les fonctions d'interpolation de la trajectoire (*e.g. look-ahead statique*). Ces données sont stockées dans une mémoire tampon en attente de leur utilisation par l'interpolateur.

Le rôle de l'interpolateur consiste à générer les consignes de position pour chacun des axes de la machine et à les synchroniser. Son action se déroule en deux étapes : la

1.1. Les Machines-Outils à Commande Numérique : Généralités

première a pour but de transformer la trajectoire outil/pièce définie en FAO (Fabrication Assistée par Ordinateur), en une trajectoire articulaire décrivant les positions successives des axes de la machine. La seconde consiste à effectuer une coordination temporelle (échantillonnage des consignes) assurant une vitesse d'avance proche de la vitesse programmée.

- **L'automate programmable industriel (API)** gère la logique de la machine par programme. Son rôle est de seconder le NCK dans la gestion des fonctions auxiliaires, non liées au déplacement des axes : arrosage, changement d'outil, changement de palette, et sécurité (température, ouverture du carter...). Il reçoit des informations en provenance de capteurs internes à la MOCN et renvoie des consignes aux actionneurs remplissant les tâches que nous venons d'évoquer, au travers d'interfaces avec la partie opérative (voir paragraphe suivant). Un circuit dédié sert à la communication avec le noyau de commande.
- **Interface Homme-Machine (IHM)**. Le pupitre opérateur permet la mise au point des programmes pièces, et sert à la modulation de paramètres tels que la vitesse d'avance ou la vitesse de broche. Les CN modernes sont de plus dotées d'interfaces graphiques qui permettent la visualisation du programme d'usinage. Des cartes de communication offrent la possibilité de télécharger les programmes depuis un ordinateur en utilisant une liaison série RS232 ou une carte de type Ethernet (mise en réseau de la MOCN).

1.1.2.2.b Interfaces avec la partie opérative

- **Cartes Entrées-Sorties** Elles servent au traitement des signaux logiques d'état des équipements périphériques. Elle constituent l'interface entre l'API et la machine-outil.
- **Cartes d'axes**. Parties intégrantes du NCK, elles servent à l'asservissement numérique en position des éléments mobiles de la machine. Chaque carte d'axe reçoit une consigne de position de l'interpolateur associé à cet axe ainsi qu'une image de la position réelle du mobile fournie par un capteur. En fonction de l'écart entre ces deux informations, appelée "erreur de poursuite", elle élabore une consigne de vitesse pour le variateur qui commande le moteur d'entraînement de cet axe.

La figure 1.4 présente un récapitulatif des entrées et sorties d'une commande numérique dite propriétaire. Ce type de commandes numériques, qui équipe la quasi totalité des machines-outils modernes posent plusieurs limitations, notamment en matière de contrôle en temps-réel.

1.1.3 CN propriétaire et CN ouverte

1.1.3.1 Limitations des CN propriétaires

Les limitations des CN propriétaires sont de divers ordres. Elles concernent à la fois le formalisme de description du programme d'usinage relativement pauvre interprétable par la commande numérique, qui conduit notamment à des approximations et à des erreurs purement numériques (voir Lacunes du code G 1.2.1.3).

Elles sont aussi associées au manque de connaissance des algorithmes internes à la CN, et donc à la difficulté d'optimiser le processus de fabrication. En effet la commande numérique s'apparente à une boîte noire au sein de laquelle les possibilités d'actions sont

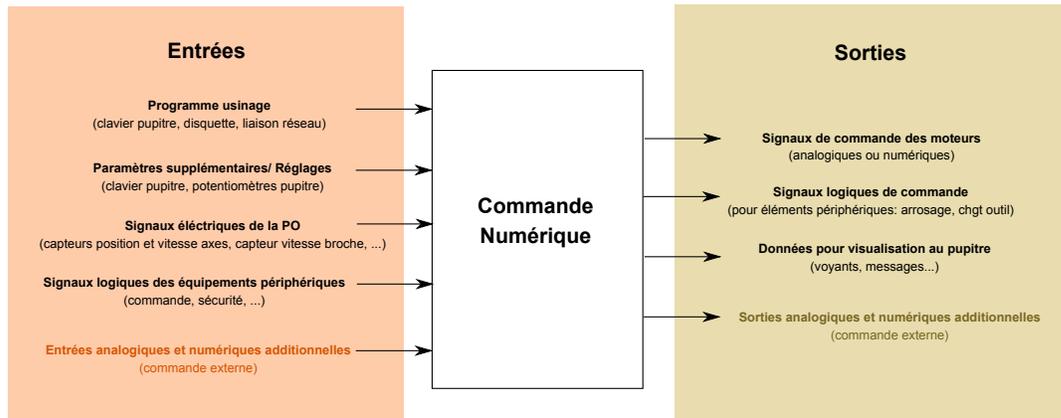


FIGURE 1.4 – Entrées et sorties d’une CN propriétaire

très réduites en dehors de l’intervention du constructeur, [Laguionie, 2010]. Ces derniers laissent quelques paramètres accessibles au travers par exemple d’entrées et sorties analogiques additionnelles, mais la marge de manœuvre reste faible.

La mise en place d’actions correctives se traduit donc souvent par une correction anticipée hors-ligne basée sur des modèles prédictifs intégrant le comportement réel de la machine, [Seo, 1998; Pateloup, 2011]. Par ailleurs, des solutions d’usinage virtuel et de CN virtuelle offrent des outils sophistiqués d’optimisation et de réglage (voir Méthodes prédictives, section 1.2.2.2).

Quelques corrections en ligne sont implémentées et concernent pour l’instant principalement la gestion de la vitesse d’avance (voir Méthodes correctives, section 1.2.2.3).

Les travaux récents menés sur les commandes numériques dites ouvertes pourraient offrir une alternative aux commandes numériques propriétaires.

1.1.3.2 CN ouverte

Dans [Miles, 1998], Miles définit les critères qui permettent de considérer qu’une commande numérique est ouverte. Ceux-ci portent notamment sur :

- **La portabilité** : un programme peut être exécuté sur différentes plateformes sans altération de ses performances.
- **L’extensibilité** : une grande variété de modules peut être exécutée sur une même plateforme sans entraîner de conflit.
- **L’interopérabilité** : les composants interagissent et coopèrent pour réaliser une tâche.
- **L’évolutivité** : les fonctionnalités et les performances des composants du système peuvent être ajustées en fonction de la demande utilisateur.

1.1.3.2.a Projets de recherche

Les projets conduits dans le monde universitaire sur le thème des CN ouvertes sont nombreux. Citons par exemple les projets OSACA (*Open System Architecture for Controls within Automation systems*) en Europe, [OSACA, 1992], OSEC (*Open System Environment for Controller*) au Japon, [Fujita et Yoshida, 1996], et OMAC (*Open Modular Architecture*

1.1. Les Machines-Outils à Commande Numérique : Généralités

Controls users group) aux Etats-Unis, [OMAC, 1994]. Ces projets ont été menés dans les années 90 et se sont poursuivis pour certains jusqu'au début des années 2000, et portaient principalement sur l'architecture CN nécessaire au développement d'une commande ouverte. Pritschow et al. en analysent les points forts et les limitations dans [Pritschow et al., 2001].

Plus récemment plusieurs projets visent à la réalisation concrète de CN ouvertes. Ainsi le projet européen FoFdration débuté en 2010 comporte un volet axé sur le développement d'une commande ouverte sur une machine-outil industrielle, [FoFdration, 2014].

Ce travail est mené à l'IRCCyN, [Rauch et al., 2014], à partir d'une CN à base PC fonctionnant avec un "système d'exploitation" développé par la communauté LinuxCNC, appelé EMC2 (*Enhanced Machine Control*). Ce système d'exploitation est une évolution de l'EMC, [Proctor et Michaloski, 1993], initié par le NIST (*National Institute of Standards and Technology*) et devenu logiciel libre en 2000 afin de poursuivre son développement grâce à des contributions externes, [Schackelford et Proctor, 2000].

Citons enfin le projet PREMIUM-OpenCNC mené au laboratoire LURPA de l'ENS Cachan destiné à la mise en place d'une commande ouverte afin d'optimiser la fabrication sur un centre d'usinage cinq axes grande vitesse, [Beudaert et al., 2014].

1.1.3.2.b Développements industriels

En ce qui concerne les actions menées par les industriels dans ce domaine, nous constatons que les critères représentatifs d'une commande ouverte que nous avons évoqués ne sont souvent que partiellement satisfaits. Beudaert cite par exemple le cas de commandes dites ouvertes basées sur un environnement Windows qui permettent à l'utilisateur une personnalisation de l'IHM sans pour autant lui ouvrir l'accès aux algorithmes internes, [Beudaert, 2013].

Ainsi, la plupart des développements sont en premier lieu destinés à rendre les CN un peu moins fermées, plus agiles et plus flexibles, sans pour autant aboutir à une architecture ouverte. De nouvelles fonctionnalités permettent par exemple un pilotage en temps-réel de la vitesse d'avance et font écho aux travaux de recherche menés depuis plusieurs années en la matière, et que nous évoquerons à nouveau dans la section suivante.

Ces fonctionnalités additionnelles restent malgré tout limitées par les performances du langage de programmation utilisé. Par ailleurs, les fabricants de CN ne voient pas forcément dans leur intérêt le développement de commandes transparentes, personnalisables et optimisables directement par l'utilisateur. Le développement de fonctionnalités avancées constituent en effet une manière de se démarquer et de peser dans ce secteur très concurrentiel.

1.1.3.3 Synthèse

Les nouvelles fonctionnalités apportées par les fabricants vont dans le sens d'une intégration du DCN dans la chaîne numérique. La CN reste cependant une entité relativement opaque pour l'utilisateur. Les efforts de développement nécessaires et leur répercussion sur le modèle économique du secteur semble pour l'instant repousser la plupart des fabricants.

Les projets de recherche ont d'abord permis de poser les bases concernant l'architecture logicielle et matérielle d'une CN ouverte. Ils se penchent à présent sur la mise en œuvre physique d'une telle commande sur des machines-outils industrielles. Ces développements sont en cours et devraient donner lieu à des avancées notables dans les années à venir.

En ce qui concerne notre étude, elle a été menée sur une CN propriétaire avec les limitations qui l'accompagnent. Elle repose sur une volonté de piloter la commande par le

procédé en exploitant les possibilités offertes par une CN propriétaire. Nous allons ainsi montrer qu'un pilotage en ligne est possible et que certains verrous liés à l'architecture fermée de la commande peuvent être levés.

1.2 Programmation des MOCN

1.2.1 Programmation conventionnelle

1.2.1.1 La chaîne numérique

La chaîne numérique (on parle aussi de F2F, "file to factory") comprend l'ensemble des étapes de création d'un produit, depuis sa conception jusqu'à sa production et sa qualification. Le passage d'une étape de la chaîne numérique à la suivante est effectué dans le respect des contraintes existant à la fois en amont et en aval. Ceci requiert donc que chacune des entités de la chaîne puisse communiquer au moyen de formats d'échange adaptés.

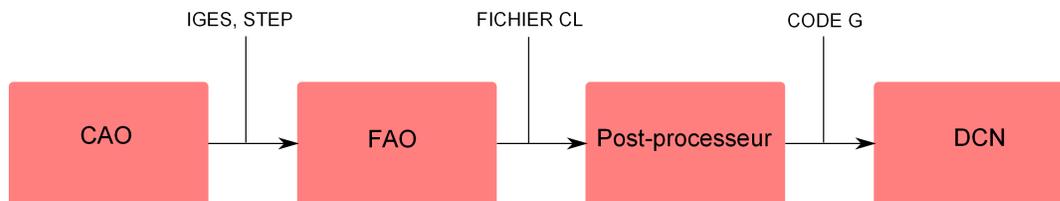


FIGURE 1.5 – Chaîne numérique pour l'usinage d'une pièce

Dans le cas de l'usinage d'une pièce sur une MOCN, cadre auquel nous nous intéressons dans ces travaux, une schématisation simplifiée de la chaîne numérique peut être donnée, figure 1.5, et comprend quatre principales étapes :

1. Conception : il s'agit de la construction d'une maquette numérique de la pièce à usiner au moyen d'un logiciel de CAO (Conception Assistée par Ordinateur). Cette phase a connu des progrès fulgurants au cours de ces dernières années grâce aux développements de logiciels de modélisation 3D.
2. Construction d'un parcours d'usinage et définition de conditions de coupe : la maquette CAO est traitée par un logiciel de FAO. Des trajectoires sont générées en fonction des outils utilisés et de la stratégie d'usinage envisagée, et des paramètres de coupe sont définis. Un fichier CL (Cutter Location / Position Outil) est créé. Les logiciels de FAO ont aussi vu leurs performances croître et permettent la génération de trajectoires complexes, notamment en usinage cinq axes.
3. Post-processeur. Son rôle est de traduire le fichier CL produit le logiciel de FAO en un programme d'usinage compréhensible par le DCN propriétaire de la machine-outil. Le langage de programmation utilisé sur la majorité des machines-outil est le code G, sur lequel nous allons revenir.
4. Usinage. Le programme d'usinage est lu et exécuté par la MOCN.

1.2. Programmation des MOCN

1.2.1.2 Post-processeur et code(s) G

Le code G a été développé aux États-Unis dans les années 60 par l'EIA (*Electronic Industries Alliance*). Il fut ensuite normalisé par l'ISO (*International Organization for Standardization*) en février 1980 sous la référence ISO 6983.

Ce langage de programmation s'appuie sur une description de bas niveau des tâches à réaliser issue des principes des cartes perforées. Il se compose d'actions reproduisant les conditions d'usinage définies en FAO et de déplacements élémentaires permettant d'approximer la trajectoire. Le parcours d'usinage y est représenté par une succession de points de passage définis d'après leurs coordonnées dans l'espace de travail.

Des fonctions préparatoires de type G sont complétées par des fonctions de définition de vitesse (S) et d'avance (F) ainsi que par des fonctions auxiliaires (M) permettant notamment la mise en route de la lubrification ou le changement d'outil, figure 1.6.

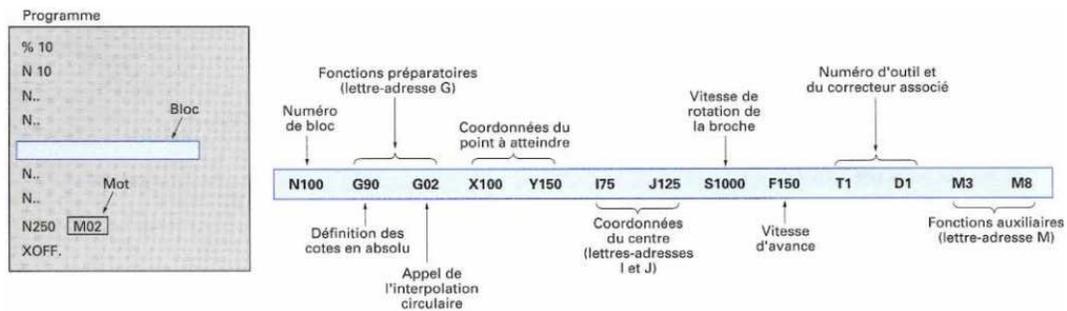


FIGURE 1.6 – Syntaxe utilisée dans l'ISO 6983, [Prod'homme, 1996]

Compte-tenu de l'ancienneté de la norme ISO 6983 et des progrès importants effectués depuis sa création, de nombreuses extensions ont dû être intégrées afin de tenir compte des nouvelles capacités des machines-outils. Finalement, le standard initial est peu respecté et il n'existe pas un mais plusieurs codes G. Chaque fabricant de DCN développe des langages propres en parallèle de l'ISO, au travers de nouvelles fonctions ou de nouvelles interfaces de programmation, [Siemens AG, 2011].

Ainsi un même programme CL devra être traduit en un programme d'usinage non seulement compréhensible mais aussi adapté à la commande numérique équipant la machine-outil sur laquelle il doit être exécuté. Le post-processeur, qui joue ce rôle de traducteur, n'est donc pas unique mais propre à un modèle de machine. En outre, les logiciels de FAO disposant de spécificités propres nécessitent eux aussi un post-processeur particulier. Au final le nombre de post-processeurs existant est de l'ordre du nombre de combinaisons FAO/DCN possibles : Hardwick en recense ainsi près de 4500, [Hardwick, 2001].

1.2.1.3 Lacunes du code G

Une des limites du code G découle des nombreuses extensions qu'il a été nécessaire d'ajouter depuis sa création pour s'adapter aux évolutions technologiques. A la base langage unique, il a été décliné en de nombreuses versions, rendant le transfert d'un programme d'une machine à l'autre complexe voire impossible.

Le flux d'information est unidirectionnel. Il s'effectue toujours de la conception vers la production. Retour d'expérience et capitalisation des observations faites en production ne sont pas possibles. Par exemple, la conformité de la pièce qui doit être usinée avec le modèle CAO considéré pour la définition de la trajectoire d'usinage ne peut pas être

vérifiée.

De plus, la présence d'un post-processeur constitue une rupture dans la chaîne numérique entraînant une perte d'information entre la maquette numérique et l'usinage final de la pièce.

Enfin, le formalisme employé dans le code G pose des problèmes lors de la programmation de courbes complexes de part son approche élémentaire qui tend à introduire des erreurs d'approximation. Les courbes définies en CAO, parfois déjà dégradées lors de leur traitement FAO (*e.g. facettisation des surfaces*), sont encore discrétisées pour pouvoir être transmises et surtout interprétées par la CN. Une procédure assez paradoxale consiste ensuite à effectuer une réinterpolation des points discrétisés, au moyen d'algorithmes implémentés sur la CN, pour tâcher de coller à la courbe initiale!

Nous constatons donc que le code G en phase avec la technologie des années 80, se trouve de plus en plus dépassé. Alors que des avancées significatives ont été réalisées d'une part dans l'étape de conception par le biais de suites CFAO permettant la création de maquettes numériques sophistiquées et la génération de trajectoires complexes et d'autre part dans l'étape de production avec des DCN qui disposent d'une capacité de traitement de données accrue, l'ISO 6983 reste un maillon faible de la chaîne numérique.

La mise en lumière de ces lacunes a conduit à la fois au développement d'un nouveau standard d'échange de données, appelé STEP-NC, mais aussi à une réflexion plus globale sur la programmation des MOCN au travers d'approches flexibles et plus intelligentes.

Dans la section suivante nous allons présenter le format d'échange STEP-NC, en évoquant son origine, son fonctionnement et ses apports. Nous nous intéresserons ensuite aux diverses méthodologies de programmation avancée des MOCN.

1.2.1.4 L'émergence d'un nouveau standard : le STEP-NC

Le développement du format STEP-NC est le fruit d'un travail de nombreuses équipes à travers le monde, composées d'acteurs du secteur public, privé et du monde académique. Des projets nationaux (Super Model aux États-Unis) et internationaux (ESPRIT en Europe, [ESPRIT, 2000], RAMP aux États-Unis et en Grande-Bretagne) ont permis de poser les bases de ce standard, de développer des bibliothèques de code (STIX, STPLAN entre autres) et d'implémenter des protocoles d'application, colonne vertébrale du standard STEP, dédiés à l'usinage.

L'équipe MO2P de l'IRCCyN a ainsi collaboré aux travaux du comité ISO TC184/SC1 pour la standardisation du modèle de référence (ARM) de STEP-NC, sous l'appellation ISO 14649, [Laguionie *et al.*, 2010; Rauch *et al.*, 2013]. Elle a aussi été impliquée dans le comité ISO TC184/SC4 en charge de la normalisation du modèle interprété (AIM) au travers du protocole d'application STEP-AP238. Elle a été sollicitée pour ses compétences en fabrication additive, simulation technologique de l'usinage et programmation avancée de MOCN.

L'objectif du STEP-NC est de faciliter la communication au sein de la chaîne numérique. Il aboutit à une réorganisation complète de celle-ci, voir figure 1.7, et permet un flux bidirectionnel des données. Par ailleurs, en supprimant le post-processeur, il vise à assurer une cohérence de l'ensemble de la chaîne numérique et à conserver un caractère générique conférant ainsi une bonne portabilité au programme d'usinage.

Il propose l'utilisation d'un même fichier basé sur une interface STEP depuis la conception de la pièce jusqu'à sa fabrication. La maquette numérique CAO initiale est progressivement enrichie avec les données nécessaires à la réalisation du produit. Les informations ajoutées dans le fichier initial répondent aux critères définis dans les divers protocoles d'application, voir figure 1.8.

1.2. Programmation des MOCN

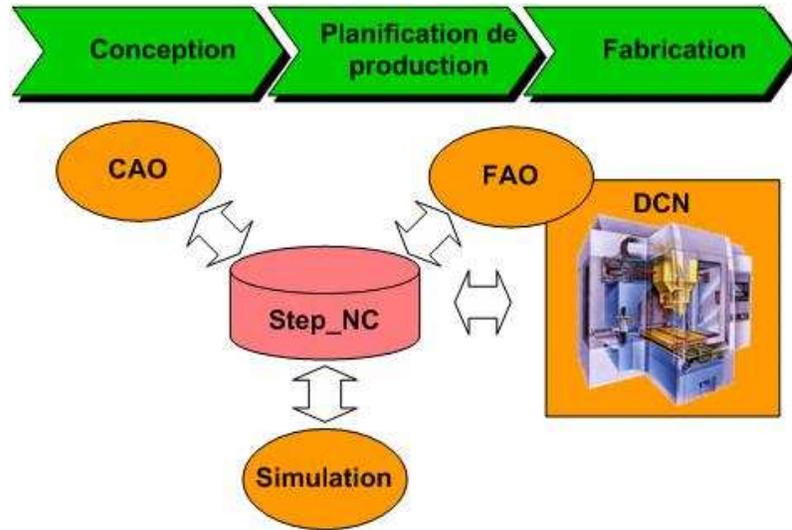
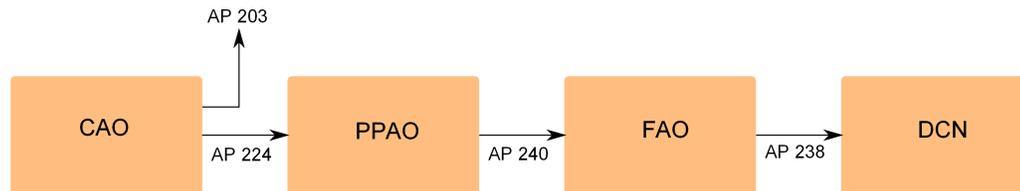


FIGURE 1.7 – Réorganisation de la chaîne numérique avec l’emploi du standard STEP-NC, [Rauch, 2007]

Le format STEP-NC s’appuie sur une programmation orientée objet utilisant à ce titre un langage de haut niveau. En comparaison du code ISO 6983, ce n’est pas la façon d’usiner la pièce qui est décrite dans le programme d’usinage (points de passage, avance...) mais plutôt l’entité usinée dans son ensemble (plan, surface, poche, trou...), voir comparatif sur la figure 1.9.



AP 203: Conception 3D contrôlée de configuration de pièces mécaniques et d’assemblages.

AP 224: Définition de produits mécaniques pour la planification de procédés utilisant des caractéristiques d’usinage.

AP 240: Plan des processus pour produits usinés.

AP 238: Modèle d’application interprété pour des contrôleurs numériques informatisés.

FIGURE 1.8 – Enrichissement progressif du fichier d’information au fil de la chaîne numérique

Dans le cadre du projet européen FoFdration que nous avons déjà évoqué, les travaux menés dans l’équipe MO2P sur la thématique du STEP-NC ont attiré à la programmation avancée de machines industrielles. L’étude, pilotée par Airbus, vise entre autres au développement d’un DCN intelligent pour la surveillance des performances du procédé et de l’efficacité énergétique, et à la réalisation d’un optimisateur de fabrication intelligent combinant données virtuelles (CAO notamment) et réelles pour une optimisation du procédé, [Rauch *et al.*, 2012]. La figure 1.10 illustre l’implémentation d’une plateforme SPAIM (*STEP-NC Platform for Advanced and Intelligent Manufacturing*) sur la MOCN à structure parallèle VERNE de l’IRCCyN.

1. Chapitre 1 : La génération de trajectoires sur les MOCN

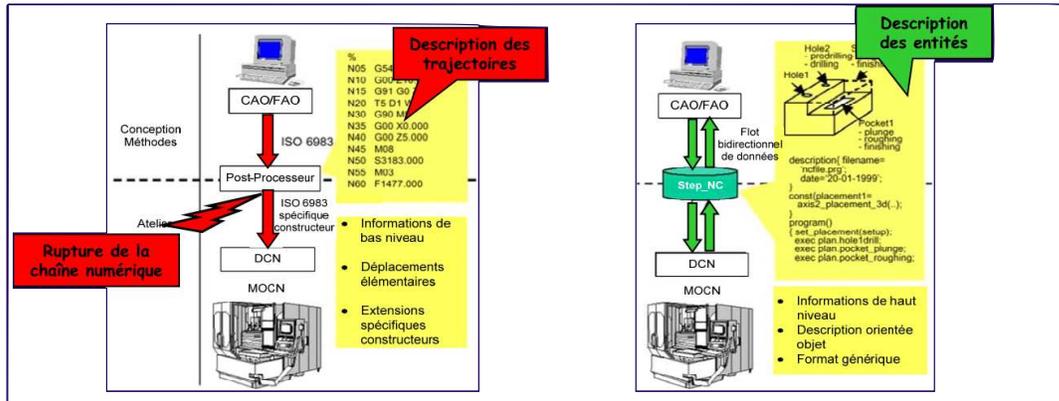


FIGURE 1.9 – Comparaison de l'ISO 6983 et de l'ISO 14649, [Rauch, 2007]

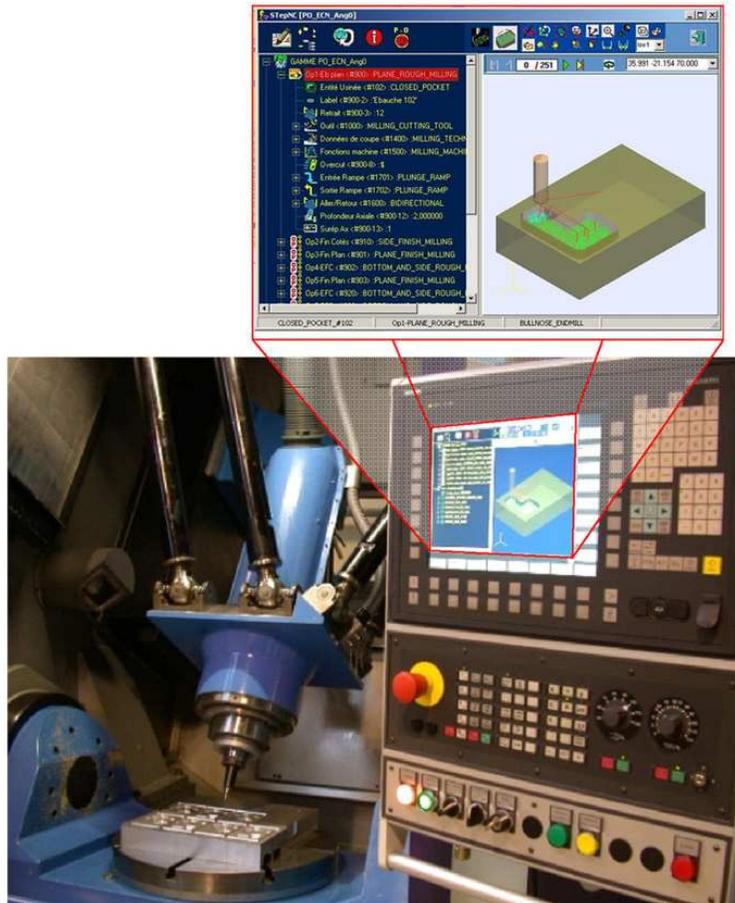


FIGURE 1.10 – SPAIM implémentée sur MOCN Verne de l'IRCCyN , [Rauch et al., 2012]

Toutefois, le STEP-NC reste pour l'instant principalement cantonné à des applications de recherche et peine à se démocratiser dans le monde industriel. Il s'accompagne d'une remise à plat de la chaîne CAO-FAO-CN conventionnelle et suscite à cet égard des réticences de la part des acteurs impliqués dans chacun des maillons de cette chaîne, qu'ils

1.2. Programmation des MOCN

soient éditeurs de logiciels ou fabricants de CN.

Ces réticences sont d'une part d'ordre idéologique, conceptuel, puisque c'est une toute autre vision de la fabrication qu'il est nécessaire d'adopter. Celle-ci comporte une part d'inconnu et elle est à cet égard source de craintes qui ne pourront être levées que par un effort de communication de la part du monde universitaire.

Les réticences sont aussi d'ordre économique compte tenu de l'investissement nécessaire au développement de nouveaux outils et à l'adaptation d'outils existants, ainsi que la refonte du modèle actuel qui accompagnerait la diffusion de ce standard. Bien que représentant une entrave certaine à la portabilité d'un programme, les extensions de l'ISO 6983 propres à chaque fabricant de CN restent un moyen de montrer leur spécificités, d'affirmer leur expertise, et donc de se démarquer au sein d'un secteur particulièrement concurrentiel.

Le code G reste ainsi le standard majoritairement utilisé bien que moins en accord avec la technologie actuelle. Sa robustesse et le savoir-faire accumulé depuis sa mise en place, conduisent les industriels à privilégier cette voie, minimisant ainsi la prise de risque. Une programmation avancée est alors nécessaire pour tâcher de combler les lacunes inhérentes à ce langage de programmation.

1.2.2 Programmation avancée des MOCN

1.2.2.1 Limitations de la programmation conventionnelle

La description géométrique du parcours d'usinage par l'intermédiaire de points de passage et de vitesses d'avance entre ces points n'est pas suffisamment riche pour une gestion efficace du processus de coupe, qui est influencé par de nombreux autres paramètres. En effet, cette approche de programmation ne tient pas compte des capacités de la machine-outil et du DCN qui conditionnent pourtant significativement la mise en œuvre du parcours d'usinage.

Les capacités de la machine en termes de vitesse, d'accélération et de jerk ont un impact direct sur le respect des consignes de déplacements des axes données dans le programme d'usinage. Un exemple souvent cité à ce sujet concerne le respect de la vitesse d'avance programmée. La présence de discontinuités en tangence dans le profil suivi par l'outil induit une diminution de la vitesse d'avance au passage de ces discontinuités, [Dugas *et al.*, 2003; Lavernhe, 2006]. Sur la figure 1.11, l'évolution de la vitesse d'avance ainsi que les déviations par rapport à la valeur de consigne de $8 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ sont démontrées dans le cas d'un profil présentant des discontinuités de tangence plus ou moins prononcées. Les écarts entre vitesse programmée et vitesse effective résultent en une augmentation du temps de fabrication mais aussi en une variation locale des conditions de coupe pouvant entraîner une dégradation de l'outil et affecter la qualité de la surface usinée.

Par ailleurs, la commande en vitesse des axes de la machine voit sa précision limitée par les performances du DCN. Les erreurs dans l'asservissement, comme l'erreur de poursuite, peuvent conduire à des écarts significatifs entre la trajectoire programmée et la trajectoire suivie, [Dugas, 2002].

Conscients de ces limites, de nombreux chercheurs s'attachent à développer des méthodes de programmation avancée du parcours d'usinage incluant la prise en compte du comportement dynamique de la machine, [Pateloup *et al.*, 2013], et tenant compte des limitations associées à ses capacités et aux performances de la commande. Dans la section suivante nous présentons quelques unes des méthodes développées dans le contexte de la programmation avancée de MOCN. Nous les avons regroupées en deux catégories : les méthodes prédictives qui reposent sur l'utilisation de modèles analytiques et de simulations

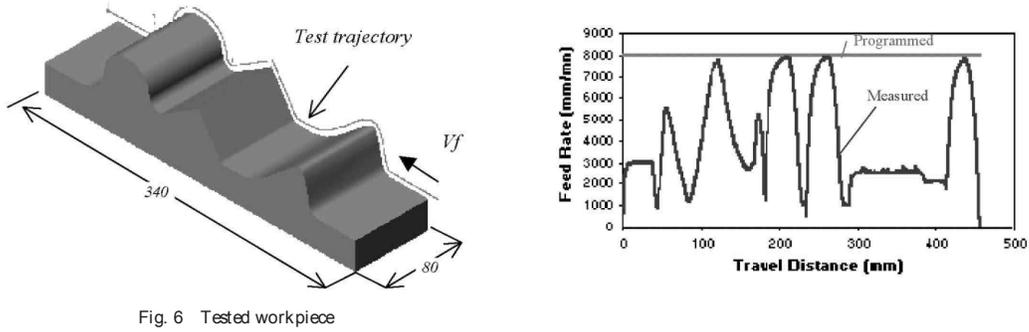


Fig. 6 Tested workpiece

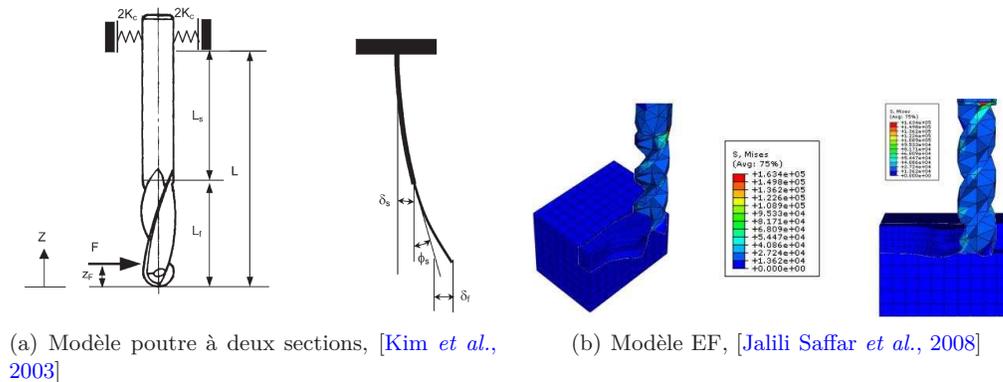
FIGURE 1.11 – Variation de la vitesse d’avance lors du suivi d’un profil présentant des discontinuités de tangence, [Dugas *et al.*, 2003].

numériques et les méthodes correctives qui se basent sur des données expérimentales.

1.2.2.2 Méthodes prédictives

Les méthodes prédictives consistent à effectuer une optimisation des conditions de coupe nominales définies en FAO. Cette optimisation est effectuée hors-ligne, préalablement à la phase d’usinage. Nous avons choisi d’évoquer ici quelques travaux portant sur la prise en compte du comportement élastique de l’outil et sur l’intégration du comportement cinématique de la machine lors de la programmation du parcours d’usinage.

La prédiction de la flexion de l’outil au cours de l’usinage a fait l’objet de nombreuses études, voir par exemple [Suh *et al.*, 1996; Seo, 1998; Habibi *et al.*, 2011; Zeroudi et Fontaine, 2013]. L’idée générale sur laquelle s’appuie ces travaux est l’évaluation des efforts de coupe au cours de l’opération, le calcul des déplacements qu’ils induisent au niveau de l’outil et finalement la prédiction de la position et de l’orientation de la surface usinée d’après les positions successives du ou des points de contact entre l’outil déformé et la pièce.



(a) Modèle poutre à deux sections, [Kim *et al.*, 2003]

(b) Modèle EF, [Jalili Saffar *et al.*, 2008]

FIGURE 1.12 – Prédiction de la flexion élastique de l’outil lors de la coupe

Dans [Kim *et al.*, 2003], un modèle de coupe basé sur les travaux de DeVor [Kline *et al.*, 1982] et Feng [Feng et Menq, 1994], permet le calcul de la résultante des efforts appliqués sur l’arête de coupe d’un outil hémisphérique. La déformation de l’outil est

1.2. Programmation des MOCN

évaluée de façon analytique au moyen d'un modèle poutre qui comprend deux portions au comportement mécanique différent reproduisant la partie coupante et non-coupante de l'outil, figure 1.12(a).

D'autres travaux comme ceux de [Jalili Saffar *et al.*, 2008] s'appuient sur un modèle CAO de l'outil et procèdent à une simulation éléments finis 3D pour prédire sa flexion élastique, figure 1.12(b).

Les écarts obtenus entre la surface usinée et la surface visée servent au calcul d'une compensation. Celle-ci peut porter sur la forme de la trajectoire en augmentant localement la profondeur de passe dans les zones où l'erreur est importante, [Hascoët *et al.*, 1998; Dépincé et Hascoët, 2006]. Une trajectoire incorrecte est programmée et permet finalement d'obtenir une bonne pièce, figure 1.13. La compensation peut aussi concerner la vitesse d'avance qui dans ce cas est localement réduite, afin de réduire les efforts sur l'outil et donc l'amplitude de sa flexion.

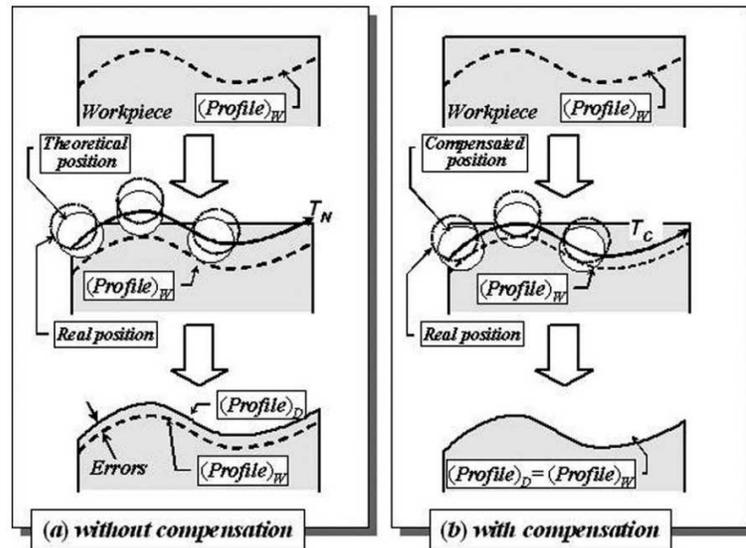


FIGURE 1.13 – Compensation de trajectoire intégrant la flexion de l'outil, [Seo, 1998]

D'autres auteurs s'intéressent à des stratégies permettant d'optimiser la vitesse d'avance lors du franchissement de discontinuités et de points singuliers comme les coins. Ainsi dans [Bosetti et Bertolazzi, 2014], des contraintes sur l'accélération et le jerk sont prises en considération afin de construire un programme d'usinage adapté à la MOCN utilisée. La solution développée aboutit à un compromis entre le respect de la vitesse de consigne et l'erreur commise sur la trajectoire en exploitant au mieux l'intervalle de tolérance, 1.14. Une gestion bloc-à-bloc permet d'alterner entre un suivi strict de la trajectoire nominale et une optimisation de la vitesse d'avance.

L'étude menée dans [Layegh *et al.*, 2012] vise à la planification de la vitesse d'avance à partir d'un modèle prédictif des efforts de coupe agissant sur l'outil au cours du parcours d'usinage. L'objectif est de maintenir un effort de coupe constant tout au long de l'opération. Les auteurs s'intéressent à l'usinage cinq axes de surfaces complexes, et procèdent au calcul de l'engagement de l'outil dans la matière à l'aide d'un modèleur 3D. Les efforts de coupe sont alors déterminés au moyen d'un modèle analytique et la vitesse d'avance est ajustée en chaque position d'outil discrétisant le parcours.

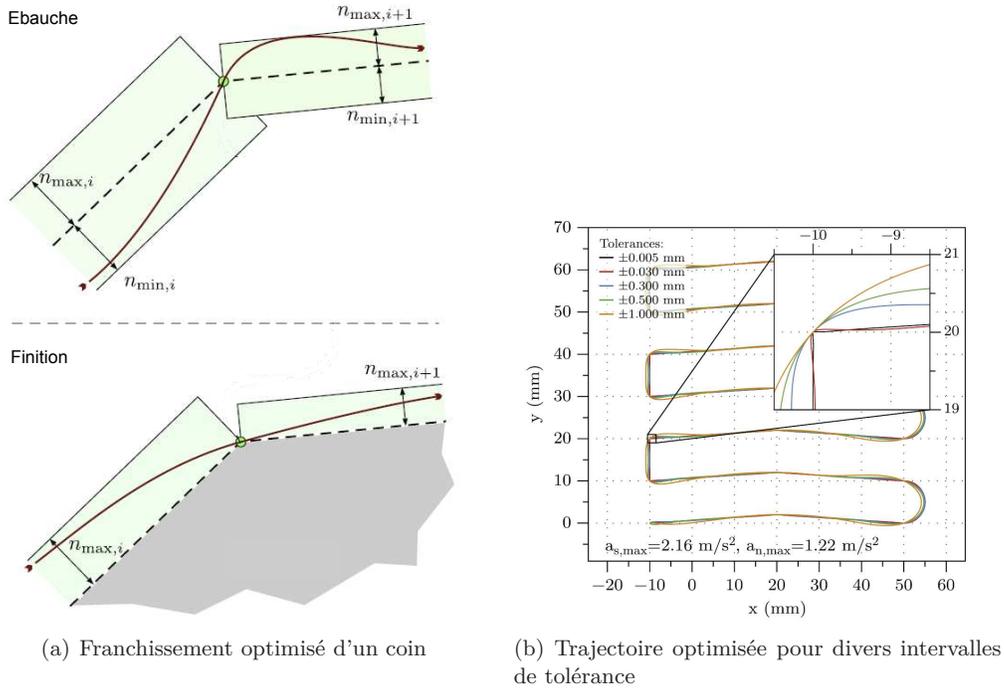


FIGURE 1.14 – Prise en compte des caractéristiques cinématiques de la MOCN, [Bosetti et Bertolazzi, 2014]

Ces quelques études permettent ainsi de mesurer la diversité des travaux destinés à une optimisation hors-ligne du processus de fabrication. Elles sont parfois complétées par des simulations d'usinage qui offrent un moyen d'évaluer les conditions de coupe théoriques définies en conception ou les conditions a priori optimisées dérivées d'un modèle prédictif, grâce à des logiciels dédiés de plus en plus perfectionnés, [Dugas *et al.*, 2003].

Ainsi, l'usinage virtuel permet à la fois d'effectuer un travail d'optimisation et de détecter d'éventuelles anomalies (collision, non-respect de tolérances) à un coût moindre et surtout en amont de la fabrication, minimisant ainsi le recours aux ajustements manuels au pied de la machine souvent fastidieux.

Siemens PLM Software, [Siemens PLM Software, 2014], propose ainsi une machine-outil virtuelle dont le fonctionnement est très proche d'une machine-outil physique et permet une conception avancée du programme d'usinage, figure 1.15. L'impact des ajustements apportés au programme d'usinage peut être quantifié et des modules permettent son optimisation. Le programme d'usinage n'est alors transmis au DCN que lorsqu'il est opérationnel, réduisant ainsi fortement le temps d'immobilisation de la machine-outil.

Citons aussi le logiciel VERICUT[®] développé par la société CGTech, [CGTech, 2014]. Un de ses modules appelé OptiPath[®] permet un ajustement de la vitesse d'avance sur le parcours d'usinage. Le code G fourni par le post-processeur est lu et la trajectoire est divisée en segments. En fonction du volume de matière théoriquement enlevé sur chaque segment, une vitesse d'avance adaptée est proposée, figure 1.16.

Ces deux exemples ne constituent qu'un léger aperçu des solutions d'usinage virtuel qui se sont multipliées ces dernières années, avec l'apparition notamment de codes open-source comme Openscam. Outre le gain sur le temps de fabrication avec un ajustement de

1.2. Programmation des MOCN

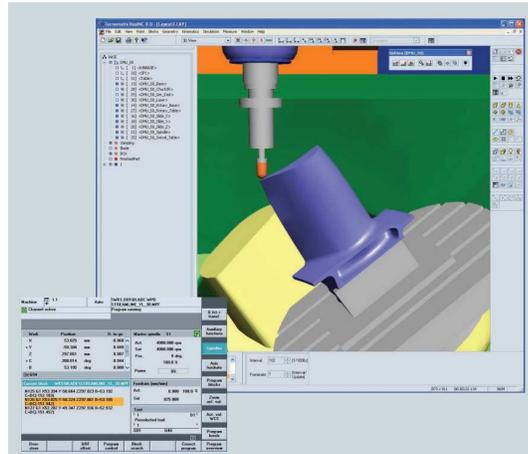


FIGURE 1.15 – Machine-outil virtuelle développée par Siemens PLM pour la conception de programmes d’usinage, [Siemens PLM Software, 2014].

la vitesse d’avance, les méthodes prédictives visent à optimiser le temps d’utilisation de la MOCN. Les ajustements et compensations réalisés hors-ligne permettent de réduire les réglages manuels parfois fastidieux et au cours desquels la MOCN est immobilisée et n’est donc pas employée dans le contexte où elle est rentable, à savoir l’usinage de pièces.

Ces méthodes prédictives restent cependant sujettes à des erreurs de modélisation. Les phénomènes mis en jeu au cours de l’usinage, tout comme le comportement dynamique de la machine, sont complexes, parfois encore mal compris ou tout simplement imprévisibles. Les modèles employés pour les reproduire s’accompagnent donc inévitablement d’hypothèses simplificatrices et d’approximations, et ne peuvent tenir compte de l’ensemble des mécanismes à l’œuvre.

Par conséquent, ces approches ne peuvent complètement se substituer aux vérifications et ajustements au pied de la machine.

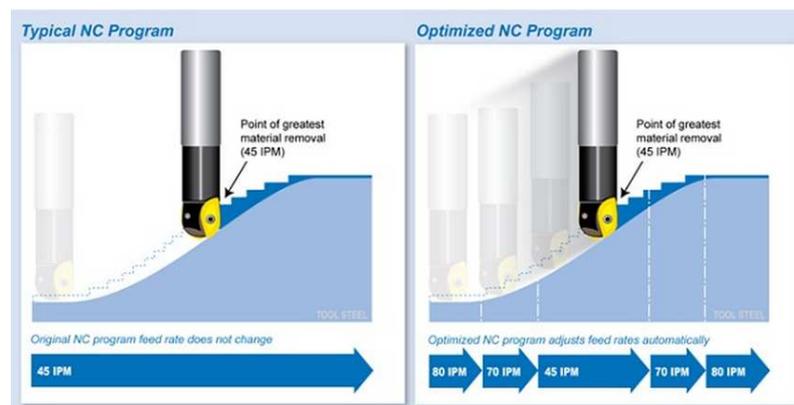


FIGURE 1.16 – Exemple d’optimisation de la vitesse d’avance à l’aide du module OptiPath[®] du logiciel VERICUT[®], [CGTech, 2014].

1.2.2.3 Méthodes correctives

A la différence des méthodes prédictives basées sur une correction anticipée du programme d'usinage, les méthodes correctives permettent un ajustement en ligne. Elles consistent à effectuer une optimisation des conditions de coupe nominales définies en FAO d'après le résultat d'acquisitions de données sur le procédé. Alors que ces acquisitions sont souvent réalisées au moyen d'un équipement de mesure additionnel, l'utilisation de données directement collectées via le DCN représente une alternative prometteuse. Comme dans la section précédente, nous allons nous appuyer sur quelques travaux afin d'expliquer les apports de ces méthodes et souligner d'éventuelles limites.

1.2.2.3.a Utilisation d'un équipement de mesure additionnel

Luo et al. s'appuient sur le relevé des efforts de coupe durant l'opération via une platine dynamométrique [Luo *et al.*, 1998]. La fréquence d'acquisition élevée de la platine est mise à profit afin de disposer de plusieurs mesures pour chaque révolution de l'outil et procéder ensuite au calcul d'une valeur moyenne. Deux algorithmes de type "réseau de neurones" sont alimentés par les données de mesure. Le premier détermine la vitesse d'avance adéquate pour maintenir l'effort de coupe souhaité. Le second est destiné à minimiser l'erreur de contour inhérente à l'asservissement des axes.

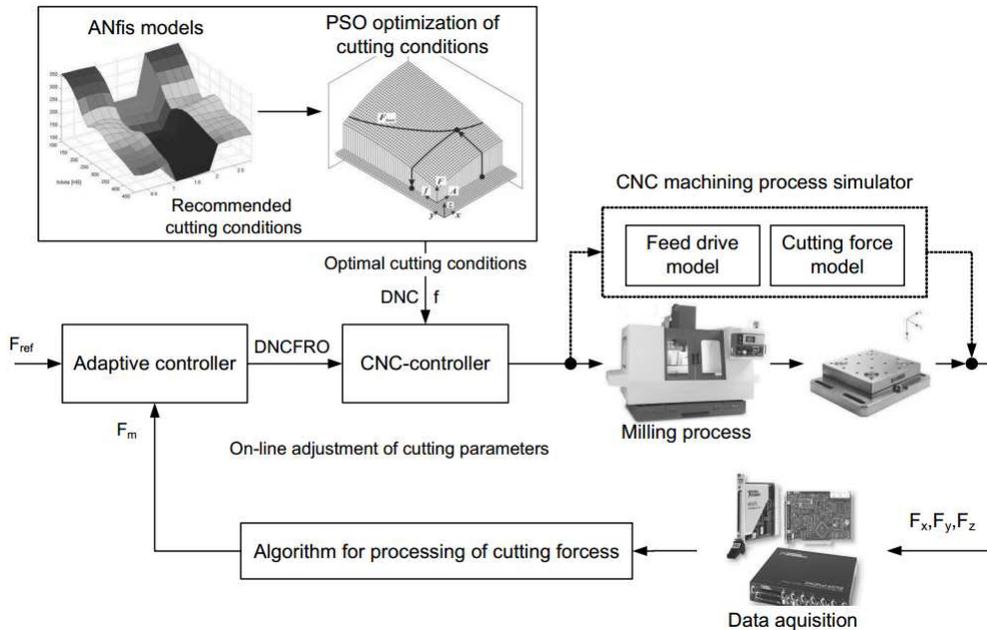


FIGURE 1.17 – Contrôle en boucle fermée de la vitesse d'avance, [Zuperl *et al.*, 2011]

Dans [Zuperl *et al.*, 2011], une approche hybride combinant optimisation hors-ligne et adaptation en ligne est développée afin de maximiser la vitesse d'avance tout en respectant une contrainte sur l'amplitude maximale des efforts agissant sur l'outil. Des conditions de coupe adaptées sont d'abord déterminées par le biais d'un modèle combinant réseau de neurones et logique floue. Ces conditions sont ensuite optimisées par une méthode PSO (*Particle Swarm Optimization*) puis transmises au DCN. Les efforts de coupe mesurés en ligne au moyen d'une platine dynamométrique placée sur la table sont comparés à

1.2. Programmation des MOCN

la valeur maximale autorisée et contribuent à l'apprentissage du réseau de neurones. Ce dernier transmet en retour au DCN une vitesse d'avance ajustée, figure 1.17.

Ces approches reposent toutefois sur l'utilisation d'un équipement additionnel souvent intrusif. La platine dynamométrique nécessite par exemple la conception d'un montage dédié puisqu'elle intervient comme une interface entre la table et la pièce usinée. Elle pose par ailleurs des limitations concernant les dimensions de sa zone de fonctionnement, l'utilisation de lubrifiant ou les vibrations induites durant la coupe qui peuvent perturber la mesure, voir section 2.2.3.1.

Pour s'affranchir de ces limites, les données fournies par le DCN peuvent être mises à contribution pour l'ajustement des paramètres du procédé.

1.2.2.3.b Utilisation des données accessibles directement sur le DCN : exemple de l'ICAM

Les MOCN sont désormais équipées de nombreux capteurs qui permettent un suivi en temps-réel de données diverses (températures, vitesses, puissances...), [Matsubara et Ibaraki, 2009]. Ces informations "gratuites" puisque directement accessibles depuis le DCN permettent à la fois une surveillance accrue du procédé mais laissent aussi envisager la mise en place de stratégies de correction peu intrusives.

Même si cette approche n'est pas récente puisque dès 1992, Altintas proposait l'utilisation des courants circulant dans les moteurs des axes comme moyen de mesure indirecte des efforts de coupe, [Altintas, 1992], elle était la plupart du temps utilisée à des fins de surveillance, pour la détection d'un bris d'outil [Li et Du, 2005] ou le suivi de son usure, [Li et al., 2004; Ibaraki et al., 2004].

L'ICAM (*Intelligent Computer Aided Manufacturing*) dont les concepts ont été posés dans [Hascoët et Rauch, 2006] propose d'aller plus loin en faisant usage des données collectées pour un ajustement en ligne des paramètres de coupe. Son fonctionnement est schématisé sur la figure 1.18.

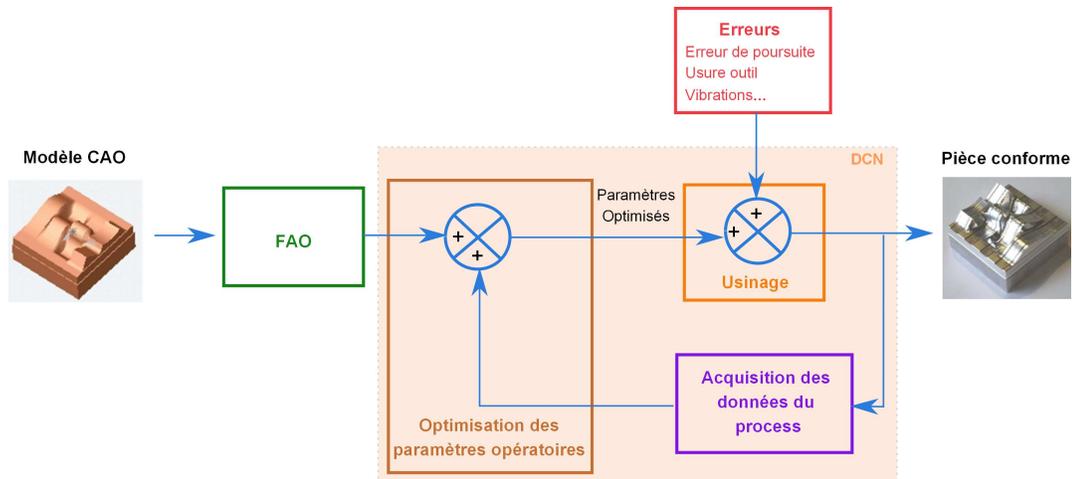


FIGURE 1.18 – Schéma de principe de l'approche ICAM, [Hascoët et Rauch, 2006]

Dans cette étude, les efforts agissant sur l'outil sont évalués à partir des couples dans chacun des moteurs de la machine. Le couple d'usinage est déterminé à partir du couple mesuré et du couple dynamique (*i.e. nécessaire seulement au mouvement des axes*) déterminé lors d'un essai à vide, et un modèle cinématique est finalement employé pour le calcul

des efforts sur l'outil. La faisabilité de cette approche est démontrée au travers d'une étude expérimentale, figure 1.19.

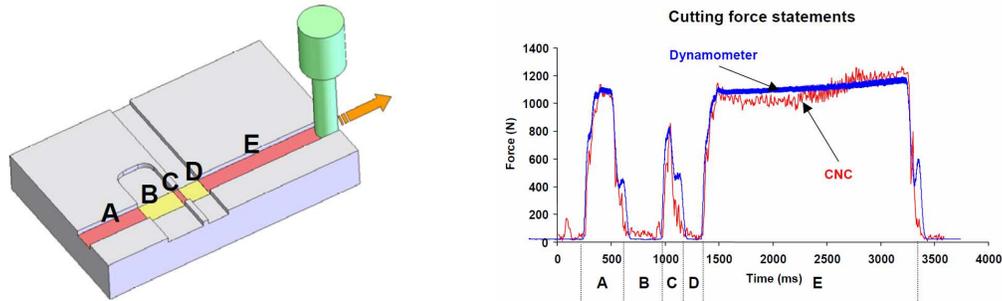


FIGURE 1.19 – Mesure indirecte des efforts de coupe via les couples moteur, [Hascoët et Rauch, 2006]

Cette stratégie est mise à contribution dans [Rauch *et al.*, 2009] pour le contrôle de trajectoires en formage incrémental, où les efforts appliqués sur l'outil (et donc sur la pièce) affectent grandement la précision de la mise en forme (homogénéité de l'épaisseur, retour élastique). Une procédure de retrait de l'outil est mise en œuvre lorsque la résultante des efforts appliqués dépasse une valeur seuil.

1.2.2.4 Bilan

La programmation avancée des MOCN est destinée à enrichir la définition purement géométrique du parcours d'usinage de l'ISO 6983. Le développement de modèles analytiques et de plus en plus numériques permet d'optimiser les paramètres de coupe définis en FAO. Cette optimisation porte souvent sur la vitesse d'avance et vise à minimiser le temps d'exécution du programme tout en tenant compte du comportement dynamique de la machine et du comportement mécanique de l'outil. Les solutions logicielles d'usinage virtuel offrent la possibilité de tester les jeux de paramètres issus des approches prédictives, et de procéder à la plupart des ajustements, réduisant ainsi le temps de réglage au pied de la machine.

Les méthodes correctives s'appuient de plus en plus sur des données fournies par des capteurs internes à la machine-outil et directement accessibles sur le DCN, s'affranchissant des limites associées au coût et à l'intrusivité de dispositifs externes. Autrefois utilisées comme moyen de surveillance, ces données servent à présent au contrôle en temps-réel.

La programmation avancée telle que nous l'avons évoquée jusqu'à présent était surtout destinée à des ajustements fins d'un programme d'usinage défini dans un cadre relativement bien connu. En d'autres termes il ne s'agissait pas de remettre en question la validité même du programme d'usinage, mais surtout d'enrichir sa description, d'améliorer sa précision.

Nous allons à présent nous intéresser à des configurations pour lesquelles un programme d'usinage conforme ne peut tout simplement pas être construit car un ou plusieurs ingrédients nécessaires à sa conception font défaut. Dans ce contexte, ce n'est pas tant la pauvreté du code G qui pose problème, mais plutôt le manque d'agilité de la programmation conventionnelle des MOCN. Dans la section suivante nous allons aborder le thème de l'usinage adaptatif qui connaît un récent essor avec la demande accrue de flexibilité, et l'augmentation de la taille et de la complexité des pièces fabriquées.

1.3 Usinage adaptatif

1.3.1 La réponse à un besoin de flexibilité

D'une manière générale, la génération d'un programme d'usinage précis requiert la connaissance de :

- La position et l'orientation de la pièce brute dans l'espace de travail.
- La morphologie initiale de la pièce brute.
- La forme finale visée après usinage.

Il arrive cependant qu'une ou plusieurs de ces informations ne soient pas connues ou que des incertitudes significatives demeurent. Les situations dans lesquelles une telle configuration se présente sont diverses : lot de pièces brutes présentant une variabilité géométrique prononcée, usinage de pièces flexibles, réparation de pièces ayant subies une déformation irréversible en service...

Dans ce contexte particulier, une inspection de la pièce doit être entreprise afin de combler le manque d'information, figure 1.20. Traditionnellement, l'inspection est une étape en bout de chaîne à l'issue de laquelle la conformité géométrique de la pièce fabriquée est évaluée, conduisant alors à sa qualification ou à son rebut. Les informations collectées lors de ces vérifications conduisent à des ajustements qui bénéficient à l'usinage des pièces suivantes.

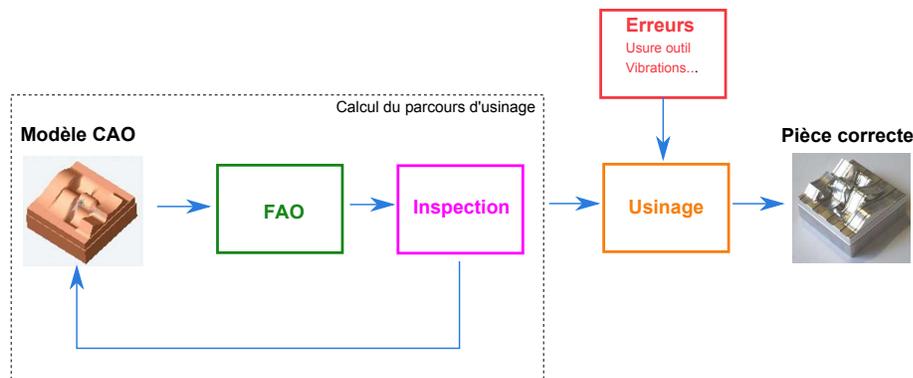


FIGURE 1.20 – Usinage adaptatif

Toutefois la complexité grandissante des opérations d'usinage et des pièces fabriquées requiert une inspection fine, qui doit être placée au cœur du processus de construction de la trajectoire d'usinage, [Simpson et Dicken, 2011]. Les diverses approches mis en œuvre dans ce contexte sont regroupées sous l'appellation "usinage adaptatif".

1.3.2 Approches actuelles en usinage adaptatif

Les approches actuelles rencontrées dans le cadre de l'usinage adaptatif comportent trois étapes :

1. Inspection de la pièce brute : elle consiste à digitaliser partiellement ou intégralement la pièce physique afin d'en obtenir un modèle numérique.

1. Chapitre 1 : La génération de trajectoires sur les MOCN

2. Construction d'un parcours d'usinage conforme (approche conventionnelle) ou modification d'un programme d'usinage existant (approche de type *morphing*).
3. Usinage de la pièce.

Dans le paragraphe suivant, une revue non exhaustive des techniques de mesure de surface est présentée. Elle met avant les apports ainsi que les limites associées aux principales méthodes mises en œuvre dans le domaine de la fabrication.

1.3.2.1 Digitalisation de la pièce brute

La digitalisation de la pièce se traduit par la mesure d'une ou plusieurs de ses faces dont il est nécessaire de connaître la forme, l'orientation et la position dans l'espace de travail pour pouvoir procéder au calcul du trajet outil. Les méthodes de mesure de surface se divisent en deux catégories : les méthodes avec contact et les méthodes sans contact. Les diverses techniques de digitalisation d'une surface sont passées en revue dans [Li et Gu, 2004] et une classification plus approfondie est donnée, figure 1.21.

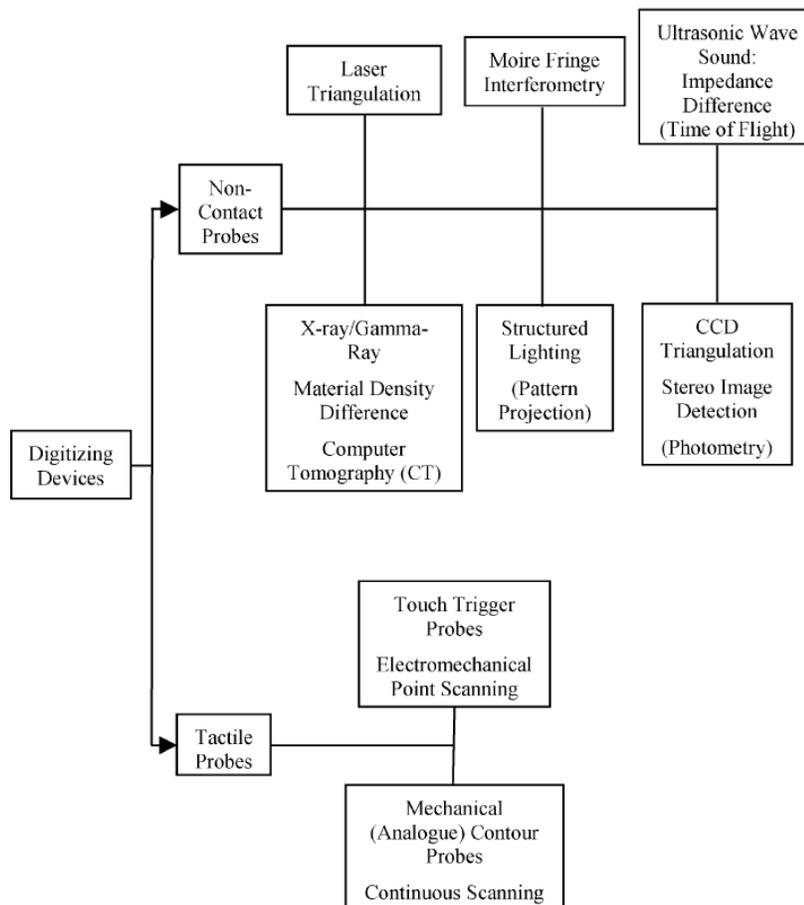


FIGURE 1.21 – Classification des techniques de digitalisation de surface, [Li et Gu, 2004]

1.3. Usinage adaptatif

1.3.2.1.a Méthodes sans contact

Parmi les méthodes sans contact, les mesures optiques sont les plus couramment utilisées dans le contexte de l'inspection en fabrication. Elles reposent sur l'utilisation d'une source de lumière couplée à un dispositif de détection de position. La surface à inspecter est éclairée par la source de lumière et la localisation des points situés dans la zone éclairée est obtenue par triangulation. La source de lumière généralement employée est une source laser permettant la projection d'un point (0D), d'une nappe (1D), ou bien d'une surface (2D). La détection de position est pour sa part effectuée à l'aide d'un capteur PSD (Position Sensitive Detector) ou CCD (Charged Coupled Device).

De manière générale, la planification d'un parcours de balayage en vue de minimiser le temps de mesure, de garantir la couverture de l'ensemble de la surface et la précision des données collectées est un sujet relativement ouvert. Une revue des approches et des enjeux associées à l'inspection optique de pièces est donnée dans [Scott *et al.*, 2003].

La génération d'un parcours de balayage d'une surface par un laser nappe a été étudiée par Xi *et al.*, [Xi *et Shu*, 1999]. Une stratégie zig-zag comprenant des zones de recouvrement est identifiée comme étant le meilleur compromis pour minimiser la durée d'inspection. Dans [Derigent *et al.*, 2007], la visibilité des faces du modèle B-Rep (Boundary Representation) de la pièce à inspecter est évaluée au moyen d'opérations de Minkovsky et sert ensuite au calcul d'un nombre minimal d'orientations du capteur nécessaires à la digitalisation de l'ensemble de la pièce. Dans [Raffaelli *et al.*, 2013], la planification du parcours de balayage utilise une approche contextuelle. Des situations d'inspection sont définies a priori (balayage global, vérification de la position de certains points...), et conduisent à la définition de critères spécifiques pour l'optimisation du parcours de balayage. Ces approches postulent cependant l'existence d'un modèle CAO de la pièce inspectée.

Historiquement la planification d'un parcours de balayage sans connaissance a priori sur la géométrie de la pièce mesurée utilise le concept de *Next Best View* défini dans [Connolly, 1985], où l'optimisation est conduite à partir d'un balayage préliminaire de la pièce. Ainsi dans [Mehdi-Souzani *et al.*, 2006], un premier scan de la pièce aboutit à une modélisation du nuage de points collectés au moyen de voxels. Une optimisation de l'orientation et de la position du capteur laser s'appuyant sur des critères de visibilité et de distance de mesure relative à chaque voxel est alors menée et tient compte des contraintes d'accessibilité de la tête de mesure. Une représentation de la surface digitalisée à l'aide de voxels est aussi employée dans [Lartigue *et al.*, 2014] et un parcours de balayage optimisé en fonction du champ de vision du capteur laser est construit. Dans [Impoco *et al.*, 2005], les zones non "vues" lors du balayage préliminaire sont localisées et discrétisées. Les facettes obtenues sont ensuite regroupées d'après leur normale dans des clusters. Un point de vue est finalement défini pour chaque cluster et permet l'élaboration du parcours de balayage. Cette opération est répétée tant que des zones occultées subsistent.

Ces études donnent ainsi un aperçu des approches développées dans le domaine de l'inspection optique. Les principales limitations de ces méthodes sont liées au phénomène physique mis en jeu et concernent notamment l'éclairage de l'environnement de mesure et la réflexion de la surface mesurée (spéculaire ou directe). D'autres limitations plutôt d'ordre technologique sont liées à la visibilité de la surface mesurée par le dispositif d'acquisition, et sont conditionnées par la cinématique et l'encombrement de la machine utilisée (*e.g. bras robotisé*).

1.3.2.1.b Méthodes avec contact

Les méthodes avec contact sont basées sur une interaction physique entre un capteur (palpeur, jauge) et la surface à mesurer. Le principal moyen utilisé dans le domaine de la fabrication est la MMT (Machine à Mesurer Tridimensionnelle) appréciée pour sa répétabilité et surtout pour sa précision (de l'ordre du μm) supérieure aux méthodes optiques. Les coordonnées des points de contact palpeur/surface sont déterminées grâce à des algorithmes dédiés et permettent de connaître la position, l'orientation ainsi que les dimensions de la pièce palpée.

Cependant, le temps requis pour la mesure d'une surface reste un des inconvénients de ce type de technique : l'acquisition s'effectue point par point, et le contact physique entre palpeur et pièce nécessite une vitesse d'approche faible du palpeur pour éviter toute dégradation. Alors qu'un laser nappe peut permettre l'acquisition de plusieurs milliers de points par seconde, la cadence de mesure pour une stratégie avec contact n'excède pas 50 à 60 points par minute, malgré le développement de trajectoires de palpation optimisées, voir par exemple [Yau et Menq, 1995].

1.3.2.1.c Apports et performances de l'inspection sur machine

Dans le cas de la MMT ou d'un scanner optique indépendant, la pièce est placée dans un environnement de mesure externe. La position et l'orientation de la surface palpée ne sont pas déterminées là où elles doivent être connues, à savoir dans l'espace de travail de la machine sur laquelle la pièce sera usinée. Outre le temps nécessaire à la manutention de la pièce (démontage, mise en position sur machine de mesure), les informations collectées ne peuvent pas être directement utilisées, et un recalage est nécessaire entre le référentiel de mesure et le référentiel d'usinage. Les erreurs pouvant être commises lors de cette localisation pénalisent alors la précision initialement fournie.

Un usinage adaptatif efficace requiert une stratégie de mesure intégrée à l'environnement de travail machine comme souligné dans [Simpson et Dicken, 2011]. Zhao et al. distinguent quatre apports de l'inspection sur machine, [Zhao *et al.*, 2009] :

1. Réduction des coûts d'inspection.
2. Contrôle qui devient pro-actif, par opposition au caractère réactif de l'inspection dans un environnement externe.
3. Élimination d'opérations à valeur ajoutée nulle.
4. Agilité conférée à l'opération d'usinage, dans l'esprit de l'usinage adaptatif.

L'inspection sur machine utilise un dispositif de digitalisation de la surface fonctionnant au sein même du centre d'usinage : tête de mesure laser en supplément de la tête d'usinage, palpeur monté sur la tête d'usinage en lieu et place de l'outil de coupe... La position et l'orientation de la surface sont ainsi mesurées dans le repère machine et sont directement interprétables.

Achelker et al. évaluent les performances de l'inspection sur MOCN de géométries 2D et 3D, [Achelker *et al.*, 2014]. La méthode de mesure sur machine considérée dans cette étude est le palpation (Renishaw OMP60). Les résultats obtenus sont comparés à des mesures MMT. Dans le cas de la surface 3D considérée, l'écart maximal atteint 0.235 mm (contre 0.1 mm pour la mesure sur MMT). Les auteurs concluent néanmoins à un bon comportement de l'inspection sur machine du fait de la complexité de la surface mesurée.

1.3. Usinage adaptatif

Wozniak et al. identifient deux sources prépondérantes d'erreur pour l'inspection en ligne sur MOCN au moyen d'un palpeur : la répétabilité de positionnement de la machine-outil et la force nécessaire au déclenchement de la mesure, [Wozniak *et al.*, 2013]. En ce qui concerne ce dernier paramètre, une méthode de mesure est proposée et un comparatif entre un dispositif monté sur MMT (TP6) et un palpeur intégré (OMP40-2) est effectué. L'effort de déclenchement moyen est de 0.44 N pour le palpeur sur machine-outil contre 0.26 N sur MMT. Néanmoins l'écart de précision découlant de cette différence de sensibilité n'est pas investigué.

1.3.2.2 Calcul d'une trajectoire conforme

La digitalisation d'une des faces de la pièce brute se traduit par la collecte d'un nuage de points à partir duquel une trajectoire adaptée à la morphologie mesurée est générée. Dans la littérature, on retrouve principalement deux approches. La première consiste à reconstruire une surface approximant le nuage de points. Cette surface sert alors de support au calcul du parcours-outil ou à l'ajustement d'un parcours-outil préalablement défini comme dans l'approche *morphing* de trajectoire sur laquelle nous allons revenir. La seconde stratégie vise à construire une trajectoire directement à partir du nuage de points.

1.3.2.2.a Méthode indirecte : reconstruction d'une surface support

Les représentations basées sur des entités (points, lignes, plans) autrefois utilisées, [Faugeras, 1986], ont laissé place à des outils mathématiques de reconstruction de surface plus performants. Ils s'appuient sur une représentation de haut ordre de la surface : splines et surtout NURBS. Ce type de représentation est utilisé dans la majorité des logiciels de conception et de fabrication actuels. Dans [Li et Gu, 2004], Li et Gu soulignent néanmoins qu'une telle description de la surface est bien adaptée aux données de mesure par contact, mais présente des limitations dans le cas des données de mesure sans contact. En effet, le nuage de points résultant d'une mesure laser est souvent trop dense et conduit à des problèmes de topologie. Une étape supplémentaire d'échantillonnage est donc la plupart du temps nécessaire.

1.3.2.2.b Méthode directe : utilisation du nuage de points brut

La génération directe de trajectoire à partir des points de mesure est une alternative attrayante puisqu'elle s'affranchit des problèmes de précision posés par l'approximation de surfaces tridimensionnelles. Elle s'accompagne toutefois de difficultés liées au caractère discret de l'information sur la morphologie de la pièce, comme souligné dans [Yingjie et Liling, 2011]. L'exemple choisi est celui de la normale locale à la surface mesurée, nécessaire pour le calcul de la surface usinée (par décalage "normal" de la surface mesurée). Dans un contexte discret, la normale doit être estimée alors qu'elle peut être explicitement calculée si une surface approximante est connue. L'erreur associée à cette estimation est de plus difficilement quantifiable.

La génération d'une trajectoire, en ébauche et en finition, à partir d'une quantité importante de points de mesure est étudiée dans [Lin et Liu, 1998] et la méthodologie proposée repose sur un modèle Z-map. D'autres travaux s'appuient sur un maillage triangulaire du nuage de points de mesure, et adoptent une représentation de la surface mesurée de type B-Rep, [Várady *et al.*, 1997]. Des concepts analogues à ceux de la géométrie différentielle comme la notion de courbure doivent alors être définis pour des surfaces maillées ("surfaces linéaires par morceaux") [Meyer *et al.*, 2003; Alboul *et al.*, 2005].

Par ailleurs, des approches hybrides pour lesquelles une surface guide s'appuyant sur un nombre réduit de points de mesure choisis au sein du nuage sont aussi utilisées, [Yin, 2004].

1.3.2.3 Transformation d'une trajectoire existante

Dans cette approche, une géométrie nominale ainsi qu'un parcours d'outil nominal sont préalablement construits. La surface mesurée est ensuite comparée à la surface du modèle. La trajectoire initialement définie est déformée pour prendre en considération l'écart morphologique entre la pièce traitée et son modèle CAO, figure 1.22.

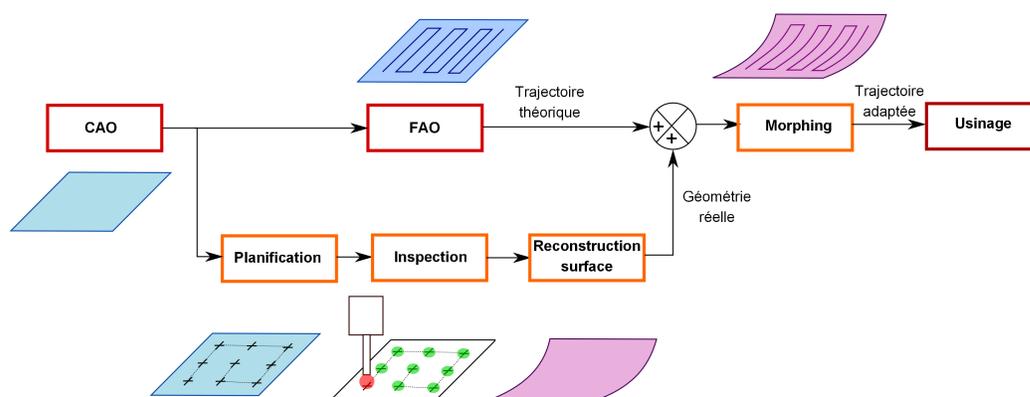


FIGURE 1.22 – Stratégie de *morphing* de trajectoire

Des travaux ont été menés sur cette thématique au sein de l'équipe MO2P de l'IRCCyN et font usage de la suite logicielle de CFAO (PowerShape[®], PowerInspect[®], PowerMill[®]) développée par la société britannique Delcam, pionnier dans le domaine de l'usinage adaptatif, [Delcam, 2014].

1.3.3 Apports et lacunes des approches actuelles

L'usinage adaptatif repose sur une personnalisation du parcours d'usinage à la morphologie exacte de la pièce. Une trajectoire sur mesure est ainsi générée à partir de données provenant d'une inspection de la pièce.

L'usinage adaptatif permet la réalisation d'opérations de fabrication ou de réparation, qui s'avèreraient particulièrement coûteuses, voire irréalisables par une approche traditionnelle. Un exemple souvent cité est celui de l'usinage de pièce flexibles. Pouvant provenir de caractéristiques mécaniques recherchées du matériau (*e.g. composite*) et/ou de la géométrie de la pièce (*e.g. tôles de faible épaisseur*), cette flexibilité représente un obstacle à la connaissance précise de la géométrie initiale de la pièce brute (fléchissement sous son propre poids) ainsi qu'à sa mise en position (manque de répétabilité).

Cependant, le temps de fabrication en usinage adaptatif demeure une des limitations des approches actuelles : la durée nécessaire à la digitalisation de la surface ainsi qu'au calcul d'une trajectoire "sur mesure", au cours de laquelle la machine est inutilisée, s'ajoute au temps effectif d'usinage.

L'acquisition de la morphologie de la pièce brute au moyen d'un palpeur monté sur la tête d'usinage est la solution la plus répandue. Le développement de dispositifs de palpé compactes et montés en lieu et place de l'outil offrent des performances qui se rapprochent

1.3. Usinage adaptatif

des mesures sur MMT, bien qu'ils restent tributaires des imprécisions inhérentes à la MOCN et d'une cadence de mesure relativement faible. Des systèmes intégrés d'inspection laser font aussi leur apparition sur certains centres d'usinage récents mais le temps de traitement des données reste significatif.

L'augmentation de la précision de l'usinage et la diminution globale des rebuts rendues possible par une approche adaptative se font donc au prix d'une augmentation significative du temps et donc du coût de production de chacune des pièces. Pour cette raison, l'usinage adaptatif tel qu'il est mis en œuvre à l'heure actuelle semble réservé à la fabrication de composants à forte valeur ajoutée, ne nécessitant pas une cadence de production élevée.

En outre, il existe des situations pour lesquelles une telle approche ne suffit pas malgré son agilité. En effet, lorsque la pièce se déforme au cours de l'opération d'usinage, le parcours "sur mesure" défini en fonction de la morphologie initiale de la pièce brute ne garantit plus un usinage précis et le respect des tolérances de fabrication. L'adaptation à la géométrie réelle de la pièce ne doit dans ce cas pas uniquement se faire au début de l'opération, mais de façon continue tout au long de l'opération.

En résumé, l'usinage adaptatif, dans sa configuration actuelle, présente de nombreuses forces mais aussi quelques lacunes. Rapidité et réactivité sont les deux principaux aspects sur lesquels une réflexion avancée est nécessaire. Cela nécessite toutefois de repenser la manière de mettre en œuvre l'usinage adaptatif notamment vis-à-vis du caractère "statique" de la solution actuelle.

1.3.4 Vers la génération d'une trajectoire en temps-réel

1.3.4.1 Le pilotage en temps-réel

On retrouve le qualificatif "temps-réel" dans plusieurs travaux de génération de trajectoires. Bailey-Van Kuren propose par exemple une stratégie de génération de trajectoire d'un robot pour le démantèlement de produits présentant une grande variabilité géométrique, [Bailey-Van Kuren, 2006]. Le bras robotisé est équipé d'un dispositif de mesure de la surface de l'objet traité et un algorithme permet de repérer les points d'intérêts où la découpe doit s'effectuer et de calculer le mouvement nécessaire pour les atteindre dans le système de coordonnées articulaires du robot. Le temps-réel a dans ce cas attrait à l'identification, la localisation rapide et en ligne des zones de découpe sur l'objet.

Dans [Lo, 1999], des algorithmes dits "temps-réel" servent à la génération de la trajectoire du point de contact outil/matière en usinage cinq axes à partir de l'expression paramétrique de la surface usinée, et des caractéristiques de l'outil (géométrie, inclinaison). Des algorithmes permettant la génération de trajectoire pour des surfaces gauches directement sur le DCN de la machine-outil sont présentés dans [Hermann, 1988]. Dans ces deux travaux, le terme "temps-réel" se réfère davantage au temps de réponse court des algorithmes utilisés, et pour le second cas à leur légèreté d'un point de vue des ressources de calcul qu'ils nécessitent.

En ce qui concerne le contrôle "temps-réel", la plupart des études menées s'intéressent à la compensation d'erreur, voir par exemple [Lei et Hsu, 2003], ou à l'asservissement de la vitesse d'avance [Lin et Yang, 2013]. Le "temps-réel" qualifie dans ces travaux un contrôle en ligne des paramètres du procédé à partir d'acquisitions effectuées elles-aussi en ligne. A ce titre, elles s'inscrivent dans l'esprit de l'ICAM dont nous avons déjà présenté le concept.

1.3.4.2 Usinage adaptatif et temps-réel

L'usinage adaptatif représente une alternative prometteuse à l'usinage traditionnel dans de nombreuses situations où un parcours d'usinage ne peut pas être à priori correctement défini. Il pêche toutefois par la durée nécessaire à la phase d'inspection qui s'intercale entre conception et fabrication.

L'usinage adaptatif en temps-réel fait appel à une notion de gestion du parcours d'outil de façon simultanée à l'opération d'usinage. Le parcours de l'outil y est construit "à la volée" sur base d'une trajectoire nominale imprécise, [Poulhaon *et al.*, 2013]. A ce titre, il se distingue de l'usinage traditionnel ainsi que des approches actuelles employées en usinage adaptatif dans lesquelles le parcours d'usinage est pré-calculé avant le début de l'opération.

La gestion du parcours d'outil en temps-réel ajoute une dimension dynamique. L'usinage de pièces brutes dont la géométrie est à priori inconnue ainsi que la prise en compte d'une géométrie évoluant au cours du procédé sont alors envisageables.

1.4 Positionnement et axes de recherche

Ce travail de thèse vise à proposer une méthodologie générique de contrôle en temps-réel de la trajectoire d'usinage en tâchant d'apporter des solutions aux contraintes que nous venons d'évoquer. Il s'agit de conserver la flexibilité d'un usinage adaptatif tout en y associant la pro-activité du contrôle en temps-réel. Dans cette section, nous définissons le cadre de notre étude et nous présentons les axes de recherche retenus.

1.4.1 Positionnement de l'étude

1.4.1.1 Opérations d'usinage concernées

Les opérations d'usinage auxquelles nous nous intéressons dans ces travaux ont pour point commun de nécessiter une connaissance précise de la géométrie de la pièce brute (*i.e. géométrie de la pièce avant le début de l'opération étudiée*) dans le centre d'usinage (*i.e. après montage de la pièce*). Concrètement, il s'agit d'opérations pour lesquelles l'épaisseur de la pièce est localement réduite à une épaisseur de consigne : rainurage, poche...

En aéronautique, la diminution de la masse à vide des avions est un enjeu majeur. Les fabricants de pièces ont ainsi très fréquemment recours à l'usinage de poches afin d'alléger la structure. Cette opération permet une réduction de la consommation en carburant de l'appareil, et par delà de son coût d'exploitation et de son impact environnemental. L'usinage chimique employé jusqu'à présent est progressivement abandonné au profit de l'usinage mécanique, figure 1.23.

Les panneaux de fuselage en alliages d'aluminium, simple et double courbure, sont assemblés pour former la "peau" de l'appareil. Ils ont initialement une épaisseur constante suite aux étapes de mises en forme primaires qui ont permis leur obtention (laminage, roulage, étirage). Durant l'usinage, l'épaisseur du panneau est localement réduite à une valeur de consigne. Le respect de cette valeur de consigne, ne provient pas uniquement de contraintes dimensionnelles, puisqu'il ne remet pas systématiquement en cause l'assemblage de la pièce dans la structure¹. L'épaisseur finale de la pièce conditionne principalement ses performances mécaniques, thermiques et sa bonne tenue lors de sollicitations en service (fatigue).

1. Sauf en cas de dégradation importante du panneau conduisant au rebut de la pièce.

1.4. Positionnement et axes de recherche

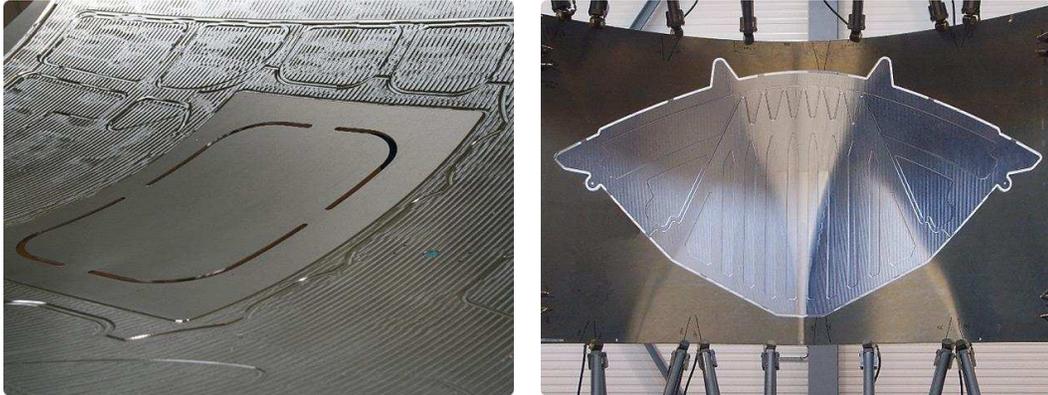


FIGURE 1.23 – Poches usinées mécaniquement dans des panneaux de fuselage, [Aérolia, 2014]

Étant donné la faible épaisseur de la pièce (de 2 à 10 mm) en comparaison de sa longueur et de sa largeur qui peuvent atteindre plusieurs mètres, la marge de manœuvre est réduite en ce qui concerne le positionnement de la surface usinée dans le brut. Celui-ci ne peut être déterminé qu'en ayant une connaissance précise de la position, de l'orientation et de la forme de la face supérieure ou de la face inférieure de la pièce brute dans le centre d'usinage.

1.4.1.2 Clarification du vocabulaire employé

L'adjectif *brute* désigne l'état de la pièce en entrée. C'est une dénomination relative à l'opération d'usinage étudiée qui ne prend pas en compte les éventuelles étapes préliminaires de mise en forme.

De même quand nous employons le qualificatif *initiale* à propos de la géométrie de la pièce, il s'agit de la géométrie de la pièce dans le centre d'usinage, c'est à dire après mise en position et bridage, juste avant le début de l'opération.

Enfin, l'adjectif *nominal(e)* sera employé pour désigner la géométrie théorique de la pièce brute ainsi que le parcours d'usinage défini à partir de celle-ci.

1.4.1.3 Problématiques abordées

Lorsque la géométrie initiale de la pièce doit être connue avec une grande précision, une inspection de la pièce brute dans le centre d'usinage est menée en préambule de l'opération d'usinage. Cette étape est particulièrement pénalisante pour le temps de fabrication et donc la productivité associée à l'opération. Par ailleurs, elle peut s'avérer insuffisante lorsque une déformation de la pièce a lieu au cours de l'opération et affecte de manière significative la position et l'orientation de la pièce dans l'espace de travail.

1.4.1.3.a Prise en compte des variabilités géométriques de la pièce brute

La variabilité géométrique au sein du lot de bruts est inhérente aux étapes de mise en forme et aux opérations d'usinage qui ont précédées l'opération étudiée. Elle est encore davantage accentuée lors de la mise en position de la pièce dans le centre d'usinage. Les écarts morphologiques entre les pièces, combinés à une non répétabilité du montage, résultent en un grand nombre de configurations, voir section 2.1.

1. Chapitre 1 : La génération de trajectoires sur les MOCN

Cette contrainte est particulièrement présente dans le secteur aéronautique. En effet dans ce secteur, la tendance actuelle est à la fabrication de pièces toujours plus complexes, regroupant plusieurs fonctionnalités, et dont les dimensions ne cessent de croître. Concrètement, cette tendance se traduit par l'abandon des assemblages au profit de composants monolithiques. Ainsi, le nombre d'opérations impliquées lors de la fabrication de ces pièces augmente, constituant autant de sources d'écarts de fabrication et donc de variabilité. Par ailleurs, les dimensions imposantes rendent complexes leur montage dans le centre d'usinage et empêchent toute prédiction quantitative du positionnement initial de la pièce brute dans le centre d'usinage.

Verrou identifié La grande variabilité dans la géométrie des pièces brutes conduit à une personnalisation de la trajectoire d'usinage, à la construction d'un parcours "sur-mesure". Dans les approches actuelles d'usinage dit adaptatif, l'effort consenti durant l'étape d'inspection n'est jamais rentabilisé, dans le sens où il ne bénéficie à l'usinage que d'une seule pièce. La durée d'inspection est parfois du même ordre que la durée de l'opération d'usinage qui lui succède : il en résulte un temps de fabrication doublé. Par ailleurs, les informations collectées durant l'inspection ne sont pas capitalisées : elles ne servent que sur le moment et ne sont généralement pas conservées par la suite.

Si l'inspection individuelle de chaque pièce est inévitable, le temps qui lui est alloué peut être réduit. Il ne s'agit pas d'optimiser les performances du dispositif de mesure ou de réduire le temps d'exécution de l'algorithme servant au calcul d'une trajectoire adaptée, car ceci constitue une solution possible mais non viable. Il s'agit plutôt de repenser la façon de procéder à l'inspection de la pièce, de repositionner cette étape d'une manière plus adaptée afin qu'elle ne constitue plus un point critique dans le processus de construction du parcours d'usinage.

La première problématique que nous aborderons, et qui fera l'objet du chapitre 2 peut être formulée ainsi :

Comment générer un parcours d'outil conforme (*i.e. garantissant le respect d'une épaisseur finale de consigne*) pour l'usinage d'une pièce brute dont la géométrie ne peut être précisément prédite a priori, tout en s'affranchissant d'une étape d'inspection préliminaire de cette pièce ?

Au travers de la réponse que nous avons choisi d'apporter à cette problématique, nous montrerons aussi qu'il est possible de faire un usage optimisé de données collectées en cours de procédé. Ces dernières constituent une source d'information qui ne se limite pas à la pièce traitée, mais qui peut être mise à profit pour d'autres pièces, ouvrant la voie à une capitalisation des connaissances qui fait défaut dans l'approche actuelle.

1.4.1.3.b Géométrie dynamique au cours de l'opération

L'usinage de poche dans des tôles de faible épaisseur et de grande dimension s'accompagne aussi de difficultés techniques liées à leur distorsion, c'est à dire leur déformation irréversible, en cours d'opération. Cette distorsion, d'origines diverses sur lesquelles nous aurons l'occasion de revenir, rend particulièrement complexe la génération de la trajectoire d'usinage.

Dans ce contexte la construction du trajet outil ne nécessite pas seulement une connaissance précise de la géométrie initiale de la pièce brute, mais requiert aussi de prévoir comment cette géométrie va évoluer au cours de l'opération.

Une déformation de la pièce au cours de son usinage n'est possible qu'à condition que le système de bridage l'y autorise. En règle générale, la pièce est fortement bridée

1.4. Positionnement et axes de recherche

afin d'obtenir un montage rigide tout en minimisant les phénomènes vibratoires et autres mouvements parasites, qui pourraient nuire à la qualité de la coupe et endommager prématurément l'outil ou la machine. Même si une déformation a lieu, son amplitude n'est pas suffisamment significative pour mettre en péril la précision de l'opération.

Néanmoins un tel montage n'est pas toujours possible ou souhaité par le fabricant, pour des questions de coût ou de mise en contrainte de la pièce. C'est le cas notamment sur les centres d'usinage F5X dédiés à l'usinage de poches dans des panneaux simple et double courbure.

Un cas industriel : le procédé F5X Les machines F5X sont développées par l'entreprise française Dufieux-Industrie, spécialisée dans les centres d'usinage pour pièces de grandes dimensions. On parle aussi de procédé F5X en référence à ces machines conçues spécifiquement pour l'usinage mécanique de panneaux de fuselage en aluminium. Il a été mis au point en partenariat avec plusieurs acteurs du secteur aéronautique et du monde universitaire, dans le cadre du projet GAP (*Green Advanced Panels*) visant au développement d'alternatives de production à faible impact environnemental.

C'est un procédé très récent puisque le premier panneau usiné le fut à la fin 2005 et que le premier centre d'usinage fut livré à la mi 2007. Plusieurs gammes de machines F5X existent. Les plus grandes font parties de la gamme F5X-Large et permettent l'usinage de panneaux de fuselage pouvant atteindre près de 10 m de longueur, 3 m de hauteur et jusqu'à 1.5 m de galbe, figure 1.24.



FIGURE 1.24 – Machine de la gamme F5X-Large, [Dufieux Industrie, 2014]

Une conception nouvelle Le bridage de la pièce est assuré par des vérins hydrauliques munis de pinces et disposés à sa périphérie, figure 1.25(a). Ces vérins sont pour leur part rattachés à un cadre par l'intermédiaire de rotules, figure 1.25(b), qui est inséré en position verticale dans la machine. L'usinage de la pièce avec broche horizontale permet d'éviter l'accumulation de copeaux qui pose problème dans des configurations "à plat" plus classiques. Ce système de bridage offre en outre une grande flexibilité puisqu'il est adaptable à diverses références de pièces.

La solution technologique retenue pour la tête d'usinage diffère des machines classiques. Une seconde tête servant d'appui local se trouve en vis-à-vis de la première sur laquelle est placé l'outillage, figure 1.26. Les deux têtes ont un mouvement six axes, le sixième

correspondant à un degré de liberté supplémentaire de translation dans la direction de l'axe-outil. Cette conception a été brevetée sous le nom de *Milling Mirror System*, figure 1.26(b).

La seconde tête a pour principale fonction de procurer une rigidité locale au montage que ne fournit pas le dispositif de bridage servant davantage au maintien de la pièce de grande envergure. Elle est aussi équipée d'un système de mesure ultrason pour le contrôle de l'épaisseur et d'un capteur d'effort.

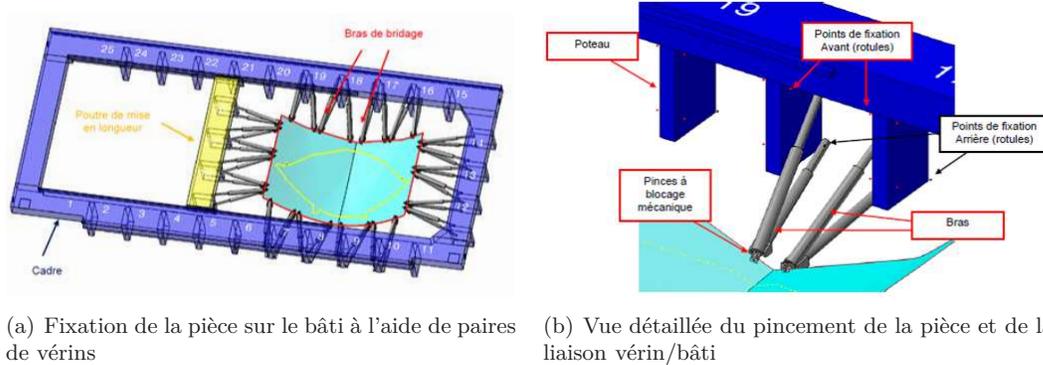


FIGURE 1.25 – Dispositif de bridage du panneau utilisé dans le centre d'usinage F5X, Aérolia[©]

L'effort de contact de l'appui sur la tôle est contrôlé en temps-réel : un entrefer entre l'extrémité outil et l'extrémité de la tête d'appui est asservi à une valeur de consigne. Ainsi des déformations locales de la pièce peuvent être compensées : si l'effort de contact augmente cela signifie que localement la pièce se rapproche de l'appui et donc s'éloigne de la tête d'usinage. Un sous-usinage pourrait survenir : l'asservissement entraîne alors un déplacement des deux têtes normalement à la surface de manière à rapprocher la tête d'usinage. La situation opposée (effort de contact qui diminue, probable sur-usinage) est compensée par un déplacement des deux têtes dans le sens opposé, figure 1.27.

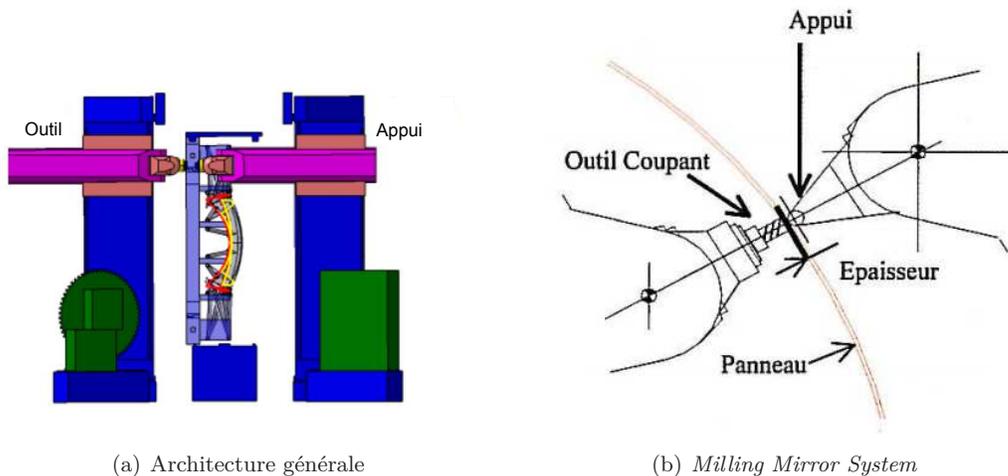


FIGURE 1.26 – Procédé F5X : Tête d'appui et tête d'usinage, Aérolia[©]

1.4. Positionnement et axes de recherche

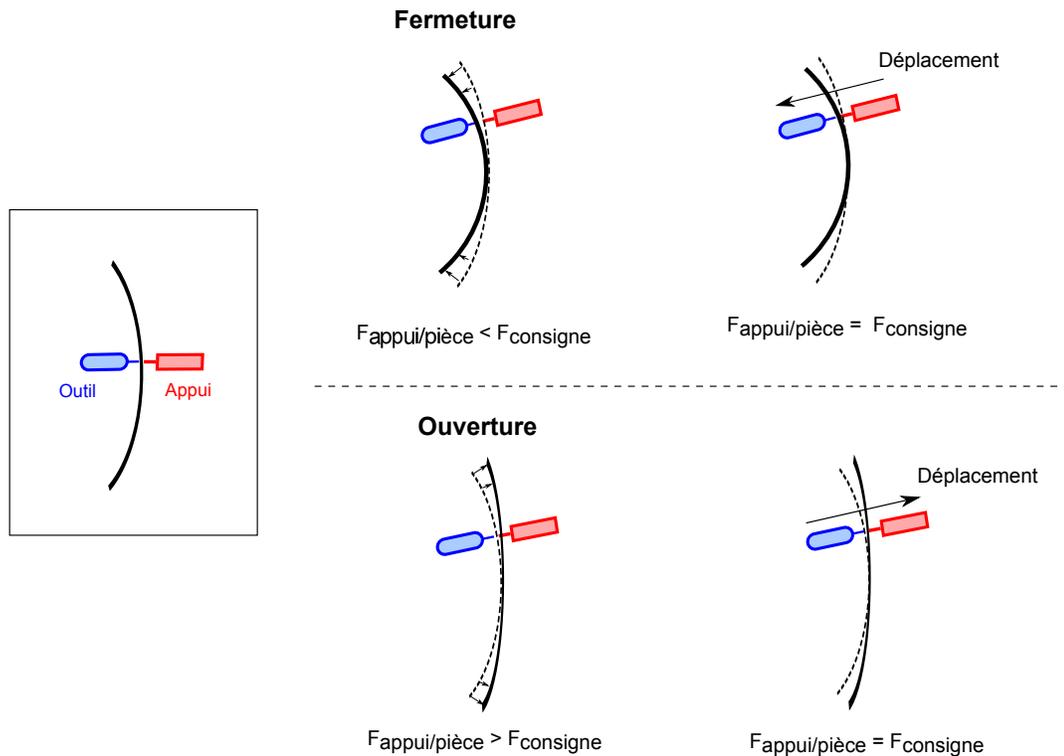


FIGURE 1.27 – Principe de l’asservissement de l’effort de contact sur la tête d’appui

Verrou identifié Des écarts à l’épaisseur de consigne sont néanmoins constatés sur certaines pièces lorsque les vitesses d’avance deviennent importantes (de l’ordre de $15 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$). A ces vitesses là, l’asservissement en effort de la tête d’appui ne permet pas de compenser suffisamment rapidement la déformation de la pièce. Maintenir des vitesses d’avance élevées est un enjeu majeur pour le fabricant afin de minimiser le temps de fabrication d’une pièce. Cependant, il requiert une réflexion sur l’intégration/la prise en compte des déplacements de la pièce au cours de l’opération lors de la génération du parcours outil. La solution actuelle n’offre aucune vision à court ou moyen terme de l’état de déformation de la pièce : la distorsion n’est constatée qu’au passage de la tête d’appui et donc de l’outil. Ceci peut donc expliquer qu’une dérive s’instaure progressivement et conduise au non respect de l’épaisseur de consigne, principalement par manque d’anticipation.

Ce cas industriel illustre les difficultés posées par la distorsion de la pièce au cours de son usinage ainsi que les enjeux qui l’accompagnent. Il laisse d’ores et déjà apparaître la nécessité de concevoir une solution en mesure d’anticiper les déplacements de la surface usinée. La seconde problématique abordée dans ces travaux a donc attiré aux changements de forme de la pièce en cours d’opération et peut être formulée comme suit :

Comment générer un parcours d’outil conforme (*i.e. garantissant le respect d’une épaisseur finale de consigne*) pour l’usinage d’une pièce brute se déformant d’une façon à priori inconnue au cours de l’opération ?

La solution développée pour y répondre est présentée dans le chapitre 3. Elle repose sur une intégration des phénomènes à l’origine de la distorsion dans le processus de construction du parcours d’usinage. Elle s’appuie sur une démarche pro-active, qui ne vise pas à réagir à un comportement imprévu de la pièce, mais à le devancer de manière à garantir fluidité et précision de la trajectoire d’usinage.

1.4.1.4 Type d'usinage considéré

Tout au long de cette étude, nous nous focaliserons uniquement sur des configurations d'usinage trois axes, malgré le caractère clairement cinq axes de l'usinage effectué sur les machines F5X. Ce choix s'explique par une volonté d'échelonner la difficulté du problème et de nous affranchir, dans cette première contribution, de problématiques liées à la gestion de l'orientation de l'outil. Toutefois, la démarche employée reste tout à fait compatible avec une configuration cinq axes et des extensions sont envisageables.

Par conséquent, tout au long de cette étude, nous considérons que l'outil conserve une orientation verticale tout au long du parcours d'usinage, figure 1.28.

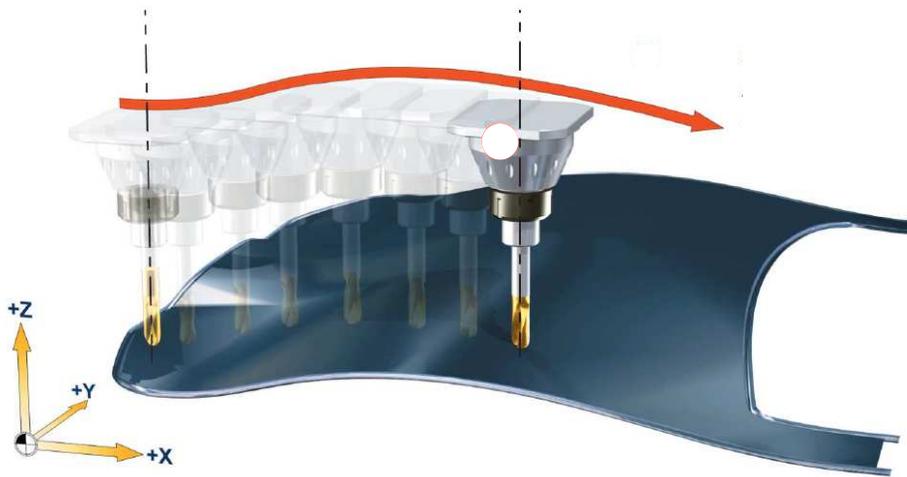


FIGURE 1.28 – Usinage trois axes, [Siemens AG, 2004]

L'usinage de surfaces courbes peut être effectué en trois axes, à condition que :

- La convexité de la surface soit régulière (*i.e. pas de changement fréquent de courbure*).
- Un outil adapté soit utilisé : une fraise boule de préférence.
- La position du point de contact outil/matière soit considérée lors du calcul de la trajectoire. La position du centre outil est alors obtenue par décalage suivant la normale locale à la surface cible voir figure 1.29.

La fraise boule présente l'avantage d'être moins sensible à l'orientation locale de la surface usinée qu'un outil cylindrique ou torique. Seule la vitesse de coupe varie avec la position du point de contact, puisque le rayon apparent de l'outil change. Les conditions de coupe en bout de fraise ne sont en revanche jamais optimales.

1.4. Positionnement et axes de recherche

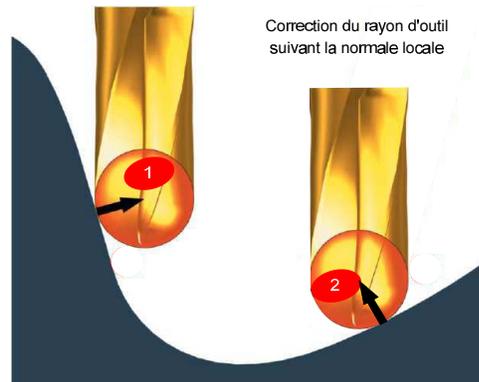


FIGURE 1.29 – Point de contact outil/matière sur surface cible et décalage normal, [Siemens AG, 2004]

1.4.2 Axes de recherche transverses

Les réponses que nous avons choisi d'apporter aux deux problématiques que nous venons d'évoquer s'appuient sur des axes de recherches transverses. Ces axes seront abordés dans les deux chapitres à venir mais sous des formes diverses. Ils constituent la colonne vertébrale de la démarche que nous avons choisi de suivre pour lever les verrous identifiés, figure 1.30. Nous en présentons à présent les grandes lignes.

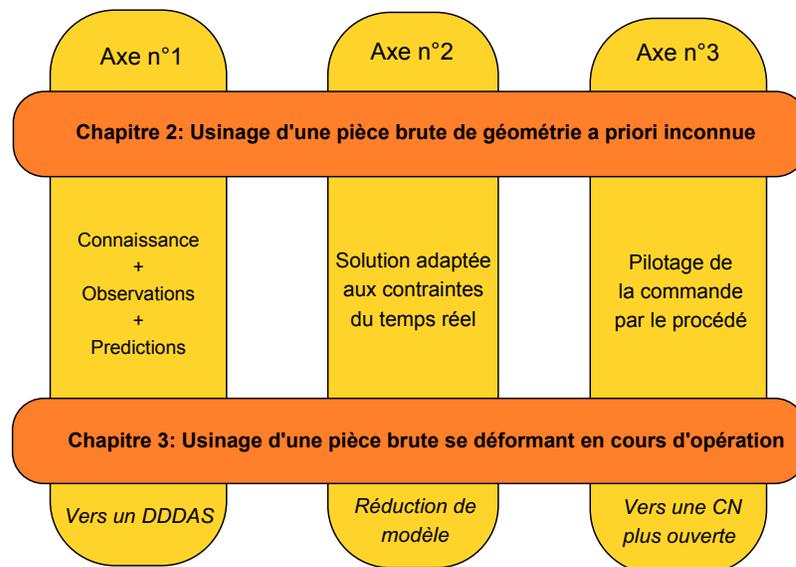


FIGURE 1.30 – Axes de recherche transverses abordés au cours de cette étude

1.4.2.1 Combiner connaissances, observations et prédictions : vers un DDDAS

En évoquant la programmation avancée des MOCN, nous avons fait la distinction entre les approches prédictives d'une part qui s'appuient sur des modèles analytiques ou numériques dont la résolution est effectuée hors-ligne, et les approches correctives d'autre part qui font usage de données collectées en ligne via un équipement de mesure additionnel

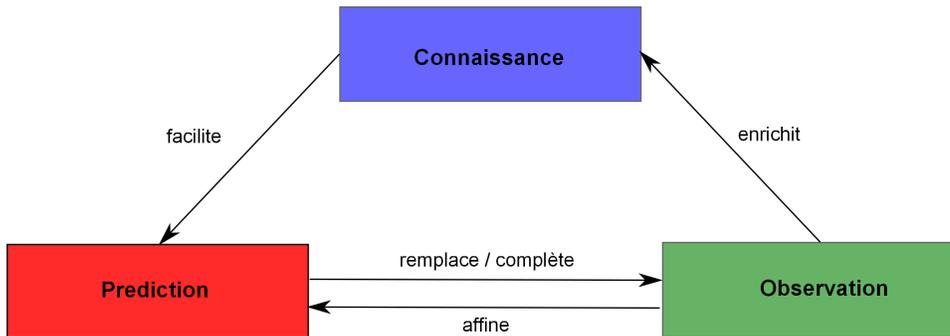


FIGURE 1.31 – Axe de recherche n°1 : Connaissance / Observation / Prédiction

ou un capteur interne à la MOCN. Combiner ces deux approches permet de combler leurs faiblesses respectives en exploitant leur complémentarité.

A cela s'ajoute la capitalisation des connaissances. Les données collectées en ligne doivent avoir une utilité non seulement à court terme pour la correction immédiate du procédé, mais aussi à plus long terme pour mieux appréhender des situations similaires et offrir une réponse adaptée.

Il s'agit donc de combiner le tryptique Connaissance/Observations/Prédictions afin de disposer d'une structure de contrôle à la fois flexible, précise et capable d'apprentissage, figure 1.31.

Cette approche est tout à fait dans l'esprit d'un DDDAS (*Dynamic Data-Driven Application System*) que l'on pourrait traduire en français comme Système d' Application Dirigée par les Données, concept popularisé au début des années 2000 et qui repose sur l'emploi combiné de données de simulation et de mesure, voir [DDDAS, 2001] pour une explication du concept et [González *et al.*, 2012] pour un exemple d'application.

Par conséquent, qu'il s'agisse d'usiner une pièce de géométrie initiale inconnue ou bien une pièce dont la géométrie évolue au cours de l'opération d'une façon à priori inconnue, données de mesure, résultats numériques et connaissances seront utilisées de concert pour la génération d'un parcours d'usinage conforme.

1.4.2.2 Tenir compte de contraintes temps-réel : solutions légères pour une utilisation en ligne

Cet axe de recherche découle de l'axe précédent. L'intégration de prédictions numériques dans la prise de décision et la correction en ligne, en complément de données de mesure, suppose de disposer de solutions légères.

L'information fournie par les modèles numériques résolus hors-ligne doit en effet être exploitable en un temps compatible avec les contraintes temporelles dictées par le procédé.

Paradoxalement cette information doit être riche et donc potentiellement volumineuse, afin qu'elle présente un intérêt et qu'elle constitue un apport significatif vis-à-vis des données de mesure issues de capteurs internes ou externes à la MOCN : soit parce qu'elle concerne une grandeur physique qui n'est pas directement mesurable, soit parce qu'elle permet une anticipation que la mesure "instantanée" ne permet pas.

La recherche d'un compromis est donc au cœur des réflexions que nous avons menées dans cette étude. Une utilisation optimisée des résultats de simulations parfois lourdes est prônée au travers de méthodes de réduction de modèle.

1.4. Positionnement et axes de recherche

1.4.2.3 Pilotage de la commande par le procédé : vers une CN plus ouverte

Dans cette étude la MOCN n'est pas considérée comme une entité dont le rôle consiste uniquement à réaliser une série de tâches prédéfinies. Elle fait au contraire partie intégrante d'un réseau au sein duquel elle interagit au cours de l'opération d'usinage, recevant en ligne des instructions extérieures au programme qu'elle exécute. Cette vision n'est pas naturelle dans le sens où elle va à l'encontre de l'architecture relativement fermée d'une commande numérique propriétaire (cf. section 1.1.3.1)

Il s'agit de replacer le procédé au cœur de la commande par l'intégration de données de mesure dans le processus de génération du trajet outil, figure 1.32. L'objectif est d'instaurer des flux d'échange à partir des possibilités offertes par le DCN permettant une programmation avancée du parcours d'usinage.

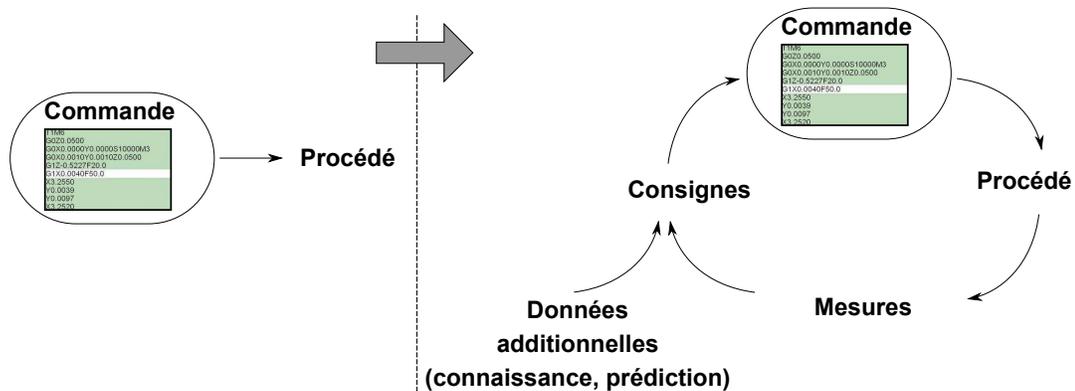


FIGURE 1.32 – Pilotage de la commande par le procédé

Le caractère statique de l'approche conventionnelle qui consiste à définir un programme d'usinage à priori, puis à l'exécuter sans possibilité de modification, est abandonné au profit d'une solution dynamique dans laquelle des ajustements en cours d'opération sont rendus possibles.

La difficulté réside à la fois dans la forme et le contenu des informations externes à la CN et qui lui sont transmises en cours d'opération. Pour des questions de sécurité, de maîtrise et contrôle du procédé, la marge de manœuvre est relativement étroite. La machine-outil n'est en effet pas à la base conçue pour une telle utilisation, bien que de nouvelles fonctionnalités tendent à rendre la commande numérique plus ouverte.

Au cours de cette étude, nous avons donc cherché à exploiter ces fonctionnalités afin de rendre la gestion du parcours d'usinage agile, flexible et capable d'intégrer des sollicitations externes à l'environnement de la machine.

1. Chapitre 1 : La génération de trajectoires sur les MOCN

Chapitre 2

Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

Les contributions présentées dans ce chapitre concernent la prise en compte d'un écart géométrique entre la pièce traitée et sa maquette CAO lors de la génération du parcours d'usinage, dans le but de garantir le respect des tolérances dimensionnelles de l'entité usinée. Le processus de génération de la trajectoire d'usinage est repensé et repose sur l'utilisation d'une structure en boucle fermée permettant un ajustement en ligne des déplacements de l'outil.

- *L'écart géométrique est mesuré en ligne, section 2.2.3.*
- *Une base d'approximation générée hors ligne permet l'identification de l'écart géométrique dans une zone d'intérêt. Une méthode de réduction de modèle est notamment employée pour construire une base de taille réduite, section 2.2.4.3.*
- *Le parcours d'usinage est ajusté "au vol" afin de se conformer à la morphologie réelle de la pièce traitée, section 2.2.5.*

Dans le chapitre précédent, nous avons souligné les lacunes du processus traditionnel de génération de trajectoires dès lors que des variabilités géométriques existent entre la pièce traitée et son modèle CAO. L'usinage adaptatif se pose comme une alternative intéressante, permettant la construction d'un parcours d'outil conforme à la morphologie de la pièce traitée et offrant à ce titre une grande flexibilité. Malgré tout, les stratégies d'usinage adaptatif existant à l'heure actuelle conduisent à une augmentation significative du temps et donc du coût de fabrication.

Dans ce chapitre nous présentons une méthodologie d'usinage en boucle fermée qui vise à combiner les avantages de l'usinage adaptatif à la rapidité de l'usinage traditionnel.

Ce chapitre se structure en quatre parties. La première est consacrée aux sources de variabilités à l'origine des écarts géométriques au sein d'un lot de pièces. L'accent est mis

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

sur les défauts de fabrication et les défauts de mise en position.

Dans la seconde partie, nous présentons une stratégie d'usinage adaptatif en temps-réel, basée sur l'utilisation d'une boucle de contrôle. Après avoir présenté son fonctionnement général, chaque composant de la structure est évoqué. Les problématiques posées en termes d'acquisition de données, d'algorithmique et de dialogue avec la MOCN, sont analysées et les solutions choisies pour lever ces verrous sont expliquées.

Dans la troisième partie, nous détaillons les résultats d'une étude numérique destinée à évaluer l'influence de plusieurs paramètres sur la précision et la robustesse de la méthode.

Pour terminer, nous présentons dans la dernière partie les résultats d'une campagne expérimentale visant à étudier la faisabilité de l'approche sur un centre d'usinage conventionnel ainsi que sa mise en œuvre dans un contexte pratique.

Sommaire

2.1	Les sources de variabilités géométriques	47
2.1.1	Écarts morphologiques au sein du lot de pièces brutes	47
2.1.2	Défauts de mise en position	49
2.1.3	Synthèse : Besoin d'un processus de génération de trajectoire "intelligent"	50
2.2	Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage	51
2.2.1	Hypothèses de travail	51
2.2.2	Usinage en boucle fermée : un premier pas vers le temps-réel	51
2.2.3	Acquisition en ligne d'une donnée procédé représentative	53
2.2.4	Algorithme de traitement des données	58
2.2.5	Mise à jour du parcours d'usinage : dialogue en ligne avec la MOCN	75
2.3	Etude numérique	80
2.3.1	Propriété filtrante de la base POD vis-à-vis du bruit de mesure	81
2.3.2	Influence de la calibration	84
2.3.3	Influence de la trajectoire d'approche	90
2.3.4	Impact d'une désynchronisation	100
2.3.5	Synthèse de l'étude numérique	100
2.4	Campagne expérimentale	101
2.4.1	Premier essai : Étude de faisabilité	103
2.4.2	Second essai : Usinage d'une pièce avec défaut de planéité	105
2.4.3	Troisième essai : Usinage d'une pièce simple courbure	111
2.4.4	Synthèse de l'étude expérimentale	115
2.5	Conclusion	116

2.1 Les sources de variabilités géométriques

Dans cette section, nous revenons sur les sources de variabilités géométriques au sein d'un lot de pièces. Nous abordons dans un premier temps l'origine des écarts morphologiques au sein du lot avant de nous intéresser à la variabilité introduite lors de la mise en position des pièces dans le centre d'usinage.

2.1.1 Écarts morphologiques au sein du lot de pièces brutes

2.1.1.1 Écarts de fabrication introduits lors d'étape(s) amont(s)

Les erreurs commises lors des phases préliminaires de la gamme de fabrication et durant les opérations précédant l'opération étudiée ont un impact direct sur la géométrie initiale de la pièce et expliquent les variabilités constatées au sein d'un lot. Dans ses travaux, Tichadou répertorie les sources des écarts de fabrication, [Tichadou, 2004], et fait la distinction entre les erreurs sur les caractéristiques propres de chaque entité (machine-outil, porte-pièce, outils, pièce, trajectoire d'usinage) et les erreurs provenant du couplage de plusieurs entités, figure 2.1 .

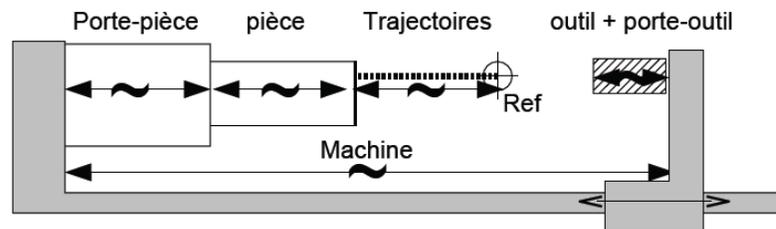


FIGURE 2.1 – Écarts de fabrication générés par des erreurs sur les caractéristiques des entités, [Tichadou, 2004]

Prévoist analyse les écarts dans le processus d'élaboration d'une pièce en usinage, [Prévoist, 2011]. Il identifie trois catégories : les écarts de FAO, les écarts d'exécution et les écarts de réalisation. Les écarts de FAO concernent l'ensemble des approximations effectuées lors de la construction de la trajectoire d'usinage et de sa traduction en langage CN via un post-processeur. Les écarts d'exécution regroupent les écarts d'interpolation (Transformation Géométrique Inverse et consignes d'axe) et les écarts d'asservissement. La trajectoire FAO étant identique pour toutes les pièces du lot, les écarts de FAO n'entrent pas en ligne de compte ici. Les écarts d'exécution principalement liés aux capacités du DCN entraînent effectivement des écarts entre la trajectoire FAO et la trajectoire exécutée, mais leur conséquence sur la géométrie finale de la pièce est moindre en comparaison des écarts dits de réalisation. Parmi ces écarts, une distinction est faite entre les écarts dits de structure et les écarts d'interaction outil/pièce :

- Les écarts volumétriques provenant de défauts d'assemblage et de guidage ainsi que les déformations (élastique, dilatation thermique) et vibrations de la structure sous l'effet de sollicitations mécaniques et thermiques à la fois statiques (pesanteur, dérive thermique) et dynamiques (inertie, efforts de coupe) constituent les principaux écarts de structure.
- Les écarts d'interaction outil/pièce sont liés à une déformation de l'une ou l'autre des entités lors de la coupe.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

Ces écarts résultent en des défauts de forme, et de position et d'orientation dans le brut, de la surface usinée, figure 2.2.

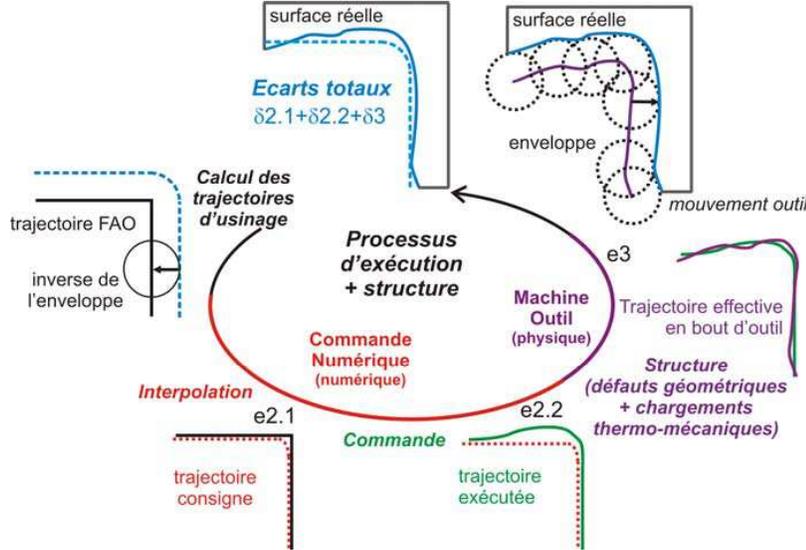


FIGURE 2.2 – Écarts générés sur la surface usinée, [Prévost, 2011]

Pour mettre en évidence les variabilités sur les pièces en sortie d'une opération d'usinage, Bui réalise un cas test sur un lot de 50 pièces cylindriques, [Bui, 2011]. L'opération considérée consiste en l'usinage de deux plans parallèles. Des points de mesure sont collectés sur chacun des plans par palpation lorsque la pièce se trouve encore sur la machine-outil. Les écarts vis-à-vis de la géométrie nominale sont alors interprétés en termes de rotations et de translations, composantes d'un torseur de petits déplacements (modèle MMP). Les lois de probabilité dont la distribution décrit au mieux les écarts obtenus sur le lot de pièces sont alors identifiées. Les résultats montrent qu'il n'est pas suffisant de considérer une loi normale ou uniforme comme souvent dans la littérature, mais que des lois plus complexes (*e.g. loi bêta rectangulaire*) sont parfois nécessaires.

Par ailleurs, les erreurs se propagent d'une phase d'usinage à la suivante et au sein même d'une phase d'une opération à l'autre, amplifiant encore davantage les variabilités géométriques au sein du lot pour les opérations les plus tardives. Plusieurs travaux ont été effectués à ce sujet, et Zhong et al. proposent par exemple un modèle de propagation des variations afin d'évaluer les écarts géométriques en fin de ligne, [Zhong et al., 2002]. Ding et al. adoptent un modèle d'espace d'état comme représentation mathématique d'un procédé d'assemblage comprenant plusieurs étapes, [Ding et Ceglarek, 2000]. Dans cette étude une analogie avec un processus stochastique discret variant linéairement dans le temps est proposée et chaque étape de la gamme d'usinage est vue comme un temps distinct d'un système dynamique. Ces modèles restent néanmoins très généraux et relativement complexes à mettre en œuvre dans le cadre d'une approche de programmation adaptative.

2.1.1.2 Déformation résiduelle

État matière L'état matière de chacune des pièces du lot peut aussi être responsable de variabilités. Conditionné par les étapes de mise en forme préliminaires subies par le matériau constituant la pièce, il peut varier au sein du lot, conduisant alors à un comportement

2.1. Les sources de variabilités géométriques

mécanique différent de chacune des pièces lors de leur sollicitation en usinage.

La présence de contraintes résiduelles en est un exemple. L'amplitude ainsi que la distribution de ces contraintes internes sont déterminées par l'historique thermique, mécanique et métallurgique du matériau composant la pièce (*cf. chapitre 3*). Elles sont à l'origine d'une distorsion de la pièce dès lors qu'un enlèvement de matière a lieu, [Chen, 2012]. Cette variabilité est d'autant plus marquée que la pièce est démontée entre deux phases ou entre deux opérations laissant alors libre cours au ré-équilibre des contraintes internes, et donc au changement de forme de la pièce.

Déformations en service Les défauts de forme peuvent enfin provenir de déformations résiduelles qui font suite à des sollicitations extrêmes de la pièce en service. C'est le cas par exemple des aubes d'un moteur d'avion, qui voient leur géométrie changer suite aux cycles thermiques extrêmes auxquelles elles sont soumises. Lorsqu'une réparation nécessitant un ré-usinage de ces aubes doit être effectuée, une approche conventionnelle n'est plus possible puisque la géométrie de chacune des aubes diffère et ne correspond plus à la géométrie fabriquée (*i.e. géométrie avant mise en service*), [Simpson et Dicken, 2011].

2.1.2 Défauts de mise en position

2.1.2.1 Répétabilité, stabilité et immobilité du montage

Le montage joue un rôle crucial dans la qualité finale de la pièce usinée. Il remplit deux fonctions : la mise en position de la pièce et le maintien de la pièce de sorte que cette position n'évolue pas au cours de l'opération. Une des caractéristiques majeures d'un montage est sa répétabilité et c'est l'un des critères retenus dans certaines analyses, comme celle de Wang et al., [Wang et al., 2006]. Dans cette étude, une méthode de conception du montage basée sur une optimisation sous contraintes aboutit à une structure complexe.

La stabilité du montage est aussi primordiale et nécessite une attention particulière. L'analyse de la stabilité du montage consiste à évaluer l'équilibre statique de la pièce fixée lorsqu'elle est soumise aux efforts de coupe. Des méthodes numériques permettent une analyse quantitative de stabilité. Une perturbation virtuelle est considérée et la stabilité est évaluée comme la capacité de la pièce à surmonter cette perturbation. Dans les travaux de Roy et al., cette perturbation virtuelle est exprimée comme composantes d'un torseur statique, [Roy et Liao, 2002].

Finalement, le montage doit garantir l'immobilité de la pièce. Cette immobilité est atteinte grâce à un effort de serrage qui doit être suffisamment important pour empêcher un mouvement de la pièce durant l'opération, sans entraîner de déformation de celle-ci.

Ainsi, des variations par rapport à la position visée peuvent être présentes dès le début de l'opération si le montage n'a pas une bonne répétabilité ou si les efforts de serrage utilisés sont trop importants. Ces variations peuvent aussi apparaître en cours d'usinage si le montage n'est pas stable ou ne garantit pas l'immobilité de la pièce. Dans le cas d'efforts de serrage trop importants, la mise en position de la pièce conduit à l'introduction d'un défaut de forme. Dans ce contexte, Krishnakumar se sert d'un algorithme génétique pour déterminer une configuration optimale permettant de minimiser la déformation élastique maximale de la surface usinée [Krishnakumar et Melkote, 2000].

2.1.2.2 Flexibilité de la pièce brute

L'usinage de pièces flexibles est rendu complexe par le fléchissement de la pièce sous son propre poids lors de sa mise en position dans le centre d'usinage. C'est le cas lors de l'usinage de panneaux métalliques de faible épaisseur et de pièces composites de grandes dimensions utilisées dans les structures aéronautiques et navales. La géométrie initiale de la pièce à usiner est difficilement prédictible. Elle requiert une adaptation du montage d'usinage et la construction d'un parcours d'outil spécifique. Les coûts supplémentaires liés aux modifications effectuées au pied de la machine, qui par ailleurs diffèrent d'une pièce à l'autre et ne sont donc jamais capitalisées, sont un obstacle majeur à la productivité de l'opération associée.

2.1.3 Synthèse : Besoin d'un processus de génération de trajectoire "intelligent"

En résumé, les écarts de forme au sein du lot de pièces brutes et les défauts de mise en position lors de leur montage dans le centre d'usinage se cumulent et se combinent pour aboutir à une grande diversité géométrique au sein des pièces à usiner, figure 2.3. Ces défauts se traduisent par une variabilité à la fois dans la morphologie de la pièce brute mais aussi dans sa position et son orientation dans l'espace de travail.

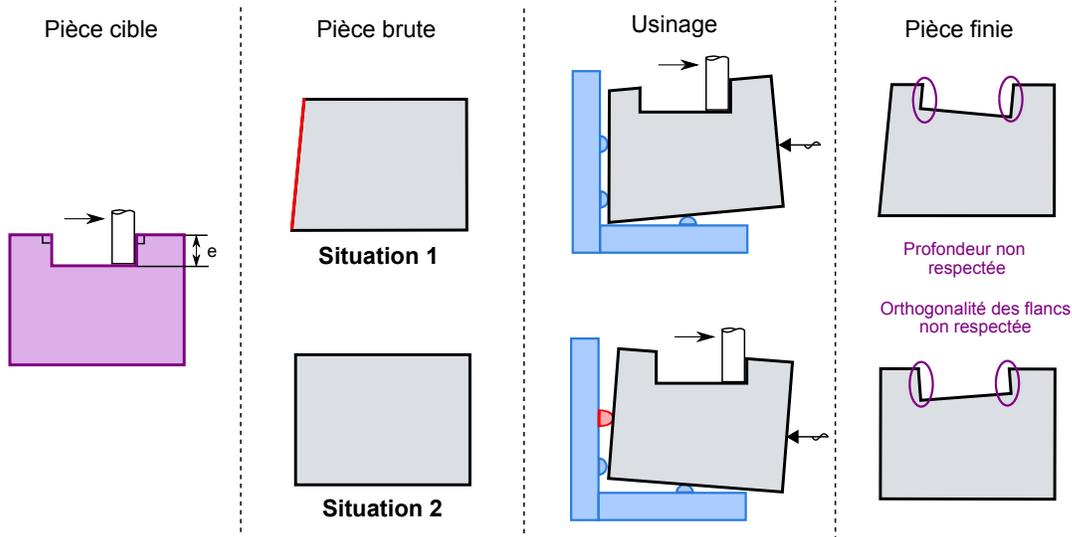


FIGURE 2.3 – Défauts de forme et de positionnement

Cette variabilité conduit à redéfinir une trajectoire adaptée à la morphologie de chacune des pièces. Comme nous avons déjà eu l'occasion de l'évoquer, la construction d'une trajectoire sur mesure se fait à l'heure actuelle au prix d'une inspection sur machine qui allonge de façon significative le temps de fabrication des pièces et entraîne une immobilisation de la machine-outil et donc une perte de rentabilité.

Nombre d'opérations d'usinage sont concernées par cette problématique. Elles ouvrent le champ à une réflexion avancée sur une génération à la fois flexible et rapide de la trajectoire d'usinage. Dans la section suivante, nous détaillons une méthodologie dédiée à l'usinage de pièces dont la morphologie et le positionnement dans le centre d'usinage sont à priori inconnus.

2.2 Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

Dans cette section, nous expliquons la méthodologie développée pour la génération en ligne d'une trajectoire d'usinage adaptée à la géométrie de la pièce traitée. Après avoir clarifié les hypothèses de travail et précisé la structure de contrôle choisie, chaque composant impliqué est tour à tour présenté. Son rôle, son fonctionnement ainsi que la solution technologique retenue pour sa mise en œuvre dans un contexte pratique sont abordés.

2.2.1 Hypothèses de travail

Tout au long de ce second chapitre, la morphologie de la pièce traitée ainsi que sa localisation dans l'espace de travail ne sont pas précisément connus au début de l'opération.

Une variabilité géométrique significative existe au sein du lot de pièces traitées dans le cas d'une production en série, ou bien la dimension et la flexibilité de la pièce ne permet pas sa mise en position précise et répétable dans le centre d'usinage.

Un modèle théorique du brut sert au calcul d'une trajectoire nominale.

Le montage employé est considéré comme stable, la pièce est immobile et elle ne se déforme pas pendant son usinage. Ainsi l'écart géométrique entre le modèle théorique/nominal et la pièce traitée n'évolue pas au cours de l'opération.

2.2.2 Usinage en boucle fermée : un premier pas vers le temps-réel

La méthodologie que nous avons choisi d'employer s'inscrit dans l'optique d'une programmation avancée de la MOCN. L'optimisation du programme, en l'occurrence de la trajectoire d'usinage, est mise en œuvre au cours de l'opération et s'appuie sur des données de mesure acquises et traitées en temps-réel.

L'écart géométrique entre le modèle nominal et la pièce réelle, inconnu au démarrage du programme d'usinage, est identifié en ligne pendant l'opération. Une adaptation de la trajectoire d'usinage nominale est alors réalisée au cours de l'opération afin de rendre celle-ci conforme à la morphologie exacte de la pièce usinée.

Cette approche constitue une progression par rapport à un usinage adaptatif conventionnel ou de type "morphing" (figure 2.4) puisqu'il n'est pas nécessaire de mesurer la pièce avant son usinage. L'étape d'inspection de la pièce est intégrée à l'opération d'usinage ce qui permet de s'affranchir du temps d'immobilisation de la pièce et donc de la machine-outil et résulte finalement en un gain de productivité.

Toutefois, ce choix nécessite de repenser la manière de procéder à l'inspection de la pièce et s'accompagne de difficultés inhérentes au caractère simultané de la prise d'information et de son utilisation à des fins de correction.

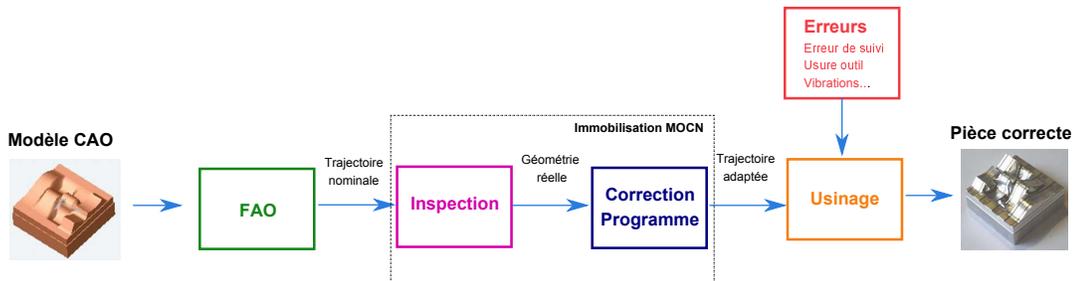


FIGURE 2.4 – Usinage adaptatif avec approche du type *morphing* de trajectoire

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

La solution développée au cours de ces travaux prend la forme d'un usinage en boucle fermée, figure 2.5. La chaîne numérique conventionnelle est enrichie par une boucle de contrôle comprenant :

- Une acquisition en temps-réel de données procédé.
- L'exploitation de ces données aboutissant au calcul d'une correction de trajectoire en ligne.
- Une phase d'actuation lors de laquelle l'ajustement de trajectoire est mis en application pendant l'opération.

Cette structure reprend le schéma ETS (Entrée-Traitement-Sortie) des systèmes de commande. La boucle de contrôle permet un "retour d'expérience" et induit donc un flux d'information bidirectionnel, qui fait défaut à la chaîne numérique classique.

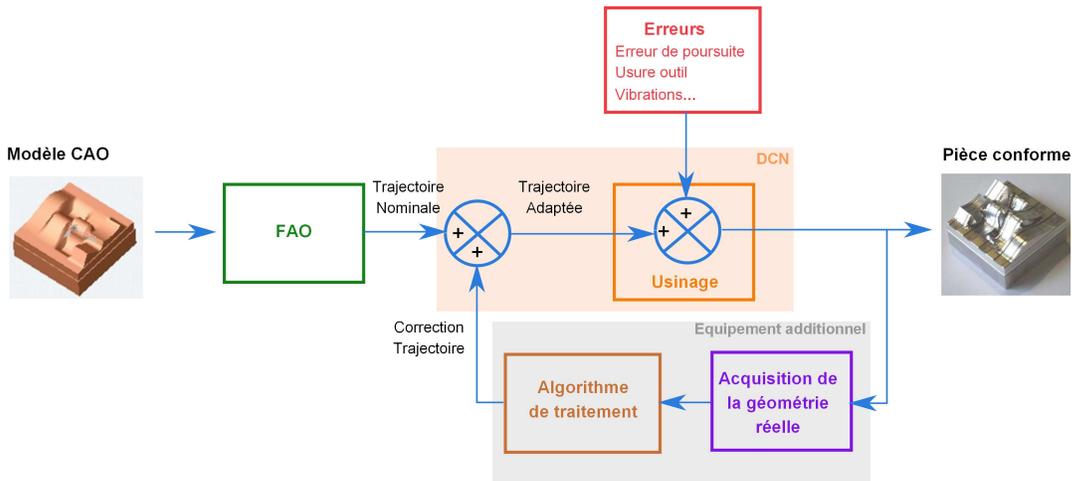


FIGURE 2.5 – Usinage en boucle fermée

La correction du parcours d'outil par le biais d'une boucle de contrôle marque une rupture vis-à-vis des approches classiques dans lesquelles la géométrie de la pièce traitée est toujours connue. Soit parce qu'elle est supposée identique au modèle CAO, en usinage traditionnel, soit parce qu'elle a été mesurée préalablement, en usinage adaptatif. Un programme d'usinage conforme à cette géométrie est alors généré puis exécuté par le DCN sans qu'aucune modification n'ait lieu pendant l'opération. A ce titre, cette approche s'inscrit dans la lignée de l'ICAM qui repose sur l'optimisation en ligne des conditions de coupe, voir section 1.2.2.3.b.

L'utilisation d'une boucle de correction constitue une étape supplémentaire vers l'usinage de pièces dont la géométrie est inconnue. Le parcours d'outil adéquat n'est cette fois pas défini a priori mais construit au vol pendant l'opération. Ce choix confère une grande flexibilité à la méthode mais en contrepartie rend complexe sa mise en œuvre sur une MOCN classique et pose de nouveaux défis en termes de commande.

Dans les sections qui suivent, le rôle et le fonctionnement de chaque élément de la boucle de contrôle sont précisés et la solution technologique ou algorithmique retenue est expliquée. Nous optons pour une présentation "chronologique" de chaque composant de la structure de contrôle. Pour contrôler un procédé, il est avant tout nécessaire de le mesurer

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

afin de comprendre son fonctionnement et surtout de repérer un éventuel dysfonctionnement. Nous commençons donc par nous pencher sur l'acquisition en ligne de données en justifiant le choix de mesure que nous avons fait et les enjeux qu'il soulève.

2.2.3 Acquisition en ligne d'une donnée procédé représentative

La construction d'un parcours d'usinage adapté à la géométrie de la pièce traitée sur base d'un parcours nominal imprécis requiert la connaissance de l'écart morphologique entre la pièce et le modèle qui a initialement servi pour la génération de la trajectoire. La mesure de cet écart pendant l'opération d'usinage doit s'effectuer de manière précise, rapide, et robuste aux perturbations pouvant être rencontrées.

Plusieurs options sont envisageables en ce qui concerne la donnée procédé ainsi que le moyen de mesure de cette donnée. La mesure d'efforts, souvent employée à des fins de diagnostic (*e.g. usure de l'outil*), est à première vue une alternative intéressante d'autant qu'elle peut être effectuée sans aucun dispositif externe, grâce aux données fournies par le DCN.

2.2.3.1 Efforts de coupe

L'acquisition des efforts de coupe permet un suivi indirect du défaut de forme entre la surface usinée et la surface nominale. En effet, il existe un lien de proportionnalité entre les efforts générés pendant la coupe et l'engagement de l'outil dans la matière, et donc la quantité de matière usinée (à condition de négliger les variations provoquées par l'usure de l'outil). Une augmentation (resp. une baisse) des efforts témoignent d'un accroissement (resp. une diminution) de la profondeur de passe ou de l'engagement radial de l'outil. En comparant les efforts mesurés aux valeurs attendues d'après la trajectoire programmée, il est alors possible de quantifier une potentielle dérive (sous-usinage ou sur-usinage).

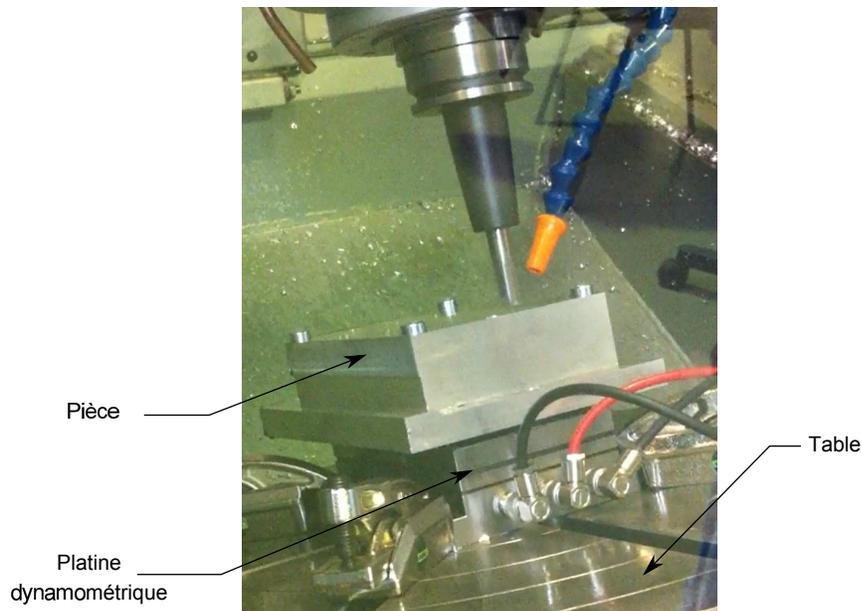


FIGURE 2.6 – Platine dynamométrique Kistler

La mesure d'efforts peut s'effectuer au moyen d'une platine dynamométrique en quartz,

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

dont le fonctionnement repose sur les propriétés piezo-électriques de ce matériau. La platine dynamométrique permet la mesure des composantes d'effort dans les trois directions de l'espace de travail et possède une grande résolution (environ 0.01 N). Ce dispositif intervient comme une interface entre la pièce et la table de la machine, figure 2.6.

L'effort de coupe peut aussi être mesuré sans avoir recours à un dispositif externe, en effectuant un suivi de données fournies par le DCN. Rauch et al. ont mis en pratique cette approche dans le cadre de la génération d'une trajectoire d'outil en formage incrémental, [Hascoët et Rauch, 2006; Rauch, 2007]. Le suivi du couple dans les trois servomoteurs de la machine à structure parallèle employée sert ainsi au calcul de l'effort de coupe. Les résultats obtenus sont comparés aux données fournies par un dynamomètre et présentent de fortes similitudes, 2.7.

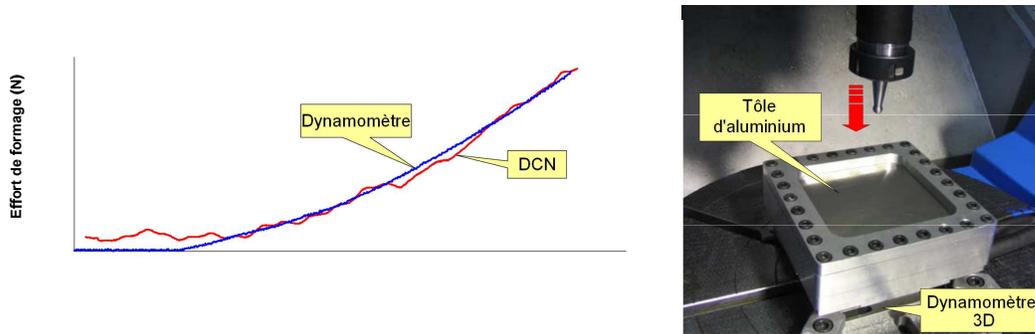


FIGURE 2.7 – Comparaison de l'effort de mise en forme évalué via le DCN et mesuré à l'aide d'un dynamomètre, [Rauch, 2007]

2.2.3.1.a Limites inhérentes à l'acquisition

Limitations de la platine dynamométrique Les mesures fournies par le dynamomètre sont fiables dans un volume restreint qui doit contenir la pièce ou la région de la pièce dans laquelle le suivi d'efforts est nécessaire. La présence de lubrifiant et de copeaux est aussi préjudiciable. Par ailleurs les vibrations engendrées par la coupe peuvent perturber la mesure, en particulier pour les fréquences proches des fréquences propres de la platine. Bissey souligne cette problématique et explique que les dynamomètres à quartz possèdent une bande passante allant jusqu'à des fréquences de l'ordre de 1000 Hz, [Bissey, 2005]. Compte tenu du caractère discontinu de la coupe en fraisage, l'excitation vibratoire possède un contenu harmonique très riche. Bien que la fréquence fondamentale soit comprise dans la bande passante du dynamomètre, les harmoniques entraînent dans certains cas une mise en résonance du capteur : l'amplitude du signal mesuré n'est alors plus proportionnelle à l'effort de coupe et la mesure devient impossible.

Résolution insuffisante des capteurs internes L'acquisition de données via le DCN permet de s'affranchir des limites précédemment évoquées. Néanmoins la résolution obtenue avec cette approche n'est pas suffisante pour l'utilisation que nous souhaitons faire des données collectées. En effet la mesure doit permettre une mise à jour de la trajectoire dans le but de garantir le respect des tolérances d'usinage. Les variations de la profondeur de passe et donc de l'effort de coupe doivent être capturées de façon très précise. Cependant de faibles variations de la profondeur de passe se traduisent par de faibles variations de l'effort de coupe et donc de faibles variations de la donnée procédé (courant moteur,

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

courant broche, couples...) mesurée par le DCN. Finalement, la variation que l'on souhaite observer peut s'avérer être du même ordre de grandeur que le bruit de mesure qui pollue l'acquisition, rendant alors impossible son suivi. Ce phénomène s'accroît pour les matériaux plutôt "tendres" comme l'aluminium pour lesquels la sensibilité des efforts de coupe à l'épaisseur de matière est faible en comparaison de matériaux plus "durs" comme les aciers ou le titane.

2.2.3.1.b Limites inhérentes à l'exploitation des mesures

Outre les difficultés liées aux mesures, le suivi des efforts montre des limites liées à l'interprétation des données collectées. D'une part, il requiert l'utilisation d'un modèle de coupe afin de faire le lien entre le profil d'efforts mesuré et l'épaisseur de matière enlevée. Après détection d'une variation non désirée de l'effort de coupe, la réponse à donner en termes de trajectoire est dictée par la relation considérée.

Il existe une multitude de modèles d'efforts, souvent spécifiques à une géométrie d'outil (cylindrique [Budak, 2006], hémisphérique [Engin et Altintas, 1998]) ou à une opération d'usinage (surfaçage [Fu *et al.*, 1984]) malgré le développement de quelques modèles génériques, [Engin et Altintas, 2001]. Toutefois, chaque modèle comporte son lot d'approximations, source d'erreur lors de l'évaluation de la profondeur de passe.

Une autre limite repose sur la nature même de la mesure. Pour qu'un écart entre la géométrie réelle et la géométrie théorique soit détecté, une erreur doit être commise, au travers du non respect de la profondeur de passe. La correction nécessaire ne peut être anticipée puisque l'écart entre forme pratique et théorique n'est constaté qu'au passage de l'outil. Il existera donc toujours un retard à la correction, particulièrement problématique en cas de sur-usinage, puisque ce défaut ne peut être corrigé par la suite (contrairement à un sous-usinage qu'une passe supplémentaire pourrait améliorer).

Les limites évoquées dans le cas du suivi des efforts de coupe font donc ressortir la nécessité de disposer d'un moyen de mesure à la fois direct, ne nécessitant pas l'utilisation d'un modèle intermédiaire potentiellement source d'erreur, et anticipatif afin d'éviter une dégradation de la pièce usinée (marquage, percement...). Nous avons donc opté pour un balayage laser de la pièce qui répond à ces deux critères comme expliqué à présent, bien qu'il s'accompagne de problèmes associés à son caractère externe sur lesquels nous allons revenir.

2.2.3.2 Mesure laser de la pièce

Le balayage laser de la pièce permet de détecter et de quantifier un éventuel défaut de forme, résultant d'un écart de fabrication ou d'une mise en position incorrecte. Il consiste à collecter un nuage de points à la surface de la pièce et à reconstruire la surface réelle de la pièce par approximation de ce nuage de point. Toutefois il ne s'agit pas ici d'effectuer un balayage de la pièce préalablement à son usinage, qui se ramènerait à une inspection classique dont nous souhaitons justement nous affranchir. L'idée est plutôt de mettre en œuvre la mesure pendant l'opération d'usinage.

Pour réaliser ce balayage, le dispositif utilisé est un laser nappe. Fixé à la tête d'usinage, il permet un scan progressif de la surface lorsque l'outil parcourt sa trajectoire, figure 2.8. Divers profils d'altitude sont ainsi acquis avec une précision de l'ordre du μm .

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

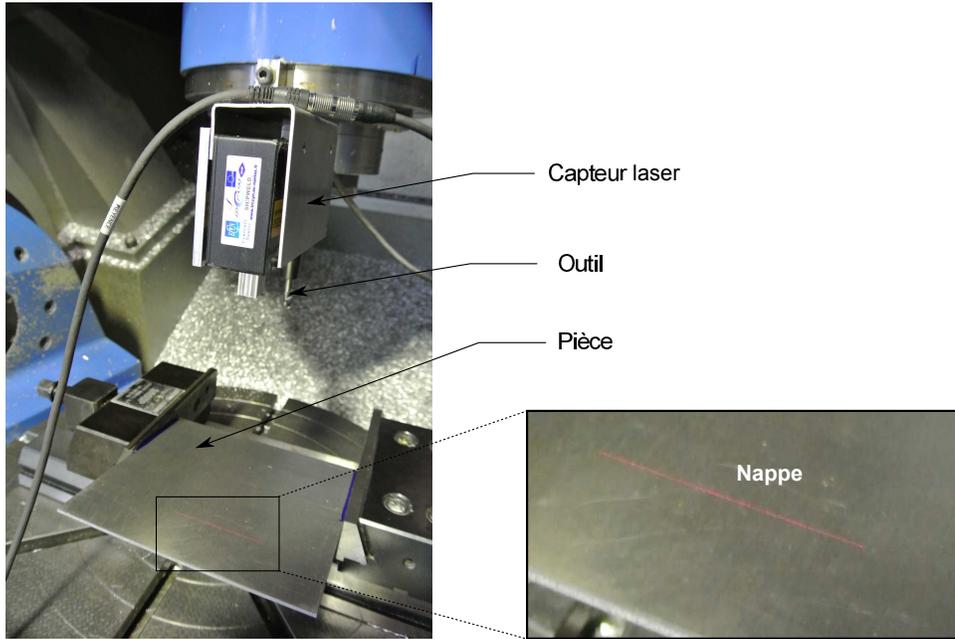


FIGURE 2.8 – Montage du laser nappe sur la tête d'usinage - MOCN VERNE

2.2.3.2.a Détails techniques concernant le laser

Le capteur laser contient un élément d'émission de lumière et un élément de réception qui détecte les cibles par triangulation. L'élément d'émission est constitué d'un laser à semi-conducteur qui émet un faisceau lui même focalisé sur la cible à l'aide d'une lentille. L'utilisation d'une lentille cylindrique permet l'obtention d'un faisceau plat, l'intersection avec la surface cible prenant alors la forme d'une ligne : la nappe. L'élément de réception se compose d'un capteur CCD précédé d'une lentille permettant de focaliser la lumière réfléchie, figure 2.9(a). Le capteur laser utilisé est conçu pour des cibles à réflexion spéculaire, et il est donc particulièrement adapté aux surfaces miroirs ou brillantes, comme les pièces en aluminium, qui reflètent principalement cette composante de la lumière (les surfaces plus ternes ayant une réflexion qualifiée de "directe").

La nappe projetée sur la surface cible se compose de 800 points répartis de façon équidistante sur une longueur L_{nappe} . Cette longueur varie avec la distance entre le capteur laser et la surface mesurée. En effet, le faisceau laser plat s'évase en s'éloignant de son point d'émission comme illustré sur la figure 2.9(b). Le capteur possède une plage de fonctionnement dans laquelle doit toujours se trouver la surface usinée. Compte tenu de l'amplitude importante de cette plage (près de 100 mm pour le capteur utilisé), cela n'est pas pénalisant. Au milieu de la plage de mesure, la nappe a une longueur $L_{nappe} \approx 80\text{mm}$, ce qui correspond donc à une résolution de 0.1 mm dans la direction de la nappe.

Cette résolution est tout à fait suffisante puisque les écarts géométriques que nous souhaitons identifier se manifestent à une échelle de longueur plus importante (de l'ordre de plusieurs millimètres). Autrement dit, la longueur d'onde des fluctuations par rapport à la géométrie nominale que nous souhaitons capturer est largement supérieure à l'échantillonnage spatial de la nappe, ce qui nous permettra donc de les voir et d'éviter tout biais.

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

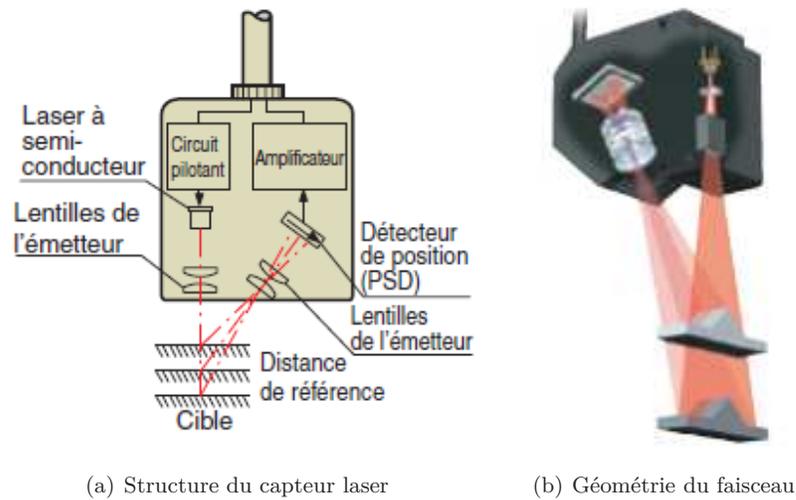


FIGURE 2.9 – Principe de fonctionnement du capteur laser

2.2.3.2.b Verrous posés par l'utilisation d'un capteur laser mobile

Une mesure locale de la pièce En fixant le capteur sur la tête d'usinage, la surface de la pièce brute dont on cherche à identifier la géométrie n'est mesurée qu'au voisinage du parcours outil. La localisation et l'étendue de la zone balayée varient en fonction du positionnement du capteur laser et de l'avancement de l'opération. Afin d'anticiper les ajustements requis pour la trajectoire d'usinage, les écarts vis-à-vis de la géométrie nominale dans les régions usinées dans la suite de l'opération doivent être évalués. Toutefois ces régions peuvent ne pas avoir été balayées ou n'avoir été que partiellement balayées par la nappe laser. Une stratégie est donc nécessaire pour conserver un caractère anticipatif quel que soit la configuration de la zone balayée. Elle est présentée dans la section 2.2.4 dans laquelle l'algorithme de traitement des mesures est notamment expliqué.

Une mesure optique L'usinage est source de diverses perturbations pour la mesure optique : copeaux à la surface de la pièce, lubrifiant formant un film (réflexion, réfraction), vibrations. Des précautions doivent donc être prises à cet égard.

Un capteur externe à la MOCN Au même titre que la mise en position de la pièce, la mise en position du capteur laser s'avère aussi particulièrement importante. Outre la nécessité d'un montage stable et immobile du capteur laser, sa localisation dans l'espace machine doit être connue avec précision pour pouvoir déterminer à tout instant la position de la nappe sur la surface mesurée en fonction de la position outil piloté par la machine.

Une étape de calibration, au cours de laquelle l'orientation du capteur et la position de la tête laser sont mesurées, est donc mise en œuvre. Les grandes lignes de cette étape sont données dans l'annexe B. La calibration constitue une étape clé et conditionne la précision de la méthode, comme démontré lors de la validation numérique, voir section 2.3.2.

Enfin, n'étant pas intégré à la MOCN, les données de mesure fournies par le laser nappe ne peuvent être exploitées conjointement (*i.e. de façon synchronisée*) aux données accessibles via le DCN, comme la position de l'outil. Une attention particulière est portée à la synchronisation afin que les acquisitions collectées soit correctement interprétées, voir section 2.2.5.2.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

2.2.4 Algorithme de traitement des données

L'exploitation des mesures, nous parlerons aussi de "capitalisation" à plusieurs reprises dans ce mémoire, constitue l'étape suivante dans la structure de contrôle. La détection d'un dysfonctionnement, un écart à la géométrie nominale en ce qui nous concerne, doit se traduire par une réponse sur la donnée contrôlée, à savoir la trajectoire d'usinage.

2.2.4.1 D'une information locale à une approximation globale

Le dispositif de mesure laser fixé à la tête d'usinage permet un balayage progressif de la surface supérieure de la pièce au gré des déplacements de l'outil sur sa trajectoire. Les profils de hauteur collectés forment un nuage de points. Ce nuage ne s'étend cependant pas sur l'ensemble de la surface de la pièce mais se concentre dans les régions proches du trajet outil. La densité du nuage ainsi que sa forme varient en fonction :

- Du trajet emprunté par l'outil.
- De la position et de l'orientation relative du capteur laser par rapport à l'outil et l'axe-outil.
- De la vitesse d'avance.

Ces trois paramètres ont une influence significative sur la cartographie de la surface à usiner sur la pièce brute. Une étude approfondie au sujet de l'impact de ces paramètres est menée dans la section [2.3.3](#).

Deux configurations sont envisageables, figure [2.10](#). Dans la première, le positionnement du laser est optimal de telle sorte que les régions de la pièce traversées par l'outil ont toujours été mesurées à l'avance : l'écart entre géométrie théorique et pratique est donc connu sur l'ensemble du parcours d'outil. C'est le cas par exemple pour une trajectoire aller/aller avec une nappe située en amont. Dans la seconde, le parcours outil n'est pas contenu ou n'est que partiellement contenu dans la zone balayée par le laser : l'écart au théorique n'a pas été mesuré sur certaines portions du parcours outil.

Compte-tenu des contraintes existant au sein de certaines gammes d'usinage, il est nécessaire que la méthode développée puisse s'adapter à une large variété d'opérations. En aéronautique par exemple, les gammes de fabrication font l'objet d'une validation très poussée. Des trajectoires spécifiques sont utilisées pour la réalisation de certaines opérations. Il n'est pas concevable de les modifier pour se placer dans un contexte plus favorable à la mesure (scénario 1).

C'est pourquoi nous nous plaçons dans un cadre général en considérant que la trajectoire d'outil doit pouvoir être mise à jour quelque soit la localisation des points de mesure collectés, et donc quelque soit la forme et la densité du nuage de point. La démarche proposée est générique et permet d'envisager diverses configurations techniques quant au nombre ou au type de capteur laser employé (1D, 2D, 3D...).

Pour évaluer l'écart au théorique dans une zone qui n'a pas encore été ou ne sera jamais scannée une extrapolation est nécessaire. La construction d'une base d'extrapolation est effectuée hors-ligne. L'approche utilisée est détaillée dans le paragraphe suivant.

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

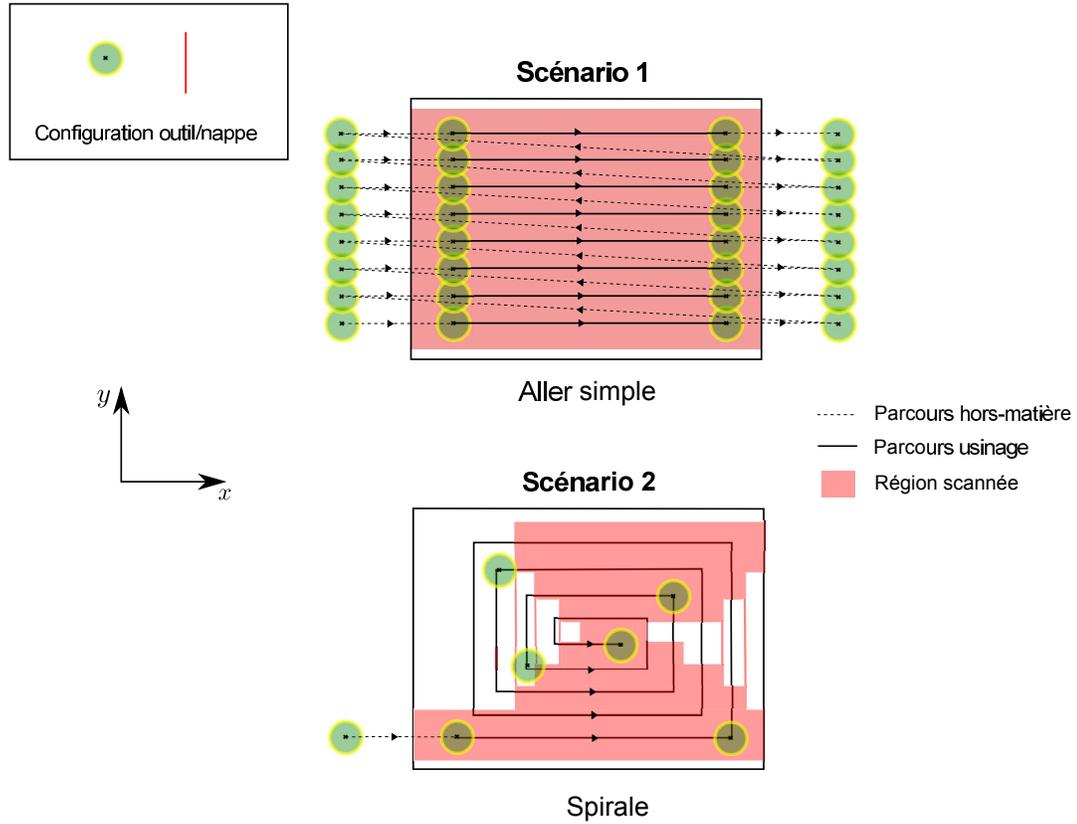


FIGURE 2.10 – Zone balayée au cours du trajet outil

2.2.4.2 Décomposition de l'écart géométrique

2.2.4.2.a Notion d'écart géométrique

L'écart géométrique est défini comme l'écart d'altitude entre la surface à usiner \mathcal{S} et la surface supérieure de la pièce nominale \mathcal{S}_{nom} . Il est évalué dans une zone d'intérêt contenant le parcours d'outil ainsi que les points de mesure laser. Concrètement une grille est définie dans le plan (x-y généralement) et les surfaces réelles et nominales sont approximées sur cette grille. Soit Ω_{xy} la zone d'intérêt, alors l'écart géométrique a pour expression $\mathcal{E}_g = (\mathcal{S} - \mathcal{S}_{nom})|_{\Omega_{xy}}$, figure 2.11.

L'écart géométrique considéré est de premier ordre, dans le sens où il se manifeste à une échelle d'observation relativement grossière. Pour faire une analogie avec le traitement du signal, cet écart est associé aux basses fréquences. Une observation à une échelle plus fine n'est pas déterminante pour le calcul du trajet d'outil. Les défauts haute fréquence, ayant attrait à l'état de surface de la pièce et dont une modélisation à l'aide d'une base de cosinus discret a été proposée dans [Lecompte *et al.*, 2010] sont donc ignorés dans cette étude.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

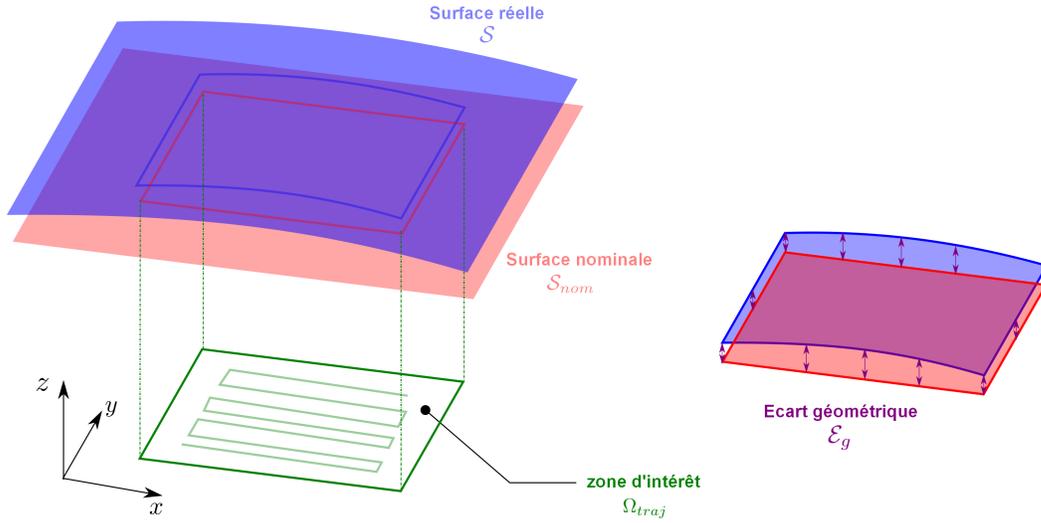


FIGURE 2.11 – Zone d'intérêt et écart géométrique

2.2.4.2.b Décomposition de l'écart géométrique

L'écart géométrique entre la pièce réelle et la pièce CAO de référence est imputable aux erreurs de fabrication introduites lors des phases et des opérations situées en amont dans la gamme de fabrication ainsi qu'aux défauts de mise en position de la pièce, voir partie 2.1.

Bien que l'écart géométrique soit inconnu et varie d'une pièce du lot à l'autre, il est supposé statique. Autrement dit, cet écart n'évolue pas au cours de l'opération : un mouvement ou une déformation de la pièce en cours d'usinage n'est pas pris en considération. La pièce est supposée immobile et le montage stable.

Au niveau de la surface à usiner, l'écart géométrique peut être vu comme la somme d'une déformation et d'un mouvement de corps rigide, figure 2.12. La déformation est induite par exemple par l'effort de serrage ou bien la relaxation de contraintes résiduelles. Le mouvement de corps rigide est notamment le fruit d'une localisation imprécise de la pièce sur le porte pièce.

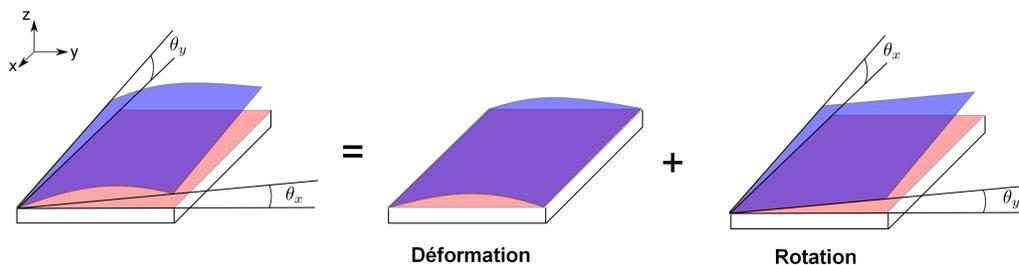


FIGURE 2.12 – Décomposition de l'écart géométrique

Chaque catégorie d'écart géométrique, déformation d'une part et mouvement de corps rigide d'autre part, se compose de plusieurs "classes" de défauts, figure 2.13. La catégorie *déformation* comprend les courbures (flexion) ainsi que les vrilles (torsion). Dans la caté-

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

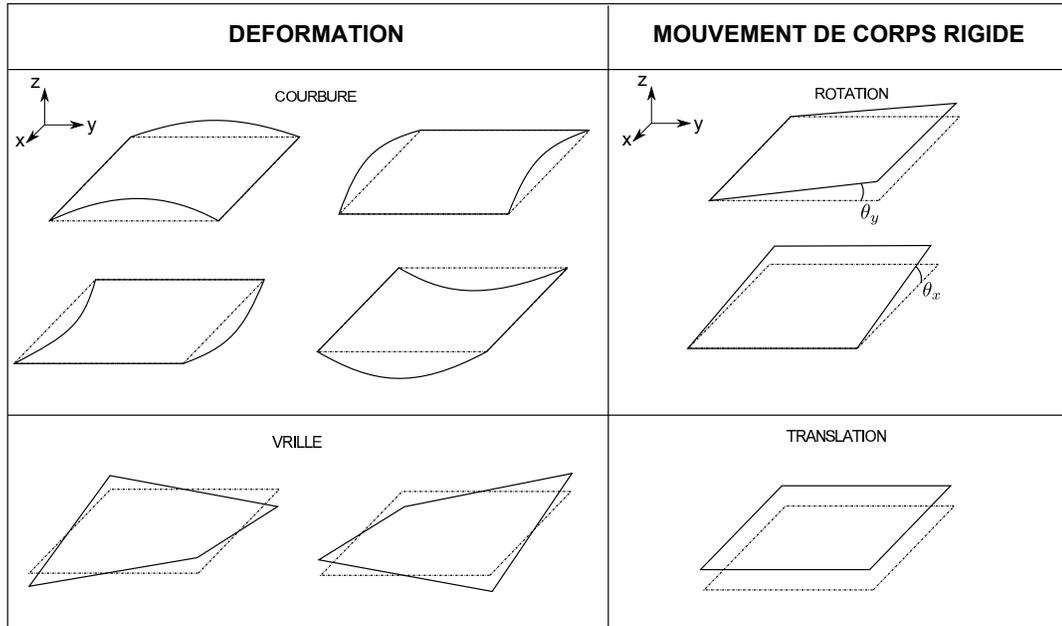


FIGURE 2.13 – Classification retenue pour l'écart géométrique

gorie *mouvements de corps rigide* on distingue les translations ainsi que les rotations dans chacune des directions de l'espace.

Remarque - Pour que l'écart géométrique se manifeste uniquement par un écart d'altitude, les variations dans les directions du plan doivent être négligeables. Ainsi pour les *mouvements de corps rigide*, seule la composante dans la direction \vec{z} du vecteur translation notée t_z est prise en compte et les composantes de rotation, r_x (rotation autour de l'axe \vec{x}) et r_y (rotation autour de l'axe \vec{y}) sont supposées d'amplitude faible, alors que la composante r_z est supposée nulle. En ce qui concerne les *déformations*, la principale contribution s'effectue dans la direction \vec{z} . Ces hypothèses sont cohérentes avec les problèmes industriels auxquels nous nous intéressons.

Ainsi, l'écart géométrique est exprimé comme une combinaison linéaire des défauts de forme identifiés dans chaque catégorie. Cette décomposition fait apparaître naturellement la base d'extrapolation recherchée. Dans le souci de construire une base riche, les paramètres influents dans chacune des classes de défauts sont identifiés. Par exemple, en ce qui concerne la courbure, ces paramètres sont l'axe (\vec{x} ou \vec{y}), le signe de la courbure et le rayon de courbure. Dans le cas de la rotation, les paramètres influents sont l'axe et l'angle. Finalement, en notant N_p le nombre de paramètres identifiés dans l'ensemble des catégories, et N_v le nombre de valeurs considérées pour chacun des paramètres (identique pour tous les paramètres par souci de simplification), alors le nombre de configurations obtenues est $N_v^{N_p}$.

2.2.4.2.c Observations physiques

Ces considérations purement théoriques quant à l'expression de l'écart géométrique peuvent être complétées par des observations pratiques. En effet dans le cas où des acquisitions de la géométrie réelle des pièces (*e.g. palpée de la surface supérieure*) ont déjà

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

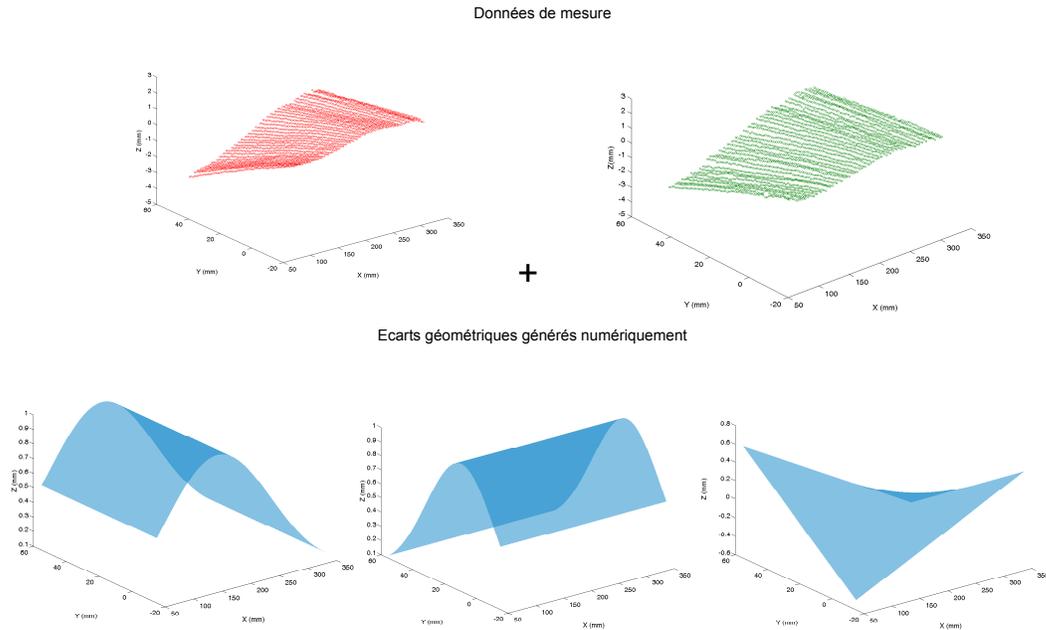


FIGURE 2.14 – Enrichissement de la base numérique d'écarts géométriques par des observations physiques

été réalisées sur des pièces du même lot ou d'un lot similaire, elles constituent une base de données précieuse sur la variabilité géométrique généralement rencontrée. Ces données viennent enrichir la famille de configurations générée manuellement, figure 2.14. La combinaison d'observations physiques et de prédictions numériques permet d'obtenir une modélisation plus fidèle de l'écart géométrique. Elle offre aussi un moyen de capitaliser l'effort consenti lors de l'inspection (en ligne ou hors ligne) de pièces supposées semblables.

Cependant l'ensemble de configurations finalement obtenu n'est pas adapté à l'usage que nous souhaitons en faire dans le cadre de ce travail. Tout d'abord, il ne constitue pas a priori une base au sens mathématique du terme mais plutôt une famille génératrice. En effet, l'indépendance linéaire (aucun élément n'est combinaison linéaire des autres) de cette famille n'est pas garantie.

De plus, le nombre de configurations est trop important pour qu'elles puissent être directement utilisées en ligne. En effet, il s'agit d'établir, à partir de mesures locales de l'écart géométrique au voisinage de l'outil, une cartographie globale de cet écart s'étendant sur l'ensemble de la zone d'intérêt. Or, le temps de calcul nécessaire à cet extrapolation croît avec la taille de la base employée, voir section 2.2.4.4. Il est donc primordial de disposer d'une base de taille réduite.

2.2.4.3 Extraction d'une base réduite

L'augmentation de la puissance des calculateurs au cours des dernières décennies permet la simulation de problèmes toujours plus complexes, impliquant parfois un nombre colossal de degrés de liberté. Le volume de données alors généré rend difficile l'analyse de quantités d'intérêt ainsi que leur stockage. La recherche d'information et l'identification de structures prépondérantes ont rendu nécessaire le développement d'outils mathématiques dédiés. Parmi eux, la POD (*Proper Orthogonal Decomposition*) est utilisée depuis de nom-

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

breuses années dans des domaines très variés de l'ingénierie, voir section 2.2.4.3.d. Cette méthode est ici mise en œuvre pour la recherche d'une base réduite d'écart géométriques. Avant de présenter son application dans ce cadre là, une brève revue bibliographique concernant cette méthode est effectuée.

2.2.4.3.a Proper Orthogonal Decomposition

La POD¹ est une méthode d'analyse statistique. Elle est basée sur la représentation compacte de données et possède deux principales applications, [Kerschen *et al.*, 2005]. D'une part, elle est utilisée dans le domaine de la réduction de modèle afin de projeter des modèles définis dans des espaces de très grande dimension sur des espaces de dimension plus faible. Elle est qualifiée de méthode de réduction à posteriori, par opposition aux méthodes de réduction à priori (PGD, approximation radiale), sur lesquelles nous reviendrons dans le chapitre 3 (*cf. section 3.3.4*). D'autre part, elle est utilisée comme technique d'extraction de données et permet de révéler les structures significatives existant au sein d'un volume de données important, [Bergmann, 2004]. C'est ce second aspect de la méthode qui nous intéresse et qui est mis en pratique dans ce travail.

L'idée de base de la POD est le passage d'une grande quantité de variables corrélées à un nombre réduit de variables non corrélées, toute en conservant au mieux la richesse de l'information contenue dans les variables de départ, [Chatterjee, 2000]. La POD est le fruit d'un travail de plusieurs chercheurs au cours du siècle dernier et elle a d'ailleurs été réinventée à plusieurs reprises. Les contributions majeures au développement de cette méthode sont à mettre au crédit de Karhunen [Karhunen, 1946], Loève [Loève, 1948]², ou encore Kosambi [Kosambi, 1943],

Dans un espace de dimension finie et lorsque la décomposition est tronquée, elle est équivalente à l'analyse en composantes principales, très utilisée dans le domaine des statistiques, qui fut développée par Joliffe [Joliffe, 1986] d'après les travaux d'Hotelling [Hotelling, 1933]. La POD présente aussi de fortes similitudes avec la décomposition en valeurs singulières (*Singular value Decomposition*, SVD) et dans le cas discret ces deux approches sont équivalentes, comme démontré dans [Liang *et al.*, 2002].

Pour illustrer le fonctionnement de cette méthode, plaçons nous dans le cas discret. Considérons un système dont l'état est observé au travers de n variables qui peuvent être des données de mesure (*i.e. des observations physiques du système*) ou bien des résultats de calcul (*i.e. des prédictions théoriques*). Considérons de plus que ces variables sont mesurées ou prédites à N différents instants ou pour N différentes valeurs d'un paramètre. Cet ensemble de données est stocké dans une matrice \mathbf{A} de taille $n \times N$. Nous faisons l'hypothèse que $n \gg N$, l'objectif étant alors de trouver une base de l'espace des colonnes de \mathbf{A} de taille $r < N$. Dans ce contexte, la méthode POD est appelée "méthode des snapshots".

Deux approches équivalentes sont couramment utilisées (voir Annexe A). La première prend la forme d'un problème aux valeurs propres impliquant la matrice de covariance \mathbf{C} . Dans la méthode des snapshots, cette matrice est $\mathbf{C} = \mathbf{A}^T \cdot \mathbf{A}$. Les vecteurs propres associés aux plus grandes valeurs propres constituent la base réduite recherchée, [Passieux, 2009].

La seconde consiste à calculer une SVD de la matrice \mathbf{A} . La SVD est en quelque sorte une généralisation du concept de diagonalisation pour les matrices rectangulaires. Elle prend la forme suivante,

1. La traduction française est Décomposition Orthogonale aux Valeurs Propres mais nous conserverons ici l'acronyme anglo-saxon POD.

2. D'où le nom de Décomposition de Karhunen-Loève (KLD) utilisé dans certains domaines scientifiques.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

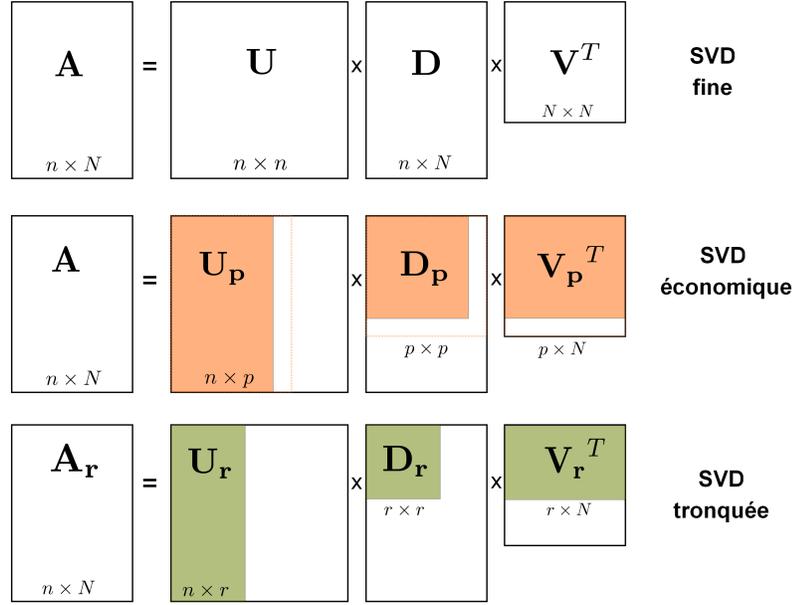


FIGURE 2.15 – Troncature de la décomposition en valeurs singulières

$$\mathbf{A} = \mathbf{U} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{V}^T \quad (2.1)$$

où les colonnes de la matrice \mathbf{U} sont appelées vecteurs singuliers à gauche de \mathbf{A} , les colonnes de la matrice \mathbf{V} sont appelées vecteurs singuliers à droite, \mathbf{D} est une matrice diagonale contenant les valeurs singulières de \mathbf{A} rangées dans l'ordre décroissant. Dans la version compacte ou "économique" de la SVD que nous considérons ici, seuls les vecteurs singuliers associés aux valeurs singulières non-nulles sont calculés. Soit p le nombre de valeurs singulières non-nulles³, alors \mathbf{U} est une matrice unitaire⁴ de taille $n \times p$, \mathbf{D} est une matrice diagonale de taille $p \times p$ et \mathbf{V} est une matrice unitaire de taille $N \times p$. Par ailleurs les valeurs singulières sont notées $(\sigma_i)_{i=1}^p$ et définies telles que $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \dots \geq \sigma_p \geq 0$.

Les colonnes de \mathbf{U} constituent une base de l'espace des colonnes de la matrice des snapshots \mathbf{A} . Une base réduite est alors extraite par troncature, en conservant uniquement les colonnes de \mathbf{U} (*i.e. vecteurs singuliers à gauche de \mathbf{A}*) associées aux valeurs singulières les plus grandes, figure 2.15. Le critère couramment utilisé pour la troncature est le ratio λ défini comme,

$$\lambda(\sigma_i) = \frac{\sigma_i}{\sigma_1} \geq \epsilon_{svd} \quad (2.2)$$

L'erreur introduite par la troncature est donc contrôlée en ajustant la valeur de ϵ_{svd} . Néanmoins ce critère n'ayant pas de signification "physique" à proprement parler, nous définirons un autre critère de troncature dans la section 2.2.4.3.e basé sur une estimation d'erreur. En considérant que r valeurs singulières satisfont le critère de troncature, la matrice \mathbf{A} est finalement approximée comme,

$$\mathbf{A} \approx \mathbf{A}_r = \mathbf{U}_r \cdot \mathbf{D}_r \cdot \mathbf{V}_r^T \quad (2.3)$$

3. $p \leq \min(n, N)$ est le rang de la matrice \mathbf{A} .

4. Une matrice unitaire \mathbf{B} vérifie l'égalité $\mathbf{B} \cdot \mathbf{B}^* = \mathbf{B}^* \cdot \mathbf{B} = \mathbf{I}$, où \mathbf{B}^* est la matrice adjointe à \mathbf{B} et \mathbf{I} est la matrice identité. Si \mathbf{B} est à coefficients réels, elle est dite orthogonale.

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

où la matrice \mathbf{U}_r de taille $n \times r$ (resp. \mathbf{V}_r de taille $N \times r$) est formée des r premières colonnes de \mathbf{U} (resp. \mathbf{V}) alors que \mathbf{D}_r est une matrice diagonale de taille $r \times r$ contenant les r premières valeurs singulières par ordre décroissant.

2.2.4.3.b Caractéristiques de la base obtenue

\mathbf{A}_r est la meilleure approximation de rang r de la matrice \mathbf{A} au sens de la norme de Frobenius, c'est à dire que pour toute matrice \mathbf{B} de taille $n \times N$ et de rang r , on a,

$$\|\mathbf{B} - \mathbf{A}\|_F = \sqrt{\sum_{i=1, j=1}^{n, N} (b_{ij} - a_{ij})^2} > \|\mathbf{A}_r - \mathbf{A}\|_F \quad (2.4)$$

Les colonnes de \mathbf{U}_r constituent une base réduite, orthonormale et optimale, de l'espace des colonnes de \mathbf{A} .

2.2.4.3.c Interprétations géométriques et interprétation statistique

Deux interprétations géométriques de la SVD sont souvent données, [Chatterjee, 2000; Bergmann, 2004]. La première découle de l'analogie qui peut être faite entre la matrice \mathbf{A} et la matrice associée à un opérateur linéaire entre un espace de départ de taille n , noté E_1 , et un espace d'arrivée de taille N noté E_2 . Soit $\mathcal{B}(0,1)$ la boule unité de E_1 , c'est à dire l'ensemble des vecteurs de E_1 de norme 1, alors $\mathcal{B}(0,1)$ est transformée après application de l'opérateur linéaire associé à \mathbf{A} , en un ellipsoïde de dimension p dans E_2 , où pour rappel p est le rang de \mathbf{A} (et donc de l'opérateur linéaire associé). La boule est ainsi déformée suivant des directions principales données par les colonnes de \mathbf{U} , et l'amplitude de ces déformations est donnée par les valeurs singulières σ_i . Les colonnes de \mathbf{V} constituent quant à elles l'antécédent dans l'espace de départ E_1 de chacune des directions principales de déformation, figure 2.16.

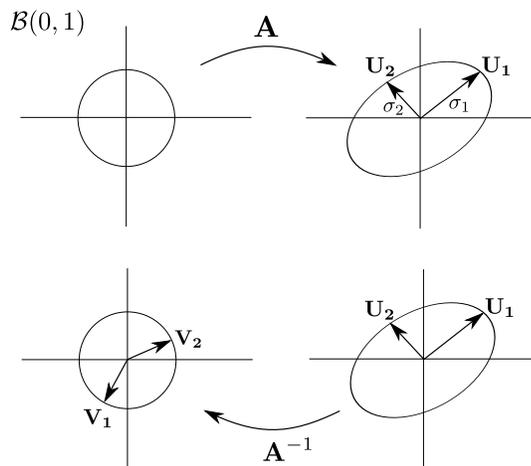


FIGURE 2.16 – Première interprétation géométrique de la SVD : déformation de la boule unité

La seconde interprétation géométrique s'appuie sur une analogie avec l'espace des phases. La matrice \mathbf{A} peut être vue comme une liste de coordonnées de n points dans un espace de dimension N . La décomposition en valeurs singulières se ramène au calcul

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

d'un sous-espace de dimension $r < N$ tel que la distance des points contenus dans \mathbf{A} au sous-espace recherché soit minimale. Autrement dit, la SVD s'apparente à la recherche des axes d'inertie d'un nuage de points dans l'espace des phases. Le système de coordonnées initial est alors abandonné au profit d'un nouveau système de coordonnées dont les axes sont confondus avec les directions principales du nuage. La matrice \mathbf{U}_r contient les coordonnées des points dans le sous-espace de dimension r . Lorsque le nuage de points est centré autour de l'origine (en soustrayant à chaque colonne de \mathbf{A} la colonne moyenne⁵), la décomposition en valeurs singulières est une rotation dans l'espace des phases, figure 2.17.

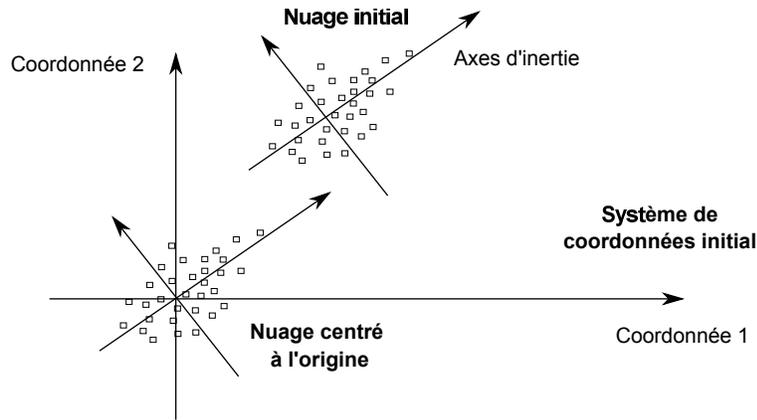


FIGURE 2.17 – Seconde interprétation géométrique de la SVD : rotation dans l'espace des phases

Enfin, la SVD peut être interprétée comme une étude statistique d'un ensemble de données. Dans ce contexte, les vecteurs singuliers à gauche sont les directions de plus grande variation de l'ensemble de données, les structures dominantes, et les valeurs singulières correspondent à la pondération de ces structures. Une valeur singulière importante signifie que la structure associée est représentative du comportement de l'ensemble.

2.2.4.3.d Application à l'approximation de l'écart géométrique

La POD est employée dans des domaines très divers. Elle trouve de nombreuses applications en mécanique des fluides pour l'étude d'écoulements turbulents car elle permet l'extraction de structures dites "cohérentes", [Holmes *et al.*, 1998]. Elle est aussi utilisée comme méthode de compression d'image, [Rosenfeld et Kak, 1982], pour la modélisation et le contrôle de réactions chimiques, [Graham et Kevrekidis, 1996], pour l'étude de système dynamiques (réduction de modèle dans le domaine fréquentiel), ou encore en ingénierie biomédicale [Niroomandi *et al.*, 2008].

Nous l'appliquons à l'approximation de l'écart géométrique, ce qui constitue une contribution nouvelle, puisqu'à notre connaissance, elle n'a encore jamais été utilisée dans cette optique. Le système considéré est l'écart d'altitude entre la surface réelle à usiner et la surface nominale. Ce système est observé par le biais d'une grille bidimensionnelle définie dans la zone d'intérêt, composée de n nœuds et sur laquelle l'écart est évalué. Au total, N différents états du système sont connus :

- Soit parce qu'ils ont été observés physiquement grâce à une inspection de diverses pièces avant leur usinage : palpage, balayage laser...

5. Colonne formée de la moyenne de chacune des lignes de la matrice.

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

- Soit parce qu'ils ont été générés artificiellement à l'aide d'une formulation mathématique : décomposition de l'écart géométrique, section 2.2.3.2.

L'idée est alors de révéler les structures dominantes existant au sein de ces états en apparence distincts. Il s'agit de faire ressortir un nombre limité d'écarts géométriques représentatifs ou principaux, que nous qualifierons de "modes d'écart géométrique".

Remarque - Cette démarche est dans l'esprit de la décomposition de l'écart technologique proposée dans [Lecompte *et al.*, 2010]. Toutefois dans ces travaux, l'écart technologique est vu comme la somme de fluctuations de fréquence spatiale plus ou moins élevée : les cosinus discrets. A ce titre, la décomposition introduit à priori une contrainte de périodicité sur l'écart approximé. Si à l'échelle d'observation considérée (état de surface, rugosité) le critère de périodicité semble adapté, il devient moins pertinent lorsque l'on s'intéresse à des écarts se manifestant à des échelles plus grandes.

Dans le contexte de notre étude, une telle approche n'est tout simplement pas adaptée puisque le nombre de fonctions périodiques nécessaires pour approximer l'écart géométrique, à priori non périodique, est très grand (théoriquement infini), résultant en une base inadéquate à une application temps-réel. Par ailleurs, un des atouts de la méthode de snapshots POD en comparaison d'autres approches, est la possibilité de combiner description mathématique et données de mesure, conduisant à une représentation plus fidèle de l'écart géométrique.

Les "modes d'écart géométrique" doivent contenir l'ensemble des comportements du système initialement représentés dans les N états/snapshots de départ, [Poulhaon *et al.*, 2014a]. Si les états considérés (mesurés et/ou construits) sont peu cohérents, le nombre de modes nécessaires pour les représenter est grand, voire identique au nombre d'états de départ : dans ce cas aucune compression des données n'est possible. Dans le cas contraire lorsque les états sont très corrélés, seuls quelques modes suffisent, le cas extrême étant celui où un seul mode contient la totalité de l'information présente dans l'ensemble de départ : la compression est alors optimale.

En règle générale, la situation rencontrée est intermédiaire aux deux scénarios évoqués et un compromis doit être trouvé. Pour rappel, la base de modes d'écart géométrique extraite par la méthode POD doit par la suite servir en ligne pour l'ajustement de la trajectoire d'outil. Elle doit être donc suffisamment riche pour permettre une identification précise du défaut de forme rencontré mais de taille suffisamment petite pour que le temps de calcul nécessaire à cette identification soit court et adapté à la vitesse d'avance choisie (voir section suivante). Richesse et compacité de la base sont deux caractéristiques paradoxales avec lesquelles il est nécessaire de jouer.

Générer une base riche suppose de prendre en considération des états du système très variés et donc potentiellement très décorrélés : le nombre de modes POD pour représenter ces états est alors grand, et la base extraite peut ne pas être assez réduite. Ce verrou souligne toute la difficulté d'associer précision et rapidité. La réduction de la taille de la base s'accompagne inévitablement de l'introduction d'une erreur qui doit être connue et contrôlée. Le critère (2.2) généralement utilisé pour la troncature de la base, n'est pas forcément adapté à l'application que nous souhaitons faire de cette base. En effet, il ne renseigne pas explicitement sur l'erreur commise en termes d'altitude pour le défaut géométrique identifié à l'aide des modes POD conservés. Il est plus intéressant de disposer d'un critère de troncature basé sur l'erreur d'approximation dans la base tronquée.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

2.2.4.3.e Estimateur d'erreur de troncature

Supposons un écart géométrique \mathcal{E}_g dans la zone d'intérêt, approximé dans la base des modes POD. Soit r le nombre de modes POD conservés après troncature de la SVD sur la matrice des snapshots.

1. Considérons que l'écart géométrique approximé est un des snapshots de départ. Autrement dit il correspond à une des colonnes de la matrice \mathbf{A} , par exemple la colonne j notée A_j . L'écart géométrique a dans ce cas pour expression,

$$\mathcal{E}_g = A_j = \mathbf{U} \cdot \Gamma_j \quad (2.5)$$

où \mathbf{U} est la matrice des vecteurs singuliers à gauche de \mathbf{A} et Γ_j est la colonne j de la matrice $\mathbf{\Gamma} = \mathbf{D} \cdot \mathbf{V}^T$. (cf. SVD de \mathbf{A} , équation (2.1)). Soit \tilde{A}_j l'approximation de A_j dans la base POD, alors

$$\tilde{A}_j = \mathbf{U} \cdot \tilde{\Gamma}_j \quad \text{avec} \quad \tilde{\Gamma}_j = \left[\Gamma_j(1) \quad \Gamma_j(2) \quad \cdots \quad \Gamma_j(r) \quad \underbrace{0 \quad \cdots \quad 0}_{p-r} \right]^T \quad (2.6)$$

où p est le rang de la matrice \mathbf{A} . L'erreur d'approximation dans la base POD, notée E , est donc $E = A_j - \tilde{A}_j = \mathbf{U} \cdot (\Gamma_j - \tilde{\Gamma}_j) = \mathbf{U} \cdot \bar{\Gamma}_j$.

En norme 2 Le carré de la norme 2 de l'erreur d'approximation s'écrit,

$$\|E\|_2^2 = \|\mathbf{U} \cdot \bar{\Gamma}_j\|_2^2 = \bar{\Gamma}_j^T \cdot \mathbf{U}^T \cdot \mathbf{U} \cdot \bar{\Gamma}_j \quad (2.7)$$

La matrice \mathbf{U} étant orthogonale, $\mathbf{U}^T \cdot \mathbf{U} = \mathbf{I}$. Par ailleurs, seuls les $p - r$ derniers coefficients de $\bar{\Gamma}_j$ sont non-nuls et pour rappel ils correspondent aux $p - r$ derniers coefficients de la colonne j du produit $\mathbf{D} \cdot \mathbf{V}^T$. Par conséquent,

$$\bar{\Gamma}_j = \left[\underbrace{0 \quad \cdots \quad 0}_r \quad \sigma_{r+1} v_{j r+1} \quad \sigma_{r+2} v_{j r+2} \quad \cdots \quad \sigma_p v_{j p} \right]$$

En remplaçant dans l'équation 2.7, on obtient,

$$\begin{aligned} \|E\|_2^2 = \bar{\Gamma}_j^T \cdot \bar{\Gamma}_j &= \sum_{i=r+1}^p \sigma_i^2 v_{ji}^2 \\ &\leq \sum_{i=r+1}^p \sigma_i^2 \end{aligned} \quad (2.8)$$

L'inégalité 2.8 provient du fait que chaque colonne de \mathbf{V} est de norme 1, l'ensemble des coefficients de la matrice \mathbf{V} a donc un carré inférieur à 1. Finalement en prenant la racine carrée de la relation, on obtient une borne sur la norme 2 de l'erreur d'approximation

$$\|E\|_2 \leq \sqrt{\sum_{i=r+1}^p \sigma_i^2} \quad (2.9)$$

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

En norme ∞ De la même manière, il est possible de définir une borne supérieure pour la norme infinie de l'erreur d'approximation de l'écart géométrique dans la base POD. La valeur absolue de la composante k de l'erreur $E = \mathbf{U} \cdot \bar{\Gamma}_j$ peut être bornée comme suit,

$$|E(k)| = \left| \sum_{i=r+1}^p u_{ki} \bar{\Gamma}_j(i) \right| \leq \sum_{i=r+1}^p |u_{ki}| |\bar{\Gamma}_j(i)| \quad (2.10)$$

$$\begin{aligned} &\leq \sum_{i=r+1}^p |\bar{\Gamma}_j(i)| \\ &= \sum_{i=r+1}^p |\sigma_i v_{ji}| \\ &\leq \sum_{i=r+1}^p \sigma_i \end{aligned} \quad (2.11)$$

Pour obtenir l'inégalité 2.10 nous avons utilisé l'orthogonalité de la matrice \mathbf{U} . Chaque colonne de \mathbf{U} est donc de norme 1, ce qui signifie que tous les coefficients de \mathbf{U} sont inférieurs à 1 en valeur absolue. Le même raisonnement appliqué à la matrice \mathbf{V} permet d'aboutir à la relation 2.11. En injectant cette dernière relation dans l'expression de la norme infinie de l'erreur, on obtient,

$$\|E\|_\infty = \|\mathbf{U} \cdot \bar{\Gamma}_j\|_\infty = \max_{k=1,n} |E(k)| \leq \sum_{i=r+1}^p \sigma_i \quad (2.12)$$

2. Si l'écart géométrique est multiple d'un des snapshots, c'est à dire $\exists q \in \mathbb{R}$, $\mathcal{E}_g = q \cdot A_j$, alors on montre que la norme 2 et la norme infinie de l'erreur d'approximation dans la base réduite sont bornées comme suit,

$$\|E\|_2 \leq q \sqrt{\sum_{i=r+1}^p \sigma_i^2} \quad \|E\|_\infty \leq q \sum_{i=r+1}^p \sigma_i \quad (2.13)$$

3. Si l'écart géométrique est une combinaison linéaire de plusieurs snapshots, c'est à dire $\exists \mathbf{Q} \in \mathbb{R}^N$, $\mathcal{E}_g = \mathbf{A} \cdot \mathbf{Q}$ alors on montre que la norme 2 et la norme infinie de l'erreur d'approximation dans la base réduite sont bornées comme suit,

$$\|E\|_2 \leq \left(\sum_{i=1}^N q_i \right) \sqrt{\sum_{i=r+1}^p \sigma_i^2} \quad \|E\|_\infty \leq \left(\sum_{i=1}^N q_i \right) \sum_{i=r+1}^p \sigma_i \quad (2.14)$$

Le norme infinie fournit une indication sur l'erreur d'approximation maximale dans la base POD. La norme 2 fournit une indication de distance entre l'écart géométrique identifié et sa projection sur le sous-espace de dimension r formé par les modes POD.

En utilisant la borne sur la norme infinie de l'erreur, le nombre d'éléments dans la base POD est ainsi choisi en fonction de la tolérance d'usinage définie à priori. Il est intéressant de constater qu'à la différence du critère 2.2, c'est sur l'amplitude des valeurs singulières tronquées et non pas sur celle des valeurs singulières conservées que s'appuie ce critère.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

Remarque - Pour le calcul des bornes d'erreur, nous avons fait l'hypothèse que l'écart géométrique identifié était compris dans la famille des snapshots. Le choix des snapshots est donc prépondérant. Ils doivent contenir l'ensemble des caractéristiques susceptibles d'apparaître dans l'écart géométrique mesuré en ligne. Un comportement non pris en compte dans les snapshots, et a fortiori dans la base réduite construite à partir de ces derniers, ne pourra pas être identifié précisément lors du calcul d'extrapolation réalisé en ligne à partir des mesures laser.

2.2.4.4 Extrapolation en ligne de l'écart géométrique

L'extrapolation en ligne consiste à déterminer l'écart d'altitude entre la surface usinée réelle et la surface nominale dans l'ensemble de la zone d'intérêt Ω_{traj} comprenant le parcours d'usinage et les zones balayées par le laser. Le calcul d'extrapolation prend la forme d'une approximation de l'écart géométrique mesuré dans la base POD construite hors-ligne.

Soit m le vecteur des mesures de taille N_{mes} , où N_{mes} est le nombre total de points de mesure. Ce vecteur contient l'altitude de points à la surface supérieure de la pièce. La composante i du vecteur m , notée m_i , correspond à l'altitude mesurée pour la position (x_i, y_i) dans la zone d'intérêt Ω_{traj} . A partir du nuage de points collectés, une approximation au sens des moindres carrés de l'écart géométrique dans la base des modes POD, $\mathbf{U}_r = [U_1 U_2 \cdots U_r]$, est mise en œuvre. Elle consiste en la minimisation d'une fonctionnelle \mathcal{J} définie comme,

$$\mathcal{J}(\Xi) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{N_{mes}} \left(m_i - \mathcal{S}_{nom}(x_i, y_i) - \sum_{j=1}^r \xi_j \cdot U_j(x_i, y_i) \right)^2 \quad (2.15)$$

où $\Xi = (\xi_1 \ \xi_2 \ \cdots \ \xi_r)^T$ est le vecteur des coordonnées de l'écart géométrique mesuré dans le sous-espace des modes POD. Posons $\hat{\mathbf{U}}_r = [\hat{U}_1 \ \hat{U}_2 \ \cdots \ \hat{U}_r]$ l'ensemble des modes POD évalués aux points de mesure, soit $\hat{U}_j(i) = U_j(x_i, y_i)$ pour tout j dans $[1, r]$. Introduisons de plus un vecteur des mesures modifiées, que l'on peut qualifier de vecteur des écarts géométriques mesurés, défini comme $\hat{M} = M - \mathcal{S}_{nom}|_{Pts} = (\hat{m}_1 \ \hat{m}_2 \ \cdots \ \hat{m}_{N_{mes}})^T$ où $\mathcal{S}_{nom}|_{Pts}$ est la surface nominale évaluée aux points de mesure. Le calcul d'un minimum revient à la recherche des valeurs annulant les dérivées partielles de \mathcal{J} ,

$$\forall k \in [1, r], \quad \frac{\partial \mathcal{J}}{\partial \xi_k} = 0$$

$$\sum_{i=1}^{N_{mes}} \hat{U}_k(i) \sum_{j=1}^r \xi_j \cdot \hat{U}_j(i) = \sum_{i=1}^{N_{mes}} \hat{U}_k(i) \cdot \hat{m}_i \quad (2.16)$$

La relation 2.16 correspond à la ligne k d'un système linéaire de r équations qui sous forme matricielle s'écrit,

$$\hat{\mathbf{U}}^T \cdot \hat{\mathbf{U}} \cdot \Xi = \hat{\mathbf{U}}^T \cdot \hat{M} \quad (2.17)$$

La taille de ce système augmente donc avec la taille de la base POD considérée, d'où l'intérêt de disposer d'une base compacte. Lorsque les composantes Ξ de l'écart géométrique mesuré dans la base d'approximation sont identifiées, l'extrapolation de cet écart sur l'ensemble de la zone d'intérêt Ω_{traj} est donnée par la relation,

$$\mathcal{E}_g = \mathbf{U}_r \cdot \Xi \quad (2.18)$$

2.2.4.5 Nombre de mesures nécessaires : théorie et cas pratique

La résolution du système 2.17 ne peut s'effectuer que lorsque le nombre de mesures collectées est au moins égal au nombre d'éléments de la base d'approximation, c'est à dire $N_{mes} \geq r$ (système iso/hyperstatique). Néanmoins, cette condition ne garantit pas la précision de l'écart géométrique identifié. En toute logique, il est nécessaire de compléter les r premières mesures par des acquisitions supplémentaires permettant d'affiner l'approximation : meilleure est la connaissance de l'écart géométrique, meilleure est son approximation dans la base réduite.

De plus il est possible d'envisager des situations pour lesquelles la redondance des mesures oblige à collecter une quantité plus importante de données avant d'obtenir une approximation précise de l'écart géométrique dans la zone d'intérêt : par exemple, lorsque l'écart géométrique se traduit par une courbure dans la direction \vec{x} et que l'outil effectue des passes parallèles à la direction de courbure, la nappe fournissant quant à elle un profil de hauteur dans la direction \vec{y} (i.e. *nappe en orientation perpendiculaire*), figure 2.18. Dans cette situation particulière, l'identification de la courbure nécessite le prélèvement de nombreux profils.

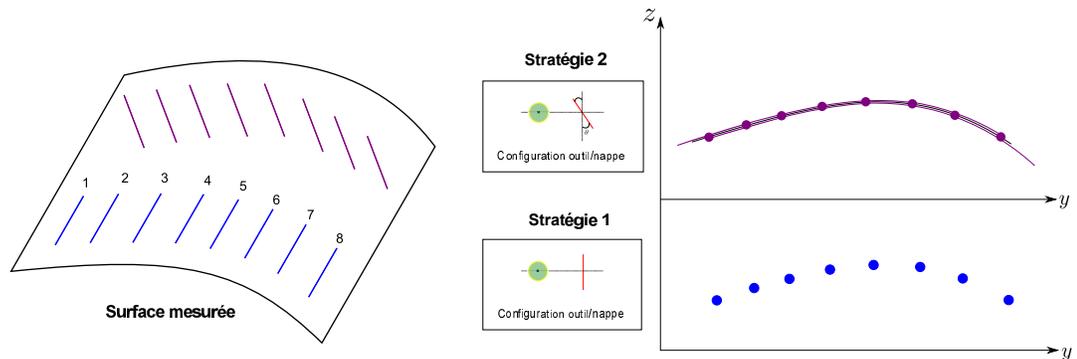


FIGURE 2.18 – Redondance des mesures pour certaines configurations outil/nappe

Par ailleurs, un phénomène supplémentaire doit être pris en compte en pratique : le bruit de mesure. Inhérent à tout système d'acquisition, il peut être amplifié dans le cas de l'usinage par les vibrations de la surface mesurée pendant la coupe. La présence de bruit dans les données complique l'identification de l'écart géométrique et contribue lui aussi à augmenter la quantité de données nécessaires pour aboutir à une identification correcte de l'écart géométrique. Néanmoins, la base POD d'écart géométrique possède des propriétés intéressantes de filtrage et de robustesse vis-à-vis du bruit de mesure qui seront mises en évidence dans la section 2.3.1.

Ainsi, le nombre de mesures nécessaire en théorie et celui finalement considéré en pratique diffèrent de façon importante. En effet, compte tenu des répercussions que peut avoir un mauvais ajustement de l'altitude de l'outil, que ce soit au niveau de la pièce usinée ou de l'intégrité de l'outil et de la machine en général, une approximation précise est requise avant d'envisager une correction de la trajectoire. La phase pendant laquelle les mesures nécessaires à une première mise à jour sont collectées est appelée phase d'apprentissage. Dans la section suivante, nous revenons sur ce concept important et les enjeux qu'il pose.

2.2.4.6 Notion de phase d'apprentissage

La phase d'apprentissage est la phase au cours de laquelle la surface à usiner sur la pièce brute est mesurée sans qu'aucun ajustement de la trajectoire ne soit réalisé. Elle consiste à collecter assez de données pour garantir une précision suffisante lorsque la première mise à jour de trajectoire est effectuée. L'approche en boucle fermée ayant pour vocation d'inclure l'inspection de la pièce dans l'étape d'usinage, l'apprentissage a donc lieu au cours de l'opération de fabrication elle-même ce qui à première vue peut paraître antinomique ou du moins difficilement conciliable.

L'enjeu est de ne pas commettre d'erreur pendant la phase d'usinage, et l'unique moyen d'y parvenir est d'effectuer l'apprentissage lorsque l'outil ne se trouve pas encore en matière, c'est à dire lors de la phase d'approche. Compte tenu de la distance physique qui sépare le dispositif de mesure et l'outil de coupe, des acquisitions peuvent être effectuées lorsque l'outil se déplace à destination de son point d'entrée dans la matière : la zone d'intérêt est ainsi "vue" par le dispositif de mesure avant que l'outil ne l'atteigne, et qu'un potentiel sur-usinage ou sous-usinage n'ait lieu. La figure 2.19 illustre le balayage anticipé de la zone d'intérêt pendant la phase d'approche qui débute à l'instant t_0 et s'achève à l'instant t_2 lorsque l'outil atteint la pièce.

Ainsi, les acquisitions effectuées durant la phase d'approche permettent d'envisager une entrée en matière à la bonne altitude. Cependant, il est nécessaire que la trajectoire parcourue durant la phase d'approche et donc d'apprentissage permette la collecte d'une quantité suffisante de données, et que celles-ci soit suffisamment représentatives vis-à-vis des caractéristiques géométriques de la surface mesurée.

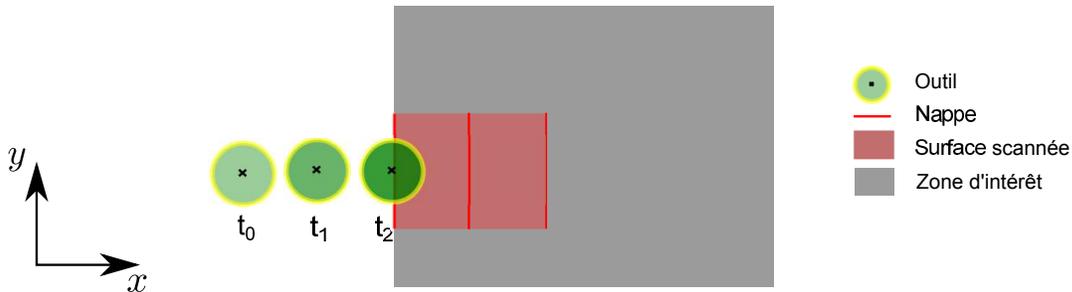


FIGURE 2.19 – Balayage anticipé de la zone d'intérêt

Géométrie Tout d'abord, la "géométrie" de la trajectoire parcourue pendant la phase d'apprentissage joue un rôle prépondérant. Dans le cas extrême, la phase d'approche pourrait consister à un "survol" de la pièce, permettant alors le balayage complet de la zone d'intérêt par le laser. Dans ce cas, la construction d'un parcours d'approche optimal correspondrait à la définition d'un parcours de balayage optimal d'une surface a priori inconnue. Des méthodes développées à cet effet (*e.g. Next Best View*), que nous avons évoquées dans le premier chapitre (voir section 1.3.2.1), seraient alors tout à fait adaptées.

Néanmoins cette situation n'est pas considérée ici car elle se ramènerait à une inspection pré-usinage de la pièce, dont nous souhaitons nous affranchir. Nous considérons plutôt le cas d'une trajectoire d'approche constituée de quelques points de passage (trois en général), le dernier point correspondant à l'entrée en matière de l'outil, figure 2.20. La problématique est donc sensiblement différente. Il ne s'agit pas de balayer l'intégralité d'une surface inconnue mais de balayer une portion de cette surface suffisamment représentative de l'ensemble pour permettre une extrapolation fidèle à la réalité à partir des données locales

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

collectées.

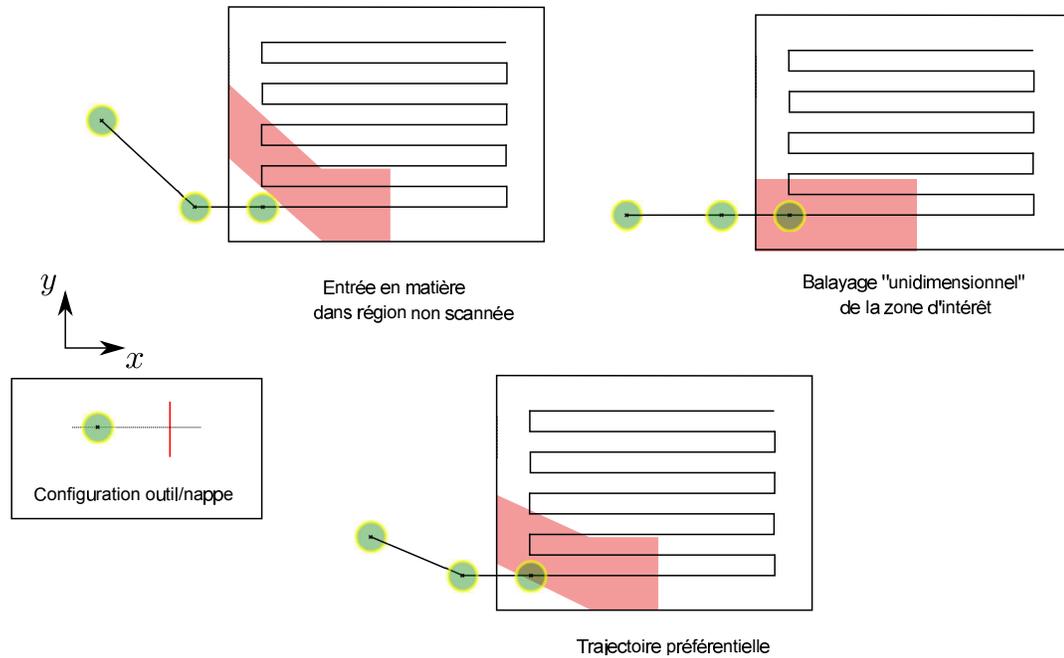


FIGURE 2.20 – Trajectoire d'apprentissage

La position dans l'espace de travail des points définissant la trajectoire d'approche et la localisation relative du capteur laser par rapport à l'outil conditionnent la portion de la zone d'intérêt scannée pendant la phase d'approche. Des positions préférentielles de ces points peuvent être déterminées en ayant connaissance de l'écart géométrique à identifier. Bien que ce ne soit pas possible en pratique puisque l'écart est inconnu, certaines précautions peuvent néanmoins être prises pour optimiser le balayage de la zone d'intérêt durant la phase d'approche.

Une d'entre elles consiste à conserver autant que possible un angle de 45 degrés entre la direction d'avance de l'outil (plus précisément sa projection dans le plan x-y) et la nappe laser. En procédant de la sorte, il est possible de garantir une mesure "bidimensionnelle" pour chaque profil d'altitude acquis, voir section 2.3.3, et donc une identification plus riche des caractéristiques géométriques de la surface balayée (évitant notamment le problème de redondance des mesures déjà mentionné).

Vitesse d'avance La vitesse d'avance de l'outil lors de l'approche conditionne la résolution des mesures donnée par la distance parcourue par l'outil entre deux acquisitions successives. Une même trajectoire d'approche parcourue à deux vitesses d'avance différentes peut aboutir à deux approximations différentes de l'écart géométrique. En théorie la vitesse d'avance en approche doit être choisie en fonction de :

- Nombre de mesures nécessaires à l'approximation dans la base POD (et donc de la taille de cette base),
- Distance physique séparant le capteur laser de l'outil,
- Période d'acquisition du dispositif de mesure,

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

Toutefois nous montrerons qu'en pratique lorsqu'un bruit de mesure pollue l'acquisition, ces considérations ne sont pas suffisantes pour garantir un apprentissage correct pendant la phase d'approche, voir étude numérique [2.3.3.2](#).

L'importance de la trajectoire d'approche dans l'apprentissage de l'écart géométrique apparaît donc clairement. Compte tenu de la diversité des configurations pouvant être rencontrées, il est néanmoins difficile de définir à priori un trajet d'approche optimal. Par ailleurs, nous avons défini la phase d'apprentissage comme la période pendant laquelle un nombre de mesures suffisant est collecté pour garantir une précision compatible avec les tolérances d'usinage lors de l'entrée en matière de l'outil. Il est donc nécessaire de disposer d'un critère permettant de décider de l'arrêt ou de la poursuite de l'apprentissage.

Critère(s) d'arrêt pour la phase d'apprentissage

Convergence La convergence de l'approximation de l'écart géométrique dans la zone d'intérêt ne peut pas être considérée comme un critère d'arrêt fiable. Bien qu'aucune évolution de l'approximation ne soit constatée malgré l'afflux de nouvelles mesures, cela ne garantit pas que l'écart géométrique ait été correctement identifié. En effet, lorsque les mesures collectées sont redondantes et n'apportent pas d'information nouvelle, une convergence "apparente" est obtenue en dépit de l'erreur d'approximation importante qui peut être commise.

Comparaison directe avec les valeurs mesurées Le recoupement des mesures avec l'écart géométrique identifié fournit en revanche une évaluation directe de la précision de l'approximation dans la base POD. Dès lors que l'écart entre mesures et approximation est de l'ordre de la tolérance visée, l'extrapolation peut être jugée fiable et mise à contribution pour l'ajustement de l'altitude de l'outil. Deux cas de figure se présentent alors,

1. La tolérance visée est atteinte grâce aux mesures collectées pendant la phase d'approche. L'écart géométrique extrapolé sur l'ensemble de la zone d'intérêt est utilisé pour la mise à jour de la trajectoire d'usinage. Néanmoins, un recoupement avec les mesures est à nouveau effectué de temps à autre pour vérifier que l'approximation reste correcte.
2. L'écart entre l'approximation dans la base réduite et les valeurs mesurées demeure supérieur à la tolérance d'usinage à la fin de la phase d'approche. Dans ce cas les points de mesure sont directement mis à profit pour déterminer la modification d'altitude d'outil devant être effectuée dans les premières portions du trajet d'usinage, dans l'attente d'une amélioration de l'approximation dans la base réduite.

Le second scénario suppose que le point d'entrée en matière et la première portion du trajet outil soient compris dans la zone mesurée pendant la phase d'approche. Cette seconde contrainte sur le parcours d'apprentissage s'ajoute donc à celle concernant l'orientation de la nappe laser relativement à la direction d'avance d'outil, figure [2.20](#).

Estimation hors-ligne à partir des modes d'écarts géométriques employés
Si la comparaison des prédictions avec les données de mesure permet une évaluation en ligne de la précision de l'approximation, nous montrerons qu'une étude menée sur les modes

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

d'écarts géométriques permet d'effectuer une estimation hors-ligne de l'étendue nécessaire pour la phase d'apprentissage, voir section 2.3.3.2.

Chaque mode d'écart géométrique est successivement considéré comme étant la surface mesurée et devant être identifiée. Le balayage par le capteur laser est reproduit d'après la trajectoire suivie en approche puis en usinage, et l'évolution de l'erreur d'approximation au cours de l'opération est déterminée. Le critère d'arrêt défini pour la phase d'apprentissage peut alors être modulé.

- Le critère le plus strict consiste à considérer la poursuite de la phase d'apprentissage jusqu'à ce que l'erreur d'approximation évaluée sur la trajectoire restant à parcourir soit inférieure à la tolérance visée. Dans ce cas une fois l'apprentissage terminé, il n'est plus nécessaire d'effectuer davantage d'acquisitions.
- Un critère moins contraignant consiste à considérer la validité de l'approximation de proche en proche, en considérant que l'approximation doit être précise non pas sur le reste de la trajectoire mais jusqu'au prochain point de passage défini dans le programme d'usinage. Dans ce cas les mesures se poursuivent et c'est l'enrichissement progressif des connaissances sur l'écart géométrique qui permet d'ajuster précisément la trajectoire d'usinage.

En fonction du critère choisi, l'étendue du parcours d'apprentissage est ainsi déterminé pour chaque mode, et le cas le plus critique (*i.e. parcours d'apprentissage le plus long*), donne une indication sur l'étendue nécessaire de la phase d'apprentissage.

2.2.5 Mise à jour du parcours d'usinage : dialogue en ligne avec la MOCN

La mise en œuvre de la correction constitue la dernière étape de la boucle de contrôle. C'est la phase de concrétisation des efforts déployés à la fois lors des mesures et de leur interprétation et elle nécessite à ce titre une attention particulière.

2.2.5.1 Pilotage de l'altitude de l'outil

L'écart géométrique entre la pièce réelle et son modèle nominal se traduit par un écart de forme, de position et d'orientation de la surface usinée visée dans l'espace de travail. Nous avons fait le choix de compenser cet écart en ajustant l'altitude de l'outil sans modification de son orientation qui reste constante au cours de l'opération. L'ajustement de l'altitude tient compte de la correction de rayon nécessaire en fonction de la normale locale à la surface mesurée, figure 2.21.

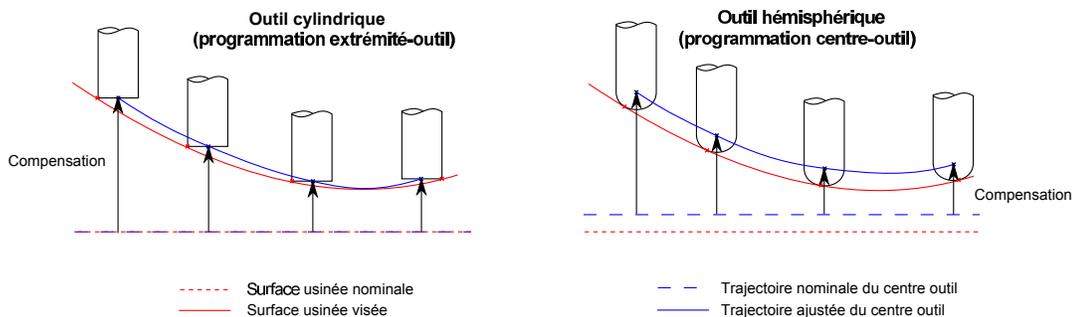


FIGURE 2.21 – Ajustement de l'altitude de l'outil

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

Dans le programme d'usinage ISO 6983, la trajectoire d'outil est définie par une succession de points de passage (via leurs coordonnées dans l'espace de travail) et de vitesses d'avance pour se rendre d'un point à l'autre.

Mise à jour du programme d'usinage Une des solutions consisterait à mettre à jour l'altitude des points de passage définis dans le programme d'usinage pendant l'opération, en fonction de l'écart géométrique identifié dans la zone d'intérêt. Toutefois cette solution est très intrusive puisqu'elle suppose de modifier dynamiquement le programme. Bien que faisable, au travers de fonctionnalités permettant la définition de paramètres modifiables en ligne (*e.g. paramètres R sur CN Siemens*), elle suppose néanmoins une suppression du look-ahead dynamique.

La fonction du look-ahead dynamique est d'anticiper la trajectoire. Il permet de moduler la vitesse d'avance en fonction des déplacements à venir, afin de conserver une vitesse la plus uniforme possible sur l'ensemble du parcours d'usinage, [Dugas, 2002]. En l'absence de look-ahead dynamique, le DCN module la vitesse d'avance de telle sorte qu'elle soit nulle à la fin de chaque bloc, c'est à dire lorsque l'outil atteint un nouveau point de passage. Finalement le déplacement de l'outil est très haché, le parcours est une succession d'accélération et de décélération, et les conditions de coupe sont fortement dégradées.

Ajustement de la jauge de longueur d'outil Plutôt que de modifier la localisation des points de passage dans l'espace de travail, il est possible d'ajuster le point de l'outil devant passer par ces positions en jouant sur la jauge de longueur d'outil, [Rauch, 2007]. La jauge de longueur d'outil est par définition la distance, mesurée selon l'axe Z, entre l'origine porte-outil (origine connue de la machine) et le point de l'outil qui est piloté, figure 2.22. Elle permet de tenir compte de la longueur réelle de l'outil monté en broche.

Généralement, elle est ajustée lors d'un changement d'outil ou lorsqu'on souhaite modifier la position du point piloté pour un même outil (*e.g. extrémité ou centre d'une fraise boule*).

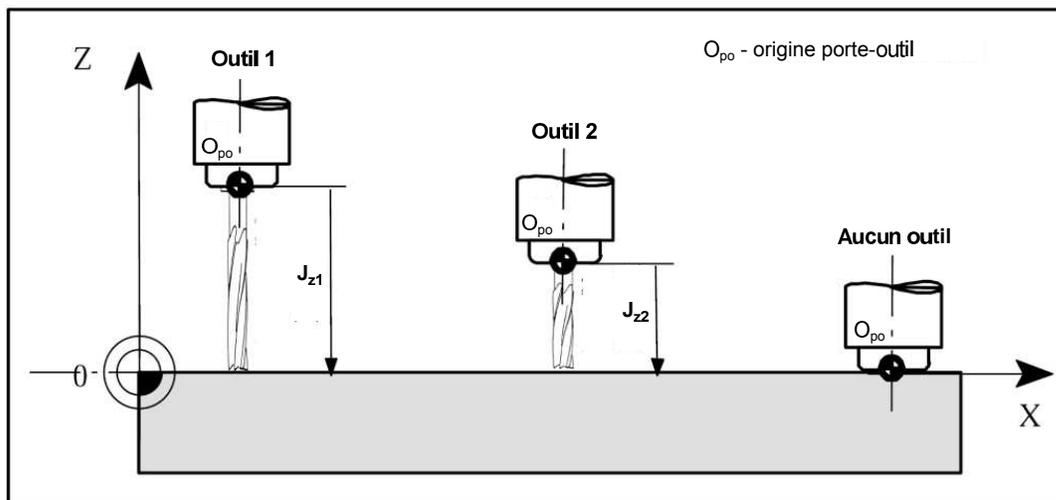


FIGURE 2.22 – Jauge de longueur d'outil

Nous l'employons ici en dehors de son cadre d'utilisation classique en augmentant ou en réduisant sa valeur au gré des changements d'altitude souhaités. Le mécanisme mis en

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

pratique est le suivant. Une augmentation de la jauge conduit à un allongement virtuel de l'outil. En compensation, l'altitude réelle de l'outil augmente d'une quantité égale à la modification de longueur spécifiée. Dans le cas contraire lorsque la jauge est réduite, l'outil est virtuellement raccourci. En contrepartie, l'outil voit son altitude réelle diminuer, figure 2.23.

Le pilotage de la jauge de longueur constitue donc un moyen indirect d'agir sur l'altitude du point de contact outil-matière et donc sur la forme, la position et l'orientation de la surface usinée.

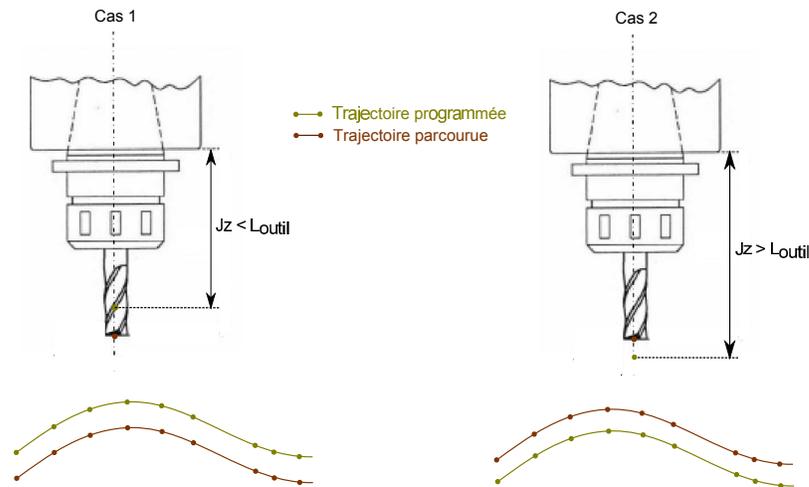


FIGURE 2.23 – Pilotage de l'altitude outil par modification de la jauge de longueur

L'ajustement de la jauge de longueur est effectué simultanément au déplacement de l'outil ce qui permet de conserver une fluidité dans le mouvement de l'outil, puisque le look-ahead dynamique n'est pas modifié.

2.2.5.2 Flux de données et synchronisation

Abordons à présent un point fondamental de l'approche boucle fermée que nous avons choisi de mettre en place, celui de la synchronisation.

Les trois étapes clés intervenant dans le processus de mise à jour en ligne, à savoir la mesure, l'exploitation des mesures et l'ajustement de la trajectoire sont réalisées par trois entités distinctes : un capteur externe, un calculateur externe, et la commande numérique de la machine-outil. Nous allons présenter l'architecture et justifier le rôle de chaque flux de données impliqué, figure 2.24.

- Le calculateur est le point névralgique par lequel transitent tous les flux. Il collecte d'une part les mesures et transmet la consigne de correction d'altitude de l'outil à la machine d'autre part.
- La gestion des mesures, qui comprend l'envoi de requêtes vers l'appareil, la récupération puis le post-traitement des données collectées, s'effectue à l'aide d'un exécutable dédié, lui-même piloté par l'algorithme exécuté sur le calculateur.
- Les acquisitions reçues par le calculateur sont ensuite interprétées en termes d'écart géométrique. Pour ce faire, les altitudes mesurées par laser doivent être associées aux bonnes coordonnées de la surface scannée, autrement la cartographie de l'écart

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

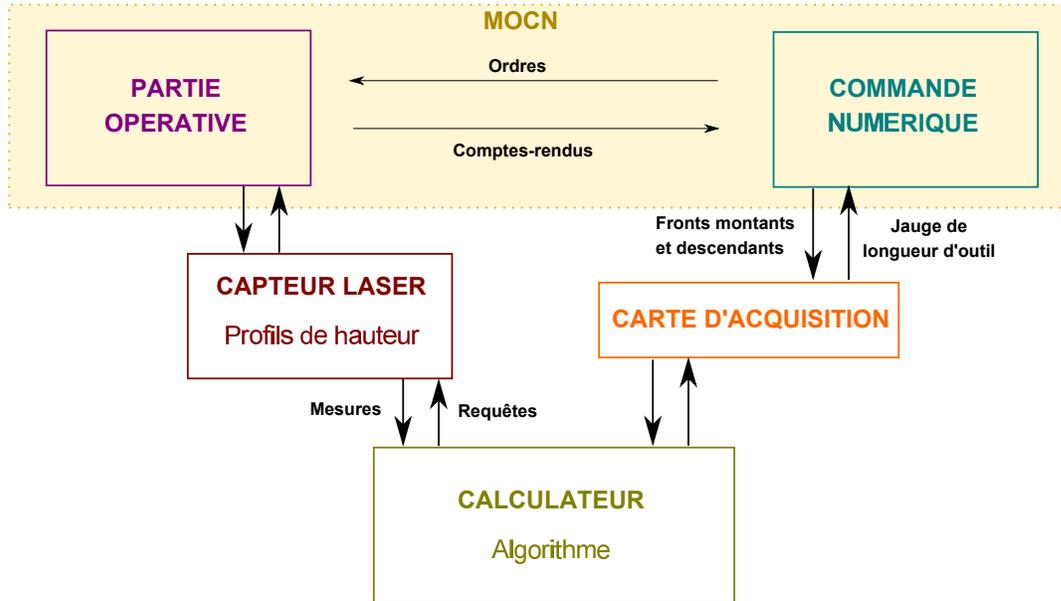


FIGURE 2.24 – Différents flux de données

géométrique obtenue est erronée tout comme l'extrapolation de cet écart sur le reste de la zone d'intérêt qui en découle. La connaissance de la position de l'outil à l'instant de la mesure est capitale. Elle nécessite une communication régulière entre la CN et le calculateur au travers de fronts montants et descendants (voir paragraphe suivant sur les solutions de communication).

- L'altitude de l'outil est pilotée en ligne, de façon simultanée au déplacement de l'outil (on parle aussi "d'action synchrone" chez certains constructeurs de DCN), en fonction des valeurs de consigne établies d'après l'écart géométrique identifié. Ces consignes sont envoyées à la commande numérique de la machine et agissent sur la jauge de longueur d'outil.

La précision de l'ajustement de l'altitude de l'outil est principalement influencée par deux paramètres : la connaissance de la position courante de l'outil et la fréquence de correction de l'altitude (ou plus exactement de rafraîchissement de cette correction). La prise en compte de ces deux paramètres est nécessaire pour maîtriser l'erreur de poursuite.

Solution choisie pour la communication La communication entre le calculateur et la machine-outil se fait par l'intermédiaire d'une carte d'acquisition permettant l'utilisation de signaux analogiques et numériques.

Signal analogique pour le pilotage de la jauge de longueur La commande analogique sert au pilotage de la jauge de longueur d'outil. Les corrections de longueur nécessaires fournies par l'algorithme sont converties en un signal de tension dont l'amplitude est régulièrement mise à jour. C'est la vitesse d'avance qui dicte la fréquence à laquelle le signal de correction de jauge doit être rafraîchi. En effet, plus la vitesse d'avance est élevée plus la fréquence de rafraîchissement augmente, afin de réduire l'erreur de poursuite résultant du hachage du signal de correction. La distance parcourue par l'outil à altitude

2.2. Intégration de la variabilité géométrique dans le processus de génération du parcours d'usinage

constante pendant la période de rafraîchissement doit être petite de sorte que, malgré la pente locale (*i.e. variation d'altitude locale*), l'erreur commise soit faible.

Ce point est illustré sur la figure 2.25. Dans l'exemple choisi, on cherche à suivre une pente constante de 1% simplement en modifiant la jauge de longueur. La vitesse d'avance est de 10 mm.s^{-1} . Lorsque la fréquence de mise à jour n'est que de 1 Hz, l'erreur commise atteint 0.1 mm. Cette dernière décroît lorsque la fréquence de rafraîchissement du signal analogique augmente pour atteindre 0.001 mm à 100 Hz.

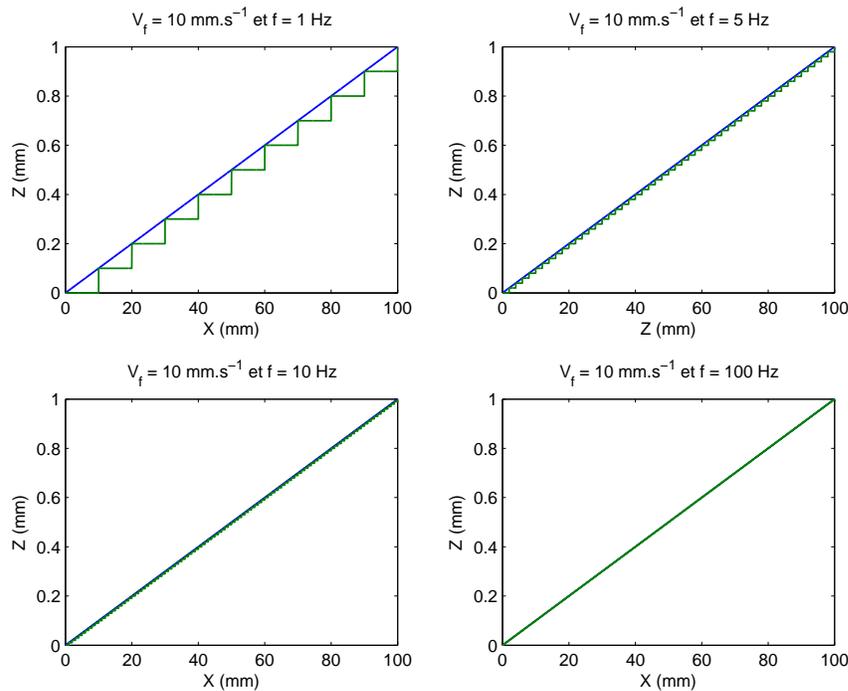


FIGURE 2.25 – Influence de la fréquence de rafraîchissement du signal analogique pilotant la jauge de longueur d'outil

Signal numérique pour la synchronisation de position La synchronisation de position est effectuée par le biais d'un signal numérique. Des fronts montants et descendants sont envoyés par la MOCN au calculateur, lorsque l'outil atteint des points dont les coordonnées sont connues a priori. Lorsqu'un de ces fronts est détecté, la position d'outil considérée dans l'algorithme de calcul pour évaluer la position de la nappe laser sur la surface mesurée est mise à jour. Entre la réception de deux fronts, la position de l'outil est estimée à partir de la dernière position connue, de la position visée et de la trajectoire programmée pour l'atteindre ainsi que de la vitesse d'avance.

Cette approche conduit à définir la trajectoire en utilisant un nombre plus important de points de passage afin de minimiser l'erreur introduite lors de l'estimation de la position de l'outil. Même si certains de ces points ne sont pas nécessaires d'un point de vue géométrique pour la définition de la trajectoire, ils contribuent à l'amélioration de la synchronisation et donc à une cartographie plus précise de l'écart géométrique dans la région balayée par la nappe laser, figure 2.26.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

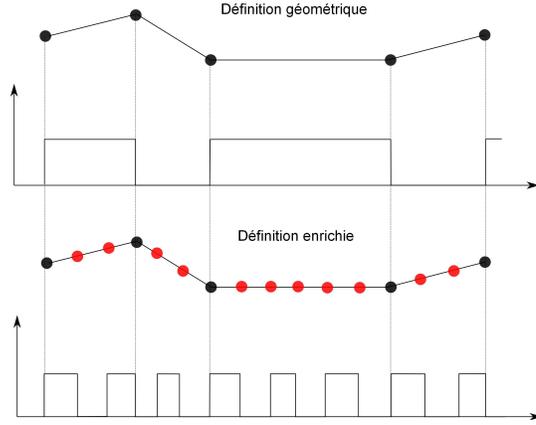


FIGURE 2.26 – Définition classique et définition enrichie du trajet outil - Points de passage et signal de synchronisation de position associé

2.3 Etude numérique

Dans cette section, nous détaillons les résultats d'une campagne numérique destinée à étudier l'influence de plusieurs paramètres. Après avoir mis en avant les propriétés filtrantes d'une base POD, l'accent est mis sur l'influence de la calibration du dispositif de mesure dans l'espace de travail à travers la simulation de divers défauts et l'évaluation de leur impact sur la précision de l'approximation de l'écart géométrique. Le rôle joué par la trajectoire d'approche dans l'apprentissage de l'écart géométrique est ensuite analysé, dans un contexte idéal puis dans un contexte plus réaliste avec la prise en compte d'un bruit de mesure.

Dans l'ensemble de cette section, nous considérons une zone d'intérêt $\Omega_{xy} = \Omega_x \times \Omega_y$ avec $\Omega_x = [0, 100]$ et $\Omega_y = [0, 100]$. La surface nominale, \mathcal{S}_{nom} , est considérée d'altitude constante et nulle. La surface exacte notée, \mathcal{S} figure 2.27, est pour sa part définie dans Ω_{xy} comme suit⁶,

$$\mathcal{S}(x, y) = 4 \cdot \exp\left(-\frac{\left(\frac{x}{100} - 0.42\right)^2}{0.2}\right) + 2\left(0.76 - \frac{y}{100}\right) \cdot \left(0.14 - \frac{x}{100}\right) \quad (2.19)$$

Ce choix repose seulement sur la volonté de combiner courbure et vrille, deux des caractéristiques considérées pour l'écart géométrique (2.2.4.2.b), \mathcal{E}_g , puisque nous avons ici, $\mathcal{E}_g = (\mathcal{S} - \mathcal{S}_{nom}) = \mathcal{S}$.

6. Nous ne faisons pas de distinction dans nos notations entre la surface en tant qu'entité géométrique et la fonction 2D qui la définit.

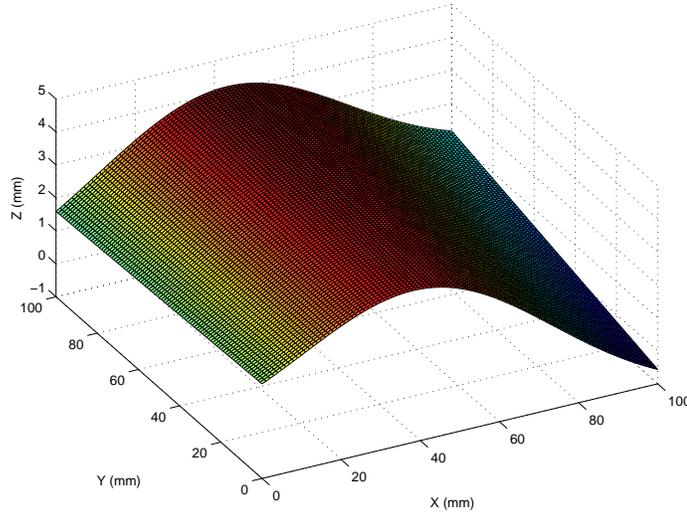


FIGURE 2.27 – Surface considérée pour l'étude paramétrique

2.3.1 Propriété filtrante de la base POD vis-à-vis du bruit de mesure

Les "modes" d'écart géométrique qui composent la base réduite d'approximation en ligne sont orthogonaux entre eux mais aussi avec le reste des modes exclus lors de la troncature, voir section 2.2.4.3.a. Ces derniers, peu importants d'un point de vue énergétique (*i.e. contenant peu d'information*), sont associés à des variations haute fréquence de l'écart géométrique sur la surface de la pièce. En ce sens, ils s'apparentent au bruit de mesure qui pollue inévitablement l'acquisition de l'altitude de la surface brute réelle par balayage laser.

Pour cette raison, l'approximation dans la base POD s'accompagne d'un "filtrage" partiel du bruit. Pour mettre en évidence cette propriété intéressante, \mathcal{S} est successivement approximée dans un ensemble de surfaces, \mathcal{F} , puis dans une base POD, \mathcal{B} , extraite à partir de cet ensemble de surfaces. L'information contenue dans \mathcal{B} est donc par définition moins riche que celle contenue dans \mathcal{F} .

Pour générer la famille \mathcal{F} , une surface paramétrique est définie comme :

$$\mathcal{S}_{param}(x, y, a, b) = \exp\left(-\frac{\left(\frac{x}{100} - a\right)^2}{b}\right) + 2\left(0.76 - \frac{y}{100}\right) \cdot \left(0.14 - \frac{x}{100}\right) \quad (2.20)$$

L'espace des paramètres a et b , notés $\Omega_a \times \Omega_b$, est alors parcouru de sorte à générer l'ensemble de surfaces \mathcal{F} . L'approximation de \mathcal{S} dans \mathcal{F} et \mathcal{B} est effectuée au sens des moindres carrés, en procédant comme suit. Une grille de points est définie dans Ω_{xy} , \mathcal{S} est évaluée en ces points et les données obtenues servent de mesures pour alimenter l'approximation. Au total, 121 points (11 dans chaque direction) répartis sur l'ensemble de la surface sont employés pour cette approximation.

En l'absence de bruit, l'erreur d'approximation dans chacune des bases est similaire, comme le montre la figure 2.28 sur laquelle est tracée la carte d'erreur dans l'ensemble de la zone d'intérêt.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

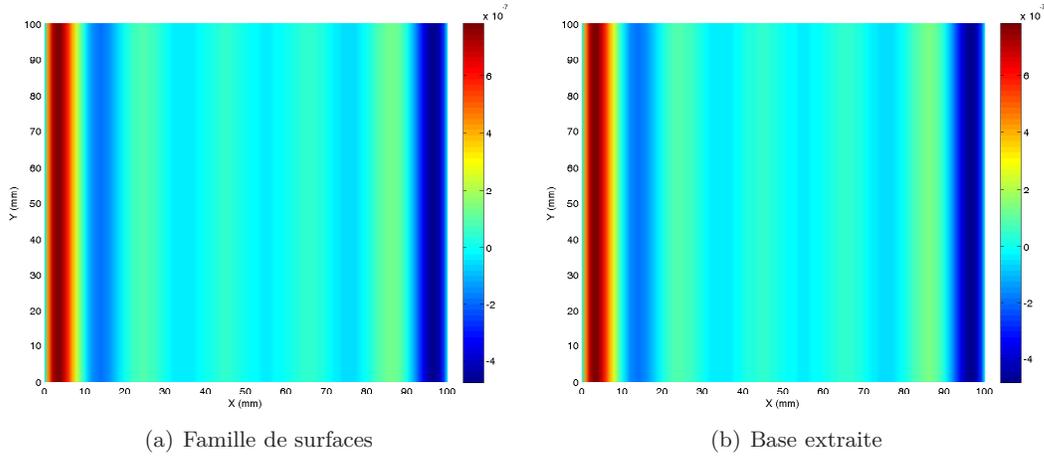


FIGURE 2.28 – Erreur d'approximation dans \mathcal{F} (gauche) et \mathcal{B} (droite) en l'absence de bruit.

En revanche, l'ajout d'un bruit de mesure perturbe les deux approximations. Le bruit de mesure considéré suit une loi normale $\mathcal{N}(0, 0.1)$, c'est-à-dire de moyenne nulle et d'écart type $\sigma = 0.1$. Il a pour origine à la fois le bruit inhérent à la mesure laser mais aussi les éventuelles vibrations de la surface mesurée sous l'effet de la coupe discontinue.

Remarque - Dans cette étude numérique comme dans l'ensemble des études effectuées au cours de ces travaux, le bruit est modélisé à l'aide d'une loi normale de moyenne nulle. Ce choix repose sur la volonté de reproduire un bruit blanc gaussien. Les modes de vibration engendrés dans la pièce lors de la coupe n'ont pas été examinés.

Les cartes d'erreur tracées sur la figure 2.29, correspondent à la même configuration que précédemment, à savoir 121 points de mesure. On constate que dans ce cas l'erreur d'approximation commise est identique dans \mathcal{F} et \mathcal{B} , et est du même ordre de grandeur que le bruit de mesure⁷.

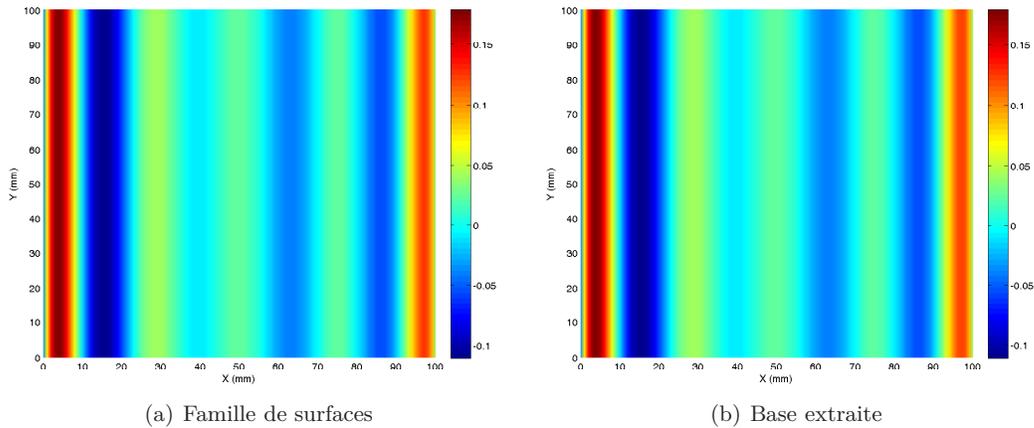


FIGURE 2.29 – Erreur d'approximation dans \mathcal{F} (gauche) et \mathcal{B} (droite) avec bruit $\mathcal{N}(0, 0.1)$ et 121 points de mesure.

⁷ C'est à dire d'environ 0.1 mm, sachant que l'amplitude du bruit est comprise dans l'intervalle $[-\sigma, \sigma] = [-0.1, 0.1]$ avec une probabilité de 0.68 et dans l'intervalle $[-2\sigma, 2\sigma] = [-0.2, 0.2]$ avec une probabilité de 0.95.

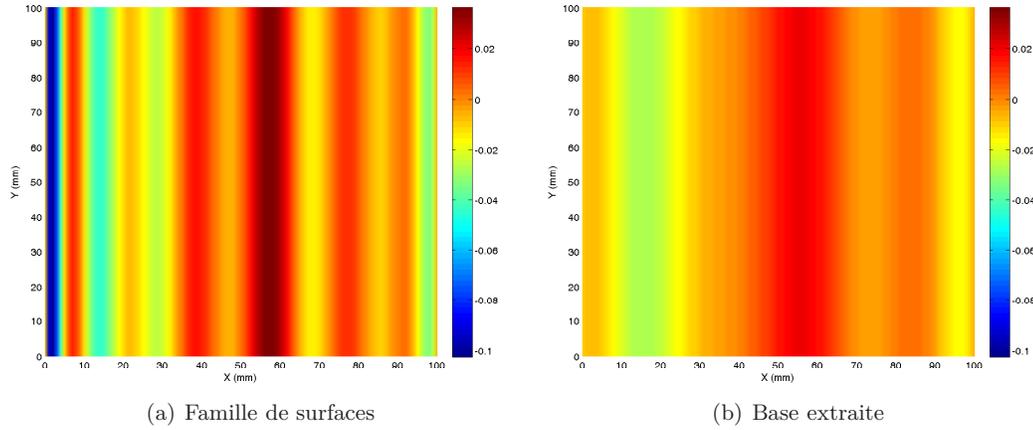


FIGURE 2.30 – Erreur d’approximation dans \mathcal{F} (gauche) et \mathcal{B} (droite) avec bruit $\mathcal{N}(0, 0.1)$ et 441 points de mesure.

L’augmentation du nombre de points de mesure, 441 (21 dans chaque direction), figure 2.30, révèle la capacité de filtrage de la base POD. Pour cette configuration, l’erreur d’approximation est significativement plus faible dans la base \mathcal{B} que dans la famille de surfaces \mathcal{F} . L’erreur maximale pour l’approximation dans \mathcal{F} reste de l’ordre de 0.1 mm, alors qu’elle devient très largement inférieure pour l’approximation dans \mathcal{B} puisqu’elle ne dépasse pas 0.04 mm.

Enfin, en augmentant encore davantage le nombre de points de mesure, le gain de précision fournit par la base réduite en comparaison de la famille de surface dont elle est extraite est moins important bien que toujours présent, figure 2.31. En effet, lorsque le nombre de points de mesure devient grand et à condition que ces points soient répartis sur l’ensemble de la surface, comme c’est le cas dans cet exemple, le bruit de mesure est naturellement filtré par un simple effet de "moyenne". Ainsi pour 2601 points de mesure (51 dans chaque direction), l’erreur d’approximation est fortement réduite à la fois dans \mathcal{F} et dans \mathcal{B} .

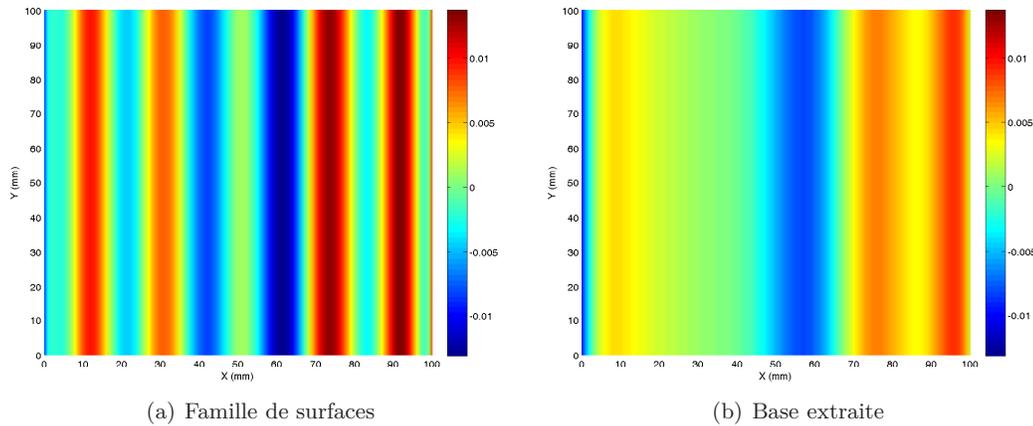


FIGURE 2.31 – Erreur d’approximation dans \mathcal{F} (gauche) et \mathcal{B} (droite) avec bruit $\mathcal{N}(0, 0.1)$ et 2601 points de mesure.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

Cet exemple met donc en exergue un effet filtrant de la base POD. Cet effet ne se manifeste que lorsque le nombre de données de mesure (et donc de bruit) est suffisant. Néanmoins, il reste difficile de fournir une estimation du nombre de points de mesure nécessaires pour bénéficier de cet effet filtrant, d'autant plus que la forme de la surface approximée ainsi que la localisation des points de mesure ont probablement une influence.

Les points de mesure considérés ici sont répartis sur l'ensemble de la surface à identifier. Cependant, ce scénario ne reproduit pas fidèlement la méthode de mesure employée dans notre approche. L'acquisition à l'aide du laser nappe fournit en effet des points de mesure qui ne sont généralement pas répartis sur l'ensemble de la zone d'intérêt dans laquelle l'écart géométrique doit être identifié.

Dans les paragraphes suivants, la mesure par balayage laser est simulée et l'accent est mis en premier lieu sur l'influence de la calibration avant d'aborder les problématiques liées au caractère localisé de la mesure.

2.3.2 Influence de la calibration

La configuration étudiée est représentée sur la figure 2.32. La position du point d'émission laser dans le référentiel du porte-outil est décrite par le vecteur $\overrightarrow{O_{po}O_l}$ et l'orientation du capteur est donnée par le vecteur \vec{q}_l . Une erreur d'évaluation de la position ou de l'orientation du capteur a un impact direct sur la précision de l'approximation de la surface, comme nous le démontrons à présent.

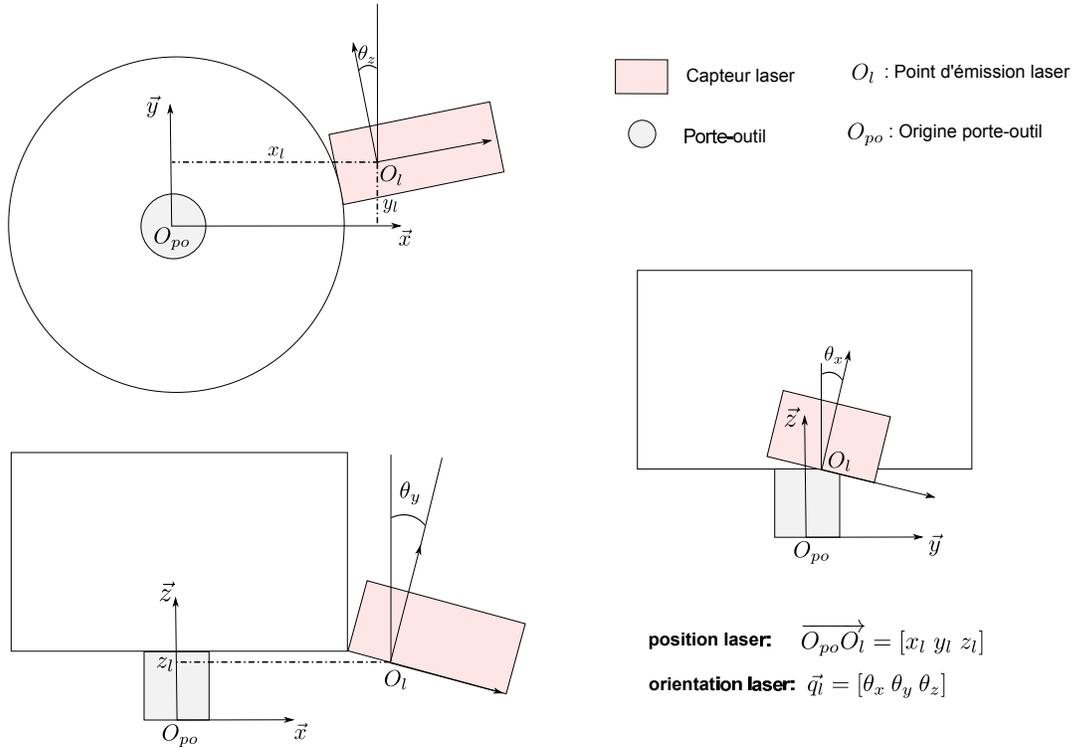


FIGURE 2.32 – Position et orientation du laser dans l'espace machine

Pour reproduire le balayage de \mathcal{S} par la nappe laser, nous considérons un déplacement de l'outil rectiligne dans la direction \vec{x} d'un point $A = (0, 50)$ à un point $B = (100, 50)$ dans la zone d'intérêt Ω_{xy} . La longueur de la nappe est fixée à 80 mm (valeur nominale pour

le laser nappe utilisé lors de la validation expérimentale). Nous faisons de plus l'hypothèse que position et orientation du capteur sont telles que $\overrightarrow{O_{po}O_l} = [20 \ 0 \ 80]^T$ et $\vec{q}_l = [0 \ 0 \ 0]^T$.

2.3.2.1 Scénario 1 : Perturbation de x_l

Tout d'abord, une mauvaise calibration est reproduite en ajoutant une perturbation δ_x à la coordonnée x_l (20 ici) du point d'émission laser dans le référentiel du porte-outil. La valeur de δ_x est progressivement augmentée : elle passe de 0 (calibration parfaite) à 5 mm (calibration très peu précise). L'angle θ_y étant nul un écart identique affecte la position de la nappe projetée sur la surface.

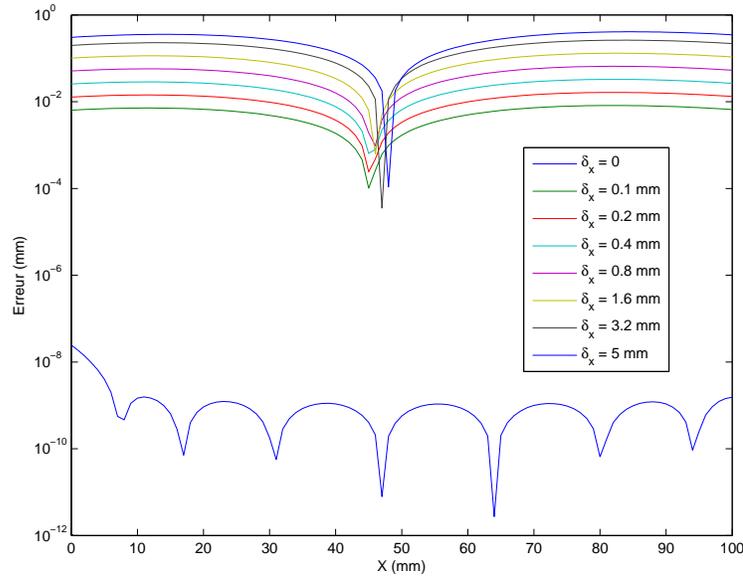


FIGURE 2.33 – Erreur d'approximation de l'écart géométrique évaluée le long du parcours outil dans le cas d'une mauvaise évaluation de x_l

L'erreur tracée sur la figure 2.33 correspond à la valeur absolue de l'écart d'altitude entre la surface exacte \mathcal{S} et la surface identifiée à partir des mesures \mathcal{S}_h , évaluée le long du trajet outil,

$$E(x) = |\mathcal{S}(x, y = 50) - \mathcal{S}_h(x, y = 50)| \quad (2.21)$$

Un écart de 0.1 mm sur la position du capteur laser se traduit par une erreur d'environ 0.01 mm sur l'altitude de la surface identifiée. L'erreur évolue dans les mêmes proportions lorsque la perturbation δ_x augmente, avec une erreur de l'ordre de 0.1 mm pour un écart de 1 mm sur la position du capteur.

Pour comprendre la tendance observée, il est nécessaire de la mettre en parallèle avec la variation de l'altitude $\mathcal{S}(x, y)$ le long du trajet outil qui s'effectue dans la direction \vec{x} . Écrivons le développement de Taylor de $\mathcal{S}(x, y)$ dans la direction \vec{x} ,

$$\mathcal{S}(x, y) = \mathcal{S}(x - \delta_x, y) + \delta_x \cdot \frac{\partial \mathcal{S}}{\partial x}(x - \delta_x, y) + 0.5 \cdot \delta_x^2 \cdot \frac{\partial^2 \mathcal{S}}{\partial x^2}(x - \delta_x, y) + o(\delta_x^2) \quad (2.22)$$

Lorsque qu'une erreur de calibration dans la direction \vec{x} est commise, une altitude mesurée à la position $(x - \delta_x, y)$ est interprétée comme étant une altitude mesurée à la

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

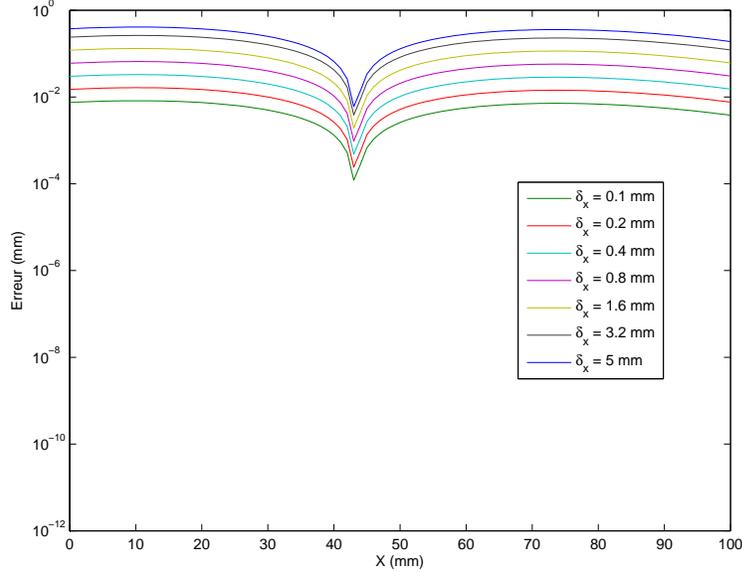


FIGURE 2.34 – Valeurs prises par la fonction G pour les différents défauts de calibration considérés

position (x, y) . Au premier ordre, l'erreur introduite par une mauvaise calibration s'écrit donc,

$$G(x, y, \delta_x) = \delta_x \cdot \frac{\partial \mathcal{S}}{\partial x}(x - \delta_x, y) + o(\delta_x) \quad (2.23)$$

En traçant les valeurs prises par la fonction G en $y = 50$ pour les différentes erreurs de calibration δ_x considérées, on obtient des profils d'erreur tout à fait semblables aux profils précédents, figure 2.34. Seuls des écarts sont constatés pour des valeurs de δ_x supérieures à 1 mm et proviennent du terme du second ordre et des ordres supérieurs du développement (2.22) qui deviennent alors non négligeables.

G constitue donc un estimateur de l'erreur résultant d'une mauvaise évaluation de la coordonnée x_l du point d'émission laser dans le référentiel du porte-outil. Toutefois il suppose de connaître la surface à identifier, et cette situation ne se présente jamais dans la réalité.

Le caractère inconnu de la surface à usiner ou de façon équivalente de l'écart géométrique par rapport à la surface nominale, constitue justement tout l'enjeu de ce travail. Néanmoins les observations physiques ainsi que les données générées numériquement pour la décomposition de l'écart géométrique (*cf. section 2.2.3.2*), peuvent être mises à profit pour borner l'erreur introduite par une mauvaise calibration, en considérant les variations spatiales de ces surfaces dans la direction \vec{x} .

2.3.2.2 Scénario 2 : Perturbation de y_l

Considérons à présent une erreur de calibration qui se manifeste dans la direction transverse au déplacement, à savoir la direction \vec{y} . Dans ce cas, c'est la coordonnée y_l du point d'émission et donc du centre de la nappe (puisque l'angle θ_x est nul) qui a été mal évaluée : une perturbation δ_y variant de 0 à 10 mm est ajoutée à y_l . Dans ce cas lorsqu'une mesure collectée est attribuée à un point de position (x, y) elle correspond en

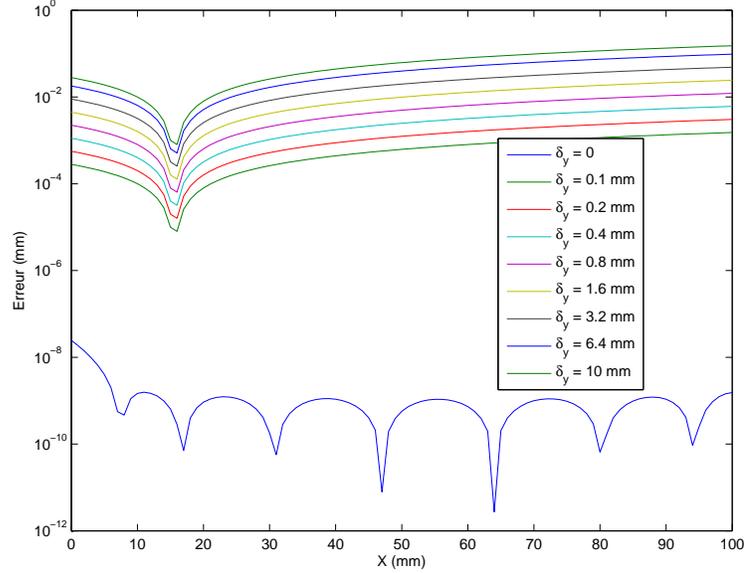


FIGURE 2.35 – Erreur d'approximation de l'écart géométrique évaluée le long du parcours outil dans le cas d'une mauvaise évaluation de y_l

fait à l'altitude au point $(x, y - \delta_y)$. L'impact sur l'approximation de la surface s'avère moins important que dans le cas précédent, comme illustré sur la figure 2.35. L'erreur d'approximation reste inférieure à 0.1 mm, même pour une perturbation $\delta_y = 10$ mm. Ce résultat s'explique par la variation moins prononcée de S dans la direction \vec{y} .

Le développement de Taylor au 1^{er} ordre de $\mathcal{S}(x, y)$ dans la direction \vec{y} s'écrit,

$$\mathcal{S}(x, y) = \mathcal{S}(x, y - \delta_y) + \delta_y \cdot \frac{\partial \mathcal{S}}{\partial y}(x, y - \delta_y) + o(\delta_y) \quad (2.24)$$

Compte tenu de la variation linéaire de \mathcal{S} avec la coordonnée y , les termes de (2.24) d'ordre supérieur à 1 sont nuls : aucune erreur de troncature n'est donc commise en les négligeant. L'erreur d'approximation qui résulte d'une mauvaise estimation de la coordonnée y_l peut donc être estimée comme suit,

$$H(x, y, \delta_y) = \delta_y \cdot \frac{\partial \mathcal{S}}{\partial y}(x, y - \delta_y) \quad (2.25)$$

H varie linéairement avec x et le profil en V obtenu s'explique par le fait que nous traçons la valeur absolue de l'écart entre surface exacte et surface identifiée (2.21). D'après l'expression de \mathcal{S} , H s'annule en $x = 14$, ce que nous ne constatons pas sur le tracé d'erreur 2.35. L'erreur qui subsiste et qui est de l'ordre de 10^{-5} mm provient de l'approximation au sens des moindres carrés. La surface identifiée ne contient pas les points de mesure mais s'en rapproche au mieux (minimisation de la distance entre le nuage de points et la surface). L'erreur non nulle au voisinage des points pollue donc l'approximation en $x = 14$.

2.3.2.3 Scénario 3 : Perturbation de l'orientation

Pour terminer, considérons que la position du point d'émission a été correctement évaluée mais que l'orientation du capteur a été mal ajustée : l'angle θ_z n'est pas nul comme supposé. Dans ce cas, la nappe de mesure n'est plus perpendiculaire à la direction

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

d'avance, ce qui se traduit par une évaluation incorrecte de la position des points de mesure sur la surface, à la fois dans la direction \vec{x} et dans la direction \vec{y} . La perturbation considérée est notée δ_{θ_z} et varie de 0.25° à 2° .

Cette configuration est une combinaison des deux scénarios que nous venons de présenter, à la différence que les écarts δ_x et δ_y varient cette fois le long de la nappe : $\delta_x = (50 - y) \cdot \sin(\delta_{\theta_z})$ et $\delta_y = (y - 50) \cdot (1 - \cos(\delta_{\theta_z}))$, figure 2.36.

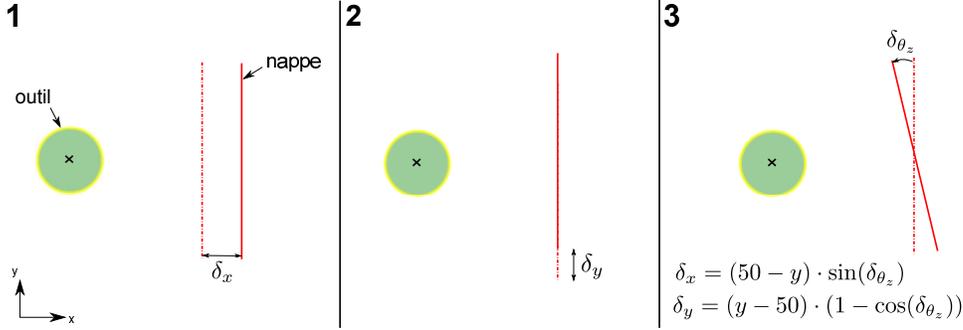


FIGURE 2.36 – Illustration des trois scénarios considérés dans l'étude de l'influence de la calibration

Les angles θ_x et θ_y étant nuls, la position du centre de la nappe n'est pas affectée par ce défaut de calibration. L'erreur commise n'est donc cette fois-ci pas évaluée le long du trajet outil car les mesures collectées le long du parcours ($y=50$) et dans ses environs ne sont pas ou peu perturbées.

La carte d'erreur sur l'ensemble de la surface tracée sur la figure 2.37 le confirme. L'erreur est minimale le long du trajet outil ainsi que pour une valeur de x proche de la valeur pour laquelle l'erreur résultant d'une mauvaise calibration dans la direction \vec{x} est minimale (voir figure 2.33). En revanche, elle reste importante en $x = 14$ où l'erreur de positionnement de la nappe dans la direction \vec{y} n'a pourtant que très peu d'impact (voir figure 2.35).

En considérant cette fois le développement de Taylor au 1^{er} ordre de $S(x, y)$ dans les directions \vec{x} et \vec{y} ,

$$\mathcal{S}(x, y) = \mathcal{S}(x - \delta_x, y - \delta_y) + \delta_x \cdot \frac{\partial \mathcal{S}}{\partial x}(x - \delta_x, y - \delta_y) + \delta_y \cdot \frac{\partial \mathcal{S}}{\partial y}(x - \delta_x, y - \delta_y) + o(\delta_x, \delta_y) \quad (2.26)$$

L'erreur d'approximation sur l'ensemble de la surface peut être estimée par la fonction,

$$I(x, y, \delta_x, \delta_y) = \delta_x \cdot \frac{\partial \mathcal{S}}{\partial x}(x - \delta_x, y - \delta_y) + \delta_y \cdot \frac{\partial \mathcal{S}}{\partial y}(x - \delta_x, y - \delta_y) \quad (2.27)$$

Comme déjà évoqué, les variations de \mathcal{S} dans la direction \vec{y} sont faibles. En outre l'erreur de position dans cette même direction est faible : pour l'erreur maximale sur l'angle θ_z considérée, à savoir $\delta_{\theta_z} = 2^\circ$, δ_y varie d'environ -0.25 mm à $+0.25$ mm. La contribution du terme $\delta_y \cdot \frac{\partial \mathcal{S}}{\partial y}(x - \delta_x, y - \delta_y)$ est donc minime. La tendance observée sur la carte d'erreur est principalement dictée par le terme $\delta_x \cdot \frac{\partial \mathcal{S}}{\partial x}(x - \delta_x, y - \delta_y)$.

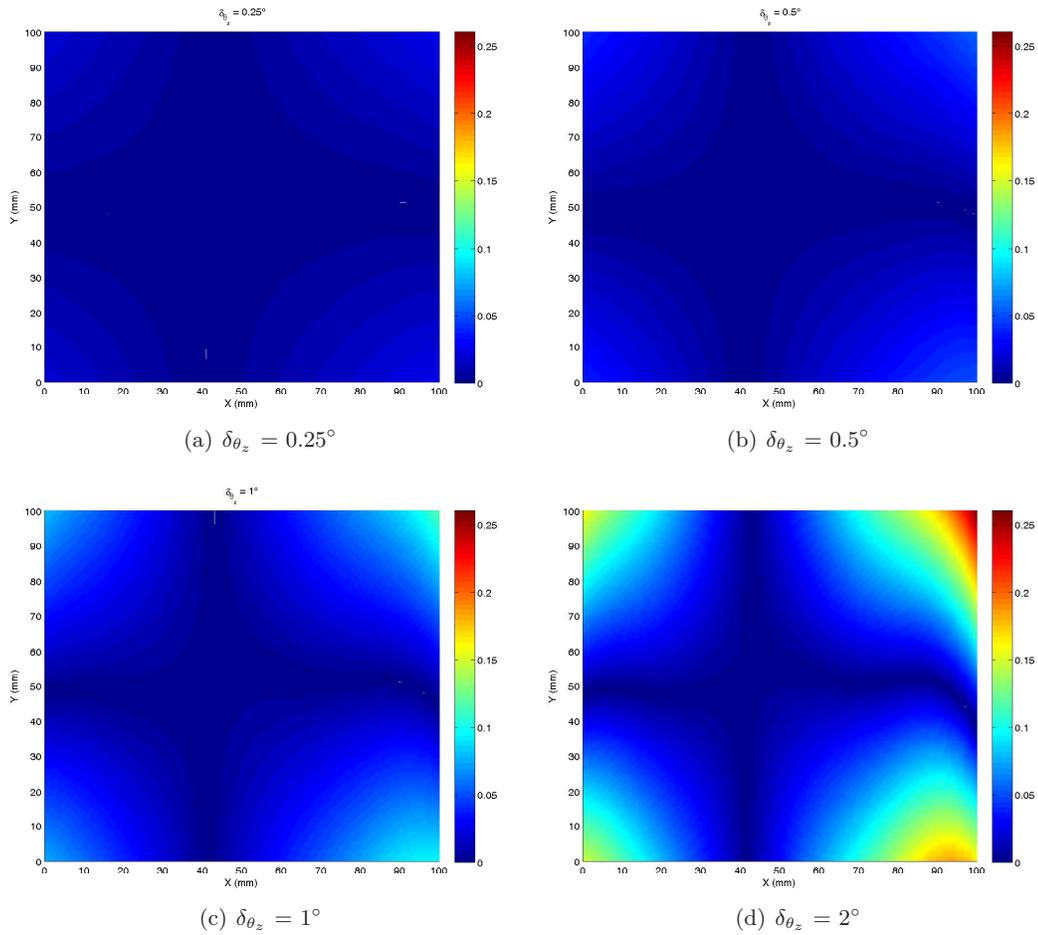


FIGURE 2.37 – Cartes d’erreur d’approximation dans le cas d’une mauvaise évaluation de l’angle θ_z

Ces trois cas d’étude soulignent l’importance d’une évaluation minutieuse du positionnement et de l’orientation de la nappe laser dans le référentiel de travail. La méthodologie de calibration du capteur que nous avons développée (voir annexe B) permet un ajustement précis de ces paramètres au pied de la machine. La démarche proposée est générique et transférable à une large gamme de centres d’usinage. Elle se décline en trois étapes :

1. Positionnement à plat/à l’horizontale du capteur : $(\theta_x = \theta_y = 0)$.
2. Mesure de l’angle θ_z .
3. Mesure des coordonnées du point d’émission $(x_l, y_l$ et $z_l)$ dans le référentiel du porte-outil.

En complément, une étude de risque peut être effectuée en analysant les variations spatiales des modes d’écart géométrique qui sont utilisés pour l’identification en ligne. L’estimateur d’erreur que nous avons présenté s’appuie sur un développement de Taylor et constitue un moyen de quantifier les imprécisions commises en termes d’altitude pour la trajectoire d’usinage. Il s’agit alors de s’assurer que ces imprécisions restent bien inférieures à la tolérance visée.

2.3.3 Influence de la trajectoire d'approche

Après avoir étudié l'influence du bruit de mesure puis mis en lumière le rôle majeur de la calibration, intéressons nous à présent à la phase d'approche. C'est durant la phase d'approche que débute l'apprentissage, c'est à dire la collecte de données géométriques locales permettant une extrapolation fidèle de la surface de la pièce traitée.

Idéalement, les acquisitions effectuées durant la phase d'approche doivent conduire à une prédiction précise de l'écart géométrique dans l'ensemble de la zone d'intérêt : une trajectoire d'usinage conforme est ainsi identifiée avant même que l'outil n'atteigne la pièce et que l'enlèvement de matière ne débute.

La trajectoire parcourue durant l'approche est primordiale puisqu'elle conditionne le positionnement et l'étendue de la région balayée. La construction d'un parcours d'approche optimal n'est pas possible en pratique puisqu'elle suppose de connaître la morphologie de la surface à identifier. Cependant, certains paramètres tels que l'orientation de la nappe ou encore la vitesse d'avance ont une influence significative, et ceci quelque soit la surface à identifier. Pour illustrer ce propos, nous comparons l'erreur d'approximation de la surface \mathcal{S} à l'entrée en matière de l'outil pour diverses stratégies d'approche. La calibration est supposée parfaite et dans un premier temps nous ne considérons aucun bruit de mesure.

2.3.3.1 En l'absence de bruit de mesure

L'orientation du capteur laser est $\vec{q}_l = [0 \ 0 \ 0]^T$ et la position du point d'émission est $\vec{O}_{po} \vec{O}_l = [20 \ 0 \ 80]^T$. La période d'acquisition considérée est $T_{mes} = 0.1$ s (*i.e.* 10 profils sont collectés chaque seconde) et la vitesse d'avance est $V_f = 10$ mm.s⁻¹. La nappe laser a une longueur de 80 mm et sa résolution (dans la direction \vec{y} ici) est de 0.1 mm. Enfin, la base POD utilisée pour l'approximation de l'écart géométrique est de taille $N = 10$.

Nous considérons tout d'abord un parcours d'approche rectiligne de la position $x = -20$ à $x = 0$, effectué à altitude constante. La longueur du parcours d'approche est donc de 20 mm : 20 profils sont ainsi collectés compte tenu de la vitesse d'avance considérée.

La figure 2.38 illustre l'évolution de l'erreur relative en norme L^2 entre la surface identifiée \mathcal{S}_h et la surface exacte \mathcal{S} . Cette erreur est calculée comme suit,

$$E = \frac{\|\mathcal{S} - \mathcal{S}_h\|_{L^2}}{\|\mathcal{S}\|_{L^2}} = \frac{\int_{\Omega_{xy}} (\mathcal{S} - \mathcal{S}_h)^2 d\Omega_{xy}}{\int_{\Omega_{xy}} \mathcal{S}^2 d\Omega_{xy}} \quad (2.28)$$

Sur ce tracé, on peut constater l'existence d'un palier concernant le nombre de profils nécessaires pour disposer d'une approximation précise de la surface. Une diminution de près de quatre ordres de grandeur (d'environ 10^{-1} à 10^{-5}) accompagne l'acquisition du sixième profil ($x = -15$), et près de trois ordres de grandeur supplémentaires sont gagnés avec un septième profil (l'erreur relative en norme L^2 n'est alors plus que de 10^{-8}).

Ce comportement s'explique par la nature des modes POD considérés pour l'identification de la surface et qui sont tracés sur les figures 2.39 et 2.40

Ces tracés nous permettent d'apprécier les variations spatiales de chaque mode d'écart géométrique. Nous constatons ainsi que les modes 2, 3 et 4 présentent des variations dans les directions \vec{x} et \vec{y} et représentent la composante de "vrille". En revanche, les sept autres modes ne présentent aucune variation dans la direction \vec{y} et décrivent donc la composante de courbure dans la direction \vec{x} .

La nappe de mesure étant orientée perpendiculairement à la direction d'avance \vec{x} , les points d'un même profil ont une coordonnée x identique. Les variations de la surface

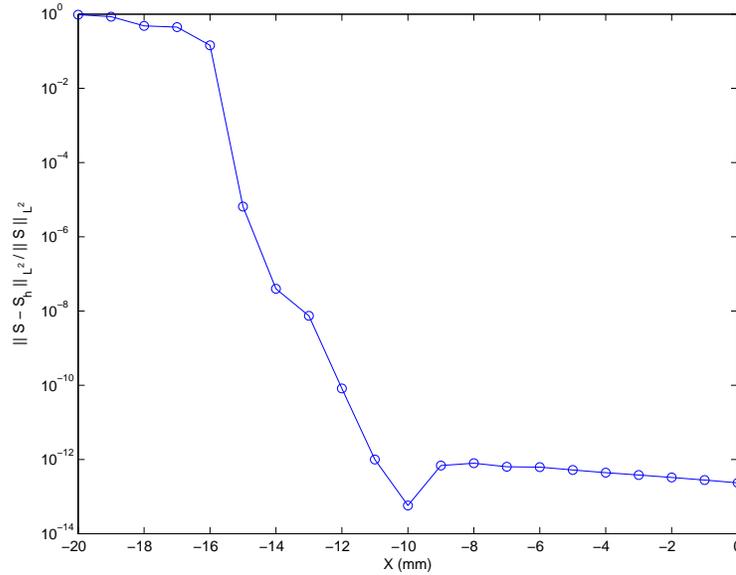


FIGURE 2.38 – Évolution de l'erreur d'approximation de la surface au cours de la phase d'approche

dans la direction \vec{x} ne sont donc pas "vues" par chaque profil pris indépendamment : c'est l'accumulation des profils pour diverses valeurs de la coordonnée x qui permet de capturer ces variations. La courbure étant "représentée" par sept modes, ceci explique donc la nécessité de disposer d'au moins sept profils.

Cette simulation permet de souligner un enjeu important des acquisitions effectuées durant l'approche : la trajectoire parcourue doit permettre la collecte d'autant de mesures non redondantes que d'éléments dans la base d'approximation. En ce qui concerne l'augmentation de l'erreur après l'acquisition d'un douzième profil ($x=-9$) visible sur le tracé, nous l'attribuons à des imprécisions purement numériques.

Cette contrainte sur le nombre d'acquisitions doit donc être prise en compte lors du choix de la vitesse d'avance en phase d'approche. La vitesse d'avance critique, au delà de laquelle le nombre de profils collectés lorsque l'outil atteint la pièce n'est pas suffisant, est donnée par la relation $V_{fmax} = \frac{d}{N \cdot T_{mes}}$ où d est la distance parcourue pendant la phase d'approche et N est le nombre de profils nécessaires. Elle est de 25 mm.s^{-1} dans notre exemple. La figure 2.41 illustre l'évolution de l'erreur d'approximation pour différentes vitesses d'approche.

Une orientation de la nappe selon une des directions principales (*i.e.* \vec{x} ou \vec{y}) n'est pas un choix optimal. Une orientation à $\theta_z = \pm 45^\circ$ offre l'avantage de balayer la surface dans les deux directions, quelque soit la direction de déplacement de l'outil. Ainsi les variations de la surface dans chacune des directions peuvent être capturées sur chaque profil d'acquisition.

Dans cette configuration, l'erreur décroît de façon drastique dès l'acquisition du second profil pour atteindre des valeurs de l'ordre de la précision machine, figure 2.42.

L'orientation à 45° permet de tirer avantage de la résolution de la nappe. Chaque point d'un profil offre une information nouvelle sur la géométrie de la surface, autrement dit il n'y a pas de redondance dans l'information à la différence de la configuration précédente à 0° . Seuls deux profils sont nécessaires, ce qui permet d'envisager des vitesses d'avance pendant la phase d'approche environ quatre fois supérieures au cas précédent, soit près de

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

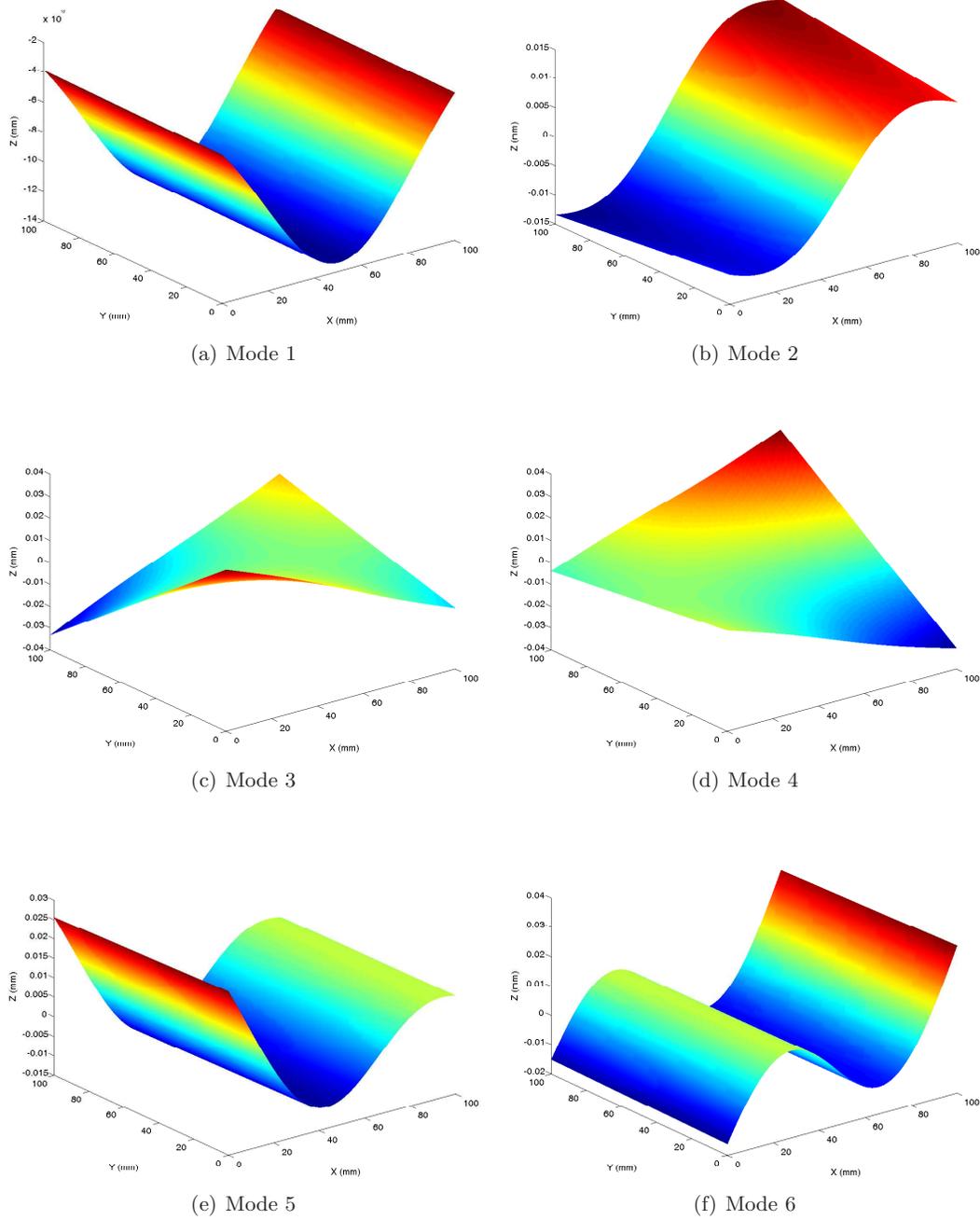


FIGURE 2.39 – Modes POD d'écart géométrique : modes 1 à 6

2.3. Etude numérique

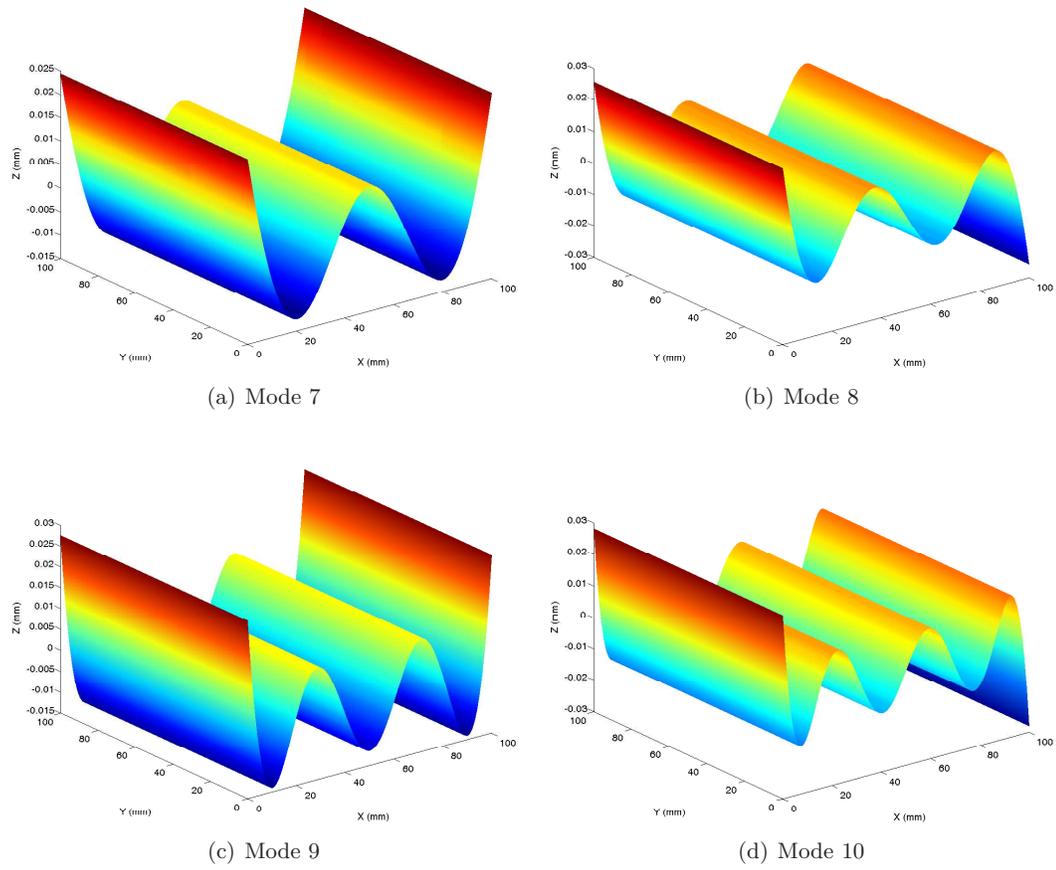


FIGURE 2.40 – Modes POD d'écart géométrique : modes 7 à 10

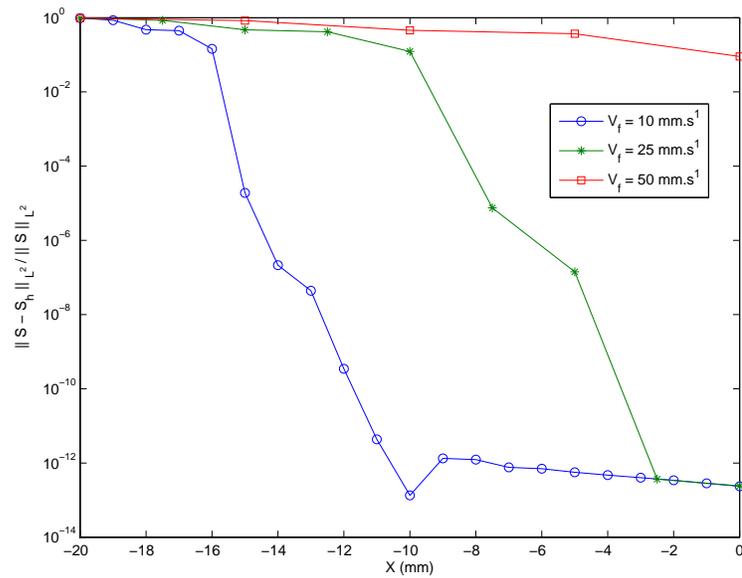


FIGURE 2.41 – Influence de la vitesse d'avance lors de la phase d'approche

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

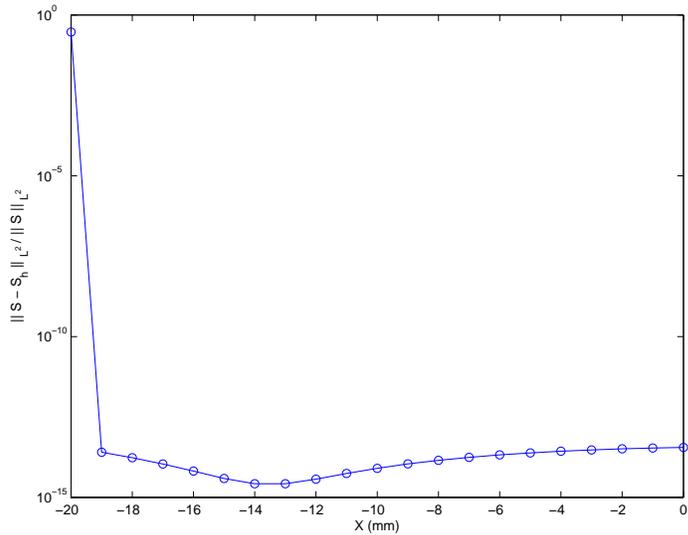


FIGURE 2.42 – Évolution de l’erreur d’approximation au cours de la phase approche avec nappe à 45°

100 mm.s^{-1} d’après les valeurs considérées ici, figure 2.43.

Remarque - Lors de la campagne expérimentale que nous avons menée et dont les résultats sont exposés dans la section suivante, nous nous sommes heurtés à des contraintes purement technologiques liées à l’encombrement du capteur. Ces contraintes ne nous ont pas permis d’employer une configuration à $\pm 45^\circ$ pour la nappe laser, bien que nous ayons démontré son optimalité au cours de cette étude numérique.

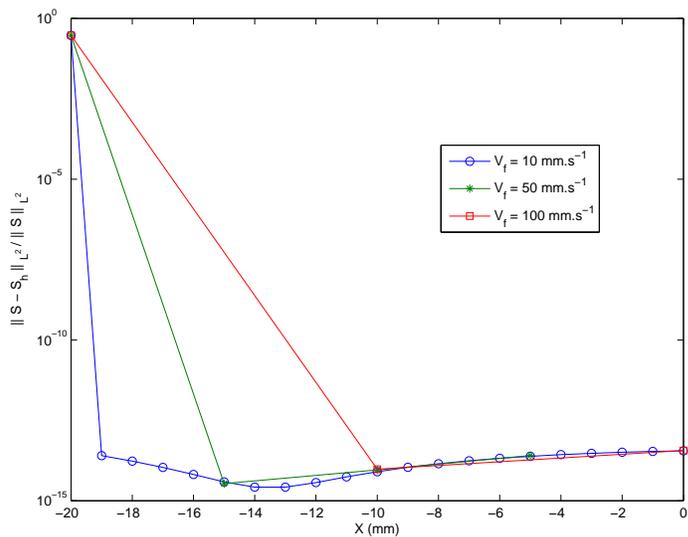


FIGURE 2.43 – Influence de la vitesse d’avance lors de la phase d’approche avec nappe à 45°

2.3.3.2 Introduction d'un bruit de mesure

Dès lors qu'un bruit se superpose aux données de mesure, l'identification de la surface dans l'ensemble de la zone d'intérêt n'est pas satisfaisante, même pour de très faibles vitesses d'avance comme le montre le graphe 2.44. Bien que la tendance globale soit à une diminution de l'erreur, elle reste encore très importante à la fin de la phase d'approche.

La diminution de la vitesse d'avance qui résulte en une augmentation du nombre d'acquisitions n'offre aucune amélioration. Ce constat démontre que l'erreur obtenue ne provient pas d'un nombre insuffisant de profils collectés, comme nous avons pu l'observer en l'absence de bruit : un autre paramètre doit être pris en compte.

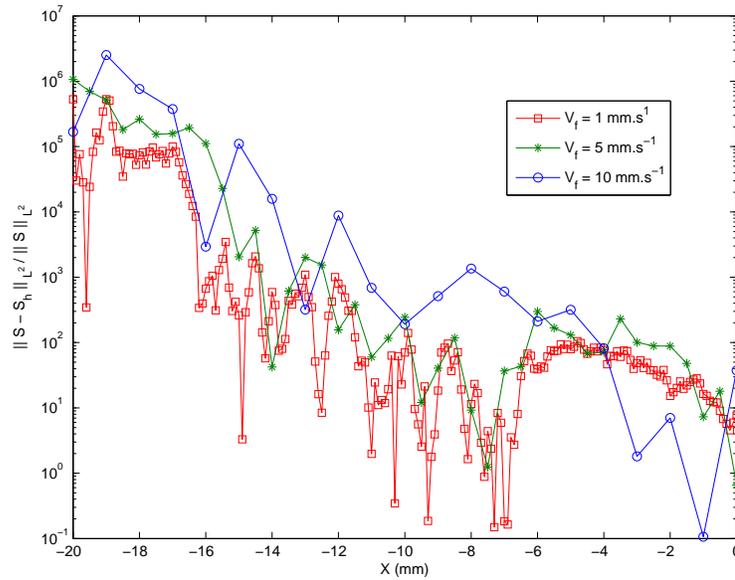


FIGURE 2.44 – Évolution de l'erreur d'approximation au cours de la phase d'approche avec une nappe à 45° et avec un bruit de mesure

L'erreur relative en norme L^2 considérée précédemment fournit une mesure globale de la précision de l'approximation, mais ne renseigne pas sur les disparités locales entre l'écart géométrique identifié et l'écart géométrique réel. Cette mesure de l'erreur est abandonnée au profit de l'erreur absolue, $|\mathcal{S} - \mathcal{S}_h|$, (préférée à l'erreur relative compte tenu des valeurs nulles prises par \mathcal{S} en certains points de la zone d'intérêt Ω_{xy}) qui permet d'apprécier les variations locales de la précision de l'approximation.

La figure 2.45 représente la carte d'erreur absolue dans l'ensemble de la zone d'intérêt à l'issue de la phase d'approche. Logiquement, l'écart géométrique est bien approximé dans la région balayée par le laser (repérée par les points blancs) et dans son proche voisinage, mais la précision décroît en s'éloignant de cette zone : l'erreur est maximale à l'extrémité opposée ($x = 100$).

A la fin de la phase d'approche, l'écart géométrique est donc connu localement dans les zones balayées par le laser. Toutefois, le manque de prédictivité illustrée par la dégradation de l'approximation dans les zones non balayées, requiert la poursuite de la phase d'apprentissage pendant l'usinage.

Ainsi lors de la construction de la trajectoire d'approche, il apparaît indispensable de s'assurer que les zones usinées en début d'opération ont été préalablement balayées. Dans ce cas, l'utilisation brute des mesures permet de pallier temporairement les imprécisions

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

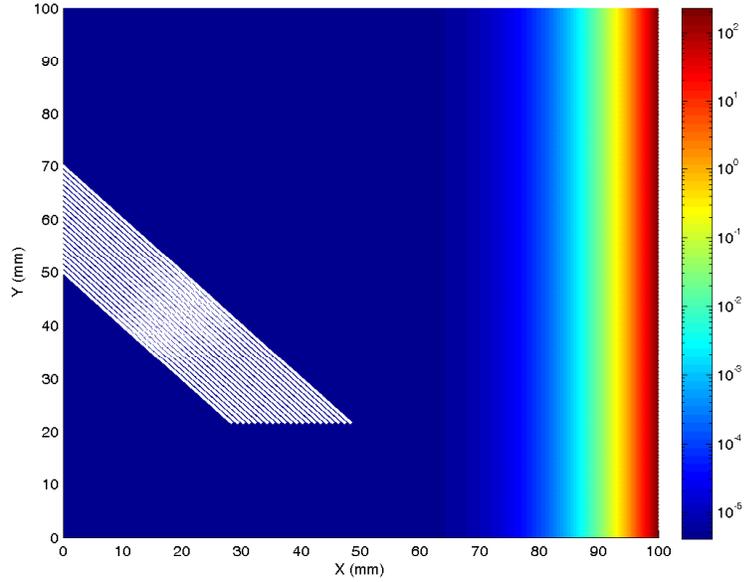


FIGURE 2.45 – Carte d'erreur absolue à l'issue de de la phase approche avec nappe à 45° et bruit de mesure $\mathcal{N}(0, 0.1)$

de l'approximation dans la base POD, en attendant que davantage d'information ait pu être collectée.

Surface élémentaire représentative Les acquisitions bruitées rendent ainsi plus complexes l'identification de l'écart géométrique sur l'ensemble de la zone d'intérêt, qui n'est approximé avec précision que localement dans un premier temps. Plus que le nombre de points de mesure, c'est leur localisation dans la zone d'intérêt qui conditionne dans ce cas la qualité de l'approximation obtenue.

La phase d'apprentissage doit se poursuivre jusqu'à ce qu'une zone suffisamment représentative de la surface étudiée ait été balayée : on peut parler de "surface élémentaire représentative". La taille de cette surface élémentaire, ou "patch", dépend de la morphologie de la surface étudiée et ne peut être prédite a priori qu'en ayant connaissance de celle-ci.

Cependant, la base POD dans laquelle l'écart géométrique mesuré est approximé et extrapolé à l'ensemble de la zone d'intérêt, peut être utilisée comme indicateur pour l'étendue de la phase d'apprentissage.

- Chaque mode POD est tour-à-tour considéré comme représentant exactement l'écart géométrique,
- Le trajet d'approche puis d'usinage et les mesures collectées sont simulées,
- La phase d'apprentissage s'achève lorsque l'erreur maximale d'approximation évaluée sur la portion du parcours d'usinage restant à effectuer devient inférieure à la tolérance visée. Un critère moins strict consistant à s'assurer de la précision de l'approximation de proche en proche, c'est-à-dire jusqu'au point de passage suivant défini dans le programme d'usinage peut aussi être employé.

- Le cas le plus critique (*i.e. phase d'apprentissage la plus longue*) est pris comme référence.

Afin d'illustrer ceci, reprenons les modes POD représentés sur les figures 2.39 et 2.40. Le parcours d'approche en ligne droite suivi d'une trajectoire d'usinage en spirale sont tracés sur la figure 2.46.

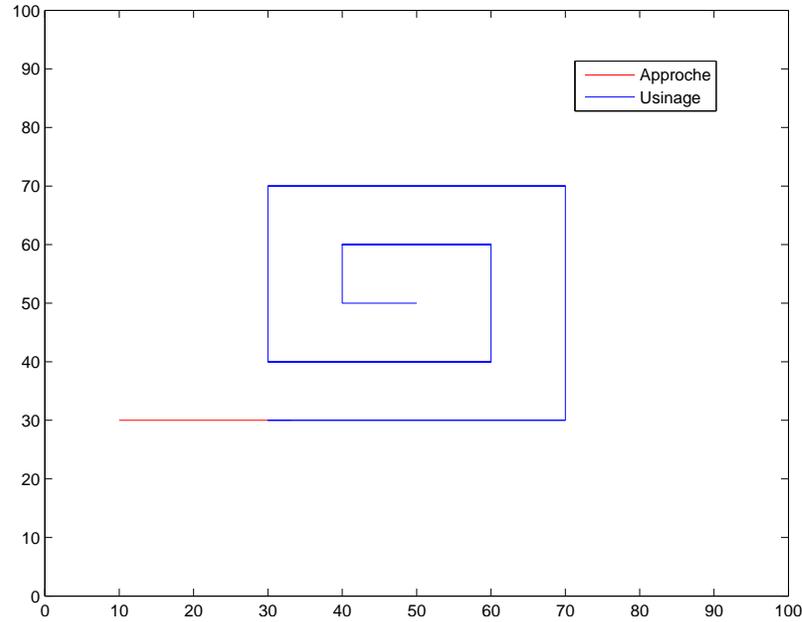


FIGURE 2.46 – Parcours d'approche et d'usinage considéré pour la détermination d'une surface représentative

Les figures 2.47 et 2.48 illustrent l'évolution de l'erreur maximale d'approximation sur le reste de la trajectoire d'usinage, en fonction de la position de l'outil, pour chacun des dix modes considérés. Au cours de l'opération, l'étendue de la zone balayée par le laser et donc la connaissance de l'écart géométrique augmente, ce qui se traduit par une diminution progressive de l'erreur sur l'ensemble des tracés.

La ligne pointillée verticale marque la fin du parcours d'approche. La ligne horizontale symbolise la tolérance visée : en considérant le premier critère évoqué, les mesures doivent se poursuivre jusqu'à ce que l'erreur ne dépasse pas cette valeur sur l'ensemble du trajet restant à parcourir. Ainsi pour chaque mode, nous constatons qu'il est ici nécessaire d'atteindre au moins le 100^{ème} point de passage avant de satisfaire ce critère.

Chaque point de passage correspond à une position de l'outil où une mesure a été effectuée. Compte tenu de la vitesse d'avance (10 mm.s^{-1}) et de la période d'acquisition (0.1 s) simulées dans cet exemple, une mesure est réalisée pour chaque mm de déplacement de l'outil. Le 100^{ème} point de passage est donc atteint lorsque l'outil a parcouru 100 mm, c'est à dire au point de coordonnées (70, 70) situé dans le coin supérieur droit de la boucle extérieure du parcours spirale⁸.

8. Ici, l'altitude de l'outil n'est pas ajustée en fonction de l'écart géométrique identifié. Le trajet d'approche tout comme celui d'usinage sont parcourus à altitude constante. Le déplacement simulé de l'outil s'effectue uniquement dans le plan x-y : la distance de déplacement évoquée correspond donc à une distance dans le plan x-y.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

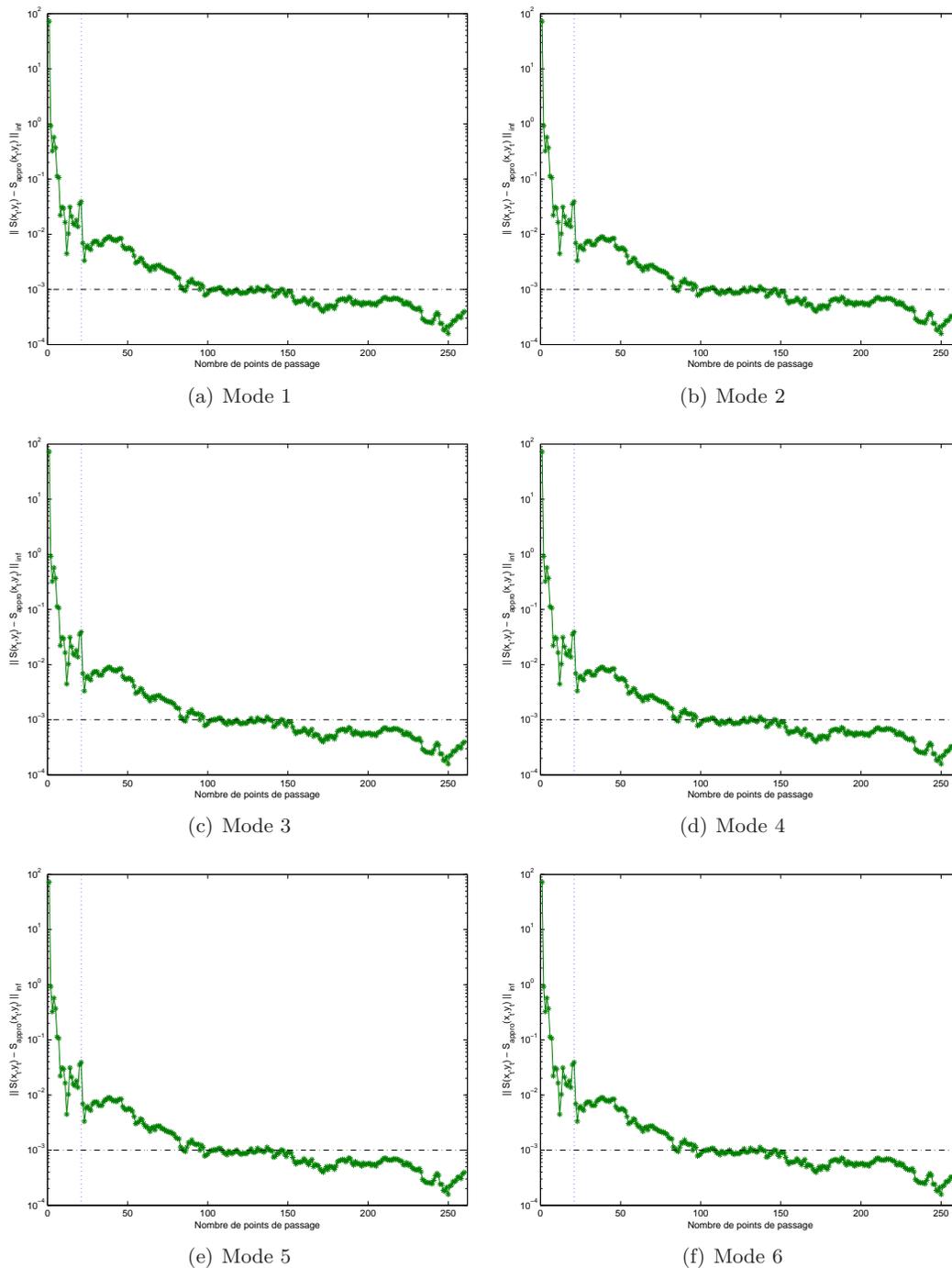


FIGURE 2.47 – Évolution de l'erreur d'approximation pour chaque mode d'écart géométrique : modes 1 à 6

2.3. Etude numérique

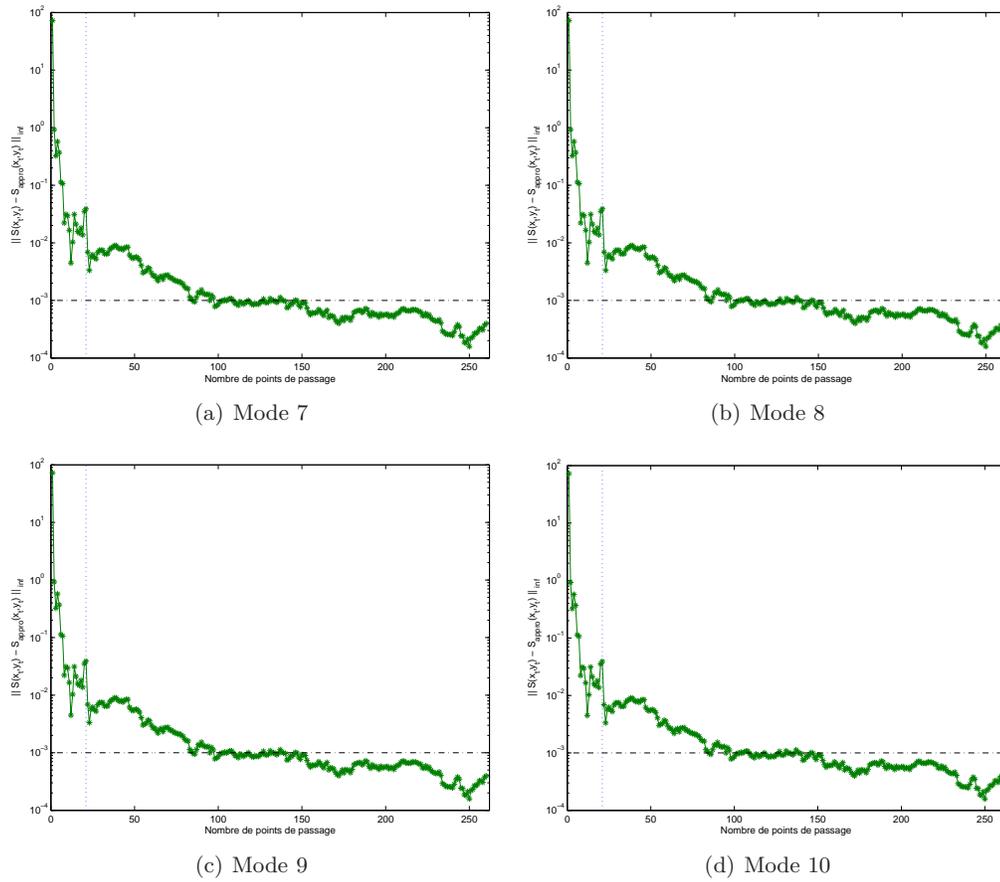


FIGURE 2.48 – Évolution de l’erreur d’approximation pour chaque mode d’écart géométrique : modes 7 à 10

La surface balayée par la nappe laser lorsque l’outil atteint ce point est représentée sur la figure 2.49. Elle ne couvre pas l’ensemble du parcours d’usinage. Néanmoins, la zone balayée est suffisamment représentative de la surface mesurée pour que l’extrapolation dans les zones non couvertes n’introduise pas d’erreur rédhibitoire.

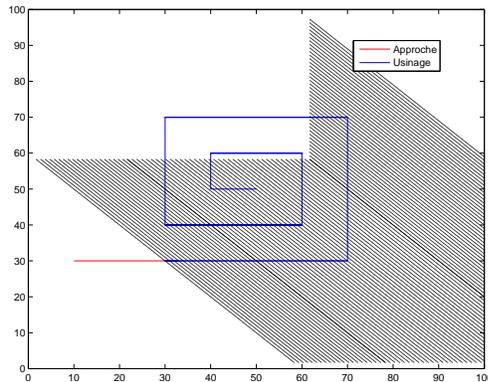


FIGURE 2.49 – Étendue de la zone scannée à la fin de la phase d’apprentissage

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

2.3.4 Impact d'une désynchronisation

2.3.4.1 Lors de l'acquisition

Le dispositif d'acquisition transmet à une fréquence régulière des données de mesure. Ces données sont associées à une position de l'outil en considérant l'instant où l'acquisition a été réalisée, la dernière position connue de l'outil, sa vitesse d'avance et sa direction de déplacement. Connaître l'instant précis de la mesure n'est pas toujours évident, et peut être source d'erreurs lors de l'exploitation des données mesurées. On parle de désynchronisation puisque l'instant de mesure réel et celui effectivement considéré diffèrent.

Dans le cas d'une acquisition de surface par balayage laser, cette désynchronisation a des conséquences semblables à celle d'une mauvaise calibration : la position réelle de la nappe de mesure n'est pas celle envisagée. Pour reprendre la terminologie introduite dans la section 2.3.2, il est possible de définir une perturbation équivalente $\vec{\delta}_{eq} = [\delta_{x_{eq}} \ \delta_{y_{eq}} \ \delta_{z_{eq}}]$ à la désynchronisation. Cette perturbation est calculée à partir de la direction de déplacement de l'outil \vec{d} , de sa vitesse d'avance V_f , et de la durée de "désynchronisation" (temps simulé de la mesure - temps réel de la mesure) Δ_t :

$$\vec{\delta}_{eq} = V_f \cdot \Delta_t \cdot \vec{d} \quad (2.29)$$

Un raisonnement similaire à celui effectué dans 2.3.2 peut ensuite être utilisé pour évaluer les erreurs d'approximation résultant d'une telle désynchronisation.

2.3.4.2 Lors de la mise à jour de la trajectoire

La mise à jour du parcours d'usinage requiert à la fois d'identifier précisément la valeur de correction mais aussi de la mettre à exécution au bon moment. Dès lors qu'il existe un retard à la correction, c'est à dire une durée significative⁹ entre l'instant théorique de la correction et l'instant où la correction est effectivement appliquée, la précision de la trajectoire ajustée est mise à mal, et l'interprétation des mesures collectées est faussée. A nouveau, la situation peut se résumer ainsi : la position réelle de l'outil n'étant pas celle de consigne, la position de la nappe de mesure sur la surface balayée n'est pas correctement estimée. Par conséquent, un raisonnement identique à celui d'une mauvaise calibration peut là encore être fait pour quantifier si nécessaire l'erreur introduite.

Remarque - Calibration imprécise et désynchronisation se traduisent donc toutes les deux par un biais d'interprétation des mesures. Ainsi lorsqu'un défaut est constaté en ligne, sous la forme d'un écart d'altitude entre la trajectoire parcourue et la trajectoire idéale, il reste difficile de remonter à la cause qui en est à l'origine. Une quantification précise de l'ordre de grandeur et du type de défaut attribuable à l'une ou l'autre des causes, l'établissement d'une "signature" propre à chaque phénomène, est nécessaire pour parvenir à effectuer une distinction. Cette problématique n'a cependant pas été investiguée au cours de cette étude et constitue une voie d'amélioration.

2.3.5 Synthèse de l'étude numérique

Cette étude numérique représente une première étape essentielle à la mise en application de notre méthodologie. Elle a permis d'évaluer les performances de l'algorithme dans

9. Ce retard est inévitable compte tenu des temps de communication entre les différents organes (calculateur, carte d'acquisition, DCN) et de leur fréquence de rafraîchissement respective.

un contexte visant à reproduire les conditions pratiques d'utilisation (*e.g. acquisitions bruitées*). Nous nous sommes principalement focalisés sur l'exploitation des données de mesure fournies par un capteur externe dans le but d'identifier un écart géométrique initialement inconnu, mais statique. Cette étude a de plus permis d'évaluer les zones de performance de la méthode en s'affranchissant de limites d'ordre technologique (*e.g. encombrement du capteur, fréquence de mesure*).

Un travail d'optimisation a ainsi pu être effectué et les informations révélées ou confirmées par cette analyse sont essentielles pour sa mise en œuvre sur une MOCN. Elles permettent notamment de réduire le temps de réglage au pied de la machine et de qualifier les essais devant être réalisés pour démontrer la faisabilité de la méthode.

Ainsi, nous avons mis en avant les propriétés filtrantes de la base POD et montré l'influence de la calibration du dispositif de mesure sur la précision de l'approximation de l'écart géométrique dans la zone d'intérêt considérée. En outre, plusieurs points importants concernant l'orientation de la nappe laser, la géométrie de la phase d'approche et l'étendue de la phase d'apprentissage ont pu être abordés et permettent d'établir une liste de précautions non exhaustive :

1. Une orientation oblique de la nappe de mesure permet de tirer pleinement profit de son étendue, évitant ainsi les redondances de mesure. L'orientation de la nappe ainsi que la position du point d'émission dans le référentiel du porte-outil doivent être précisément évalués lors de la phase de calibration.
2. En théorie, la phase d'approche doit permettre la collecte d'au moins autant de mesures non redondantes que d'éléments ou "modes" contenus dans la base d'approximation de l'écart géométrique. En pratique, le bruit polluant chaque acquisition dégrade la prédictivité de l'approximation. A l'issue de la phase d'approche, l'écart géométrique n'est correctement identifié que localement dans les zones déjà scannées et leur proche voisinage. Par conséquent, il est nécessaire que les régions usinées en début d'opération aient été préalablement balayées lors de l'approche.
3. La phase d'apprentissage doit se prolonger jusqu'à ce qu'une surface élémentaire représentative de la surface traitée ait été mesurée. Une étude préliminaire menée sur les modes servant à l'identification en ligne de l'écart géométrique dans la zone d'intérêt permet d'évaluer à priori l'étendue de cette surface.

2.4 Campagne expérimentale

Nous présentons dans cette partie les résultats d'une campagne expérimentale dont l'objectif est d'étudier la mise en œuvre pratique de la stratégie d'ajustement en temps-réel de la trajectoire d'usinage. La MOCN utilisée lors de ces essais est une machine à structure sérielle équipée d'une commande numérique Siemens 840D Powerline. Cette dernière communique avec le calculateur externe (PC HP Z800) via une carte d'acquisition National Instrument (USB-6008). La figure 2.50 donne une vue d'ensemble du dispositif.

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques



FIGURE 2.50 – Vue d'ensemble du dispositif expérimental

Le capteur laser est pour sa part monté sur la tête d'usinage, figure 2.51. La position ainsi que l'orientation du capteur dans l'espace de travail sont déterminées à travers le processus de calibration que nous avons présenté.



FIGURE 2.51 – Vue du montage du capteur laser sur la tête d'usinage

Dans un premier temps, la faisabilité de la méthode est analysée en effectuant des passes à vide au dessus d'une pièce de géométrie a priori inconnue. Le profil suivi par l'outil est alors comparé au profil exact de la pièce traitée.

Dans un second temps, une rainure est usinée dans une pièce de mousse condensée : la profondeur de la rainure est ensuite contrôlée et comparée à la valeur de consigne. L'objectif est de garantir le respect d'une tolérance de 0.1 mm sur la profondeur de la rainure obtenue. Deux configurations sont considérées : un écart géométrique principalement "vrille" puis un écart "simple courbure".

Ces essais sont effectués en trois axes : orientation verticale de l'outil et table à l'ho-

horizontale. Dans chaque cas, la pièce traitée est supposée plane et la trajectoire d'usinage nominale est programmée d'après cette géométrie (*i.e.* à *altitude constante*).

2.4.1 Premier essai : Étude de faisabilité

Cet essai est destiné à évaluer la capacité de l'outil à suivre un profil à priori inconnu mais identifié en ligne. La pièce utilisée pour cet essai est une cale étalon parfaitement plane. La trajectoire nominale se compose de cinq points de passage dont les coordonnées sont regroupées dans le tableau 2.52.

Point	1	2	3	4	5
X (mm)	-349.5	-305	-263	-236.5	-210
Z (mm)	30	30	10	10	10

FIGURE 2.52 – Coordonnées des points de passage composant la trajectoire nominale

Les points 1 et 2 se situent en amont de la pièce et le point 3 marque l'entrée en matière. Le déplacement du point 1 au point 3 constitue la phase d'approche, le reste du parcours correspondant à la phase d'usinage, en l'occurrence à vide. Afin d'introduire un écart géométrique justifiant l'emploi d'une stratégie adaptative, la cale étalon est inclinée et le profil obtenu est mesuré à l'aide d'un comparateur.

La pente introduite de façon totalement arbitraire est de 2.33 %, ce qui correspond à un angle d'inclinaison de 1.33°. L'essai est effectué à deux reprises et le signal analogique reçu par le DCN dans chaque cas est tracé sur la figure 2.53. La plage de tension utilisée est 0/+5 V et la conversion longueur/tension est la suivante :

$$L = L_0 + k \cdot (U - 2.5) \quad \text{avec } k = 1 \text{ mm} \cdot \text{V}^{-1} \quad (2.30)$$

D'après cette relation, une jauge de longueur d'outil inférieure à la valeur nominale et par conséquent une diminution de l'altitude de l'outil par rapport à l'altitude nominale se traduit par une tension inférieure à 2.5 V. Au contraire, une jauge de longueur outil supérieure à la valeur nominale se traduit par une tension supérieure à 2.5 V. De plus, le taux de conversion longueur/tension étant de 1 mm pour 1 V, la pente obtenue sur le signal analogique peut directement être comparée à la pente mesurée à la surface de la pièce.

Du point 1 au point 2 aucun ajustement de la jauge de longueur n'est effectué ce qui se traduit par une amplitude constante du signal de 2.5 V. Les mesures collectées sont stockées et ne sont capitalisées qu'à l'approche du point 2. Lorsque l'outil atteint le point 2 la mise à jour commence et la jauge est progressivement réduite (évolution linéaire) jusqu'à atteindre la valeur prédite par l'algorithme au point 3, d'après les acquisitions effectuées : la surface identifiée a une altitude inférieure à la surface nominale dans la zone d'entrée en matière. Du point 3 au point 5 le signal de tension voit son amplitude augmenter de façon régulière, traduisant le suivi d'une pente.

En ce qui concerne la trajectoire d'usinage, figure 2.54, nous constatons tout d'abord une bonne concordance des résultats obtenus lors des deux tests, ce qui illustre la bonne répétabilité de l'approche. De plus, la précision de la correction est satisfaisante puisque le profil suivi par l'outil est très proche du profil exact. Dans les deux cas la pente est légèrement sous-estimée. L'écart atteint 0.86 % pour le premier essai et 1.3 % pour le second essai. Un hypothétique usinage de la pièce sur une longueur de 100 mm se traduirait donc par un écart maximal d'environ 0.025 mm par rapport à la profondeur de consigne, ce

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

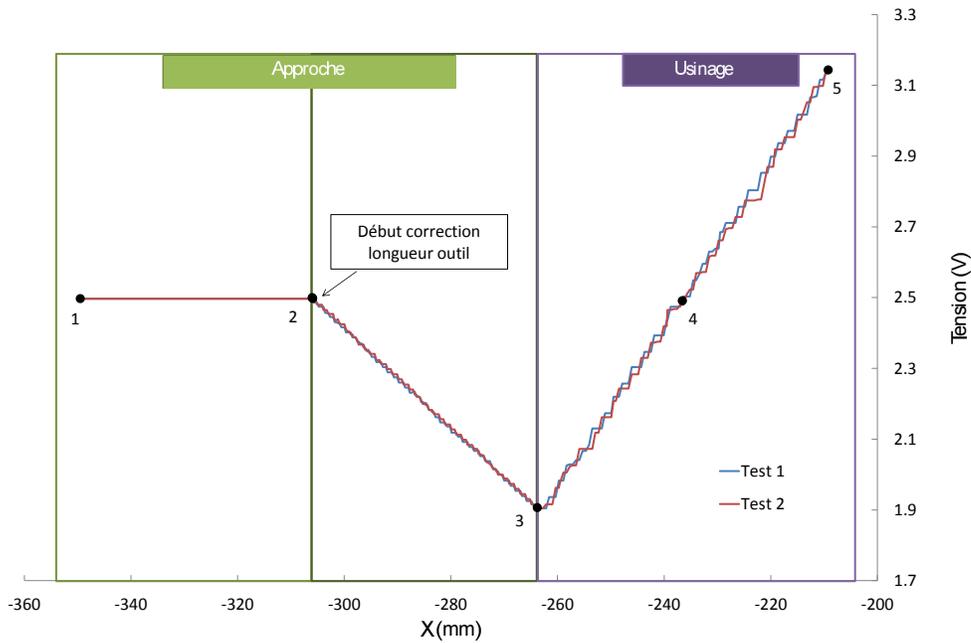


FIGURE 2.53 – Trajectoire empruntée par l'outil lors des deux essais.

qui reste tout à fait acceptable. La sous-estimation de la pente peut être liée à divers paramètres comme les imprécisions de calibration du dispositif ou de synchronisation.

Les marches visibles sur le signal de tension sont directement liées à sa fréquence de mise à jour ainsi qu'à la vitesse d'avance utilisée, comme nous l'avons expliqué dans la section 2.2.4.2. Du point 2 au point 3 l'amplitude des marches est plus faible et plus régulière que dans la suite du parcours. Ceci s'explique d'une part par la vitesse d'avance plus faible employée lors de l'approche (5 mm.s^{-1}) que par la suite (10 mm.s^{-1}). D'autre part des réajustements d'altitude sont effectués en cours d'usinage grâce à une capitalisation régulière des mesures collectées ce qui explique le profil plus chahuté.

Cette étude démontre la faisabilité de notre méthodologie. Les acquisitions laser permettent d'identifier de façon précise l'écart géométrique, le pilotage de la jauge de longueur permet un suivi fidèle du profil de la pièce traitée. Les écarts constatés dans ce premier cas d'étude sont compatibles avec la tolérance de 0.1 mm visée. La vitesse d'avance de 10 mm.s^{-1} considérée durant la phase d'usinage est relativement faible mais en adéquation avec les limitations technologiques associées au matériel utilisé.

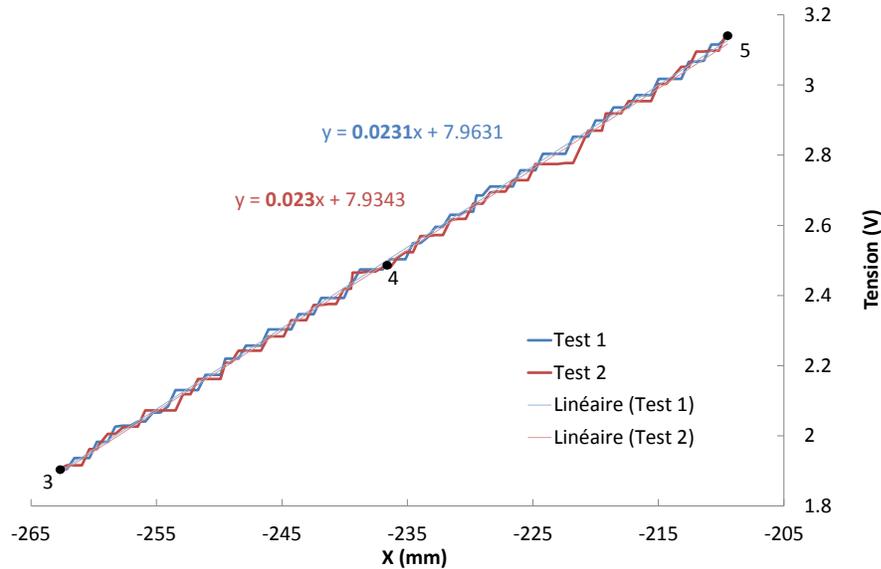


FIGURE 2.54 – Trajectoire d'usinage parcourue lors de chaque essai.

2.4.2 Second essai : Usinage d'une pièce avec défaut de planéité

Dans cet essai, la mise en œuvre de notre stratégie dans le cadre de l'usinage d'une rainure est analysée. Pour cela, nous avons choisi d'usiner une rainure de dimensions nominales $150\text{ mm} \times 10\text{ mm} \times 1.5\text{ mm}$ (longueur \times largeur \times profondeur) dans un bloc de mousse condensée (voir figure 2.55) à l'aide d'une fraise deux tailles de diamètre 10 mm.

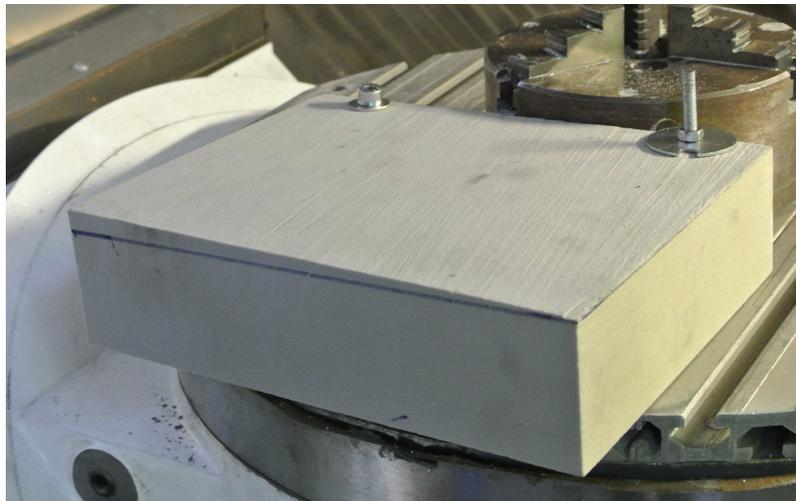


FIGURE 2.55 – Bloc de mousse utilisé dans le second essai

Fondamentalement, ce cas ne présente que peu de différences par rapport à l'usinage d'une pièce métallique et permet de s'affranchir d'obstacles tels que la présence de copeaux ou de lubrifiant qui pourraient perturber la mesure optique de l'écart géométrique¹⁰. Il s'agit avant tout de montrer qu'une profondeur de consigne peut être respectée grâce à

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

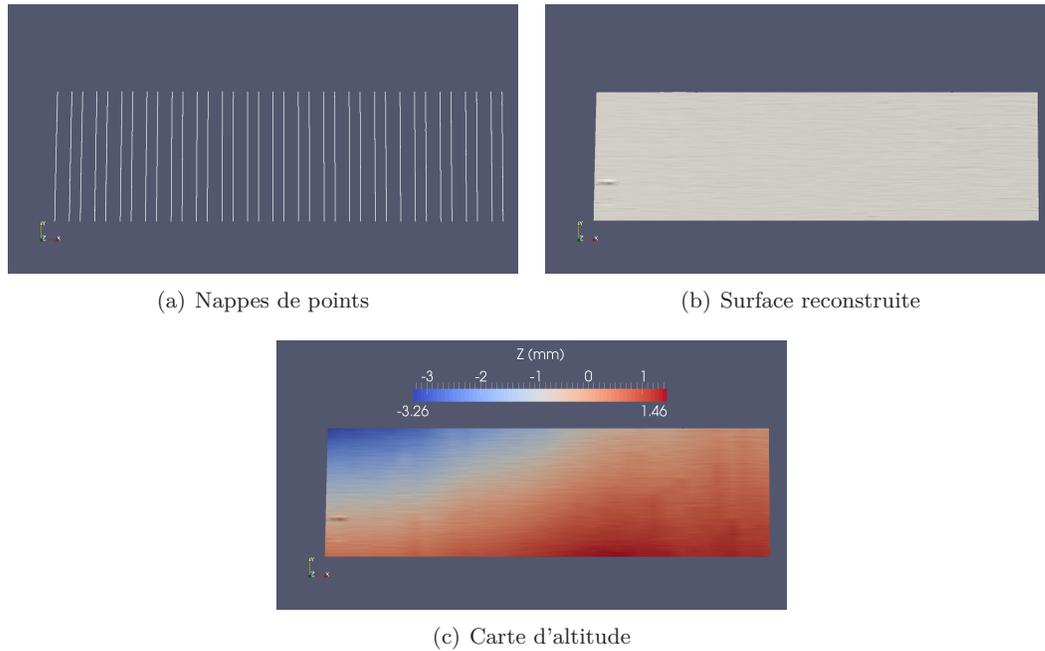


FIGURE 2.56 – Topologie de la surface avant usinage

l'ajustement en temps-réel de l'altitude de l'outil.

La surface supérieure du bloc de mousse est scannée préalablement à l'usinage. Sur la figure 2.56, les nappes de points issues de la mesure, la surface reconstruite ainsi que la carte d'altitude sont représentées. Cette dernière permet de mettre en évidence l'amplitude de l'écart géométrique entre la pièce traitée et le modèle nominal supposé plan : l'altitude de la surface varie en effet de près de 5 mm.

Un parcours d'usinage à altitude constante est initialement programmé de $x=80$ mm à $x=230$ mm. Ce dernier est précédé d'une phase d'approche qui débute en $x=0$ mm, figure 2.57. La position du point d'émission laser dans le référentiel du porte-outil est $\overrightarrow{O_{po}O_l} = [84.7, 20, 98]$ et l'orientation du capteur est $q_l = [0, 0, 0]$.

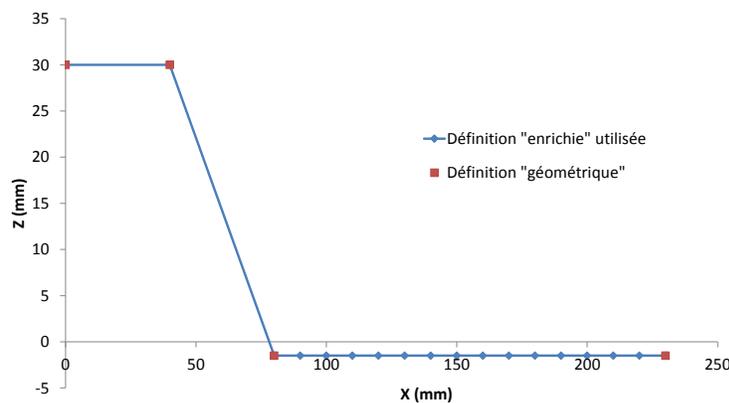


FIGURE 2.57 – Trajectoire initialement programmée pour l'usinage de la rainure

10. Et qui sont des verrous purement technologiques que nous ne cherchons pas à lever ici.

2.4. Campagne expérimentale

Tout au long du parcours, des points de passage sont définis tous les 10 mm, voir tableau 2.58. Bien qu'autant de points ne soient pas nécessaires pour la définition géométrique de la trajectoire (deux points suffisent pour définir la trajectoire nominale rectiligne) ils servent à la synchronisation régulière de la position outil via l'envoi de fronts montants et descendants (cf. figure 2.26).

Point	1	2	3	4	5	6	7
X (mm)	0	40	80	90	100	110	120
Z (mm)	30	30	-1.5	-1.5	-1.5	-1.5	-1.5
Point	10	11	12	13	14	15	16
X (mm)	150	160	170	180	190	200	210
Z (mm)	-1.5	-1.5	-1.5	-1.5	-1.5	-1.5	-1.5

FIGURE 2.58 – Coordonnées des points de passage considérés pour le parcours d'usinage lors du second essai

La relation longueur/tension choisie est $L = L_0 + k \cdot (U - 1)$ avec $k = 1 \text{ mm} \cdot \text{V}^{-1}$. Par conséquent, une augmentation (resp. une diminution) de la jauge de longueur (par rapport à sa valeur nominale) se traduit par une augmentation (resp. une diminution) équivalente de l'amplitude du signal analogique. C'est pourquoi nous nous intéressons à nouveau à l'évolution du signal de tension reçu par le DCN qui constitue une trace des ajustements d'altitude effectués pendant l'opération, figure 2.59.

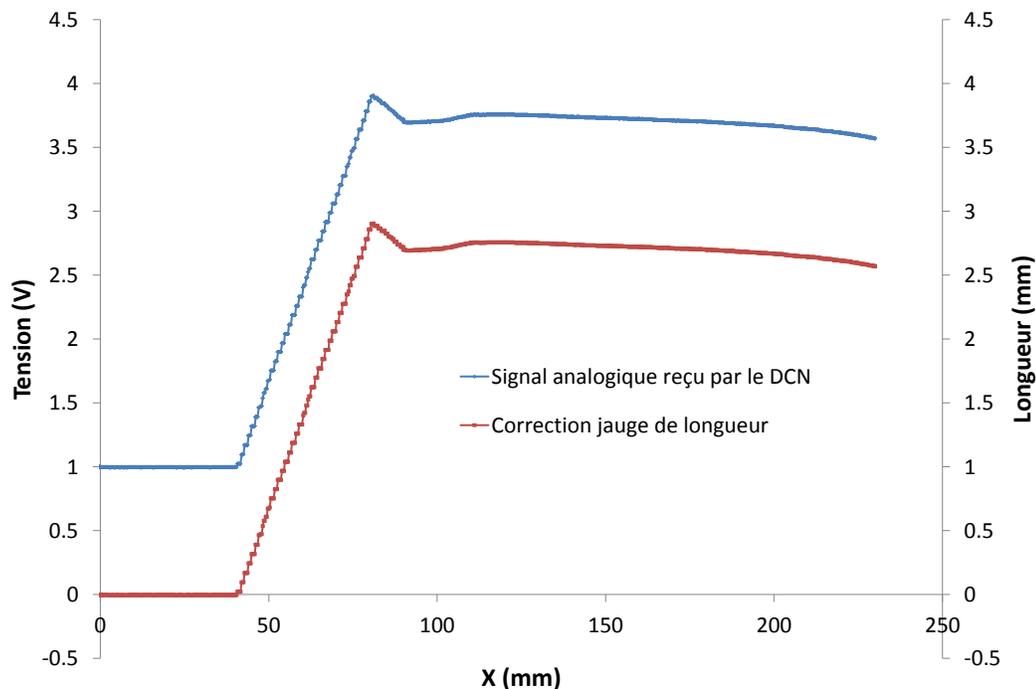


FIGURE 2.59 – Signal analogique reçu par le DCN pendant l'usinage de la rainure

La première portion de la phase d'approche ($x=0$ à $x=40$) n'est le siège d'aucune mise à jour, le signal de tension est donc d'amplitude constante. La jauge de longueur est ensuite régulièrement ajustée jusqu'à l'entrée en matière de l'outil : la correction atteint

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

près de 3 mm. Les ajustements effectués par la suite en cours d'usinage sont d'amplitude plus faible. Pour reprendre la classification de l'écart géométrique introduite dans 2.2.4.2.b, le défaut géométrique identifié se caractérise principalement par une translation verticale (mouvement de corps rigide) d'une amplitude de l'ordre de 3 mm à laquelle s'ajoute une "déformation" complexe de plus faible ampleur.

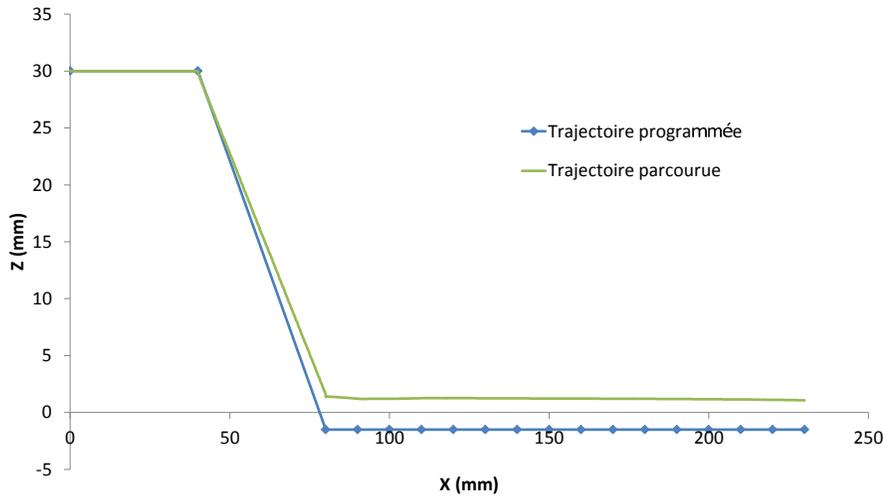


FIGURE 2.60 – Trajectoire parcourue avec adaptation en temps-réel à l'écart géométrique identifié.

La trajectoire effectivement parcourue est comparée à la trajectoire initiale sur la figure 2.60. La rainure usinée, figure 2.61, est ensuite scannée à l'aide d'un bras de mesure laser et le nuage de points obtenu sert au contrôle de sa profondeur figure 2.62. Compte tenu des variations d'altitude de la surface dans la direction \vec{y} , transverse au déplacement, et de l'orientation verticale de l'outil (qui n'est donc pas normal à la surface), l'épaisseur de matière usinée varie d'un bord à l'autre de la rainure. Nous nous intéressons uniquement à la profondeur obtenue au centre de la rainure, le point piloté étant le centre de la fraise.



FIGURE 2.61 – Rainure obtenue

La profondeur de la rainure est évaluée à l'aide de coupes transversales à l'axe de la rainure, figure 2.63(a). La profondeur est ainsi calculée en comparant l'altitude du point situé au centre de la rainure à la moyenne des altitudes des points situés sur les coins droit et gauche, 2.63(b). Cette méthode revient à considérer que sur une distance égale au diamètre de l'outil (*i.e.* 10 mm) l'altitude varie linéairement. Cette opération est répétée

2.4. Campagne expérimentale

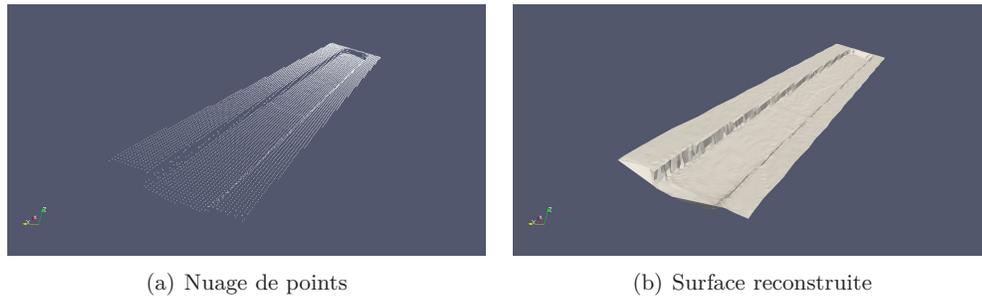
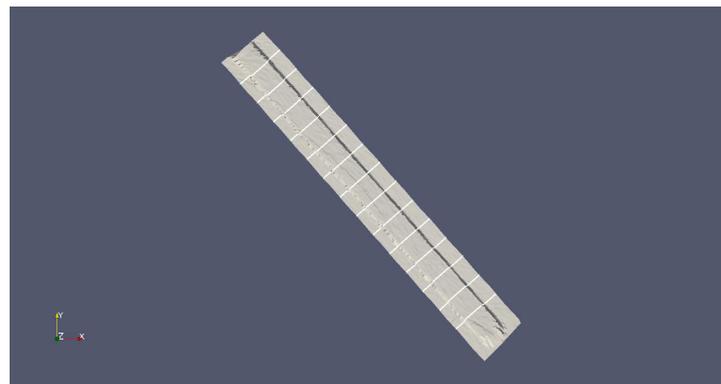


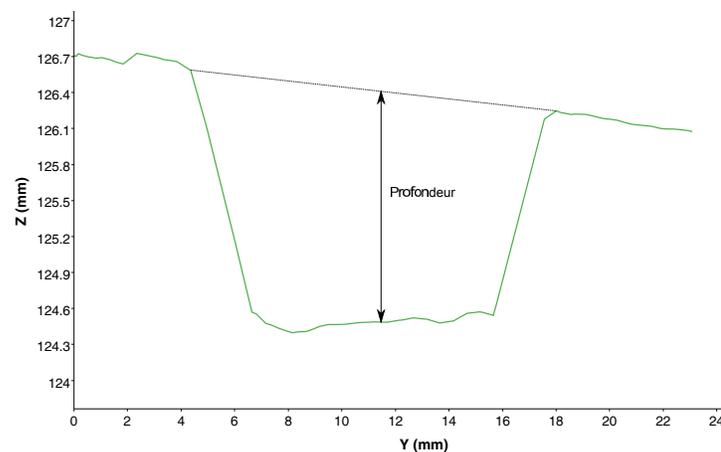
FIGURE 2.62 – Digitalisation de la rainure usinée lors du second essai

pour chaque profil de coupe afin de déterminer l'évolution de la profondeur le long de la rainure, figure 2.64.

L'épaisseur de matière usinée fluctue sensiblement mais la consigne de 1.5 mm est relativement bien respectée, puisqu'en considérant une tolérance de 0.1 mm et donc un intervalle de tolérance [1.4, 1.6], nous constatons que la profondeur est correcte sur près de 80 % de la longueur de la rainure.



(a) Coupes transversales



(b) Profil

FIGURE 2.63 – Calcul de profondeur par coupes transversales

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

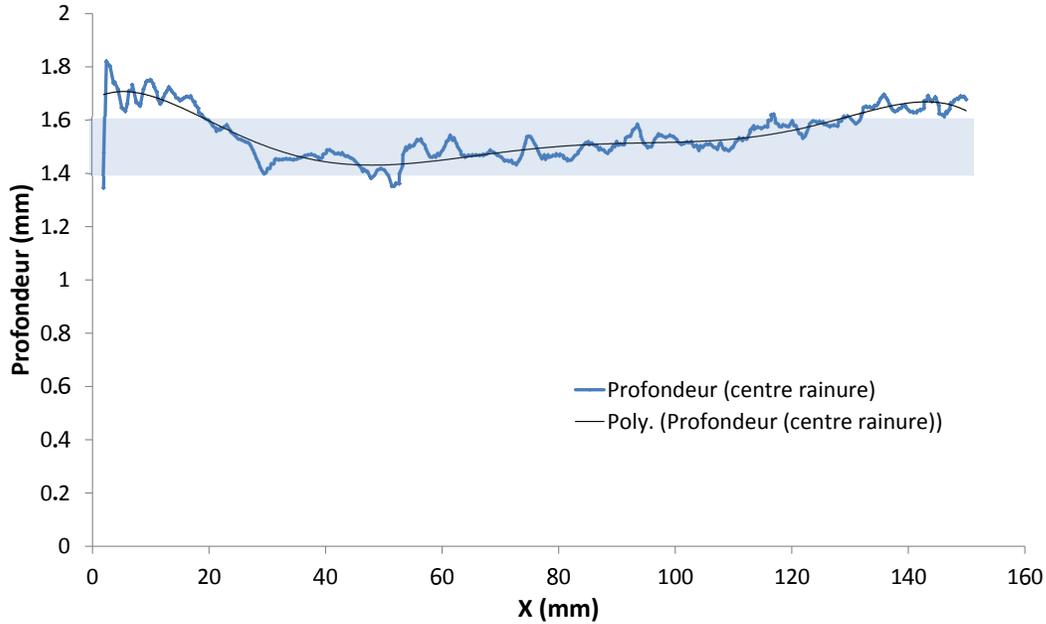


FIGURE 2.64 – Profondeur mesurée pour la rainure

Les écarts les plus importants vis-à-vis de la consigne atteignent 0.3 mm et sont obtenus aux extrémités de la rainure. Ce résultat indique d'une part que l'altitude à l'entrée en matière était trop faible. Par conséquent les acquisitions effectuées durant la phase d'approche n'ont pas été suffisantes pour permettre une identification précise de l'écart géométrique. D'autre part, nous constatons que les variations d'altitude de la surface à partir de $x=130$ mm n'ont pas pu être correctement identifiées malgré les acquisitions qui se sont poursuivies.

Ces imprécisions sont en majeure partie imputables à la complexité de l'écart géométrique rendant difficile son approximation dans une base réduite du type POD. Certaines caractéristiques n'ont simplement pas pu être capturées car elles ne figuraient pas dans les snapshots à partir desquels la base POD a été extraite.

En complétant celle-ci par les données de mesure collectées lors de cette opération, une amélioration devrait être constatée et se traduire par un respect de la tolérance sur la profondeur pour l'ensemble de la rainure lors de l'usinage d'une pièce similaire.

Une précision plus accrue (*i.e. inférieure à 0.1 mm*) reste encore inaccessible compte tenu des diverses sources d'erreur entrant en jeu que ce soit au niveau de la synchronisation de position, l'approximation et l'extrapolation dans la base choisie, et la gestion du signal analogique.

Cet essai souligne donc clairement l'influence des caractéristiques géométriques considérées a priori lors de la construction de la base d'approximation. Ne disposant pas de données de mesure antérieures sur lesquelles s'appuyer, la construction a ici reposé uniquement sur une approche mathématique au travers de la décomposition de l'écart en défauts de forme élémentaires : courbures, vrilles, translations, rotations. Nous constatons toutefois que cette décomposition est tout à fait cohérente puisque des disparités atteignant plusieurs millimètres ont pu être identifiées et compensées en temps-réel.

2.4.3 Troisième essai : Usinage d'une pièce simple courbure

Une pièce simple courbure est finalement considérée lors du troisième essai. Le matériau choisi est à nouveau la mousse condensée. La forme courbe est obtenue par cintrage d'une plaque épaisse sur l'étau de fixation, figure 2.65.

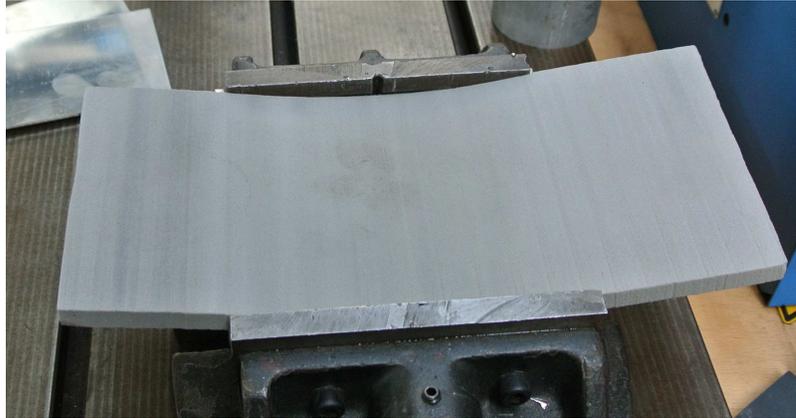


FIGURE 2.65 – Plaque de mousse cintrée sur étau

Après mise en position de la pièce dans le centre d'usinage, sa surface supérieure est scannée. Le nuage de points de mesure est alors traité et les variations d'altitude sur l'ensemble de la surface sont analysées, figure 2.66. L'altitude est quasi constante dans la direction \vec{y} . Dans la direction de la courbure, \vec{x} , l'écart d'altitude maximal est de 7 mm.

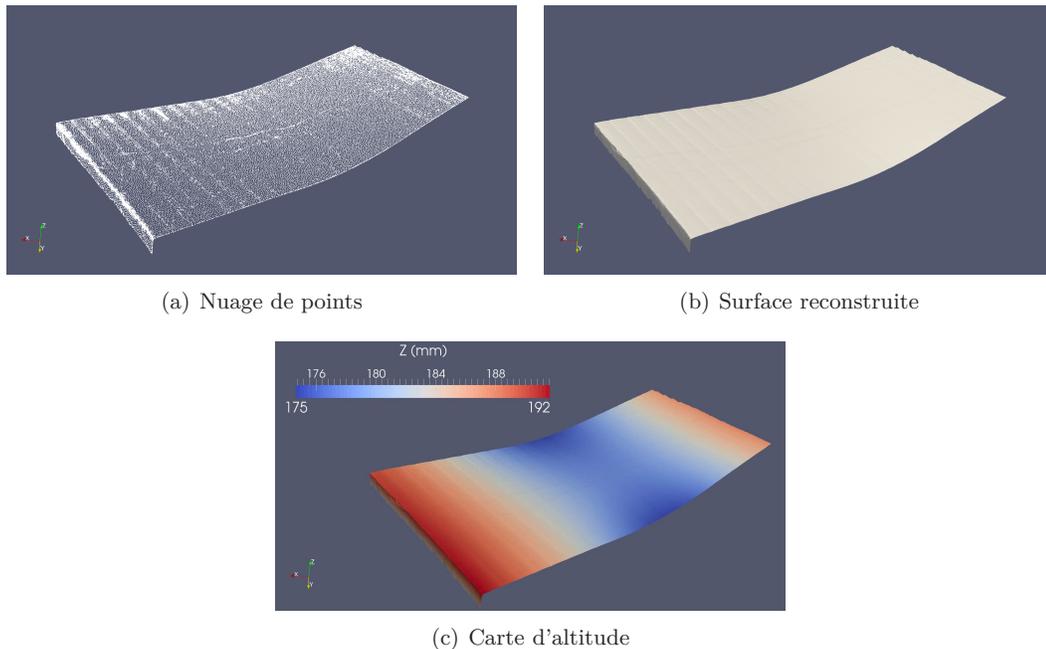


FIGURE 2.66 – Géométrie de la surface courbée avant usinage

La rainure est usinée dans la direction \vec{x} . Ses dimensions nominales sont 180 mm ×

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

10 mm × 1.25 mm (longueur × largeur × profondeur). Le parcours d'usinage comprend dix points de passage dont les coordonnées sont présentées dans le tableau 2.67. Comme lors des deux essais précédents, les deux premiers points se trouvent hors matière et permettent un apprentissage anticipé de l'écart géométrique vis-à-vis de la géométrie nominale plane. La position du point d'émission laser dans le référentiel du porte-outil est $\vec{O_{po}O_l} = [66, 3.5, 92]$ et l'orientation du capteur est $q_l = [0, 0, 0]$.

L'enlèvement de matière ne débute qu'au troisième point. L'outil choisi est une fraise boule de diamètre 10 mm, ce qui permet d'éviter les problèmes de talonnage rencontrés en usinage trois axes d'une surface courbe au moyen d'une fraise deux tailles et les vibrations qui en découlent. Pour rappel, la tolérance considérée sur la profondeur de la rainure est de ± 0.1 mm.

Point	1	2	3	4	5
X (mm)	-65	-30	5	30	60
Point	6	7	8	9	10
X (mm)	90	120	140	160	180

FIGURE 2.67 – Coordonnées des points de passage considérés dans le troisième essai

Le signal analogique reçu par le DCN permet de suivre les variations d'altitude de l'outil au cours de l'opération, 2.68. La diminution progressive de l'altitude de l'outil jusqu'à son entrée en matière (pente constante de $x = -30$ jusqu'à $x = 5$ sur le graphe) est suivie d'une variation en adéquation avec le profil simple courbure de la pièce. Toutefois, si la tendance semble bonne, nous constatons des pics et des creux synonymes d'une fluctuation locale et non désirée de l'altitude de l'outil et donc de la profondeur de la rainure.

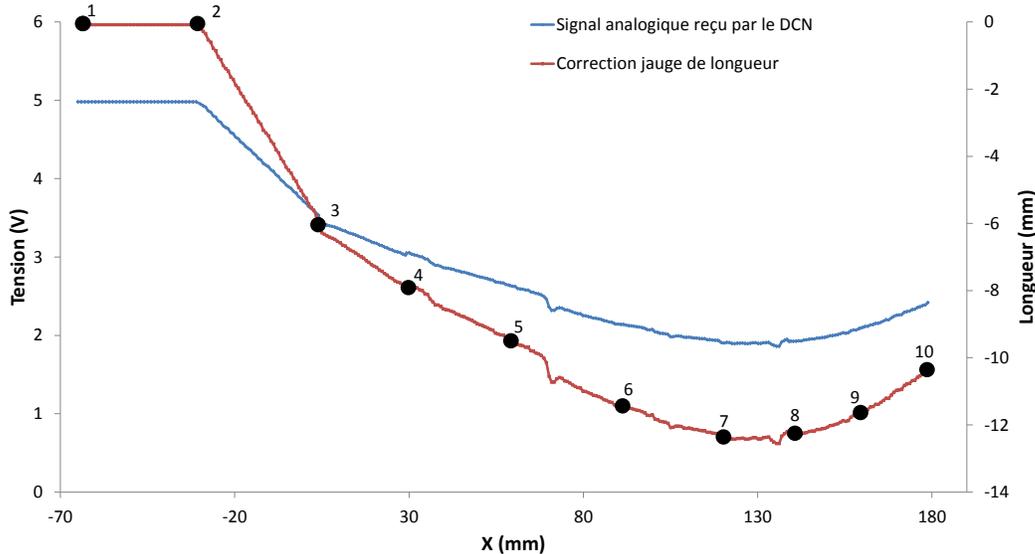


FIGURE 2.68 – Signal analogique reçu par le DCN pendant l'usinage de la rainure dans le troisième essai

Sur la figure 2.69, des marques sont visibles en fond de rainure, témoignant d'un sur-usinage local. Une analyse plus fine est toutefois nécessaire pour déterminer la profondeur de la rainure, son évolution, et l'amplitude des écarts obtenus par rapport à la profondeur

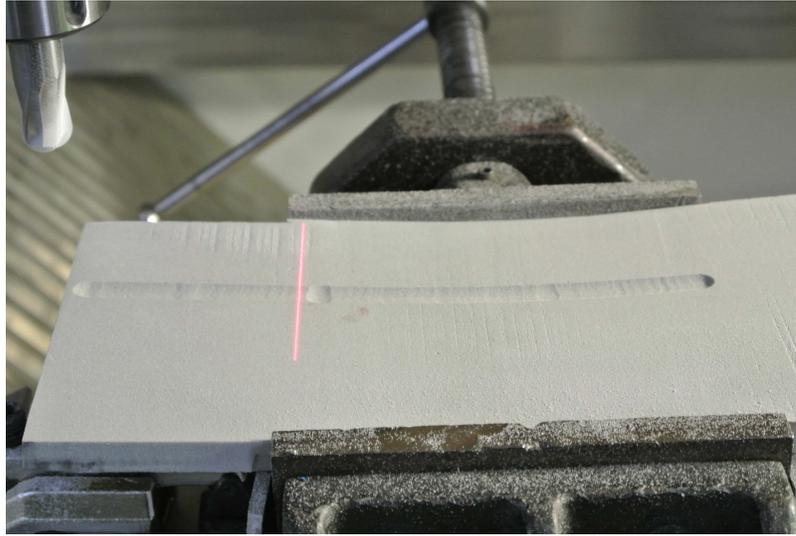
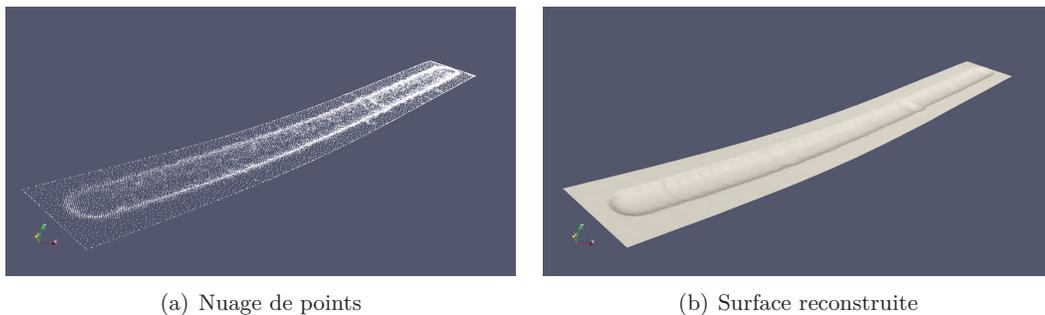


FIGURE 2.69 – Rainure usinée au cours du troisième essai

de consigne. En premier lieu, la rainure est digitalisée, 2.70, et des coupes transverses à l'axe de la rainure, en l'occurrence \vec{x} , sont effectuées, figure 2.71(a). Comme pour l'essai précédent, la profondeur est calculée au centre de la rainure, en considérant une évolution linéaire de l'altitude d'un bord à l'autre, 2.71(b).



(a) Nuage de points

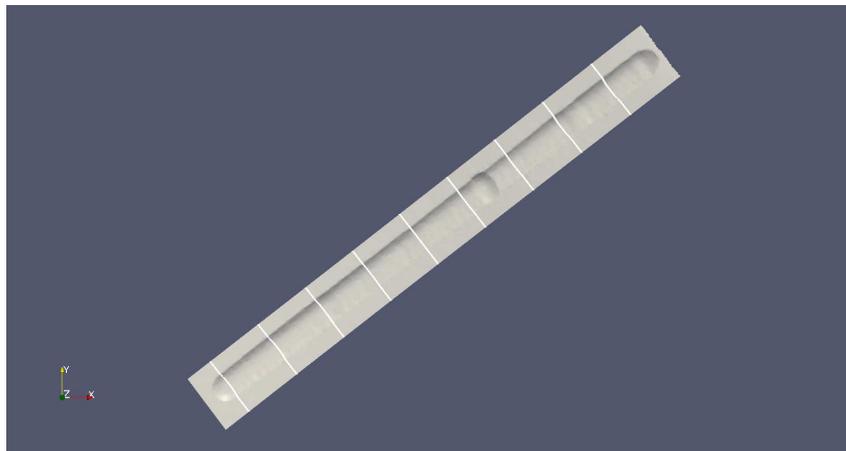
(b) Surface reconstruite

FIGURE 2.70 – Digitalisation de la rainure obtenue lors du troisième essai

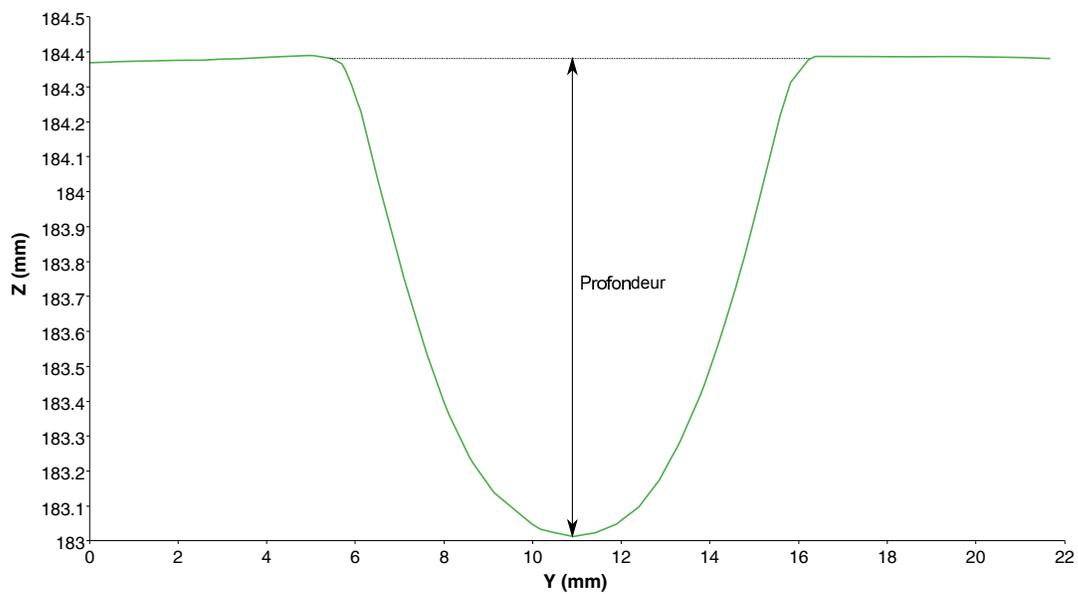
L'évolution de la profondeur d'une extrémité à l'autre de la rainure est tracée sur le graphe 2.72. La zone bleutée symbolise l'intervalle de tolérance $1.25 \text{ mm} \pm 0.1 \text{ mm}$. Même si la tolérance est respectée dans la majeure partie de la rainure, environ 70% de sa longueur, des écarts d'amplitude importante dégradent la qualité de l'usinage. Nous constatons que la majorité des défauts se traduisent par un sur-usinage, le plus marqué atteignant 0.35 mm.

Contrairement au cas précédent, nous pouvons supposer ici que ce n'est pas le manque de richesse de la base d'écart géométrique utilisée pour l'approximation qui a conduit aux défauts de profondeur de la rainure. En effet, l'écart géométrique entre la pièce réelle simple courbure et le modèle nominal supposé plan se prête bien à la décomposition en termes de défauts élémentaires mise en place. Les imprécisions inhérentes à l'approximation dans la base réduite POD peuvent expliquer des fluctuations de faible amplitude synonymes de réajustement locaux, mais ne peuvent en aucun cas justifier les sur-usinages les plus

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques



(a) Coupes transversales



(b) Profil

FIGURE 2.71 – Calcul de profondeur de la rainure usinée lors du troisième essai par coupes transversales

importants.

Le facteur de conversion longueur/tension employé durant cet essai est $k = 4 \text{ mm.V}^{-1}$. Ainsi, les imprécisions du signal analogique ont une répercussion accrue sur la correction de longueur : un écart de 0.025 V en tension se traduit par un défaut de 0.1 mm sur la jauge de longueur, et donc sur l'altitude de l'outil. L'erreur de 0.35 mm n'est cependant pas directement liée à l'amplification du bruit/des fluctuations du signal de tension car une déviation de 0.1 V par rapport à la tension de consigne n'est pas envisageable.

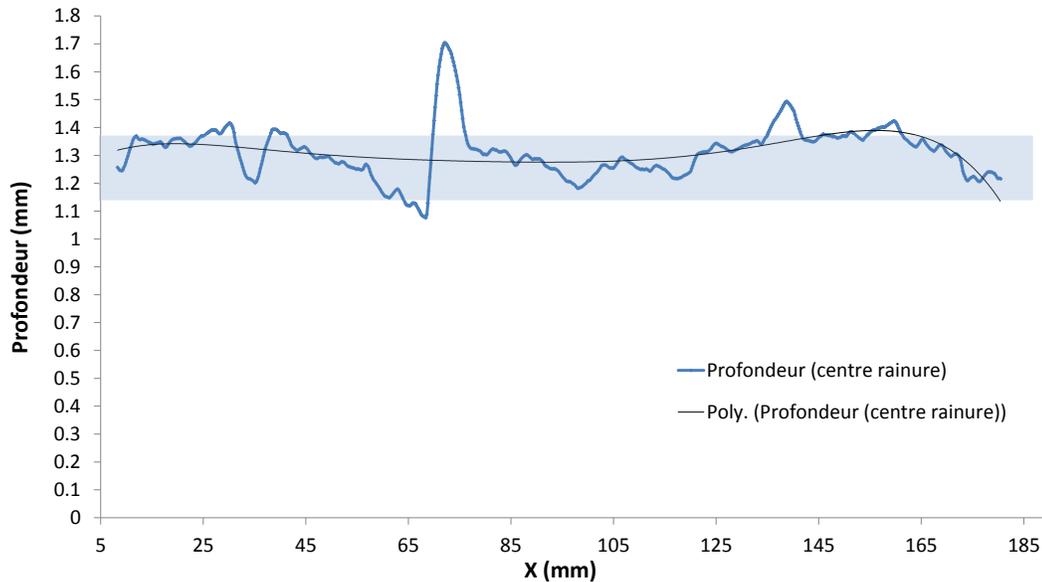


FIGURE 2.72 – Profondeur mesurée pour la rainure dans le 3^{ème} essai

En revanche, il est probable que l'accumulation d'imprécisions ait entraîné une désynchronisation progressive au travers d'une mauvaise estimation de la position de l'outil, puisque la trajectoire suivie n'est plus conforme à la trajectoire de consigne. Nous remarquons que la position du premier pic, $x \approx 70 \text{ mm}$ correspond à une position de la nappe laser d'environ, $x \approx 135 \text{ mm}$, qui "voit" alors une pente positive qui croît progressivement, (cf. figure 2.68). En conjecturant une sous-estimation de la position de la nappe par rapport à sa position réelle due à la désynchronisation que nous évoquons, celle-ci se traduirait par une sous-estimation du rayon de courbure qui expliquerait alors l'augmentation de la profondeur de passe. Le caractère local du défaut pourrait ainsi être lié à une interprétation biaisée du changement de pente, de l'inflexion.

Nous pouvons supposer que la présence du second pic découle directement du premier défaut. La région scannée lors de l'augmentation soudaine de la profondeur de passe (premier pic) est en effet celle dans laquelle se trouve le second pic. L'interprétation faussée des mesures laser (sous-estimation du rayon de courbure) pollue localement l'approximation : l'écart géométrique est mal identifié dans la zone d'inflexion. Les mesures collectées entre le premier et le second pic, permettent toutefois un gain de précision pour l'approximation, ce qui explique l'amplitude plus faible de ce second pic.

2.4.4 Synthèse de l'étude expérimentale

Les essais sur mousse condensée constituent une première mise en œuvre de la stratégie de mise à jour du parcours d'outil en temps-réel dans des conditions pratiques d'usinage. Ils

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

ont notamment permis de souligner les apports de cette approche. Des écarts géométriques d'une amplitude de plusieurs millimètres ont été identifiés et compensés en temps-réel. Un parcours d'usinage adapté à la profondeur de passe visée a pu être construit à la volée.

Avec comme point de départ une trajectoire nominale à altitude constante, l'usinage de pièces présentant un défaut de planéité ou une courbure dans la direction d'avance est possible. Les tolérances atteintes sont de l'ordre de 0.1 mm.

Ces tests ont aussi permis de mettre l'accent sur quelques verrous qui doivent encore être levés. Quelques uns ont attiré à l'approche choisie, comme le choix de la base d'approximation de l'écart géométrique. Celle-ci joue un rôle prépondérant dans la précision du parcours d'usinage généré en ligne. Sa construction nécessite d'avoir correctement identifié la nature des écarts géométriques, et se trouve considérablement enrichie dès lors que des données de mesure sont disponibles.

La plupart de ces verrous sont cependant d'ordre technologique. Ils concernent principalement l'interaction des composants impliqués dans la boucle d'ajustement du parcours (dispositif de mesure, calculateur, CN). Des gains de précision significatifs pourraient être notamment atteints en optimisant la synchronisation de ces entités.

L'emploi d'une CN ouverte permettrait notamment une interaction plus riche et plus simple à mettre en œuvre avec la machine-outil. Il serait par exemple envisageable de piloter la mesure laser directement depuis le DCN et "d'internaliser" en quelque sorte le capteur laser. Les acquisitions d'altitude seraient ainsi exploitées conjointement aux informations de position de l'outil fournies par les capteurs intégrés aux axes machine, ce qui permettrait de minimiser le biais d'interprétation de ces mesures.

L'exécution de l'algorithme de traitement directement par la CN constituerait l'étape suivante et permettrait de s'affranchir des problèmes de synchronisation lors de la mise en application de la correction de jauge de longueur. Cette configuration semble tout à fait possible : étant donné la légèreté de la base POD employée, la quantité de mémoire requise pour son stockage est raisonnable¹¹. Par ailleurs l'approximation au sens des moindres carrés de l'écart géométrique mesuré dans cette base nécessaire au calcul de la correction de trajectoire, se traduit par la résolution d'un système linéaire d'équations dont la taille est celle de la base considérée (*voir section 2.2.4.4*), qui ne sollicite qu'une faible ressource de calcul.

Dans cette configuration, la fonction du calculateur externe serait revue. Celui-ci servirait à la construction de la base d'approximation ainsi qu'au stockage d'une base de données sur la géométrie des pièces usinées. Une communication différée, c'est-à-dire préalable ou postérieure à l'opération d'usinage, permettrait alors le chargement de la base d'approximation sur l'espace mémoire de la CN et la collecte de l'ensemble des mesures d'altitude effectuées lors de la dernière opération à des fins d'auto-apprentissage.

2.5 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons présenté une stratégie de génération en ligne de trajectoires d'usinage. Elle vise à proposer une alternative à la programmation de trajectoire conventionnelle et repose sur une approche adaptative qui permet l'usinage de pièces dont la géométrie initiale ne peut être précisément déterminée a priori.

Elle constitue une rupture par rapport aux approches employées actuellement dans le domaine de l'usinage dit adaptatif de par le processus de construction de la trajectoire d'usinage mis en œuvre. L'étape d'inspection préliminaire à l'usinage, chronophage, est

11. La base POD employée au cours de cette campagne expérimentale occupe un espace mémoire de 600 Ko.

abandonnée au profit d'une mesure en ligne et d'une construction du parcours outil à la volée sur base d'un parcours nominal imprécis.

Contributions Une méthodologie d'ajustement en temps-réel de la trajectoire d'usinage a été développée. Elle s'appuie sur une structure en boucle fermée comportant trois phases : acquisition, traitement et correction. L'écart géométrique entre la pièce traitée et son modèle CAO, supposé statique, est mesuré pendant l'opération d'usinage. Les données collectées servent à construire une approximation de cet écart dans une zone d'intérêt contenant l'ensemble du parcours d'usinage.

Cette approximation requiert cependant une extrapolation pour laquelle une base est construite hors-ligne. La démarche mise en place pour la construction de cette base combine prédictions numériques et données d'observations. Elle repose sur la méthode de snapshots POD. Cette stratégie permet notamment de mettre à profit des mesures effectuées sur des pièces similaires (dans le cas de productions en série) et d'accroître progressivement la fidélité de la base construite grâce à une capitalisation des données.

Le caractère simultané de l'inspection et de l'ajustement de la trajectoire d'usinage nécessite une phase d'apprentissage au cours de laquelle un nombre suffisant de données pour une identification précise de l'écart géométrique dans la base réduite est collecté. Elle débute lors d'une phase d'approche et tire profit de la distance physique existant entre l'outil et la nappe laser.

Une stratégie d'ajustement en temps-réel de l'altitude de l'outil applicable à une CN propriétaire a été proposée. Elle agit sur la jauge de longueur d'outil qui permet des ajustements dans la direction de l'axe outil, dont l'orientation ne change pas pour l'usinage trois axes considéré. La modification de la jauge de longueur entraîne une compensation dynamique de l'altitude de l'outil par la CN. Elle présente l'avantage de ne pas interférer avec le look-ahead dynamique et n'altère donc pas la fluidité de la trajectoire.

Au delà de l'approche conceptuelle, nous avons analysé puis démontré la faisabilité de cette méthodologie sur un centre d'usinage de type industriel.

Au cours d'une étude numérique préliminaire, nous avons mis l'accent sur le rôle majeur joué par la calibration du dispositif de mesure. Cette étude a aussi révélé l'influence du bruit de mesure qui tend à dégrader la prédictivité de la méthode, ainsi que les apports d'une orientation à 45° de la nappe laser en comparaison d'une configuration à 0° . Nous nous sommes par ailleurs intéressés à la stratégie d'approche et nous avons proposé une stratégie préférentielle destinée à optimiser l'apprentissage : mise en lumière d'une vitesse d'avance critique, nécessité de balayer la zone d'entrée en matière.

Pour terminer, nous avons démontré la faisabilité de cette approche sur un centre d'usinage de type industriel au travers d'une campagne expérimentale. Le respect d'une profondeur de consigne lors de l'usinage d'une rainure a été étudié pour une pièce présentant un défaut de planéité puis pour une pièce courbe. Dans les deux cas, le modèle nominal considéré était une pièce plane présentant des écarts d'altitude de plusieurs millimètres par rapport à la pièce réelle. Nous avons montré que ces écarts étaient correctement identifiés et compensés en ligne, et qu'une tolérance de l'ordre de 0.1 mm sur la profondeur de passe pouvait être respectée.

Limites identifiées L'utilisation d'une base réduite, nécessaire à l'approximation en ligne de l'écart géométrique, suppose d'avoir correctement identifié les caractéristiques géométriques pouvant être rencontrées. Des caractéristiques absentes dans les formes ayant servis à la construction de la base, ne peuvent être capturées et conduisent donc à des

2. Chapitre 2 : Pilotage temps-réel de la trajectoire d'usinage pour la prise en compte de variabilités géométriques

erreurs d'approximation. L'approche proposée repose sur une décomposition de l'écart géométrique en défauts de forme élémentaires qui ont pour support l'ensemble de la zone d'intérêt : ce sont des défauts globaux, que nous pouvons aussi qualifier de défauts de 1^{er} ordre. Des écarts plus localisés ne sont pas considérés dans cette décomposition et seules des données empiriques issues d'inspection de pièce similaires peuvent permettre leur prise en compte. Ceci constitue donc la principale limitation conceptuelle et découle du compromis qui doit être fait entre richesse et compacité de l'information utilisée en ligne, entre rapidité et précision de la prise de décision.

Les autres limitations sont davantage d'ordre technologique et proviennent notamment de l'architecture fermée des CN propriétaires. L'emploi d'un capteur de mesure externe et d'un calculateur indépendant s'accompagne de problèmes de synchronisation, qui complexifient l'exploitation des acquisitions et la mise en application des corrections de trajectoire. Il en résulte un biais de mesure et une erreur de poursuite qu'une architecture plus ouverte pourrait permettre de minimiser.

Perspectives La possibilité de construire à la volée une trajectoire conforme à la réalité géométrique de la pièce traitée élargit le champ d'application de l'usinage adaptatif. L'intégration de la phase d'inspection dans l'opération d'usinage réduit le temps total de fabrication de la pièce, offrant un gain de productivité notable. Ceci permet par conséquent d'envisager l'utilisation d'une telle approche dans des domaines plus variés, en comparaison de l'usinage adaptatif classique qui reste pour le moment réservé à la production de pièces haute performance (aéronautique, naval, spatial).

Cette démarche ouvre aussi la voie à une prise en compte de phénomènes se manifestant en cours de procédé et qui ont un impact direct sur la morphologie de la pièce ne pouvant être prédit à priori. Dans ce contexte, des méthodes basées sur une correction anticipée à l'aide de modèles analytiques ou de simulations numériques s'avèrent impuissantes, tout comme les approches de programmation adaptative actuelles qui ne peuvent faire face à un comportement dynamique.

Cette problématique est abordée dans le chapitre suivant au cours duquel nous présentons une méthodologie permettant la prise en compte d'une distorsion de la pièce en cours de procédé dans le processus de construction du parcours d'usinage.

Chapitre 3

Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

Les contributions présentées dans ce chapitre ont attiré à la programmation avancée de MOCN pour l'usinage de pièces dont la géométrie est dynamique, c'est à dire des pièces qui subissent une déformation au cours du procédé. Les déplacements de la surface usinée ayant lieu pendant l'enlèvement de matière sont intégrés au processus de construction en ligne de la trajectoire d'usinage afin de garantir le respect des tolérances sur l'épaisseur finale de la pièce. La méthodologie développée s'appuie sur une boucle de contrôle dont la structure est semblable à celle présentée dans le chapitre 2.

- *Les déplacements de la surface usinée sont mesurés en ligne, section 3.4.3.1.*
- *Ils servent à l'anticipation des déplacements à venir dans la suite de l'opération ainsi qu'à une prédiction quantitative de la forme finale de la pièce. Des bases de données construites par le biais de simulations d'usinage et de débridage effectuées hors-ligne et complétées par des données de mesure sont employées, section 3.3. Une approche de réduction de modèle à priori appelée PGD (Proper Generalized Decomposition) est par ailleurs utilisée lorsque la géométrie de la pièce brute s'y prête, section 3.3.4.*
- *Le parcours d'usinage est compensé en temps-réel grâce à un dialogue permanent avec le DCN, section 3.4.3.3.*

Au cours du chapitre précédent, nous avons exposé une méthodologie de génération en ligne du parcours d'usinage qui combine la flexibilité de l'usinage adaptatif, en permettant la construction d'un parcours d'usinage conforme à la morphologie de la pièce traitée, à la rapidité de l'approche conventionnelle en générant ce parcours "au vol". Les pièces alors considérées présentaient un écart géométrique à priori inconnu par rapport à un modèle nominal, supposé statique durant l'opération.

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

Dans ce chapitre, nous nous plaçons dans un contexte sensiblement différent dans lequel la géométrie de la pièce brute est bien connue mais une évolution non désirée de celle-ci a lieu au cours de l'opération. La pièce se déforme au cours du procédé, ce qui remet en cause la précision de son usinage par des approches conventionnelles. L'objectif du travail mené sur cette thématique et que nous allons présenter tout au long de ce chapitre n'est pas d'empêcher la déformation (nous parlerons aussi de "distorsion") de la pièce mais plutôt de l'intégrer dans le processus de génération du parcours d'usinage.

Un tel comportement de la pièce au cours de son usinage n'est possible qu'à deux conditions. Tout d'abord les phénomènes à l'origine de la distorsion doivent avoir une ampleur suffisamment importante pour menacer la précision de l'opération. Nous verrons que ces sources sont multiples et nous expliquerons notamment pourquoi les contraintes résiduelles présentes dans la pièce brute seront considérées comme principal moteur de la déformation. De plus, la fixation de la pièce doit être peu contraignante de manière à laisser suffisamment de liberté à celle-ci pour que des déplacements d'amplitude significative aient lieu.

Cette problématique est peu présente dans les centres d'usinage mécanique conventionnels car la pièce y est souvent fortement bridée pour des questions d'immobilité et de stabilité du montage lors de la coupe. La mise en place d'un tel montage peut s'avérer cependant difficile à concevoir et coûteux pour les pièces de géométrie complexe ou de grandes dimensions. De plus, une mise en contrainte trop importante de la pièce lors de son usinage peut conduire à une amplification des défauts de forme constatés après démontage/retrait du dispositif de bridage. Afin de s'affranchir des obstacles que nous venons d'énoncer, des conceptions nouvelles ont vu le jour au cours des dernières années (*e.g. usinage avec broche horizontale et bridage local sur machine F5X*, [Aérolia, 2014]) et laissent libre cours à la déformation de la pièce en cours de procédé.

Ce chapitre comporte cinq sections. Dans la section 1, nous abordons le concept de contraintes résiduelles en présentant leur origine, les traitements de relaxation développés dans le but d'évaluer leur stabilité ou de les relaxer, et enfin les techniques de mesure permettant de les quantifier.

Dans la section 2 nous nous intéressons à la déformation d'une pièce lors de son usinage. Nous faisons une distinction entre les sources de déformation inhérentes à l'état matière initial de la pièce et celles induites pendant l'opération, et nous clarifions le rôle joué par les contraintes résiduelles présentes dans la pièce brute.

Un modèle numérique visant à prédire l'état de déformation induit par l'enlèvement de matière dans une pièce présentant un état initial de contraintes est ensuite détaillé dans la section 3. Les verrous liés à l'approximation du volume de matière usiné ainsi qu'à la génération d'un état de contraintes auto-équilibrées sont notamment levés.

Dans la section 4, nous présentons une méthodologie permettant d'intégrer la distorsion de la pièce dans le processus de génération du parcours-outil. Après avoir précisé sa structure globale, le rôle et le fonctionnement de chaque composant est expliqué.

La section 5 regroupe les résultats de plusieurs expériences numériques destinées à évaluer le comportement de l'algorithme d'exploitation des mesures et de calcul de correction du parcours d'usinage dans un contexte relativement réaliste, en reproduisant les conditions rencontrées sur une MOCN de type industriel.

Sommaire

3.1 Généralités sur les contraintes résiduelles	122
3.1.1 Définition et différentes échelles de contraintes	122
3.1.2 Mécanismes de formation des contraintes résiduelles de type I	123
3.1.3 Etapes de mise en forme et profils de contraintes associés	125
3.1.4 Principaux traitements de relaxation des contraintes résiduelles	127
3.1.5 Méthodes de mesure	130
3.2 Contraintes résiduelles et distorsion	136
3.2.1 Enjeux pour le secteur aéronautique	137
3.2.2 Mécanismes de la distorsion	137
3.2.3 Cadre de travail choisi	142
3.3 Modèle numérique pour l'enlèvement de matière	145
3.3.1 Génération numérique d'un champ de contraintes auto-équilibrées	145
3.3.2 Détermination du volume de matière usiné	148
3.3.3 Modèle élastique linéaire isotrope	151
3.3.4 Approche classique et réduction de modèle	153
3.4 Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée	157
3.4.1 Objectifs visés	159
3.4.2 Méthodologie	160
3.4.3 Mise en oeuvre	161
3.5 Validation numérique	175
3.5.1 Principe de l'expérience numérique	175
3.5.2 Tôle plane laminée	176
3.5.3 Géométrie simple courbure	187
3.5.4 Synthèse de l'étude numérique	193
3.6 Conclusion	193

3.1 Généralités sur les contraintes résiduelles

3.1.1 Définition et différentes échelles de contraintes

Les contraintes résiduelles sont par définition des contraintes multiaxiales statiques auto-équilibrées existant dans un système isolé de température uniforme et en l'absence de tout chargement extérieur, [Barralis *et al.*, 1999].

Les contraintes résiduelles sont le fruit d'une déformation hétérogène du matériau pouvant avoir lieu à différentes échelles. Les matériaux considérés dans ce travail sont uniquement métalliques et présentent une structure polycristalline. Trois échelles sont couramment considérées : macroscopique (plusieurs grains), microscopique (un grain ou une portion de grain) et sub-microscopique (quelques distances inter-atomiques du réseau cristallin), figure 3.1.

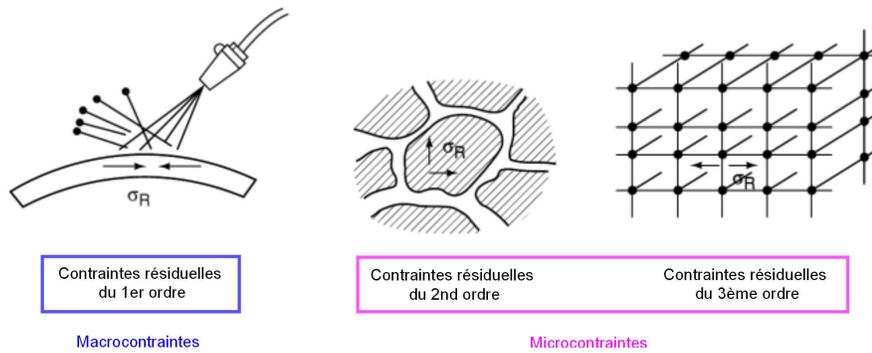


FIGURE 3.1 – Trois ordres de contraintes résiduelles, [Barralis *et al.*, 1999]

Les contraintes du **1^{er} ordre** ou de **type I**, σ_R^I , sont associées à des déformations existant sur un domaine s'étendant sur plusieurs grains. Dans chaque section de la pièce, l'équilibre des forces résultant de ces contraintes ainsi que celui des moments associés à ces forces sont vérifiés. Si cet équilibre est rompu, cela se traduit par un changement de géométrie de la pièce à l'échelle macroscopique.

Les contraintes du **2nd ordre** ou de **type II**, σ_R^{II} , sont associées à des différences d'orientation entre des grains d'un même voisinage, qui ont ainsi des propriétés mécaniques et thermiques différentes/incompatibles. Par ailleurs les contraintes de type 2 sont présentes dès lors que plusieurs phases sont présentes ou que des transformations de phase ont lieu. Elle sont homogènes dans des domaines dont la taille n'excède pas celle d'un grain. C'est à cette échelle que l'équilibre des forces et des moments associés est vérifié. Une perturbation de cet équilibre peut engendrer une déformation macroscopique, par addition de déformations microscopiques. Cette dernière est en général de moindre amplitude en comparaison de la macro-déformation pouvant avoir lieu en présence de contraintes de **type I**.

Enfin les contraintes de **3^{ème} ordre** ou de **type III**, σ_R^{III} , affectent quant à elles des zones dont la taille ne dépasse pas quelques distances inter-atomiques. Elle sont le fruit de déformations générées au voisinage des défauts cristallins : dislocations, vides... L'équilibre des forces et moments résultants de ces contraintes est vérifié dans de très petites portions de grain. La modification de ce dernier n'entraîne aucune déformation à l'échelle macroscopique.

Finalement, le champ de contraintes résiduelles σ_R est la superposition de ces trois

états de contrainte,

$$\sigma_R = \sigma_R^I + \sigma_R^{II} + \sigma_R^{III} \quad (3.1)$$

Les contraintes de **type II** peuvent être vues comme des fluctuations autour d'une valeur moyenne correspondant aux contraintes de **type I**, [Totten, 2002]. De même, les contraintes de **type III** peuvent être vues comme des fluctuations autour d'une valeur moyenne associée aux contraintes de **type II**, figure 3.2.

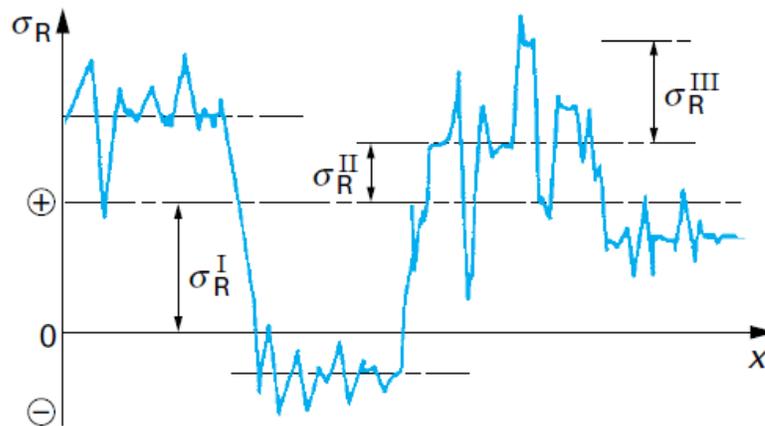


FIGURE 3.2 – Superposition des trois types de contraintes, [Barralis *et al.*, 1999]

Seules les contraintes résiduelles de **type I** pouvant engendrer des macro-déformations importantes seront prises en compte dans la suite. Les mécanismes de formation, les méthodes de mesure ainsi que les traitements de relaxation présentés dans la suite concernent donc en premier lieu ces macro-contraintes.

3.1.2 Mécanismes de formation des contraintes résiduelles de type I

Comme évoqué dans la section précédente, les contraintes résiduelles résultent d'une hétérogénéité de déformation de la structure. Plusieurs sources pouvant agir seules ou de façons combinées sont à distinguer.

D'une part, des sollicitations mécaniques externes peuvent entraîner une déformation plastique hétérogène entre la surface et le cœur de la pièce. C'est le cas notamment pour les procédés de grenailage et plus généralement de matage où une déformation plastique de surface est volontairement introduite pour améliorer les performances mécaniques de la pièce. C'est aussi le cas au cours des procédés de laminage et de roulage, employés pour la mise en forme de panneaux de grandes dimensions, omniprésents dans les avions. Nous reviendrons sur ces deux procédés plus en détail dans la section suivante.

D'autre part des sollicitations thermiques peuvent aussi induire une déformation plastique. Un des exemples les plus courants est celui des pièces trempées. Le moteur des déformations est dans ce cas le gradient de température entre la surface et le cœur de la pièce. Au début de la trempe, la contraction des fibres proches de la surface entraîne une mise en compression du cœur, plus chaud et offrant donc une faible résistance, qui subit une déformation irréversible. Plus tard, le refroidissement complet de la surface a pour effet d'empêcher la contraction des fibres à cœur qui se retrouvent alors en traction. Ces contraintes intérieures de traction sont équilibrées par les contraintes de compression se développant dans les zones de proche surface, [Younger et Eckelmeyer, 2007].

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

Enfin des changements au niveau de la microstructure du matériau sont aussi générateurs de contraintes résiduelles. Lors de la trempe des aciers, le passage de la phase austénitique (structure cubique face centrée) à la phase martensitique (cubique centrée) se traduit par un changement de volume. L'amplitude de cette variation de volume est suffisante pour entraîner une déformation plastique du matériau.

La première source de contrainte évoquée est souvent illustrée par le modèle à trois barres, [Chandra, 1997]. On considère un système constitué de trois barres de géométrie identique, de longueur L et de section A . Les deux barres latérales sont constituées d'un acier de module d'élasticité E_1 , de module tangent P_1 et de limite d'élasticité initiale en traction σ_{y1} . L'acier constituant la barre centrale a un module d'élasticité identique et un module tangent identique mais une limite d'élasticité initiale en traction deux fois plus grande : $E_2 = E_1$, $P_2 = P_1$ et $\sigma_{y2} = 2 \cdot \sigma_{y1}$.

Les extrémités supérieures des barres sont encastrées et les extrémités inférieures sont fixées à un bloc indéformable et de masse négligeable. Un chargement F est appliqué au système, figure 3.3. Il se répartit de façon égale dans les trois barres tant que la contrainte de traction "vue" par chacune des barres n'excède pas la limite d'élasticité du matériau qui la compose. La valeur critique pour le chargement F est donc ici $F_c = \frac{A}{3} \cdot \sigma_{y1}$.

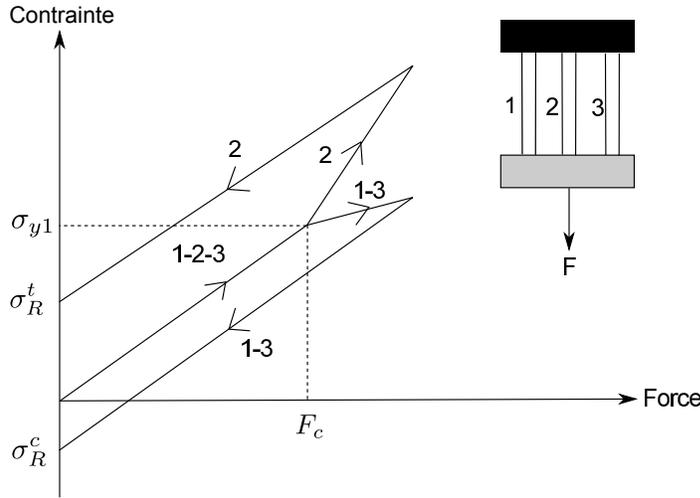


FIGURE 3.3 – Courbe Force-Contrainte pour la structure à trois barres

On distingue alors 2 cas :

1. $F \leq F_c$. Aucune barre ne subit de déformation plastique. La décharge se traduit par un retour à un état non contraint.
2. $F > F_c$. Les barres latérales subissent une déformation irréversible. Par ailleurs elles supportent une charge moins importante que la barre centrale, le module tangent étant plus faible que le module élastique. Si on note F_{lat} la charge supportée par chacune des barres latérales et F_{cent} celle supportée par la barre centrale, on a :

$$F_{lat} = \frac{F}{3} \cdot \frac{P_1}{E_2} \quad F_{cent} = \frac{F}{3} \cdot \frac{3E_2 - 2P_1}{E_2} \quad (3.2)$$

En considérant qu'aucune déformation plastique n'a lieu dans la barre centrale, c'est à dire que le chargement appliqué F est tel que $\left(\frac{F_{cent}}{A} \leq \sigma_{y2}\right)$, la décharge

3.1. Généralités sur les contraintes résiduelles

ne conduit plus à un retour vers un état non contraint, comme illustré sur la figure 3.3. Une contrainte de compression, σ_R^c subsiste dans les barres latérales alors qu'une contrainte de traction σ_R^t est obtenue dans la barre centrale.

Un tel exemple peut aussi servir d'illustration pour les contraintes résiduelles issues d'une sollicitation thermique en considérant un chauffage de la barre centrale et un maintien à température ambiante des deux barres latérales, comme proposé dans [Masubuchi, 1980]. Tout comme le modèle présenté, il permet de montrer de façon simplifiée, l'impact d'une plastification non homogène sur l'état de contrainte final de la pièce.

Dans la section suivante, nous nous intéressons aux profils de contraintes résiduelles générées au cours des procédés de laminage et de roulage. La plupart des panneaux minces utilisés dans les structures aéronautiques sont en effet issus de pièces laminées puis roulées dans certains cas. Les sollicitations thermiques et mécaniques mises en jeu au cours de ces procédés de mise en forme primaires sont tout d'abord rappelées, puis les profils de contraintes généralement obtenus sont exposés.

3.1.3 Etapes de mise en forme et profils de contraintes associés

Parmi les nombreux procédés de mise en forme de pièces métalliques, nous nous focalisons ici uniquement sur le laminage et roulage. Ces deux procédés sont très répandus dans l'industrie aéronautique car ils permettent la mise en forme de pièce de grandes dimensions et d'épaisseur constante.

3.1.3.1 Laminage

Le laminage est un procédé de mise en forme par déformation plastique qui consiste à faire passer un métal entre deux cylindres tournant en sens inverse, appelés laminoirs, dans le but de réduire son épaisseur, figure 3.4. On distingue deux types de laminage : le laminage à chaud et le laminage à froid. Lors du laminage à chaud, une forte réduction d'épaisseur intervient. Afin de réduire la puissance de déformation nécessaire au travail de ces fortes épaisseurs, le matériau est préalablement chauffé pour le rendre plus ductile. Outre le chauffage, le matériau subit une compression continue.

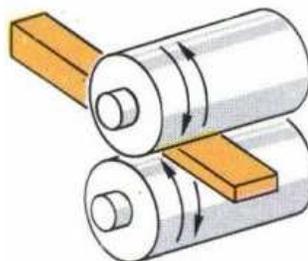


FIGURE 3.4 – Principe du laminage

Le laminage à froid permet d'ajuster l'épaisseur souhaitée de façon plus fine mais a aussi pour vocation de modifier les caractéristiques mécaniques du métal. La réduction d'épaisseur ayant lieu durant cet étape est bien moins importante qu'au cours du laminage à chaud. En revanche, la déformation plastique locale par compression a pour conséquence

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

un écouissage du matériau par allongement des grains de la structure cristalline, et donc une augmentation de sa limite d'élasticité.

Le profil de contraintes caractéristique d'une pièce laminée a une forme en M, figure 3.5. Il présente une symétrie par rapport au plan ou "feuille" moyen de la tôle selon la terminologie généralement employée. Une contrainte de compression est obtenue sur les faces de la tôle laminée alors qu'on observe une contrainte de traction à cœur, [Sim, 2011] [Alpsten, 1968]. De plus, ce profil type est constaté à la fois dans la direction longitudinale (direction d'avance de la tôle) mais aussi dans la direction transverse.

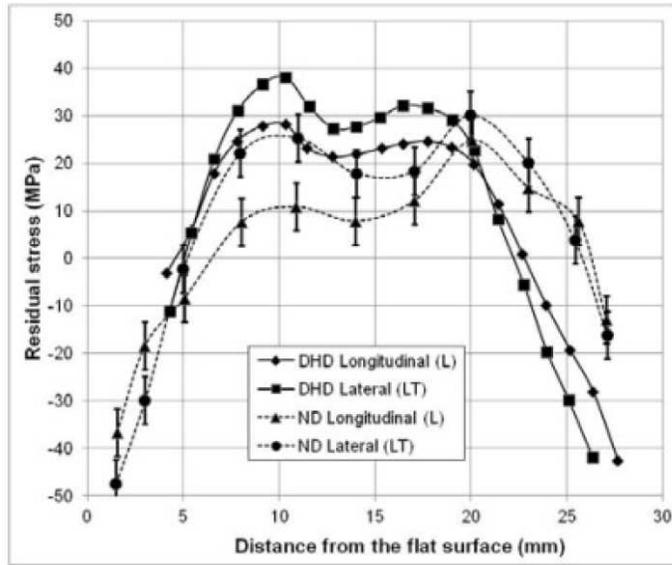


FIGURE 3.5 – Profil de contraintes résiduelles dans l'épaisseur caractéristique d'une tôle laminée, [Sim, 2011]

3.1.3.2 Roulage

Le roulage permet pour sa part la fabrication de tôles à simple courbure par déformation plastique d'une tôle initialement plane. C'est un procédé de mise en forme à froid réservé à des pièces de faible épaisseur. La pièce est sollicitée uniquement en flexion par appui sur plusieurs rouleaux cylindriques. La figure 3.6 illustre le cas d'une machine disposant de trois rouleaux.

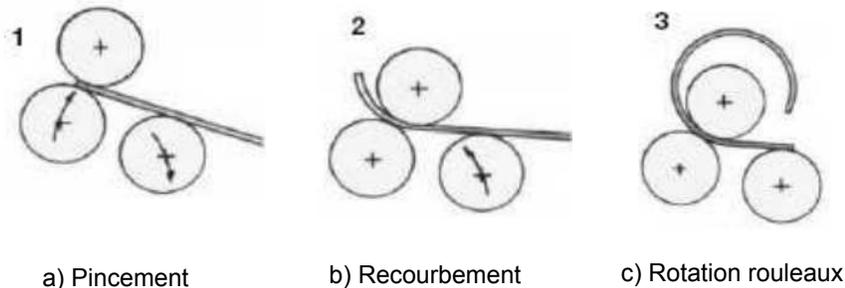


FIGURE 3.6 – Principe du roulage

3.1. Généralités sur les contraintes résiduelles

La tôle à former est d'abord pincée entre deux rouleaux, elle est ensuite soumise à l'action d'un troisième rouleau, dit "de recourbement". Enfin, grâce à la rotation de l'ensemble des rouleaux, le formage peut être effectué de façon continue.

Au cours de la mise en forme, les fibres extérieures sont étirées de façon irréversible alors que les fibres intérieures sont comprimées, figure 3.7. Un modèle analytique de flexion plastique d'une plaque est utilisé dans [Batista Aguiar *et al.*, 2001] pour déterminer le profil de contraintes résiduelles générées dans le cas d'une configuration à trois rouleaux. Le profil obtenu analytiquement est comparé à une mesure par rayon X et présente de fortes similitudes. Ce profil a une forme en S et présente donc une symétrie "centrale", par opposition à la symétrie "axiale" des contraintes dans une pièce laminée. Les faces intérieures et extérieures se trouvent dans un état de contrainte opposé : compression pour la face extérieure, traction pour la face intérieure. La contrainte à cœur est nulle.

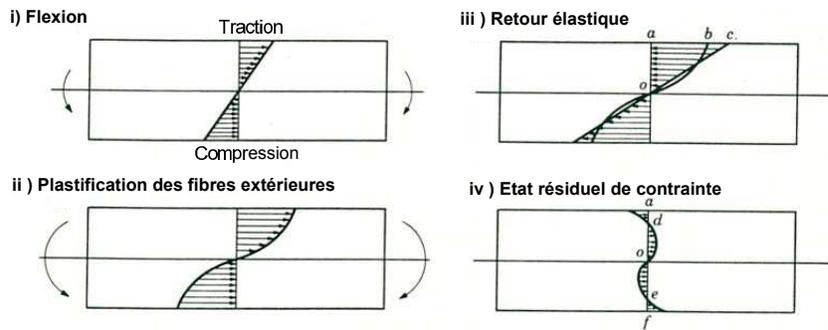


FIGURE 3.7 – État résiduel de contrainte induit par une flexion plastique hétérogène

L'introduction de contraintes résiduelles, inhérente aux procédés de mise en forme comme nous venons de l'illustrer dans le cas du laminage et du roulage, conduit au développement de traitements. Effectués en aval des étapes primaires, ces traitements ont pour but de réduire l'amplitude des contraintes dans la pièce qui peuvent altérer à la fois ses performances mécaniques en service (tenue en fatigue), [James *et al.*, 2007] ou conduire à des distorsions lors de son usinage, [Brinksmeier *et al.*, 1982].

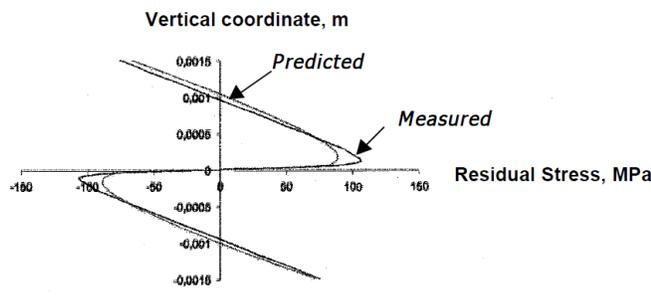


FIGURE 3.8 – Profil de contraintes résiduelles après roulage, [Batista Aguiar *et al.*, 2001]

3.1.4 Principaux traitements de relaxation des contraintes résiduelles

La relaxation de contraintes résiduelles peut avoir lieu au cours de sollicitations thermiques, mécaniques, ou bien encore chimiques. Nous n'aborderons ici que les deux premiers aspects. L'étude de cette relaxation est primordiale. Pour certaines applications,

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

la présence de contraintes résiduelles est souhaitée et il s'agit dans ce cas de s'assurer que les sollicitations en service ne vont pas conduire à une relaxation progressive de ces contraintes au cours du temps, [Totten, 2002]. Par exemple, la stabilité thermique des contraintes résiduelles est essentielle pour des composants évoluant dans un environnement haute température (*e.g. aubes de réacteur d'avion*).

Dans d'autres cas, la présence de contraintes résiduelles est au contraire problématique, et l'objectif est de réduire l'amplitude de ces contraintes. C'est cette seconde situation qui nous intéresse puisque c'est la stabilité dimensionnelle des pièces lors d'opérations d'usinage qui motive ce travail, et fait l'objet des développements présentés dans ce chapitre. Comme expliqué dans la section 3.1.3, les opérations de mise en forme primaires, de type laminage et roulage, génèrent des contraintes qu'il s'agit de relaxer partiellement ou totalement.

3.1.4.1 Déformation plastique

La relaxation de contraintes résiduelles par déformation plastique est une des approches les plus courantes. L'exemple présenté sur la figure 3.9 illustre le cas d'une relaxation par traction conduisant à une déformation plastique uniaxiale. Le cœur de la pièce est initialement en traction alors que les zones proches de la surface sont en compression. Dans cet exemple, le matériau constituant le cœur et celui constituant la surface n'ont pas la même limite d'élasticité. Par ailleurs le matériau à cœur à un comportement élasto-plastique avec écrouissage alors que le matériau en surface est élastique parfaitement plastique.

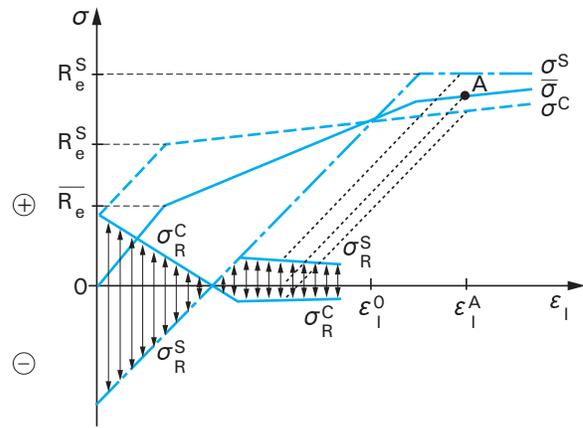
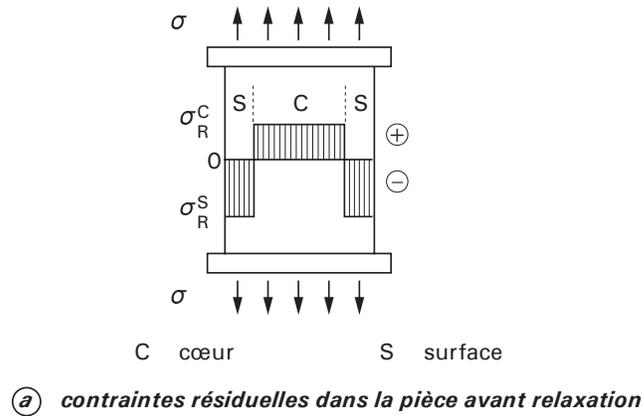
On constate que dans cette configuration, les contraintes ne sont qu'en partie relaxées par la sollicitation mécanique. Pour qu'elles le soient en totalité, il est facile de montrer que le matériau doit avoir un comportement élastique parfaitement plastique. Dans la pratique il subsistera donc toujours un faible niveau de contraintes dans la pièce. La déformation plastique du matériau peut aussi être atteinte par compression uniaxiale. A nouveau la relaxation de contraintes n'est que partielle.

Par ailleurs, l'état de contrainte choisi pour cet exemple est uniaxial alors qu'on observe plutôt une biaxialité des contraintes résiduelles dans la réalité : les pièces laminées présentent un profil de contraintes résiduelles à la fois dans la direction du laminage et dans la direction transverse. Bien que la sollicitation soit uniaxiale, la déformation plastique a lieu dans les trois directions (longitudinale, transverse dans le plan et à travers l'épaisseur) et de façon privilégiée en fonction de la position de la matière au sein de la pièce. Par exemple, la déformation dans la direction de l'épaisseur sera plus importante dans les zones de proche surface que dans les zones à cœur davantage contraintes par la matière environnante. Pour toutes ces raisons, même dans le cas d'une pièce de géométrie simple (*e.g. tôle plane*), le pourcentage de contraintes relaxées par sollicitation mécanique uniaxiale est difficile à prédire.

3.1.4.2 Fluage

La relaxation de contraintes peut aussi avoir lieu lors de sollicitations thermiques. Lors d'un recuit par exemple, le métal est soumis à une montée en température, un maintien à haute température suivi d'un refroidissement contrôlé. Au cours de la phase de maintien à haute température, $T > 0.6 \cdot T_f$ où T_f désigne la température de fusion du matériau, la relaxation de contraintes est attribuable à une déformation induite par le mouvement des dislocations. On parle alors de fluage de diffusion. Pour des températures plus basses, $T < 0.25 \cdot T_f$, c'est le fluage dit logarithmique qui joue un rôle majeur dans la relaxation de contraintes.

3.1. Généralités sur les contraintes résiduelles



- retour élastique du matériau
 - R_e limite d'élasticité
 - ϵ_l déformation longitudinale
 - ϵ_l^0 déformation longitudinale standard (éprouvette sans contraintes résiduelles)
 - ϵ_l^A déformation longitudinale quand $\bar{\sigma}$ atteint le point A
 - σ contrainte appliquée
 - σ_R contrainte résiduelle
- Les valeurs surlignées sont des valeurs moyennes

(b) contraintes en fonction de la déformation plastique

FIGURE 3.9 – Interprétation macroscopique de la relaxation de contraintes par déformation plastique, [Barralis *et al.*, 1999]

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

3.1.4.3 Vibration

La présence de contraintes résiduelles dans une pièce augmente sa fréquence de résonance naturelle. Lorsqu'on soumet la pièce à des vibrations de fréquence inférieure à cette nouvelle fréquence de résonance et de grande amplitude, le matériau absorbe de l'énergie. Il y a alors redistribution des contraintes au sein de la pièce et retour à une fréquence de résonance proche de celle de l'état non contraint. Cette technique de relaxation appelée VSR (*Vibratory Stress Relieving*) est particulièrement efficace pour la relaxation de contraintes d'origine thermique, [Claxton, 1991]. Tout comme pour les traitements thermiques de type recuit, il existe une procédure à suivre concernant le temps de vibration, qui dépend principalement de la masse de la pièce traitée.

Que ce soit par déformation plastique, fluage ou vibration, la relaxation de contraintes résiduelles n'est jamais totale. Au final, les contraintes résiduelles subsistant dans la pièce s'additionnent aux contraintes de service et peuvent conduire à des comportements inattendus du matériau. Présentes en l'absence de toute sollicitation dans toutes les pièces mécaniques, les contraintes résiduelles n'apparaissent pas de façon "explicite" et restent difficiles à quantifier. Les modèles utilisés pour prédire les contraintes générées lors des diverses étapes de mise en forme ainsi que leur relaxation comportent leur lot d'hypothèses simplificatrices et donc d'imprécision. La mesure de contraintes résiduelles reste à l'heure actuelle incontournable.

Les dispositifs de mesure et les phénomènes physiques mis en jeu pour y parvenir sont divers. Une revue non exhaustive des techniques existantes est réalisée dans la section suivante.

3.1.5 Méthodes de mesure

Les deux grandes familles de méthodes de mesure sont les méthodes destructives ou semi-destructives et les méthodes non destructives.

3.1.5.1 Méthodes destructives ou semi-destructives

Les méthodes destructives ou semi-destructives reposent sur un principe simple : perturber l'équilibre des contraintes afin d'engendrer une déformation de la pièce. Cette déformation est alors mesurée à la surface de la pièce à l'aide de jauges d'extensométrie ou par interférométrie de speckle. Ces méthodes ne permettent de quantifier que les contraintes résiduelles de **type I**.

3.1.5.1.a Trou incrémental

Cette technique de mesure consiste à réaliser un trou de faible diamètre dans la pièce. La profondeur du trou est augmentée pas à pas. Pour chaque profondeur considérée la déformation en surface est mesurée, figure 3.10. Afin de faire le lien entre ces déformations et la contrainte libérée lors du perçage, des coefficients de calibration sont nécessaires et sont déterminés par un calcul EF, [Montay *et al.*, 2011].

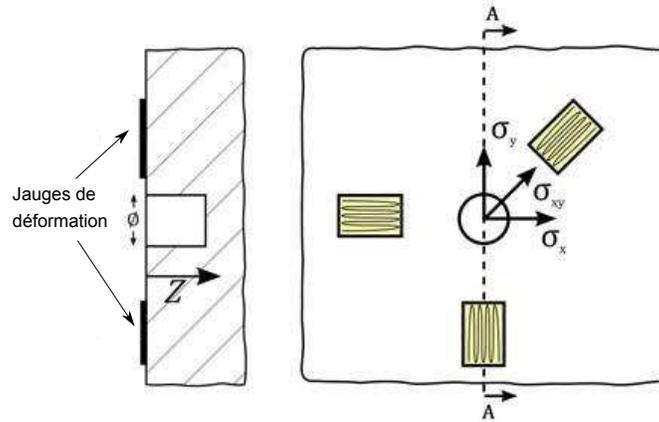


FIGURE 3.10 – Méthode du trou incrémental, [E28 Committee, 2013]

Finalement, l'évolution des contraintes en fonction de la profondeur peut être mesurée. Néanmoins le cadre d'application de cette méthode de mesure est soumis à plusieurs hypothèses :

1. Le matériau a un comportement élastique isotrope.
2. Les contraintes ne varient pas dans la couche enlevée lors de chaque perçage.
3. La composante de contrainte perpendiculaire à la surface peut être négligée.

Les principales limites de cette méthode sont qu'elle ne renseigne pas sur le champ de contraintes en surface et qu'elle ne permet de mesurer les variations du champ de contraintes que dans une direction (*i.e. dans l'épaisseur*). Par ailleurs, sa résolution est plutôt faible : une distance d'au moins cinq diamètres entre deux trous ou entre un trou et un bord doit être respectée.

3.1.5.1.b Rainure incrémentale

La méthode de la rainure incrémentale est une évolution et permet des mesures du champ de contraintes résiduelles en deux dimensions. Le principe est similaire à celui du trou incrémental. Une rainure est cette fois usinée dans l'échantillon mesuré, 3.11.

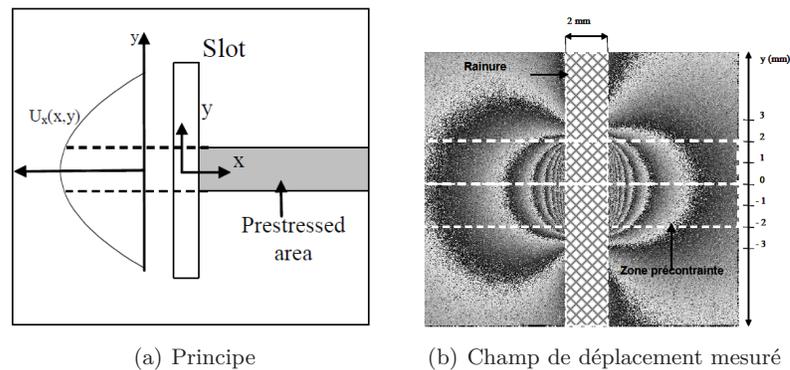


FIGURE 3.11 – Méthode de la rainure incrémentale, [Montay et al., 2008]

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

Ceci engendre une perturbation de l'équilibre initial du champ de contraintes et un ré-équilibrage par déformation de l'échantillon. Tout comme pour le trou, la profondeur de la rainure est augmentée progressivement. La mesure du champ de déplacement en surface peut là aussi s'effectuer par interférométrie de speckle, comme proposé dans [Montay *et al.*, 2008].

3.1.5.1.c Crack compliance

Une approche similaire a été développée par M.B. Prime aux États-Unis sous le nom de *Crack compliance method*, [Prime, 1999]. Une rainure de faible largeur est découpée à l'aide d'une scie ou d'une fraise sur la surface supérieure de la pièce. Les déformations sur la surface supérieure ainsi que sur la surface inférieure sont mesurées à l'aide de jauges d'extensométrie, pour différentes profondeurs de la rainure, figure 3.12. Tout comme pour la méthode précédente, des coefficients de calibration aussi appelés *compliance functions* sont déterminés grâce à un calcul EF. Toutefois, seules les composantes du champ de contraintes perpendiculaires à la face de coupe peuvent être mesurées.

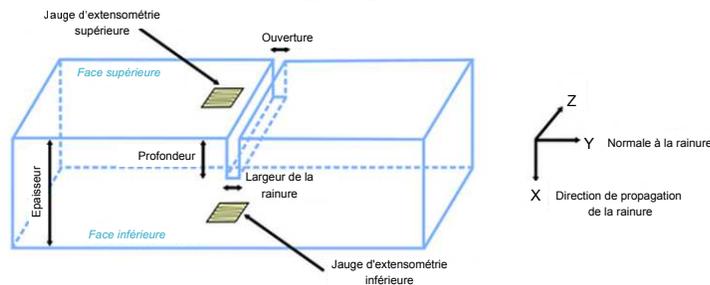


FIGURE 3.12 – Crack compliance method, [Prime, 1999]

3.1.5.1.d Méthode de la flèche

Pour terminer cette revue des méthodes destructives, on peut citer la méthode de la flèche. Dans cette méthode, des couches de matière d'épaisseur constante sont enlevées à la surface de la pièce, soit par dissolution chimique, soit par usinage mécanique, figure 3.13. L'épaisseur enlevée ainsi que la flèche sont mesurées sur l'ensemble de la surface supérieure, le plus souvent à l'aide d'un comparateur. Des calculs analytiques sont ensuite utilisés pour faire le lien entre l'épaisseur retirée, la flèche obtenue et la contrainte libérée.

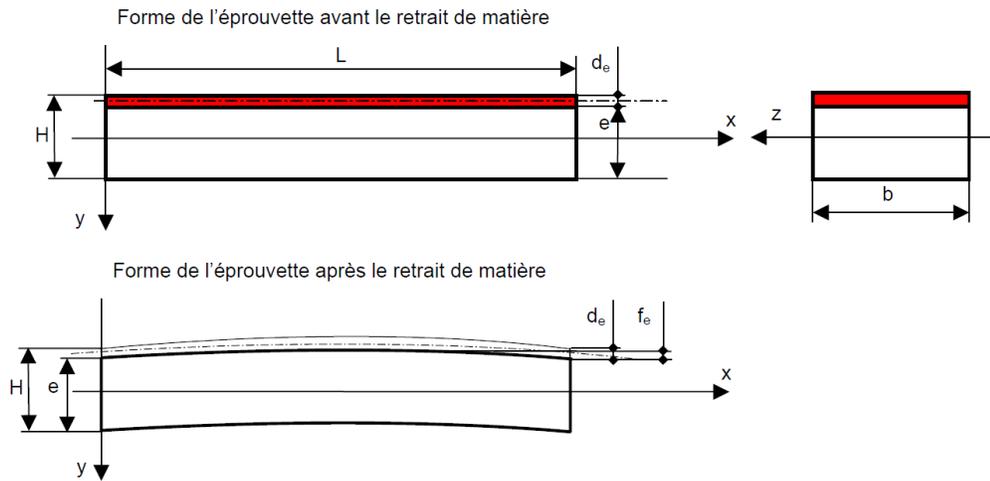


FIGURE 3.13 – Méthode de la flèche, [Auger et Buisson, 2010]

3.1.5.2 Méthodes non destructives

Les méthodes non destructives peuvent être classées en fonction du phénomène physique mis en jeu lors de la mesure.

3.1.5.2.a Diffraction

La diffraction d'un rayonnement par le réseau polycristallin est utilisé dans les mesures par rayons X et par faisceau de neutrons. L'objectif est dans les deux cas de mesurer les variations de distance entre plans atomiques, entre un état initial et un état déformé, figure 3.14. Connaissant ces variations de distance, il est alors possible de calculer les déformations. Les relations de la mécanique des milieux continus permettent ensuite de déduire les contraintes à partir des déformations mesurées. Les contraintes résiduelles de **type I** mais aussi de **type II** et **III** peuvent être mesurées.

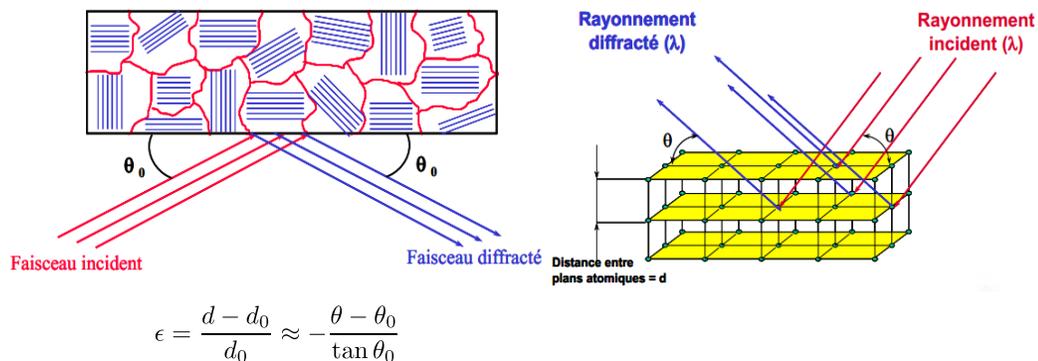


FIGURE 3.14 – Mesure par diffraction de distances entre plans atomiques

La différence entre la mesure par rayons X et la mesure par neutrons est la profondeur de mesure. Seule la diffraction de neutrons permet une inspection de la matière en profondeur, jusqu'à 300 mm dans le cas de l'aluminium. La mesure par rayons X ne permet

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

qu'une mesure de l'état de contrainte en surface (quelques μm). Des couches de matière doivent dans ce cas être enlevées pour mesurer le profil de contraintes dans l'épaisseur, et la méthode perd alors son caractère non destructif. Les temps d'acquisition sont comparables pour ces deux approches et varient avec la taille de l'échantillon à analyser : ils peuvent atteindre néanmoins plusieurs heures. Dans le cas des rayons X, des mesures en synchrotron permettent de réduire le temps d'acquisition qui est alors de l'ordre de la minute voire la seconde.

3.1.5.2.b Propagation d'ondes

La propagation d'ondes est un autre phénomène physique mis à contribution pour la mesure de contraintes. Grâce aux propriétés élasto-acoustiques de la matière, des ondes ultrasonores permettent de mesurer l'état de contrainte. Dans ce cas c'est la variation de la vitesse de propagation de l'onde sonore lors de la traversée d'un milieu contraint qui est exploitée. Cette variation est due à des effets élastiques non linéaires mis au jour par Murnaghan, [Murnaghan, 1951], à partir de travaux de Hughes et Kelly, pionniers dans le domaine [Hughes et Kelly, 1953].

L'approche la plus classique est basée sur la transmission d'ondes longitudinales surfaciques (LS), [Belahcene, 2002], se propageant entre un émetteur et un récepteur placés en surface, figure 3.15. Une phase d'étalonnage est nécessaire pour déterminer les coefficients acoustoélastiques pour un matériau donné : il s'agit d'appliquer une contrainte connue et de mesurer les vitesses de propagation obtenues dans chaque direction. Le résultat fourni par cette méthode de mesure est une valeur moyenne de la contrainte dans la zone traversée par l'onde. La profondeur de propagation de l'onde varie avec sa fréquence. En diminuant (resp. augmentant) la fréquence de l'onde LS transmise, la profondeur de pénétration peut être accrue (resp. réduite), [Bray et Tang, 2001].

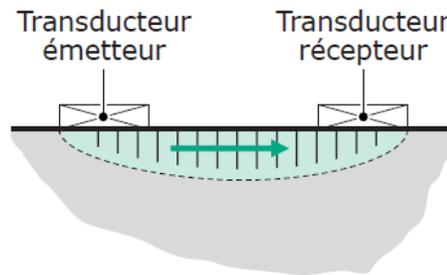


FIGURE 3.15 – Transmission d'ondes longitudinales surfaciques, [Belahcene, 2002]

Les ondes LS présentent l'avantage d'être peu sensibles à la microstructure et la texture du matériau. Par ailleurs, cette approche permet de mesurer l'état de contrainte dans des pièces de grandes dimensions. En revanche sa résolution reste mauvaise (limitée par la distance émetteur/récepteur), ce qui en fait un outil surtout utilisé pour des opérations de maintenance, comme dans le secteur ferroviaire pour le contrôle des rails, [Hurlebaus, 2011].

La propagation d'ondes électromagnétiques est utilisée pour la mesure de contraintes résiduelles dans les matériaux ferromagnétiques. Ces derniers voient leurs propriétés magnétiques évoluer en présence de contraintes internes de par le phénomène de striction magnétique (modification de l'orientation préférentielle des domaines magnétiques). La présence de contraintes résiduelles induit donc une anisotropie magnétique, [Withers et

[Bhadeshia, 2001]. Elle se traduit par une rotation du champ magnétique par rapport à sa direction initiale lorsque celui-ci traverse un milieu contraint. Néanmoins cette méthode s'avère sensible à la microstructure du matériau (proportion, composition) et nécessite à ce titre une phase de calibration.

3.1.5.2.c Autres techniques

Parmi les autres techniques non destructives, on peut citer les méthodes photoélastiques qui utilisent le phénomène de biréfringence de certains matériaux transparents (indice de réfraction différent en fonction de la direction de polarisation de l'onde) en présence de contraintes résiduelles. De la lumière polarisée traverse l'échantillon et les franges d'interférence obtenues permettent de calculer le champ de contraintes internes. La figure 3.16 illustre le type de franges d'interférence observées, [Rebmann et Bally, 2008].

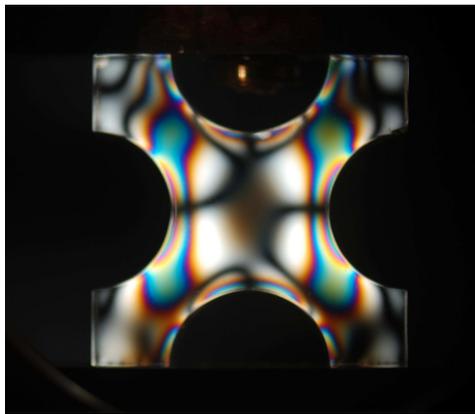


FIGURE 3.16 – Franges d'interférence dans un X en plexiglas sous contrainte uniaxiale, [Rebmann et Bally, 2008]

Dans le cas où le matériau n'est pas transparent, il est possible de déposer une couche transparente en surface et d'obtenir alors une carte de contraintes surfaciques. Pour mesurer le profil de contraintes dans l'épaisseur, des couches de matière doivent être progressivement retirées et une nouvelle couche transparente doit être à chaque fois déposée. Au final, la méthode devient destructive et le temps nécessaire pour la mettre en œuvre la rend moins intéressante que les méthodes mécaniques évoquées précédemment.

3.1.5.3 Bilan

Dans un contexte industriel, dans lequel des pièces mises en forme par laminage, roulage (etc..) doivent subir une opération d'usinage mécanique, la connaissance du profil de contraintes résiduelles dans la pièce est une information capitale pour prédire les macro-déformations qui pourraient résulter de l'enlèvement de matière. Nous reviendrons en détail sur cet aspect dans la section 3.2. A l'heure de faire un choix parmi les méthodes de mesure existant à l'heure actuelle et qui ont été succinctement présentées dans cette section, peu de candidats idéaux ressortent.

Le graphe 3.17 compare les profondeurs de mesure pour les différentes méthodes exposées dans cette section. Les méthodes destructives ont l'avantage de mesurer le profil de contraintes dans des épaisseurs de plusieurs millimètres, ce qui est un pré-requis indispensable. Néanmoins elles entraînent une dégradation partielle de la pièce que l'on cherchera

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

à éviter dans la plupart des cas. Par ailleurs, elles nécessitent le calcul de coefficients de calibration via un modèle EF qui ne sont valables que pour une géométrie donnée. Enfin, la faible résolution de certaines approches (trou incrémental 3.1.5.1.a) ou l'incapacité à mesurer certaines composantes de contraintes (compliance 3.1.5.1.c) restent problématiques.

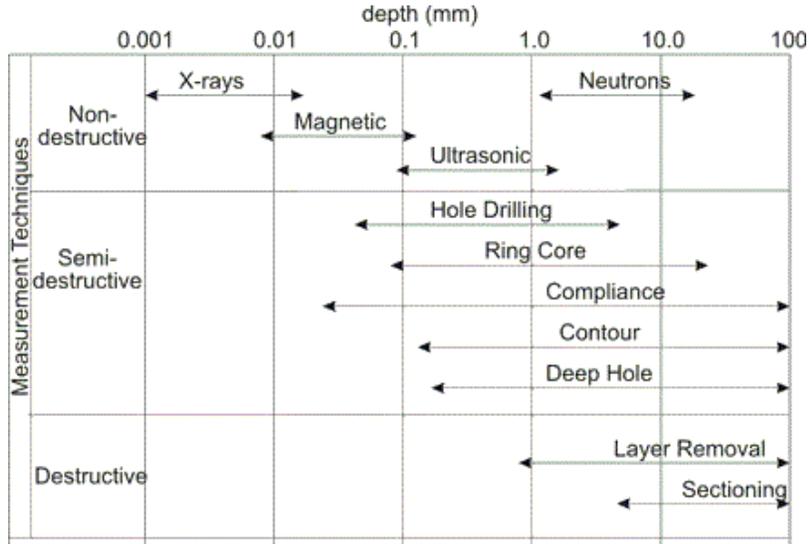


FIGURE 3.17 – Comparatif des profondeurs de mesure pour les méthodes présentées, [Prime, 1999]

Parmi les méthodes non-destructives, seule la diffraction de neutrons est en mesure de fournir un profil de contraintes pour des épaisseurs de l'ordre du millimètre. Cependant, elle reste réservée à des spécialistes, et sa mise en œuvre ne peut s'effectuer qu'en laboratoire (besoin d'une source de neutrons à laquelle on expose la pièce). Ce manque de portabilité est incompatible avec une utilisation dans un cadre industriel.

En résumé, il n'existe à l'heure actuelle aucune méthode de mesure qui allie haute résolution et portabilité. La mesure de contraintes résiduelles reste un domaine de recherche très actif, et le développement de nouvelles techniques ou le perfectionnement de certaines méthodes existantes pourrait venir nuancer ce bilan dans les prochaines années.

3.2 Contraintes résiduelles et distorsion

La présence de contraintes résiduelles est inévitable. Malgré les efforts qui sont menés pour contrôler leur génération lors des procédés de mise en forme primaires et pour diminuer leur ampleur par le recours à des traitements thermiques, mécaniques ou bien encore chimiques de plus en plus performants, le niveau de contraintes subsistant dans le produit semi-fini obtenu s'avère dans certains cas préjudiciable pour les pièces fabriquées à partir de ce dernier.

Un état résiduel de contraintes peut d'une part nuire aux performances mécaniques de la pièce s'il n'est pas en accord avec les sollicitations auxquelles celle-ci est soumise en service. On sait par exemple que la tenue en fatigue de la pièce peut être fortement dégradée par la présence de contraintes de traction en surface. La prise en compte des contraintes résiduelles est donc indispensable pour prédire le comportement de la pièce [James *et al.*, 2007]. Ce volet ne sera cependant pas abordé dans la suite de ce travail.

Par ailleurs, la présence de macro-contraintes est source de macro-déformations. Comme expliqué dans la section 3.1.1, les contraintes résiduelles de **type I** considérées dans ce travail s'équilibrent sur un domaine s'étendant sur plusieurs grains de la structure polycristalline du matériau métallique. Une rupture de cet équilibre engendre alors un changement morphologique de la pièce se manifestant à l'échelle macroscopique. La modification de cet équilibre a lieu dès lors que de la matière initialement contrainte est enlevée comme c'est le cas lors d'un usinage mécanique du produit semi-fini.

La distorsion de pièces usinées est un problème majeur pour le secteur industriel et constitue un poste de dépenses considérable, [Sim, 2010]. Le secteur aéronautique est particulièrement exposé à cette problématique comme expliqué dans 3.2.1. La gestion de ces distorsions est un enjeu prépondérant afin d'améliorer l'efficacité des moyens de production. Elle passe tout d'abord par une bonne compréhension des mécanismes qui en sont à l'origine. Ils font l'objet des discussions menées dans le paragraphe 3.2.2 .

3.2.1 Enjeux pour le secteur aéronautique

Dans son rapport annuel de 2001, le fabricant Boeing estime que la distorsion de pièces a engendré une dépense supplémentaire de près de 290 millions de dollars au cours de quatre de ses programmes de développement de nouveaux appareils, [Bowden et Halley, 2001]. Cette dépense s'explique d'une part par le besoin de corriger les défauts de forme introduits lors de l'usinage, lorsque ces derniers sont mineurs, mais aussi par le taux de rebut de pièces usinées lorsque celle-ci sont trop distordues pour être "rattrapées" sans risquer d'altérer leurs performances mécaniques.

3.2.2 Mécanismes de la distorsion

Lors de la fabrication d'une pièce par enlèvement de matière, plusieurs facteurs peuvent entraîner une déformation imprévue ou non désirée de cette dernière.

Dans certains cas, cette déformation a lieu pendant l'opération d'usinage, mettant alors en péril la conformité dimensionnelle de l'entité usinée. La quantité de matière usinée n'est plus maîtrisée, ce qui peut avoir pour conséquence un sous-usinage et/ou un sur-usinage pouvant aboutir à une destruction de la pièce par percement par exemple. Dans d'autres cas, aucun changement de forme (autre que celui recherché par enlèvement de matière) n'est constaté au cours de l'opération, mais seulement lorsque la pièce est démontée/débridée. La pièce finale peut alors ne pas respecter les tolérances dimensionnelles, rendant impossible son assemblage dans le reste de la structure.

Parmi les paramètres influençant cette distorsion on peut distinguer trois catégories. La première catégorie concerne le matériau et l'état initial de la matière. La seconde a trait à la géométrie de la pièce fabriquée. La troisième enfin se rapporte à la configuration de l'usinage.

3.2.2.1 Matériau et état initial de la matière

3.2.2.1.a Matériau

Les propriétés mécaniques du matériau ont une influence sur l'ensemble des facteurs de distorsion qui sont évoqués dans cette section. La limite élastique du matériau a un impact important sur la génération de contraintes résiduelles lors d'étapes de mise en forme primaires d'une part mais aussi sur les contraintes générées lors de l'usinage. L'usinabilité du matériau est aussi une caractéristique essentielle. Même si elle n'a pas de définition formelle, elle désigne la capacité d'une matière à être coupée en occasionnant une usure

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

d'outil raisonnable. Elle conditionne donc les conditions de coupe à utiliser ainsi que le type d'outil et elle a donc à cet égard un impact sur les contraintes générées lors de l'usinage.

3.2.2.1.b Etat initial de contrainte

Les contraintes résiduelles présentes initialement dans la pièce constituent par définition un système auto-équilibré. Lorsque de la matière est usinée, l'équilibre initial est rompu : la résultante des forces ainsi que le moment associé ne sont plus nuls dans certaines sections de la pièce. En réponse en cela, la pièce se déforme jusqu'à ce qu'un nouvel équilibre soit atteint. Nous reviendrons en détail sur ce phénomène dans la partie 3.2.3, qui lorsqu'il a lieu au cours de l'usinage, conduit à une dégradation de la précision de l'opération.

L'amplitude de la déformation par relaxation des contraintes résiduelles initiales dépend de l'amplitude des contraintes, mais aussi de paramètres indépendants de l'état matière : la position de la matière usinée dans le brut et le système de bridage employé.

3.2.2.2 Géométrie de la pièce fabriquée

3.2.2.2.a Positionnement de la pièce dans le brut

La déformation par relaxation de contraintes que nous venons d'évoquer est d'autant plus importante que l'enlèvement de matière est asymétrique par rapport au profil de contraintes initial. Ainsi la localisation de la pièce au sein du brut a un impact sur la distorsion obtenue. Pour illustrer ceci, prenons l'exemple d'une tôle épaisse obtenue par laminage dans laquelle on souhaite usiner une pièce de plus fine épaisseur. On peut alors envisager deux stratégies. La première consiste à usiner la tôle épaisse sur une seule face afin d'atteindre l'épaisseur souhaitée pour la pièce. La seconde approche consiste à usiner une même épaisseur sur la face supérieure et la face inférieure. En l'absence de contraintes résiduelles, la pièce obtenue sera identique et la première stratégie sera certainement privilégiée car plus facile à mettre en œuvre. Le contexte est ici différent puisque la tôle de départ, obtenue par laminage, présente un profil de contraintes dans l'épaisseur qui a une forme de M, figure 3.5. La première stratégie va conduire à l'enlèvement des couches supérieures, initialement en compression, ce qui à pour conséquence de créer un moment de flexion, et une déformation de la pièce. Dans le second cas, la symétrie du profil de contraintes est conservée, la pièce finale n'est pas déformée¹, figure 3.18.

3.2.2.2.b Pourcentage de matière usinée

Le pourcentage de matière usinée joue un rôle important dans la distorsion des pièces. En effet, dans le cas de l'usinage d'une poche par exemple, l'amplitude des distorsions sera d'autant plus grande que l'épaisseur de matière restante au niveau des parois est faible, illustration 3.19. Les pourcentages de matière usinée atteignent parfois plus de 90 % du volume initial : c'est dans ces configurations extrêmes que les défauts de forme les plus significatifs apparaissent. Lorsqu'une poche de petite dimension est usinée dans une pièce massive, le volume de matière restant est important et se déforme donc peu.

Enfin parmi les autres paramètres pouvant être classés dans cette seconde catégorie, on trouve le ratio taille de la pièce/épaisseur des parois souvent utilisé lors du dimensionnement de pièces aéronautiques. C'est un paramètre sur lequel jouent les concepteurs pour minimiser la distorsion, [Lalonde, 2009].

1. A condition de négliger les contraintes induites par la coupe.

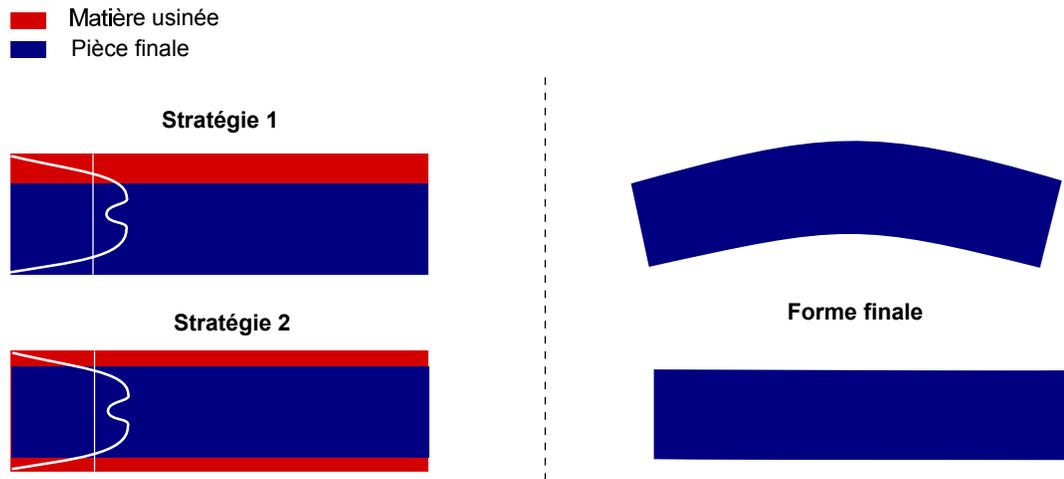


FIGURE 3.18 – Influence du positionnement de la pièce dans le brut

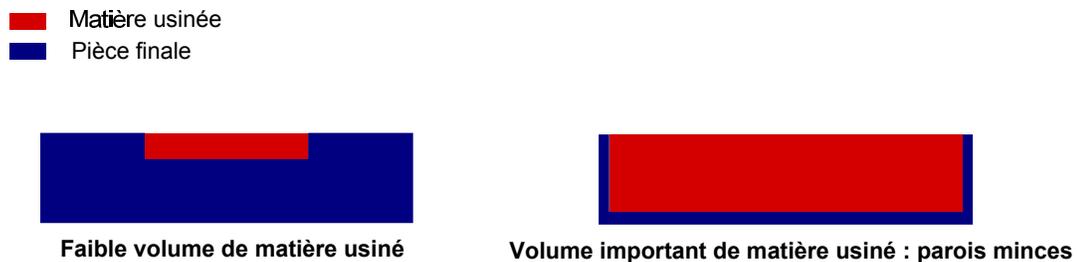


FIGURE 3.19 – Pourcentage du volume initial usiné

3.2.2.3 Contraintes inhérentes à l'opération d'usinage

3.2.2.3.a Stratégie de bridage

Le bridage a pour but d'empêcher tout mouvement de la pièce qui nuirait au bon déroulement de l'opération d'usinage. Il conduit à une mise sous contrainte de la matière. Le type de contraintes introduites par le bridage varie d'un système à l'autre. Ainsi, l'utilisation d'un étau va conduire à la mise en compression de la matière alors qu'un bridage par effet Venturi aura plutôt tendance à introduire une contrainte de traction dès lors que la pièce fixée n'est pas plane. Cet état de contrainte vient donc se superposer à la contrainte initialement présente dans le brut ainsi qu'à la contrainte de proche surface induite lors de la coupe (voir paragraphe suivant). En s'additionnant, ces trois contraintes peuvent localement dépasser la limite élastique du matériau, entraînant une déformation plastique de ce dernier. De part son caractère hétérogène cette déformation plastique génère un état résiduel de contrainte, qui lors du relâchement se traduit par une distorsion.

3.2.2.3.b Contraintes résiduelles d'usinage

Lors de la coupe, la matière située au voisinage de l'outil est soumise à des conditions extrêmes. Elle connaît des déformations d'une grande intensité (pouvant atteindre des valeurs supérieures à 3) qui ont lieu dans des volumes de très petites dimensions. Les vitesses de déformation rencontrées en usinage sont elles aussi très grandes et sont comprises entre 10^3 s^{-1} et 10^5 s^{-1} allant même jusqu'à 10^6 s^{-1} en pointe d'outil, [List, 2004].

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

Trois zones sont généralement distinguées, figure 3.20. La zone de cisaillement primaire d'une part s'étend de la pointe de l'outil jusqu'à la face externe du copeau. C'est dans cette zone que la matière change de direction et passe de la vitesse de coupe à la vitesse du copeau : les déformations y sont intenses. Dans la zone de cisaillement secondaire, la matière est déformée plastiquement par frottement de la face interne du copeau avec la face de coupe de l'outil. Enfin on parle de zone de cisaillement tertiaire à propos de la zone de contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée. C'est cette zone qui nous intéresse le plus ici car les phénomènes s'y déroulant peuvent conduire à une déformation plastique en proche surface. Même si l'amplitude de ces déformations est moindre comparée à celles ayant lieu dans les zones primaire et secondaire, elles conduisent à la création de contraintes résiduelles qui s'équilibrent sur de faibles profondeurs, et demeurent après le passage de l'outil.

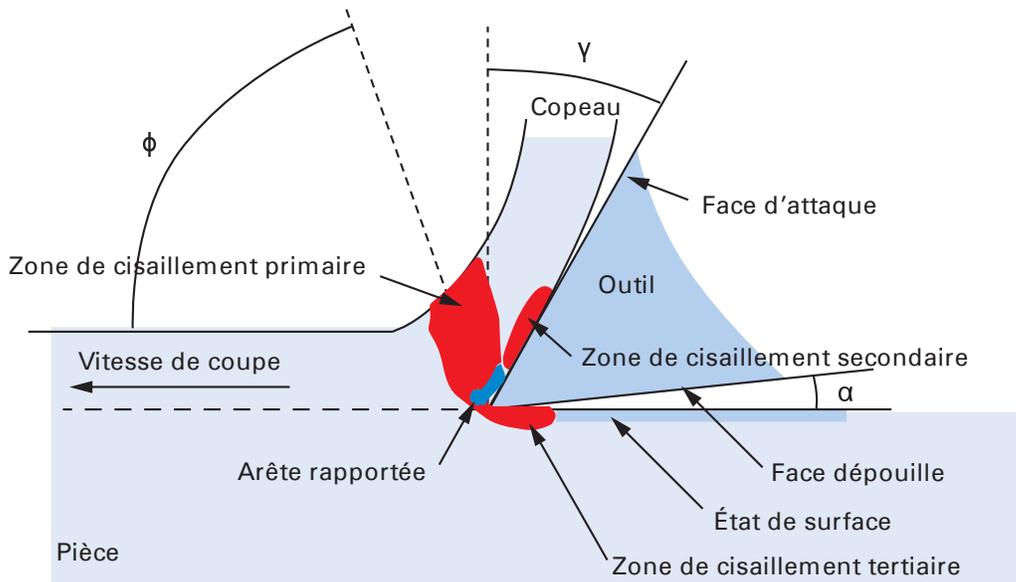


FIGURE 3.20 – Les trois zones de cisaillement en usinage, [Kalay, 2010]

La modélisation de l'interaction outil/matière (formation du copeau, lois de comportement à l'interface, lois de contact...) fait l'objet d'un vaste travail de recherche, et Arrazola et al. analysent les principales avancées dans [Arrazola *et al.*, 2013]. Un sujet de recherche très actif concerne la prédiction des contraintes induites par l'usinage. Les travaux menés sur cette thématique s'attachent avant tout à modéliser les sollicitations auxquelles est soumise la surface usinée lors de la coupe. Un état de l'art des approches analytiques et numériques est donnée respectivement dans [Ulutan *et al.*, 2007] et [Maranhão et Davim, 2012].

Ces travaux mettent pour la plupart l'accent sur l'influence significative des conditions de coupe quant au type et à l'amplitude des contraintes générées. Dès les années 70, Zlatin et al. ont étudié le profil de contraintes générées lors d'une opération de fraisage, [Zlatin et Field, 1973]. Ils ont ainsi démontré que lors d'une phase d'ébauche, où les conditions de coupe sont sévères, des contraintes de traction étaient créées alors que lors d'une phase de finition, dans laquelle les conditions de coupe sont moins sévères, des contraintes de compression étaient obtenues.

L'augmentation de l'avance a pour effet d'augmenter les contraintes de compression, de part une augmentation des efforts de coupe : la déformation plastique d'origine mécanique, génératrice de contraintes de compression, est prépondérante devant la déformation d'origine thermique. Néanmoins comme souligné par Sun et al. dans [Sun et Guo, 2009], lorsque les vitesses d'avance deviennent très grandes, ce rapport s'inverse et les déformations d'origine thermique, génératrices de contraintes de traction, prédominent. En moyenne, les contraintes générées restent de nature compressive mais voient leur amplitude décroître.

Le type de contraintes peut aussi évoluer avec l'usure de l'outil. Des contraintes initialement de compression se transforment peu à peu en contraintes de traction lorsque l'outil s'use, comme souligné dans [Tang et al., 2009]. L'utilisation d'un lubrifiant contribue à la réduction de l'amplitude des contraintes induites lors de la coupe en comparaison d'un usinage à sec, en particulier pour les matériaux durs, comme montré par Attanasio et al. dans [Attanasio et al., 2009] pour un acier.

Dans la majorité des études menées sur l'usinage d'alliages d'aluminium, l'épaisseur de la couche de surface impactée par les contraintes résiduelles induites par la coupe n'excède pas 200 à 250 μm , [Denkena et De Leon, 2008; Tang et al., 2008]. Les contraintes générées peuvent en revanche y atteindre près de 200 MPa en compression, et être ainsi du même ordre de grandeur que les contraintes résiduelles initialement présentes dans la matière.

3.2.2.4 Synthèse

Les sources de distorsion sont nombreuses. Certaines sont inhérentes à la géométrie de la pièce (position dans le brut, parois minces) d'autres au(x) procédé(s) de mise en forme (contraintes résiduelles générées lors d'étapes primaires, contraintes d'usinage, stratégie de bridage). Il est possible de minimiser l'impact de quelques unes d'entre elles.

Le positionnement de la pièce dans le brut doit si possible se faire en accord avec le profil de contraintes afin de conserver la symétrie du profil.

Le choix des conditions de coupe est primordial, c'est pourquoi les fabricants ont recours à des stratégies d'usinage connues pour réduire l'amplitude des contraintes générées par la coupe. Par exemple, des trajectoires aller-aller sont préférées aux trajectoires aller-retour. La raison de ce choix est qu'il est préférable d'usiner *en avalant* plutôt qu'*en opposition*, figure 3.21, car les efforts de coupe sont plus importants avec la seconde stratégie² : les contraintes de compression verront donc leur amplitude augmenter. Une trajectoire aller/aller bien que plus chronophage (*i.e. l'outil parcourt une distance deux fois plus importante*) permet de conserver une coupe en avalant, ce qui n'est pas le cas de l'aller/retour où l'outil travaille successivement *en avalant* et *en opposition*.

Des techniques de bridage moins contraignantes autorisent un relâchement de la matière en cours d'usinage et permettent ainsi d'éviter des déformations d'amplitude importante lors du démontage. En contre-partie elles peuvent autoriser un changement de forme de la pièce pendant l'usinage.

La distorsion en cours d'opération pose le problème de la conformité géométrique finale de la pièce usinée et ouvre le champ à de nombreuses réflexions quant à la prise en compte et à l'anticipation de ces distorsions. En effet, dès lors que la pièce se déforme, la quantité

2. La coupe *en avalant* est plus exigeante en termes de rigidité, de jeux dans la machine, et donc bien adaptée aux MOCN modernes. Lors de la coupe *en opposition* le copeau voit son épaisseur augmenter jusqu'à être maximale lorsque la dent sort, ce qui a pour conséquence un arrachage de la matière. Dans la configuration *en avalant* l'épaisseur du copeau évolue dans le sens inverse : elle est maximale lors de l'entrée en matière de la dent et diminue progressivement jusqu'à sa sortie : l'entrée en matière est plus brutale (*i.e. d'où la nécessité d'une machine rigide avec de faibles jeux*) mais la coupe est meilleure.

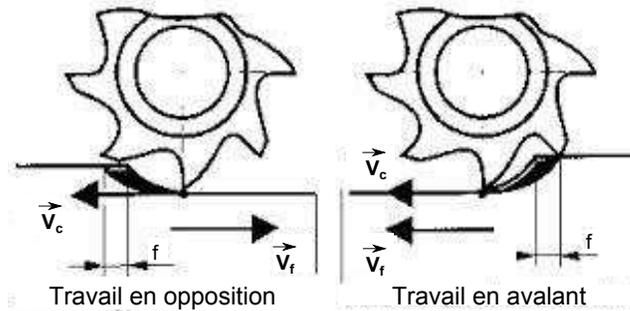


FIGURE 3.21 – Comparaison de l'usinage *en avalant* et *en opposition*

de matière enlevée n'est plus contrôlée : des zones peuvent alors être sous-usinées alors qu'un sur-usinage peut être obtenu dans d'autres portions. Dans le cas de pièces de faible épaisseur, ce sur-usinage peut conduire à un percement et donc à un rebut du composant.

3.2.3 Cadre de travail choisi

La problématique à la base des travaux que nous allons présenter dans la suite de ce mémoire est liée aux distorsions d'une pièce ayant lieu pendant une opération d'usinage. Le caractère simultané de la distorsion et de l'enlèvement de matière pose des verrous supplémentaires en comparaison de l'étude et de la prédiction des distorsions post-débridage. C'est une situation qui est aussi plus rare.

Lorsque la pièce ne change pas de forme en cours d'opération, la quantité de matière usinée et la géométrie de la surface usinée sont globalement dictées par la trajectoire d'outil programmée. La difficulté réside alors dans la capacité à prédire dans quelle mesure les différentes sources évoquées dans la partie précédente agissent et se combinent pour finalement entraîner une distorsion lorsque la pièce est libérée du dispositif de serrage.

Lorsque la pièce est libre de se déformer pendant la coupe, la forme donnée à celle-ci n'est plus uniquement régie par la trajectoire de l'outil : elle évolue au cours de l'opération au gré des déplacements générés dans la pièce. Certaines études s'intéressent au calcul précis du volume usiné, en prédisant la distorsion de la pièce et en calculant l'intersection entre le volume balayé par l'outil dans son mouvement et le volume occupé par la pièce qui évolue au cours du temps, [Cerutti et Mocellin, 2014]. En capturant de manière plus fine le volume de matière enlevé, les distorsions provenant des contraintes initialement présentes dans le brut sont mieux prédites et la forme finale de la pièce est plus fidèle à la réalité. Cependant dans ces approches, la distorsion de la pièce est simplement subie et l'objectif est d'en prédire les conséquences.

Les développements effectués au cours de ce travail s'inscrivent dans une optique sensiblement différente. Un objectif de maîtrise de l'épaisseur de matière enlevée, ou de façon équivalente de maîtrise de l'épaisseur de matière restante, vient s'ajouter aux considérations de distorsion. Dans les paragraphes qui suivent, nous revenons sur la géométrie des pièces concernées ainsi que les hypothèses retenues à l'égard des sources de distorsion entrant en jeu.

3.2.3.1 Pièces concernées par l'étude

Les pièces concernées par cette étude sont les pièces dont la géométrie peut être qualifiée de dégénérée, dans le sens où l'épaisseur de la pièce, de l'ordre de la dizaine de

millimètres, est très inférieure par rapport aux autres dimensions qui peuvent atteindre plusieurs mètres. Dans cette catégorie, on retrouve notamment les tôles planes et surtout les panneaux simple et double courbure en alliages d'aluminium très utilisés dans les structures aéronautiques : ils sont rivetés au squelette de l'aéronef (cadres et lisses) pour former l'enveloppe externe du fuselage, figure 3.22 .

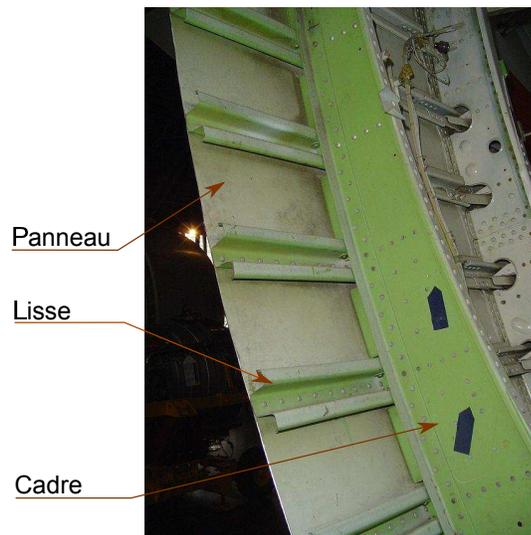


FIGURE 3.22 – Structure du fuselage d'un Boeing 747

Afin de diminuer leur masse, paramètre crucial pour réduire la consommation en carburant et donc l'impact écologique et le coût d'exploitation d'un avion, des poches de forme plus ou moins complexes sont usinées mécaniquement sur la face intérieure (*i.e. concave*), voire sur les deux faces des panneaux.

Les panneaux sont initialement mis en forme par laminage puis roulage ou étirage. Ce dernier consiste à plaquer la tôle initialement plane sur une contreforme plus ou moins complexe. La pièce est alors sollicitée en flexion et soumise à une déformation plastique similaire au cas du roulage. Toutes ces étapes de mise en forme conduisent à l'introduction d'efforts internes, finalement présents dans la pièce avant son usinage, au travers des mécanismes que nous avons introduits dans la section 3.1.3.

3.2.3.2 Dispositif de bridage

Du fait des grandes dimensions de la pièce, le bridage nécessite en règle générale un important travail de conception. Pour certaines pièces, un montage sur mesure est même élaboré afin d'épouser la géométrie de la pièce. Néanmoins cette approche a un coût que le fabricant ne peut assumer que pour des produits à forte valeur ajoutée.

Plusieurs stratégies concernant le serrage de ce type de pièces s'opposent. Certains fabricants préfèrent contraindre de façon importante la pièce afin d'empêcher tout mouvement. Dans le cas des panneaux simple courbure, des systèmes de bridage par succion sont parfois employés. La matière est alors fortement contrainte en traction, ce qui peut avoir pour conséquence d'amplifier sa distorsion après démontage.

Une stratégie intermédiaire consiste à effectuer plusieurs relâchements du serrage au cours de l'opération afin de permettre une relaxation de la pièce : cette approche est longue et peut être source d'imprécisions.

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

Enfin, des techniques de serrage moins contraignantes vis-à-vis des déformations de la pièce existent. Le dispositif utilisé dans le procédé F5X et présenté en introduction [1.4.1.3.b](#) en est un exemple.

Ce sont ces stratégies de bridage qui nous intéressent dans cette étude car elles sont susceptibles de conduire à une distorsion de la pièce au cours de l'opération d'usinage. Nous ne nous focalisons pas sur un montage en particulier, mais nous considérons que le dispositif en question répond à deux critères :

- Il laisse libre cours à la déformation de la pièce dans certaines régions.
- Il offre une rigidité suffisante pour s'affranchir des problèmes liés aux vibrations et à tout mouvement parasite pouvant être engendré lors de la coupe.

Dans le paragraphe suivant, nous distinguons parmi les sources de distorsion rencontrées en usinage, celles dont le rôle sera considéré comme prépondérant lors d'une opération de vidage de poche dans des tôles planes et courbées, lorsque le système de bridage permet un mouvement de la pièce en cours d'opération.

3.2.3.3 Choix concernant les sources de distorsion prépondérantes

Bridage Dans cette étude, l'influence du bridage est écartée. La matière est peu contrainte par le système de serrage, ce qui en fait un facteur négligeable.

État initial de contraintes Nous considérons que ce paramètre est prépondérant. Les panneaux courbés sont le siège de contraintes résiduelles qui varient dans l'épaisseur : la face interne, concave, se trouve en traction alors que la face externe, convexe, présente une contrainte compressive. Dans le cas des tôles laminées, le profil de contraintes présente une forme symétrique par rapport au plan moyen, où les zones de proche surface sont en compression alors que le cœur de la pièce se retrouve en traction.

De manière plus générale, toute pièce présente un état résiduel de contrainte à l'équilibre, que les traitements thermiques/mécaniques/chimiques ont pour effet d'atténuer en partie seulement, et que l'usinage, en l'occurrence d'une ou de plusieurs poches, a pour effet de perturber. Les déformations engendrées sont d'ordre macroscopique et leur amplitude varient d'une pièce à l'autre.

Contraintes d'usinage Elles sont ici négligées. Inhérentes à la coupe et se superposant aux contraintes initiales dans le brut, l'épaisseur de la zone affectée est cependant suffisamment faible pour ne pas entraîner une distorsion significative de la pièce. Cette hypothèse relativement forte, va de paire avec le facteur "pourcentage du volume usiné" [3.2.2.b](#). Sa validité dépend de l'épaisseur finale de la pièce après usinage (*i.e. en fond de poche*). Toutefois, elle est relativement réaliste dans le cas de pièces en aluminium, contrairement à des pièces d'acier ou de titane qui présente une usinabilité plus faible, et nécessitent à cet égard des efforts de coupe plus importants générateurs de contraintes résiduelles de plus grande amplitude.

Ainsi, nous avons fait le choix de nous placer à une échelle de résolution moyenne, intermédiaire entre une échelle grossière qui consisterait à ne pas considérer de distorsion de la pièce alors qu'une échelle fine placerait davantage d'effort dans la prise en compte de la stratégie d'usinage à travers les contraintes induites par la coupe.

3.3. Modèle numérique pour l'enlèvement de matière

Sous couvert des hypothèses mentionnées dans le paragraphe précédent, la relaxation ou ré-équilibrage des contraintes initialement présentes dans la pièce est un effet de 1^{er} ordre que nous chercherons à capturer. Les distorsions dont l'origine se trouvent ailleurs sont ici considérées comme des effets de 2nd ordre qui ne seront pas "vues" par la méthodologie mise en place. Dans la section suivante, nous présentons le modèle numérique que nous avons développé pour le calcul des déplacements engendrés dans la pièce par relaxation de contraintes résiduelles lors de l'enlèvement de matière.

3.3 Modèle numérique pour l'enlèvement de matière

Dans cette section nous nous intéressons à la prédiction des déformations engendrées par l'enlèvement de matière dans une pièce possédant un état initial de contraintes. L'approche numérique développée comporte trois étapes :

1. Construction d'un champ de contraintes résiduelles, c'est à dire auto-équilibré en l'absence de toute sollicitation externe, [3.3.1](#). Alors que pour des géométries simples (de type tôle plane ou panneau simple courbure) l'expression d'un tel champ de contrainte peut être déduite par un raisonnement analytique, la tâche s'avère plus ardue pour des géométries complexes.
2. Évaluation du volume de matière usiné par l'outil au cours de son déplacement, [3.3.2](#).
3. Calcul du champ de déplacement dans la pièce à l'équilibre à l'aide d'un modèle élastique linéaire isotrope, [3.3.3](#).

La partie [3.3.3](#) présente aussi une ouverture vers une approche originale de résolution du problème d'élasticité basée sur le principe de réduction de modèle. Lorsque la géométrie de la pièce traitée s'y prête, la séparation du problème en espace permet en effet une meilleure description du comportement mécanique dans l'épaisseur et offre plus de flexibilité pour la gestion de l'enlèvement de matière.

3.3.1 Génération numérique d'un champ de contraintes auto-équilibrées

Un champ de contraintes résiduelles est par définition auto-équilibré. Prenons l'exemple des tôles planes obtenues par laminage et qui présentent un champ de contraintes que l'on peut considérer biaxial, [3.1.3](#). Les profils de contraintes dans la direction du laminage et dans la direction transverse ont une forme en M, avec un cœur en traction et des zones de proche surface en compression, figure [3.5](#). Les forces résultantes ainsi que les moments associés à ces forces s'équilibrent dans l'épaisseur.

Afin de prédire les macro-déformations qui auront alors lieu lors de l'usinage de ces tôles, un profil de contraintes similaire doit être initialement introduit. Une approximation fidèle de ce profil peut être obtenue par le raisonnement qui suit.

Soit une tôle plane d'épaisseur e obtenue par laminage : la direction du laminage est \vec{x} , et la direction transverse \vec{y} . La direction \vec{z} correspond quant à elle à l'épaisseur de la tôle. Le tenseur des contraintes résiduelles, noté σ_R , a pour expression dans la base $(\mathbf{e}_x, \mathbf{e}_y, \mathbf{e}_z)$,

$$\sigma_R = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (3.3)$$

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

où σ_{xx} (resp. σ_{yy}) est la contrainte normale dans la direction \vec{x} (resp. \vec{y}). En première approche, on considère une variation parabolique des contraintes dans l'épaisseur, c'est à dire,

$$\sigma_{xx} = a_0 + a_1 \cdot z + a_2 \cdot z^2 \quad (3.4)$$

$$\sigma_{yy} = b_0 + b_1 \cdot z + b_2 \cdot z^2 \quad (3.5)$$

où a_0, a_1, a_2, b_0, b_1 et b_2 sont des réels. Dans la suite du raisonnement on ne considère que la composante σ_{xx} , mais les résultats obtenus sont directement transposables à la seconde composante, σ_{yy} .

Dans une section de la tôle de normale \vec{x} , l'équation d'équilibre des forces fournit une première relation entre les coefficients du polynôme (3.4).

$$\int_0^e \sigma_{xx} dz = 0 \quad (3.6)$$

$$\left[a_0 \cdot z + a_1 \cdot \frac{z^2}{2} + a_2 \cdot \frac{z^3}{3} \right]_0^e = 0 \quad (3.7)$$

$$a_2 = -\frac{3}{e^2} \cdot a_0 - \frac{3}{2e} a_1 \quad (3.8)$$

L'équilibre des moments d'axe \vec{y} s'écrit pour sa part,

$$\int_0^e z \cdot \sigma_{xx} dz = 0 \quad (3.9)$$

En injectant la relation (3.4) dans l'équation précédente, nous obtenons après calcul,

$$a_1 = -\frac{6}{e} \cdot a_0 \quad (3.10)$$

$$a_2 = \frac{6}{e^2} \cdot a_0 \quad (3.11)$$

Et finalement en remplaçant (3.10) et (3.11) dans (3.4), nous déduisons la relation suivante,

$$\sigma_{xx} = a_0 \cdot \left(1 - \frac{6}{e} \cdot z + \frac{6}{e^2} \cdot z^2 \right) \quad (3.12)$$

A présent, en considérant la coordonnée réduite \tilde{z} définie comme $\tilde{z} = \frac{2z}{e} - 1$ et qui varie dans l'intervalle $[-1, 1]$, il est possible de réécrire la relation précédente comme suit,

$$\sigma_{xx} = \frac{a_0}{2} \left(3 \cdot \tilde{z}^2 - 1 \right) \quad (3.13)$$

Dans cette équation apparaît le polynôme de Legendre d'ordre 2 pondéré par le coefficient a_0 . Ce résultat est tout à fait logique. En effet les polynômes de Legendre d'ordre 0 et d'ordre 1 sont définis comme $P_0(\tilde{z}) = 1$ et $P_1(\tilde{z}) = \tilde{z}$, sur l'intervalle $[-1, 1]$. De plus, les polynômes de Legendre sont orthogonaux au sens du produit scalaire sur $L^2([-1, 1])$ défini comme,

$$\langle P, Q \rangle = \int_{-1}^1 P(\tilde{z}) \cdot Q(\tilde{z}) d\tilde{z} \quad (3.14)$$

3.3. Modèle numérique pour l'enlèvement de matière

Par conséquent, le choix d'un profil de contraintes proportionnel au polynôme de Legendre d'ordre 2, P_2 , satisfait automatiquement l'équilibre des forces (3.15) et des moments (3.16) :

$$\int_{-1}^1 P_0(\tilde{z}) \cdot \alpha P_2(\tilde{z}) d\tilde{z} = \alpha \int_{-1}^1 P_0(\tilde{z}) \cdot P_2(\tilde{z}) d\tilde{z} = \alpha \int_{-1}^1 P_2(\tilde{z}) d\tilde{z} = 0 \quad (3.15)$$

$$\int_{-1}^1 P_1(\tilde{z}) \cdot \alpha P_2(\tilde{z}) d\tilde{z} = \alpha \int_{-1}^1 P_1(\tilde{z}) \cdot P_2(\tilde{z}) d\tilde{z} = \alpha \int_{-1}^1 \tilde{z} \cdot P_2(\tilde{z}) d\tilde{z} = 0 \quad (3.16)$$

où α est un nombre réel et dans le développement précédent $\alpha = a_0$. En considérant des polynômes de Legendre de plus haut ordre, il est ainsi possible de se rapprocher encore davantage d'un profil en M, qu'une description parabolique ne permet évidemment pas de reproduire fidèlement. Sur la figure 3.23, le profil de contraintes dans la direction du laminage présenté dans [Sim, 2011] est repris. Il est approximé au sens des moindres carrés par un profil parabolique puis par des polynômes de Legendre de degré plus élevé.

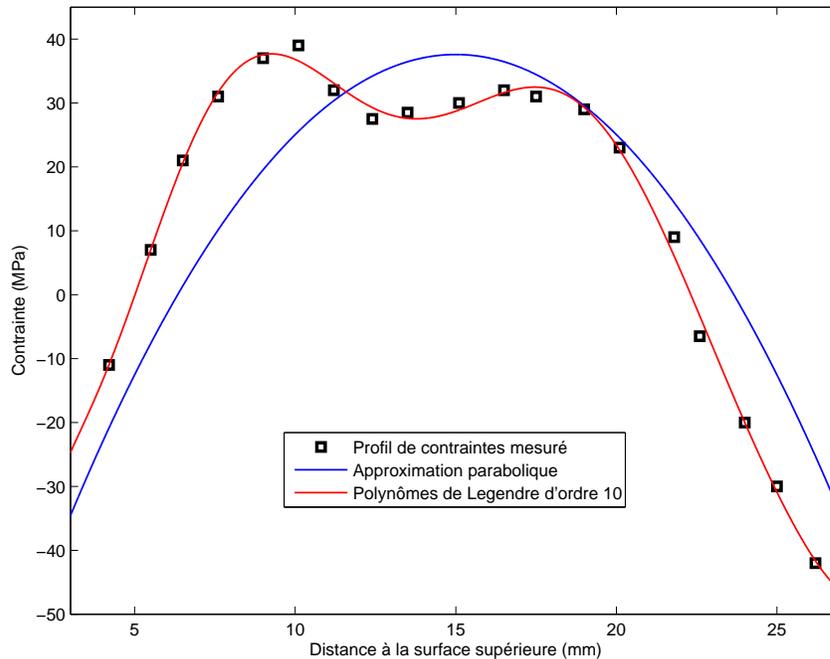


FIGURE 3.23 – Approximation du profil de contraintes résiduelles (profil de contraintes mesuré extrait de [Sim, 2011])

Le raisonnement que nous venons d'effectuer reste valable pour des tôles courbées ayant subi une flexion plastique lors de leur mise en forme. Dans ce cas des polynômes de Legendre de degré impair seront privilégiés pour l'approximation du profil de contraintes voir paragraphe *Parité et imparité de la représentation polynomiale* dans 3.4.3.2.a.

Lorsque la géométrie de la pièce est plus complexe, il n'est pas toujours évident de construire a priori un champ satisfaisant les conditions d'équilibre précédentes. Il est cependant possible d'en calculer un par simulation numérique en déterminant le champ de déplacement induit par un champ de contraintes "presque équilibré" et construit analytiquement comme proposé par [Andrieux, 1994].

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

Les déformations associées à ce champ de déplacement puis les contraintes sont évaluées et sont additionnées aux contraintes initialement considérées pour finalement obtenir un champ satisfaisant les conditions d'équilibre. Parmi les champs de contraintes statiquement admissibles, le champ obtenu est le plus proche du champ initial au sens des moindres carrés. Le prix à payer est la résolution d'un problème d'élasticité linéaire isotrope en trois dimensions, et le choix des conditions aux limites, indispensable pour la résolution du problème, conditionnent le résultat. En fait, le champ de contraintes résiduelles donné par cette approche est à l'équilibre (il n'engendre aucun déplacement) pour les conditions aux limites considérées.

3.3.2 Détermination du volume de matière usiné

Une fois le profil de contraintes auto-équilibrées généré, la seconde étape consiste à simuler l'enlèvement de matière ayant lieu durant l'usinage. Pour ce faire, la position de la matière enlevée lors de la coupe doit d'abord être déterminée. Ceci revient en fait à calculer l'intersection entre le volume balayé par l'outil au cours de son déplacement et le volume occupé par la pièce qui est usinée³.

Plusieurs approches sont envisageables pour le calcul du volume usiné. Parmi elles, l'utilisation de dexels offre une très grande précision.

3.3.2.1 Méthode des dexels

La méthode des dexels consiste à modéliser la pièce à l'aide de bâtonnets appelés dexels disposés sur une ou plusieurs grilles régulières. La figure 3.24 illustre l'utilisation de trois réseaux de dexels, orientés dans les trois directions de l'espace.

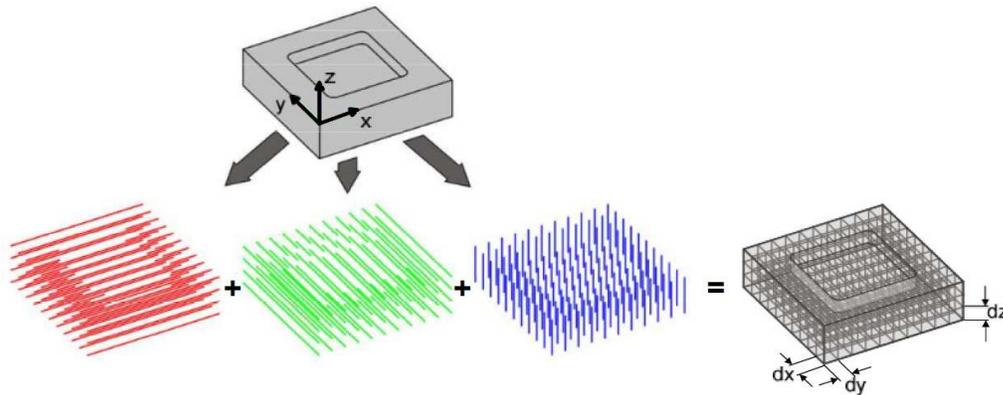


FIGURE 3.24 – Pièce modélisée à l'aide de trois réseaux de dexels

L'outil est vu comme un effaceur de matière tridimensionnel. Une représentation surfacique (de type B-Rep) du domaine balayé par les faces de coupe de l'outil est employée, [Lorong *et al.*, 2008] : l'enveloppe de ce domaine est ainsi facettisée à l'aide d'éléments triangulaires, comme illustré sur la figure 3.25.

Le calcul de l'intersection outil/pièce se ramène finalement à une succession de calculs d'intersection triangle/bâtonnet. Pour chaque bâtonnet, il s'agit de déterminer la position

3. Dans tout ce travail, l'outil est vu comme un effaceur de matière parfaitement rigide. Les problèmes liés à la déformation de l'outil lors de l'usinage pouvant conduire à des écarts entre le volume réellement usiné et le volume théoriquement balayé ne sont pas prises en compte.

3.3. Modèle numérique pour l'enlèvement de matière

de son point d'intersection avec le plan dans lequel se trouve chacune des facettes triangulaires discrétisant le domaine balayé par l'outil : l'intersection a physiquement lieu si le point se trouve à l'intérieur du triangle.

Ainsi le nombre de calculs d'intersection à effectuer peut être très important, dès lors que l'on cherchera à représenter la pièce ainsi que l'enveloppe du domaine balayé de façon très fine.

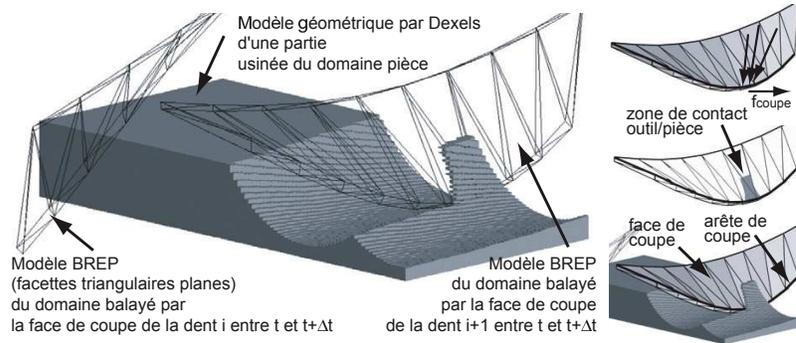


FIGURE 3.25 – Calcul du volume balayé par une approche dexels, [Lorong *et al.*, 2008]

Cependant, chaque calcul d'intersection étant indépendant, une parallélisation massive peut permettre de réduire le temps de calcul. Des algorithmes de lancer de rayons peuvent être utilisés à cet effet puisqu'ils reposent eux aussi sur un calcul d'intersection entre une ligne et une facette triangulaire.

Dans cette étude, le calcul du volume de matière usiné n'est pas l'objectif final, mais seulement une étape vers la prédiction des macro-déformations qui résultent de l'enlèvement de matière. Pour y parvenir, la résolution d'un problème d'élasticité 3D est nécessaire, **3.3.3.**

En déterminant de façon aussi précise le volume usiné, on se contraint à employer par la suite un maillage de calcul suffisamment fin pour ne pas perdre toute la finesse offerte par cette approche. Dans une approche EF classique⁴, le maillage doit en effet être compatible avec l'interface vide/matière. Ceci a une répercussion significative sur le temps de calcul nécessaire pour la résolution du problème d'élasticité évoqué. Par ailleurs comme démontré dans la section **3.3.3**, une approximation du volume usiné n'est pas trop pénalisante si elle reste relativement fidèle à la réalité.

C'est pourquoi nous avons fait le choix d'adopter une stratégie différente, certes moins fine pour le calcul du volume de matière usiné, mais beaucoup plus facile à intégrer dans le modèle numérique d'enlèvement de matière.

3.3.2.2 Approche level-set

Cette approche fait appel à une fonction de distance signée de type level-set pour décrire les positions successives de l'outil dans l'espace. La position de l'enveloppe de l'outil est décrite de façon implicite à l'aide d'une fonction distance ϕ , figure **3.26**.

4. Il est cependant tout à fait clair que l'utilisation de méthodes plus avancées, du type eXtended Finite Element Method (X-FEM), permettrait de s'affranchir des problèmes de compatibilité du maillage aux interfaces créés lors de la coupe. Cette option n'entre cependant pas dans le cadre de ce travail.

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

On distingue trois cas :

1. $\phi > 0$: On se trouve à l'extérieur de l'enveloppe.
2. $\phi = 0$: On se trouve sur l'enveloppe.
3. $\phi < 0$: On se trouve à l'intérieur de l'enveloppe.

Il s'agit alors d'évaluer la fonction ϕ au niveau de la pièce pour chaque position de l'outil considérée sur sa trajectoire d'usinage, afin de distinguer les régions "à l'intérieur" de l'enveloppe, et qui seront donc usinées, des régions à l'extérieur laissées intactes. Cette évaluation se fait directement sur le maillage de résolution du problème mécanique de relaxation de contraintes présenté dans la section 3.3.3.

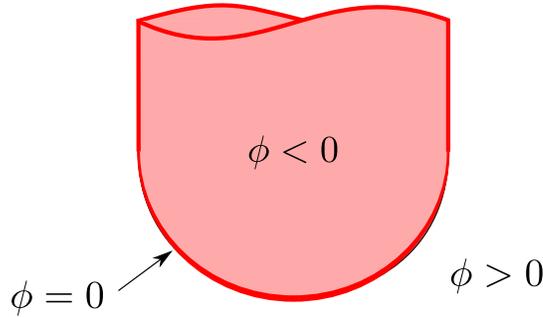


FIGURE 3.26 – Description implicite de l'enveloppe de l'outil

Dans [Pierard *et al.*, 2008], les éléments contenant la frontière du domaine balayé par l'outil (iso-zéro de la fonction de distance signée) font l'objet d'une intégration numérique particulière, dans l'esprit d'une approche X-FEM. Nous optons pour une approche plus simple basée sur une désactivation des éléments discrétisant le volume usiné. Le critère retenu pour la désactivation des éléments est le suivant : dès lors que le centre de gravité de l'élément se trouve à l'intérieur du domaine balayé par l'outil, l'élément dans son ensemble est considéré comme usiné et donc désactivé.

Ce choix a pour conséquence d'introduire une erreur dans l'évaluation du volume de matière usiné, dès lors que l'outil utilisé laisse une "trace" dans la matière qui n'est pas exactement reproductible à l'aide d'éléments parallélépipédiques (*e.g. outil hémisphérique*). Un élément peut être désactivé alors que seulement la moitié de celui-ci se trouve dans la zone usinée, et vice versa pour des éléments qui restent intacts alors qu'ils sont partiellement coupés en réalité. Cette erreur décroît néanmoins avec le raffinement du maillage.

Pour illustrer ceci, considérons une pièce de forme parallélépipédique, de longueur L , de largeur l et d'épaisseur e discrétisée à l'aide d'éléments cubiques de côté a . Considérons par ailleurs un outil hémisphérique de rayon R , d'orientation $\vec{q} = \vec{z}$, se déplaçant en ligne droite d'un point A à un point B situés à une profondeur h (par rapport à la surface supérieure de la pièce) et séparés d'une distance D , figure 3.27.

3.3. Modèle numérique pour l'enlèvement de matière

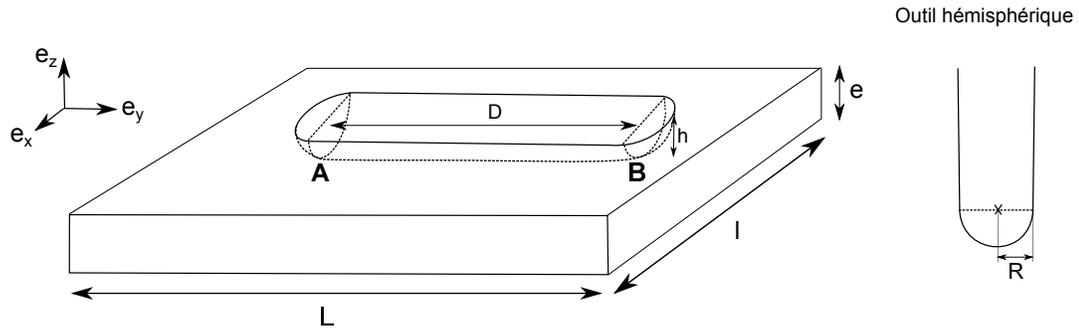


FIGURE 3.27 – Illustration de l'exemple

Il est possible de calculer analytiquement le volume de matière usiné et les détails mathématiques sont donnés en annexe C. Pour un outil de rayon $R = 5$ mm, le volume usiné au cours du déplacement du point A au point B, situés à une profondeur $h = 2$ mm et séparés d'une distance $D = 30$ mm est $V_{usi} \approx 390$ mm³. En raffinant progressivement le maillage, c'est à dire en réduisant la valeur de la longueur caractéristique a d'un élément, on constate une convergence du volume désactivé vers le volume usiné, 3.28.

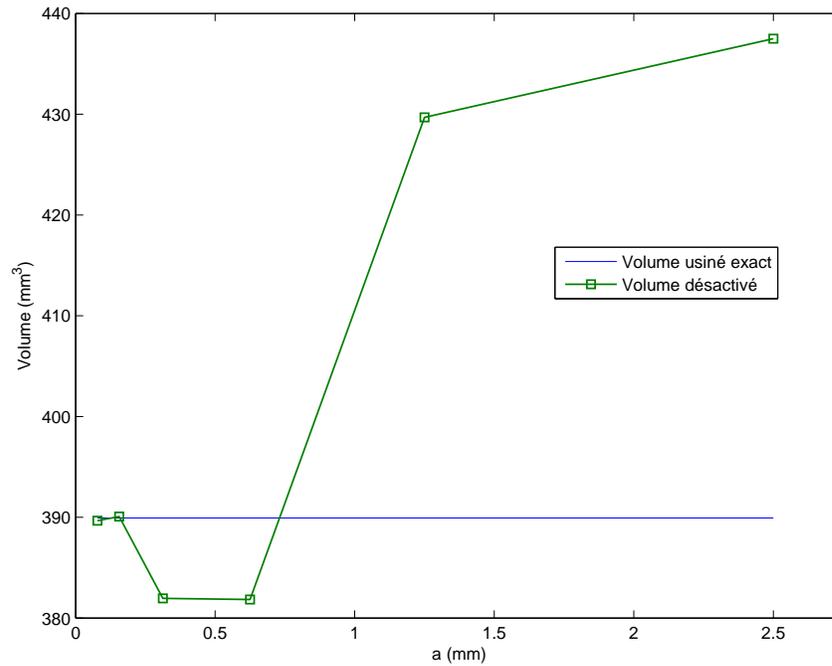


FIGURE 3.28 – Convergence du volume désactivé vers le volume exact usiné avec le raffinement du maillage

3.3.3 Modèle élastique linéaire isotrope

La prédiction des variations morphologiques de la pièce au cours de l'opération d'usinage ainsi que l'évaluation de sa forme finale après démontage/débridage est effectuée au moyen d'un modèle d'élasticité linéaire isotrope en trois dimensions.

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

3.3.3.1 Description

L'objectif est de calculer le champ de déplacement nécessaire au rééquilibrage du champ de contraintes initialement présent dans la pièce brute et qui est perturbé lors de l'enlèvement de matière.

Soit une pièce occupant initialement un volume Ω , de surface extérieure $\partial\Omega$. Le principe fondamental de la statique appliqué à la pièce s'écrit en l'absence de termes de force volumique,

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{0} \quad \text{sur } \Omega \quad (3.17)$$

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{T}_d \quad \text{sur } \partial\Omega_T \quad (3.18)$$

où $\boldsymbol{\sigma}$ est le tenseur des contraintes de Cauchy, $\partial\Omega_T \subset \partial\Omega$ est la partie de la surface extérieure sur laquelle sont imposés des vecteurs contraintes \mathbf{T}_d et \mathbf{n} est la normale à $\partial\Omega_T$. Le champ de déplacement à calculer n'apparaît pas explicitement dans la relation (3.17).

Cette équation d'équilibre est complétée en premier lieu par la loi de comportement du matériau composant la pièce. Elle relie l'état de contrainte dans le matériau à son état de déformation. Le matériau est considéré ici comme élastique isotrope. Un tel comportement est entièrement décrit par deux coefficients, dits coefficients de Lamé et communément notés λ et μ . La loi de comportement d'un matériau élastique isotrope prend la forme suivante,

$$\boldsymbol{\sigma} = \lambda \text{Tr}(\boldsymbol{\epsilon}) \mathbf{I} + 2\mu \boldsymbol{\epsilon} \quad (3.19)$$

avec $\boldsymbol{\epsilon}$ le tenseur des déformations infinitésimales, Tr l'opérateur trace et \mathbf{I} le tenseur identité d'ordre 2. Au lieu d'utiliser les coefficients de Lamé, il est possible de décrire le comportement élastique isotrope en termes du module d'Young E et du coefficient de Poisson ν . Les relations entre coefficients de Lamé d'une part et module d'Young et coefficient de Poisson d'autre part s'écrivent,

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (3.20)$$

$$\mu = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (3.21)$$

Néanmoins la contrainte initiale dans la pièce doit figurer dans la loi de comportement, et la relation (3.19) est donc complétée comme suit,

$$\boldsymbol{\sigma} = \lambda \text{Tr}(\boldsymbol{\epsilon}) \mathbf{I} + 2\mu \boldsymbol{\epsilon} + \boldsymbol{\sigma}_R \quad (3.22)$$

où $\boldsymbol{\sigma}_R$ est le tenseur des contraintes résiduelles.

En second lieu, les équations de la cinématique permettent de faire le lien entre déformations et déplacements. L'Hypothèse de Petites Perturbations (HPP) est retenue ici : les déplacements ainsi que le gradient des déplacements sont de faibles amplitudes. Ceci a pour conséquence de linéariser la relation déplacements/déformations (à l'origine quadratique). Dans le cadre HPP, cette relation prend la forme,

$$\boldsymbol{\epsilon} = \frac{1}{2} (\nabla \mathbf{u} + \nabla^T \mathbf{u}) \quad (3.23)$$

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}_d \quad \text{sur } \partial\Omega_u \quad (3.24)$$

où $\mathbf{u} = (u \ v \ w)^T$ est le champ de déplacement et $\partial\Omega_u \subset \partial\Omega$ est la partie de la surface extérieure où les déplacements sont imposés.

3.3.3.2 Résolution

L'approche classique pour la résolution d'un tel problème est la méthode des éléments finis. Dans ce contexte, l'enlèvement de matière est simulé par désactivation d'éléments : une raideur nulle est attribuée aux éléments situés dans les zones usinées. Bien que ces derniers soient présents physiquement, ils ne contribuent donc pas à la transmission des efforts dans la pièce, exactement comme si il n'y avait pas de matière à cet emplacement.

L'imposition des conditions aux limites ne fait pas l'objet d'un travail de modélisation particulier : les déplacements sont considérés nuls sur toutes les surfaces de contact pièce/fixation, notées $S_{contact}$. Pour reprendre les notations introduites dans le paragraphe précédent, $\partial\Omega_u = S_{contact}$ et $\mathbf{u}_d = \mathbf{0}$. Une description plus fine du comportement au niveau de ces surfaces de contact par la prise en compte par exemple d'un contact élastique, comme proposé dans [Satyanarayana et Melkote, 2004] ou encore [Asante, 2008], n'a pas été entrepris dans ce travail.

La simulation de l'enlèvement de matière à l'aide du modèle tel que nous l'avons défini ne présente pas de difficulté majeure et peut être rapidement implémentée sur un logiciel commercial comme Abaqus[®]. Cependant, dès lors que les dimensions de la pièce augmentent, le temps de calcul nécessaire à sa résolution peut devenir un obstacle. C'est le cas pour les pièces de grandes dimensions qui font l'objet de ce travail. En effet les panneaux des structures aéronautiques peuvent atteindre plusieurs mètres de long. L'enlèvement de matière est pour sa part effectué à l'aide d'un outil dont le diamètre n'excède pas 20 à 30 mm, et concernent des profondeurs de l'ordre du millimètre.

Or, le volume désactivé par la méthode de type level-set est d'autant plus proche du volume réellement usiné que le maillage est fin. Un compromis doit alors être trouvé afin de conserver un nombre raisonnable⁵ d'éléments tout en garantissant une représentation relativement fidèle de la réalité. Il s'agit notamment de s'assurer que l'erreur commise sur l'évaluation du volume usiné a une répercussion moindre sur l'amplitude des déplacements prédits.

De récents travaux offrent des perspectives intéressantes quant à la résolution de problèmes de grande complexité (*i.e.* nombre de degrés de liberté), que celle-ci soit due à la discrétisation fine nécessaire à la résolution d'un problème défini dans un espace de faible dimension (3D, 3D+temps) ou au contraire au grand nombre de dimensions rencontrées lors de la résolution de problèmes multi-variables.

A cet égard, la réduction de modèle fait l'objet depuis quelques années d'une attention toute particulière. Celle-ci peut revêtir plusieurs formes : une réduction à posteriori et une réduction à priori. Dans la section suivante, nous donnons quelques références bibliographiques sur les méthodes à priori et nous expliquons quels apports l'une d'entre elles, appelée PGD, peut avoir dans le cadre de notre modèle numérique.

3.3.4 Approche classique et réduction de modèle

La philosophie de la réduction de modèle consiste à se placer dans une base de travail appropriée au problème résolu et dans laquelle peu de degrés de liberté doivent être déterminés. Le choix d'une telle base peut s'effectuer à posteriori sur base d'expériences numériques ou de l'analyse de données de mesure. C'est le concept sur lequel repose la POD et que nous avons déjà employé à des fins de construction d'une base compacte pour

5. C'est à dire en adéquation avec les moyens de calcul pouvant être mis à contribution. Cette notion varie bien sûr d'un utilisateur à l'autre et avec la démocratisation des clusters de calcul, dotés de milliers de processeurs et disposant d'une mémoire vive très importante, le nombre de degrés de liberté pouvant être traités a connu une augmentation fulgurante au cours de ces dernières années.

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d’usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

l’écart géométrique entre la pièce traitée et son modèle nominal. Des explications plus détaillées concernant cette approche et son utilisation dans le cadre mentionné sont données dans la partie 2.2.3.

Nous nous intéressons ici à la seconde catégorie de méthodes de réduction de modèle dans laquelle une base adaptée n’est pas construite à posteriori mais en cours de résolution. Cette démarche est particulièrement intéressante puisqu’elle ne nécessite pas de solutions préliminaires du problème traité (ou d’un problème similaire). Les premiers développements en la matière datent des années 80 avec les travaux de Ladevèze [Ladevèze, 1985]. La méthode développée, nommée approximation radiale, s’avéra particulièrement efficace pour la résolution de problèmes de viscoplasticité. Dans la continuité de ces travaux, des développements ont été menés pour la résolution de problèmes définis dans des espaces de très grande dimension, comme c’est le cas par exemple pour la modélisation des fluides complexes par la théorie cinétique [Ammar *et al.*, 2006].

Le nom de PGD (*Proper Generalized Decomposition*) a été progressivement introduit. Des problèmes paramétriques jusque là insolubles par des méthodes classiques peuvent être traités par cette approche, [Chinesta *et al.*, 2010]. Étude de sensibilité, optimisation, ingénierie inverse sont facilitées, [Chinesta *et al.*, 2011].

Nous allons nous contenter d’expliquer ici comment cette approche peut être appliquée au calcul des distorsions résultant de l’enlèvement de matière dans une pièce initialement contrainte. L’ensemble des développements mathématiques sont donnés dans l’annexe D.

3.3.4.1 Géométrie dégénérée : un verrou numérique

Comme nous l’avons déjà souligné, la géométrie des pièces faisant l’objet de cette étude est dégénérée, dans le sens où une dimension, en l’occurrence l’épaisseur, est inférieure de plusieurs ordres de grandeur par rapport aux autres dimensions. Des solutions existent pour traiter ces problèmes via des modèles de type plaque et coque, définis en deux dimensions seulement.

Toutefois ce genre d’approche n’est ici pas concevable, puisque le caractère tridimensionnel du problème est indispensable pour simuler la rupture d’équilibre des contraintes résiduelles dans l’épaisseur de la pièce et le champ de déplacement alors induit.

Au cours de l’opération, seuls quelques millimètres de matière sont enlevés à la surface d’une pièce dont la longueur et la largeur atteignent plusieurs mètres. D’un point de vue numérique, l’épaisseur des éléments discrétisant le domaine de calcul ne doit pas excéder l’épaisseur enlevée à chaque passe d’outil, sous peine de ne pas capturer fidèlement le volume de matière usiné lors de la désactivation des éléments. Afin de ne pas construire un maillage trop distordu (éléments très plats), la discrétisation dans le sens de la longueur et de la largeur doit être suffisamment fine en comparaison de celle introduite dans l’épaisseur ce qui conduit à la génération d’un nombre conséquent d’éléments et donc à l’augmentation significative du coût de résolution d’un tel problème.

3.3.4.2 Séparation espace/espace du domaine de calcul

L’idée développée par Bognet dans ses travaux de thèse, [Bognet, 2013], consiste à traiter un problème défini dans une géométrie de type plaque ou coque sous forme séparée, en considérant d’une part les dimensions *dans le plan* et d’autre part la dimension *hors du plan*.

Reprenons l’exemple d’une tôle plane occupant un domaine $\Omega = \Omega_x \times \Omega_y \times \Omega_z$. La séparation plan/hors plan consiste alors à considérer $\Omega = \Omega_{\text{Plan}} \times \Omega_{\text{Hors-Plan}}$, où $\Omega_{\text{Plan}} = \Omega_x \times \Omega_y$ et $\Omega_{\text{Hors-Plan}} = \Omega_z$, figure 3.29. Pour ce faire, l’ensemble des champs intervenant

3.3. Modèle numérique pour l'enlèvement de matière

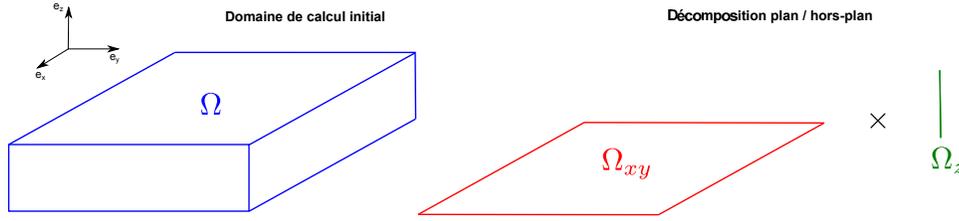


FIGURE 3.29 – Décomposition plan / hors-plan du domaine de calcul

dans le problème, connus ou inconnus, doivent être exprimés sous forme séparée. Dans notre cas, les champs en question sont le champ de déplacement \mathbf{u} et le champ de contraintes résiduelles $\boldsymbol{\sigma}_R$.

Par exemple, l'expression du champ de déplacement que l'on cherche à calculer prend la forme,

$$\mathbf{u} = \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum_{q=1}^{\infty} X_q^u(x, y) \cdot Z_q^u(z) \\ \sum_{q=1}^{\infty} X_q^v(x, y) \cdot Z_q^v(z) \\ \sum_{q=1}^{\infty} X_q^w(x, y) \cdot Z_q^w(z) \end{pmatrix} \quad (3.25)$$

Le nombre de termes de la décomposition (3.25) est théoriquement infini, néanmoins dans la pratique on se contentera d'une approximation par une somme finie de Q termes.

$$\mathbf{u} = \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix} \approx \begin{pmatrix} \sum_{q=1}^Q X_q^u(x, y) \cdot Z_q^u(z) \\ \sum_{q=1}^Q X_q^v(x, y) \cdot Z_q^v(z) \\ \sum_{q=1}^Q X_q^w(x, y) \cdot Z_q^w(z) \end{pmatrix} \quad (3.26)$$

La PGD peut être vue comme un solveur linéaire qui permet le calcul d'une solution sous forme séparée, semblable à (3.26). Les fonctions intervenant dans la décomposition du champ \mathbf{u} inconnu, $X_i^u, Z_i^u, X_i^v, Z_i^v, X_i^w, Z_i^w$ sont calculées progressivement. Un algorithme de type glouton est utilisé et consiste à calculer un terme de la décomposition (3.26), appelé communément mode, à la fois. Un ou plusieurs modes sont d'abord choisis dans le but de satisfaire les conditions aux limites du problème et permettent d'initialiser le processus d'enrichissement. Les modes calculés ensuite sont solutions du problème homogène.

Le calcul d'un mode, produit de deux fonctions inconnues, représente un problème non-linéaire. Les méthodes de linéarisation sont diverses, et la méthode du point-fixe est souvent implémentée. Elle consiste à fixer une des deux fonctions afin de calculer la seconde, puis à répéter l'opération en échangeant les rôles jusqu'à convergence.

Le nombre de termes de la décomposition (3.26) peut être fixé a priori ou résulter d'un critère : dès lors que l'information apportée par un nouveau mode est jugée insignifiante, le processus d'enrichissement est stoppé. Le fonctionnement du solveur PGD est schématisé sur la figure 3.30.

Comme prouvé dans [Bognet *et al.*, 2012], la séparation plan/hors-plan d'un problème initialement 3D conduit à une réduction drastique de sa complexité. Ceci provient de l'évolution linéaire du nombre de degrés de liberté avec la dimensionnalité du problème

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

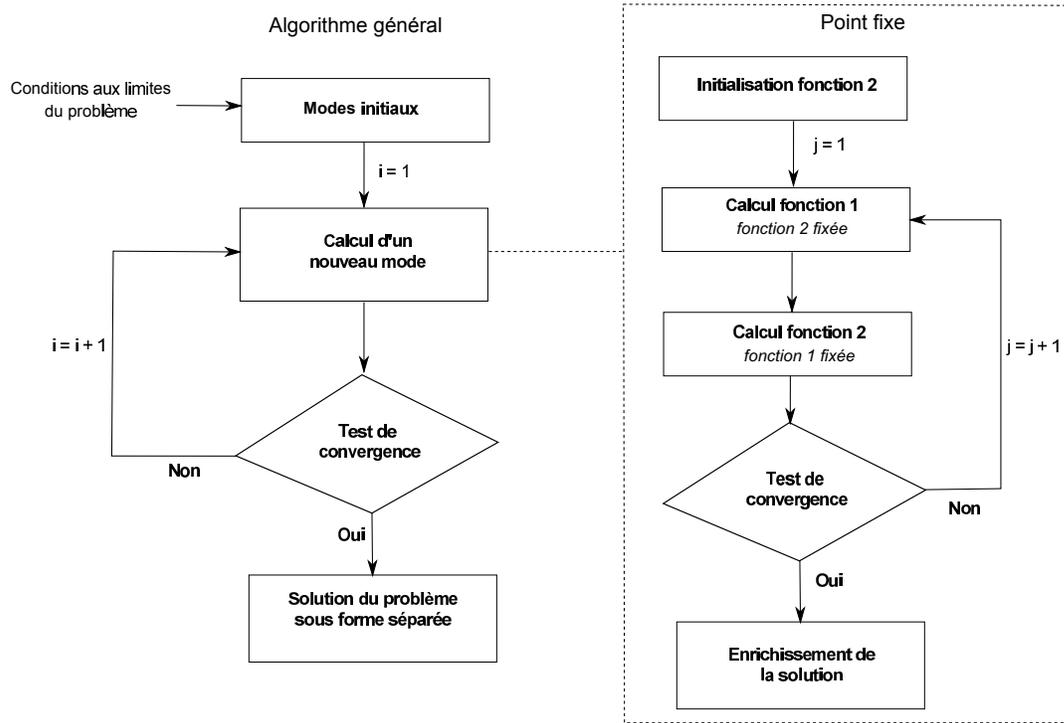


FIGURE 3.30 – Fonctionnement du solveur PGD

(contrairement à l'évolution exponentielle des méthodes classiques). Si l'on considère une discrétisation de Ω_{Plan} constituée de N_{Plan} nœuds et une discrétisation de $\Omega_{\text{Hors-Plan}}$ constituée de $N_{\text{Hors-Plan}}$ nœuds, la complexité du problème avec une approche éléments finis 3D est donc $C_{FEM} = N_{\text{Plan}} \cdot N_{\text{Hors-Plan}}$, alors qu'avec l'approche PGD, elle devient $C_{PGD} = Q \cdot (N_{\text{Plan}} + N_{\text{Hors-Plan}})$.

3.3.4.3 Apports pour la simulation de l'enlèvement de matière

Outre ces considérations d'ordre général quant aux bénéfices fournis par cette approche, des apports plus spécifiques à la simulation de l'enlèvement de matière existent. En effet, les maillages des dimensions séparées sont totalement indépendants. Ainsi une discrétisation fine peut être effectuée dans l'épaisseur de la pièce alors qu'un maillage beaucoup plus grossier peut être construit dans le plan. La possibilité de pouvoir raffiner "à souhait" le maillage dans l'épaisseur présente deux avantages :

1. Le profil de contraintes dans l'épaisseur peut être décrit de façon très précise. L'équilibre des forces (3.6) et l'équilibre des moments (3.9) sont alors vérifiés plus fidèlement. L'erreur introduite lors de l'intégration numérique de ces deux relations est d'autant plus faible que le maillage dans l'épaisseur est fin. Cette notion est illustrée sur la figure 3.31, où on compare la valeur de l'intégrale dans l'épaisseur d'une composante du champ de contraintes, supposée vérifier la relation (3.6). Le champ de contraintes est défini aux nœuds du maillage unidimensionnel discrétisant l'épaisseur. Une interpolation linéaire entre chaque nœud est considérée. La quadrature de Gauss est utilisée pour le calcul de l'intégrale, (deux points de Gauss sont considérés pour chaque élément). La valeur de l'intégrale décroît pour se rapprocher de zéro

3.4. Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée

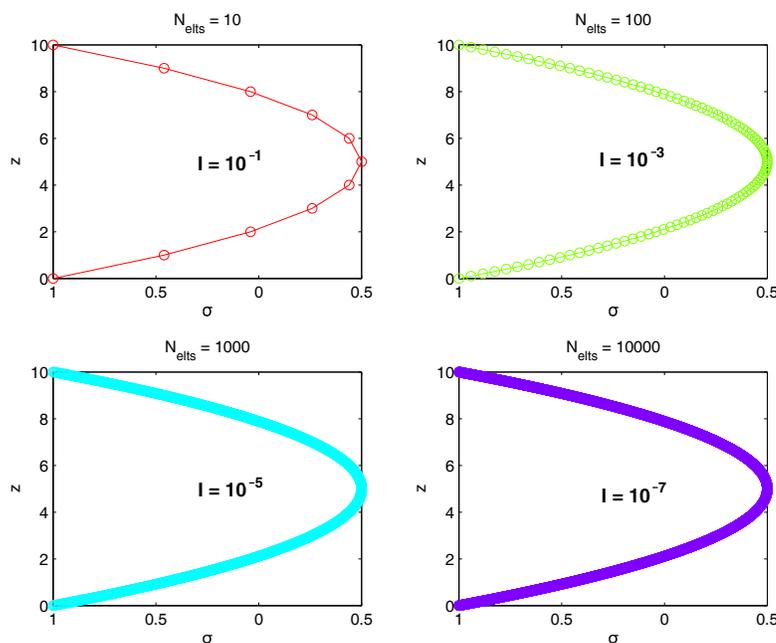


FIGURE 3.31 – Influence de la discrétisation sur la vérification des équations d'équilibre. Calcul de l'intégrale $I = \int_{z_{min}}^{z_{max}} \sigma(z) dz$ pour différents nombre d'éléments $N_{Hors-Plan}$ considérés.

lorsque le nombre d'éléments augmente.

2. L'épaisseur de matière enlevée peut être capturée correctement. L'erreur introduite lors de la désactivation des éléments est faible dès lors que la taille des éléments est petite devant l'épaisseur de matière usinée (*cf. section 3.3.2.2*).

La séparation 2D/1D du problème offre donc plusieurs avantages, que ce soit du point de vue du coût de calcul ou de la description fine des phénomènes ayant lieu dans l'épaisseur (équilibre/rupture d'équilibre des contraintes, désactivation d'éléments). Néanmoins cette approche reste réservée à des géométries séparables. Dès lors que cette séparabilité n'existe pas où nécessite un effort important, une approche classique de résolution est privilégiée.

3.4 Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée

La distorsion d'une pièce pendant son usinage soulève plusieurs verrous. En effet, dès qu'un changement de forme imprévu a lieu, l'enlèvement de matière n'est plus contrôlé : le volume réellement usiné ne correspond pas exactement au volume prédit à l'origine compte tenu du parcours de l'outil et du volume occupé initialement par la pièce.

Si la distorsion est très faible, les écarts vis-à-vis de la géométrie visée peuvent rester dans les tolérances prévues. En revanche, si l'amplitude des déplacements générés est importante la conformité dimensionnelle de la pièce peut être mise à mal.

Des déplacements importants peuvent d'une part entraîner une diminution de la profondeur de passe voire une sortie de matière de l'outil, avec pour conséquence des vibrations importantes et donc néfastes si la profondeur de passe devient très faible, et dans

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

tous les cas la nécessité d'effectuer une passe supplémentaire pour usiner la matière restante. Le scénario opposé est celui dans lequel les déplacements générés par la relaxation de contraintes entraînent une augmentation de la profondeur de passe. Ce second cas est beaucoup plus problématique compte tenu de l'impossibilité de corriger les défauts apparus contrairement à la situation précédente, du risque de casse de l'outil (augmentation des efforts de coupe) et de détérioration de la pièce (*e.g. par percement*).

Dans cette section, nous expliquons la méthodologie développée afin d'anticiper en ligne les déplacements de la surface usinée et de générer "au vol" un parcours d'usinage permettant le respect d'une profondeur de consigne.

Contraintes résiduelles : donnée ou inconnue ? Nous avons fait le choix de considérer les contraintes résiduelles dans la pièce comme unique source de distorsion. Anticiper les changements de forme ayant lieu pendant l'opération d'usinage et lors du démontage est donc possible en ayant connaissance de l'état initial de contrainte dans la pièce. Pour y parvenir deux voies sont envisageables : la mesure ou la simulation.

La mesure de contraintes résiduelles est un vaste champ de recherche comme expliqué dans la section 3.1.2. Les méthodes de mesure sont nombreuses mais aucune ne peut être mise en place avec succès dans le cadre de ce travail. En effet, les méthodes destructives ne peuvent être directement appliquées sur la pièce, mais plutôt sur un échantillon dont la représentativité est toujours sujette à discussion : l'état de contrainte dans l'échantillon est-il bien celui que l'on retrouve dans la pièce ? Le simple fait de prélever cet échantillon n'a-t-il pas perturbé son champ de contraintes ? Par ailleurs le résultat fourni par la plupart des méthodes destructives présente une incertitude importante (50 MPa pour la méthode du trou incrémental par exemple). Les approches non destructives offrant la meilleure résolution sont les méthodes de diffraction. Elle restent toutefois réservées à des applications en laboratoire et concernent des échantillons de petite dimension.

Prédire les contraintes résiduelles par le biais de la simulation numérique suppose de connaître l'historique de mise en forme de la pièce. Chaque procédé entrant en jeu doit être modélisé et son influence sur l'état de contrainte dans la pièce doit être évaluée. Comme tout modèle, il comporte son lot d'approximations dont l'impact sur la prédiction finale n'est pas toujours précisément connu. Lorsque plusieurs procédés se succèdent l'incertitude introduite à chaque étape se cumule et la validité du champ de contraintes finalement prédit peut être remise en question. Finalement la prédiction de distorsion est polluée par l'erreur commise dans le calcul du champ de contraintes résiduelles dans la pièce : comment dans ce contexte prétendre anticiper des déplacements dont l'amplitude est relativement sensible au profil initial de contraintes ?

L'approche visant à anticiper la distorsion en quantifiant ce qui en est à l'origine (*i.e. les contraintes résiduelles*) semble donc vouée à l'échec. L'état de contrainte initial dans la pièce est une inconnue du problème que nous ne chercherons pas à déterminer. La seule option restante est alors de quantifier la distorsion engendrée par l'enlèvement de matière et d'anticiper son évolution au cours de l'opération pour toujours conserver "un temps d'avance". Ceci suppose de disposer d'un moyen de mesurer la distorsion, et en fonction du résultat de la mesure de prendre les dispositions nécessaires : proposer une correction de la trajectoire afin de se conformer à la "géométrie dynamique" de la pièce. Avant d'expliquer plus en détail la méthodologie que nous avons choisi de développer, nous rappelons les objectifs de cette étude.

3.4. Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée

3.4.1 Objectifs visés

Les objectifs visés sont intimement liés au type d'opérations d'usinage concernées par cette étude. De manière générale, nous nous intéressons aux opérations au cours desquelles une pièce voit son épaisseur localement réduite. Cette épaisseur finale doit être homogène dans une zone donnée et respecter des tolérances fixées à priori.

L'usinage de poches entre dans ce cadre là. L'épaisseur locale de la pièce en fond de poche est pilotée par la profondeur de la poche. Dans la suite on considèrera de façon équivalente la notion de "profondeur de poche constante" et d'"épaisseur de matière restante constante" (*i.e. les bruts sont supposés d'épaisseur constante*).

Ce type d'opérations est particulièrement sensible à la distorsion de la pièce, puisque dès lors qu'un changement de forme a lieu la profondeur de la poche est modifiée. Si la taille de la poche est petite en comparaison de l'échelle à laquelle varient les déplacements, le déplacement peut être constant à l'échelle de la poche : la profondeur de cette dernière est homogène mais ne correspond pas à la valeur visée. Si la poche est de taille plus importante, l'amplitude du déplacement peut varier à l'échelle de la poche : la profondeur n'est alors pas homogène.

3.4.1.1 Anticipation des déplacements de la surface usinée visée au cours de l'usinage

Le premier objectif vise à garantir le respect des tolérances concernant l'épaisseur finale de la pièce. Pour y parvenir, la trajectoire de l'outil doit pouvoir se conformer aux déplacements de la pièce ayant lieu au cours de l'opération, et plus précisément ceux de la surface usinée sur laquelle le point de contact outil/matière se déplace.

Un parallèle peut être fait avec l'ajustement de trajectoire présenté dans le second chapitre. La problématique soulevée dans le second chapitre a attiré aux variabilités géométriques pouvant exister au sein de pièces d'un même lot, et à la nécessité d'une construire une trajectoire "sur-mesure" qui en découle. A présent, la géométrie initiale de la pièce est bien connue mais peut évoluer au cours du procédé d'une manière inconnue à priori. Des imprécisions sont commises car le parcours d'usinage est statique alors qu'un comportement dynamique est nécessaire dans ce contexte particulier.

L'accent est ici à nouveau mis sur les lacunes existant dans l'approche classique de génération de trajectoires qui pêche principalement par son manque d'agilité. Par ailleurs, l'usinage adaptatif classique développé afin de générer des parcours d'usinage "sur mesure" n'offre pas davantage de solutions dans le contexte d'une géométrie de pièce dynamique auquel nous nous intéressons ici.

3.4.1.2 Prédiction de la forme finale de la pièce

Pouvoir garantir que l'épaisseur finale de la pièce sera bien conforme est un atout majeur, mais cela ne garantit en aucun cas que la pièce sera bien utilisable par la suite. C'est pourquoi le second objectif de ce travail concerne la prédiction de la forme finale de la pièce. C'est en ayant connaissance de cette information que le fabricant est en mesure de savoir si la pièce peut être assemblée dans le reste de la structure, si des étapes de (re)mise en forme comme un redressage doivent être mises en œuvre, ou bien si la pièce est inutilisable car trop distordue.

Cependant cette information n'a véritablement de valeur que si elle est connue suffisamment tôt, c'est à dire avant la fin de l'opération. Dans le cas contraire, la distorsion est simplement constatée, aucune anticipation n'est possible, et le rebut ne peut être évité.

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

En revanche, si dès les premières passes d'usinage le fabricant dispose d'une information qualitative à propos des écarts de la forme finale par rapport à la forme visée, il est en mesure d'évaluer la "viabilité" de la pièce. Plusieurs scénarios se présentent :

1. La forme finale de la pièce prédite est très proche de la forme visée.
2. Les écarts au théorique prédits sont assez importants, un redressage sera nécessaire.
3. Les écarts au théorique sont très importants. Il est peu probable que les défauts de forme puissent être corrigés sans altérer les performances mécaniques de la pièce.

Pour les deux derniers scénarios, il est nécessaire que la prédiction acquière un caractère plus quantitatif au fil de l'usinage, permettant alors au fabricant de faire un choix concernant la poursuite de l'opération. Un compromis doit donc être trouvé entre précision et précocité de la prédiction et nous reviendrons sur ce point lors de la validation numérique, section 3.5.

3.4.2 Méthodologie

3.4.2.1 Cahier des charges

Le cahier des charges établi à partir des objectifs que nous venons d'énoncer fait ressortir plusieurs caractéristiques essentielles :

Agilité/Flexibilité La trajectoire d'outil doit pouvoir se conformer aux changements de forme ayant lieu au cours de l'opération, dont la distribution et l'amplitude diffèrent potentiellement pour chacune des pièces traitées.

Réactivité La méthode doit permettre également de réagir rapidement dès lors qu'un changement de forme est identifié. Un temps de réaction court est nécessaire afin que l'altitude de l'outil puisse être corrigée avant qu'un défaut irréversible ne soit généré (sur-usinage local, percement).

Précision Dans le cas de l'usinage mécanique de poches dans des panneaux de fuselage, la tolérance sur l'épaisseur finale de la pièce est généralement de l'ordre du dixième de millimètre. C'est la valeur que nous prendrons comme référence dans cette étude.

Intrusivité La stratégie développée doit être peu intrusive. Comme évoqué précédemment, la mise en place pratique d'une méthodologie de mise à jour en ligne de trajectoires se heurte à l'architecture fermée des CN propriétaires. L'intégration doit donc se faire en tenant compte des possibilités offertes par le DCN.

3.4.2.2 Boucle de retour

Afin de répondre aux différents critères évoqués, l'option retenue est un usinage en boucle fermée, figure 3.32. Il s'agit de compléter l'approche standard (CAO, FAO, programme d'usinage, usinage) par une boucle de retour dont la fonction est double : d'une part, proposer une mise à jour pour la trajectoire d'outil si la distorsion de la pièce le justifie et fournir d'autre part une prédiction quant à la forme finale de la pièce après débridage/démontage.

3.4. Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée

Cette boucle de retour comprend trois phases distinctes dont le rôle et le fonctionnement seront détaillés dans les sections suivantes : une phase de mesure, une phase de traitement et d'exploitation des mesures et une phase d'interaction avec la MOCN pour finir.

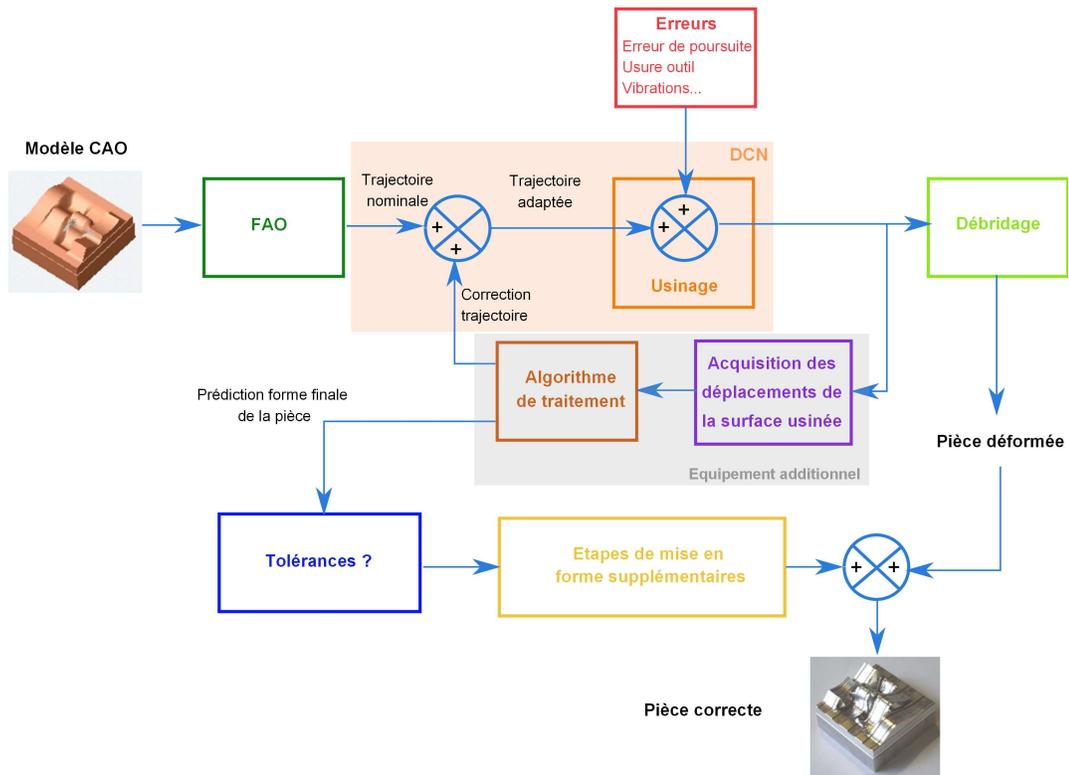


FIGURE 3.32 – Principe de l'usinage en boucle fermée avec anticipation des distorsions

3.4.2.3 Notion de surface usinée visée

Si on considère, la surface fictive formée par l'ensemble des points situés à une profondeur (distance suivant la normale à la surface supérieure) égale à la profondeur de passe, alors la surface usinée visée est la portion de cette surface fictive qui doit être mise au jour par l'usinage, figure 3.33.

Du fait de la distorsion de la pièce, la surface usinée visée voit sa géométrie évoluer au cours de l'usinage. La finalité de la mise à jour en ligne de la trajectoire est de faire en sorte que le point de contact outil/matière se déplace toujours sur la surface usinée visée, garantissant ainsi une épaisseur de matière enlevée (ou de façon équivalente restante) conforme à la consigne.

3.4.3 Mise en oeuvre

3.4.3.1 Evaluation des déplacements de la surface usinée au cours de l'opération

La distorsion de la pièce au cours de son usinage se traduit par un déplacement dont l'amplitude varie avec l'état initial de contrainte dans la pièce et le type de bridage utilisé. Quantifier la distorsion revient donc à mesurer le déplacement généré par l'enlèvement de

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

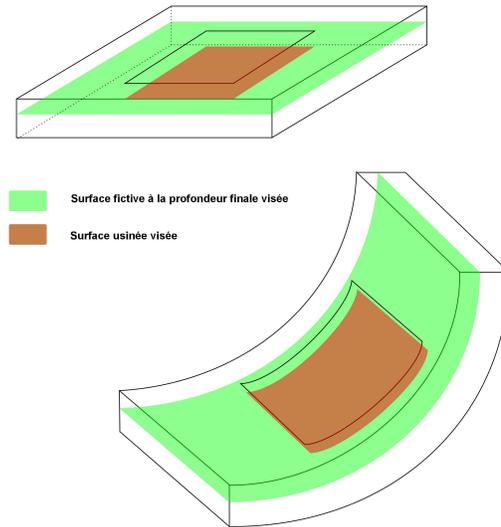


FIGURE 3.33 – Illustration de la notion de surface usinée visée

matière. Néanmoins il n'existe pas de technique pour mesurer en temps-réel le déplacement dans un volume de matière. Seuls des déplacements en surface peuvent être mesurés. La technique optique la plus connue est la corrélation d'images. Un mouchetis composé de milliers de points est peint à la surface de l'échantillon. Une déformation de la surface se traduit par une modification locale du mouchetis qui est alors analysée. Ce mouchetis est filmé et ses modifications sont post-traitées par un logiciel qui en retour fournit une cartographie des déplacements en surface. En utilisant deux caméras, la capture d'un champ de déplacement 3D est possible en associant à la corrélation d'images une technique de numérisation 3D du type stéréovision, [Chambard *et al.*, 2009].

Cette technique n'est pas vraiment adaptée au contexte de l'usinage du fait de sa grande intrusivité. Par exemple, la nécessité d'un mouchetis pose problème : il est progressivement "effacé" au cours de l'opération, le champ de déplacement n'est mesurable que dans les zones laissées intactes. Il faut alors imaginer des stratégies de montage pour lesquelles les déplacements sont mesurés sur une autre face⁶. En règle générale cette configuration ne se présente pas, c'est pourquoi ce type de mesure n'est pas retenu.

Des hypothèses simplificatrices quant à la nature du champ de déplacement peuvent être effectuées dans le contexte de cette étude. L'enlèvement de matière résulte en la création d'un moment de flexion, qui a pour effet d'engendrer un déplacement dans la direction de l'épaisseur. Dans le cas d'une tôle plane, la rupture d'équilibre des contraintes résiduelles dans une section de normale \vec{x} (composante σ_{Rxx}) engendre un moment d'axe \vec{y} et vice versa, figure 3.34. Dans les deux cas le déplacement se fait principalement dans la direction \vec{z} . Des déplacements dans le plan ont aussi lieu mais leur amplitude est beaucoup plus faible. Dans une tôle simple courbure, le déplacement engendré se fait principalement dans la direction radiale : à la différence des tôles planes cette direction change. Cependant si le rayon de courbure reste grand par rapport à la longueur de la pièce, la direction radiale varie peu.

Dans le cadre de ce travail, nous nous intéressons à l'usinage trois axes vertical où la

6. Elle a déjà été mise en place pour l'étude vibratoire de plaque mince en usinage, [Wehbe, 2010]. Le montage permettait alors une mesure des déplacements sur la face opposée à la surface usinée.

3.4. Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée

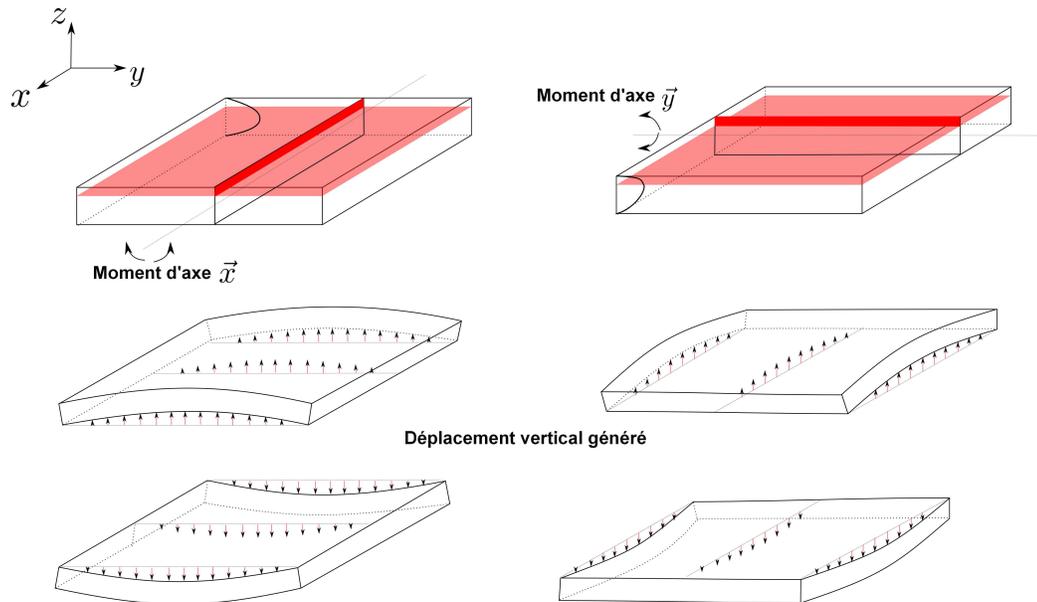


FIGURE 3.34 – Flexion engendrée par l'enlèvement de matière

pièce usinée est posée à plat sur la table de la machine, 1.4.1.4. Il est donc réaliste de considérer que le déplacement engendré par la coupe sera principalement vertical. Ainsi la mesure de distorsion prendra la forme d'une mesure du déplacement vertical de la pièce.

Solution technologique Le système d'acquisition déjà employé dans la stratégie d'ajustement de la trajectoire présentée dans le second chapitre est à nouveau utilisé, voir 2.2.3.2. La principale raison à ce choix est la bonne maîtrise de ce système et la possibilité qu'il offre de mesurer rapidement un déplacement vertical. Le capteur laser nappe permet la mesure de profils de hauteur avec une précision de l'ordre du μm . La géométrie initiale de la pièce étant connue, les hauteurs mesurées fournissent une mesure directe du déplacement vertical.

La principale difficulté rencontrée lors de l'utilisation de ce système est sa calibration, pour laquelle nous avons proposé un protocole dont les étapes sont décrites dans l'annexe B. Le capteur laser est fixé sur la tête d'usinage et balaye la surface supérieure de la pièce lorsque l'outil parcourt sa trajectoire. Pour établir une cartographie du champ de déplacement de la surface mesurée, il est nécessaire de connaître à tout instant la position de la nappe afin d'associer les hauteurs mesurées aux bonnes positions sur la surface. Une mesure précise de la position relative du capteur par rapport à l'outil (extrémité, centre...) est donc indispensable pour pouvoir déduire la position de la nappe à partir de la position de l'outil qui elle est connue, puisque programmée.

Deux choix sont possibles quant à la surface mesurée : la surface supérieure "intacte" ou la surface usinée. La surface supérieure "intacte" correspond à la partie de la surface supérieure initiale qui demeure après le passage de l'outil. Cette surface voit son étendue diminuer au cours de l'usinage au profit de la surface usinée qui est progressivement créée.

La mesure des déplacements au niveau de la surface usinée est donc privilégiée. Ce choix se justifie par l'utilisation qui est ensuite faite des mesures pour la mise à jour de trajectoire : ce sont les déplacements de la surface usinée visée qui sont prédits lors des

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d’usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

simulations effectuées hors-ligne

3.4.3.2 Algorithme de calcul

Les mesures du déplacement par le biais de la nappe laser ont un caractère discret que ce soit dans l’espace ou dans le temps. En effet, seules les régions situées à proximité de l’outil sont scannées au cours de son parcours. Par ailleurs, la mesure n’est pas continue : les données sont collectées avec une certaine fréquence. La distorsion de la pièce n’est donc observée qu’à une échelle locale. A partir de cet information les déplacements susceptibles de se produire dans des régions de la pièce que va traverser l’outil doivent être anticipés pour se conformer à la géométrie dynamique de la pièce.

A plusieurs reprises pendant l’opération, les mesures collectées sont capitalisées : une prédiction concernant l’évolution des déplacements au cours du reste de l’opération d’usinage est effectuée et un ajustement de la trajectoire de l’outil est proposé pour garantir une épaisseur de matière restante constante. L’état de déformation final de la pièce est aussi prédit à cette occasion, [Poulhaon *et al.*, 2014b].

L’approche développée comprend deux étapes. Une étape hors-ligne, au cours de laquelle les calculs les plus chronophages sont réalisés. Cette étape aboutit à la construction de deux bases de données. Lors de l’étape en ligne ces bases de données servent alors à l’ajustement de la trajectoire d’usinage ainsi qu’à la prédiction de la déformée finale de la pièce.

3.4.3.2.a Phase hors-ligne : construction de bases de données

Le modèle numérique présenté dans la partie 3.3 permet de calculer le champ de déplacement induit par la relaxation de contraintes résiduelles. Les données d’entrée nécessaires à ce calcul, outre la géométrie initiale de la pièce, sont :

- Le profil de contraintes initiales dans la pièce.
- Le volume de matière enlevé suivant la trajectoire d’usinage employée.
- Les conditions aux limites du problème.

Le volume de matière usiné est obtenu en évaluant l’intersection entre le volume balayé par l’outil lorsqu’il parcourt sa trajectoire et le volume occupé par la pièce : une méthode de type level-set est employée à cet effet, voir section 3.3.2. Les conditions aux limites reproduisent le bridage de façon simplifiée : un déplacement nul est imposé sur chaque surface de contact entre la pièce et le dispositif de serrage.

Nous nous intéressons ici uniquement à des pièces métalliques. Pour simuler leur comportement, une loi élastique isotrope est bien adaptée, section 3.3.3. Du fait de la faible amplitude des déplacements et des gradients de déplacements, l’hypothèse des petites perturbations est retenue. Le modèle est donc linéaire élastique isotrope. Dans ce cadre, le principe de superposition peut être utilisé. Avant d’explicitier quel usage nous en ferons, ce principe est d’abord rappelé.

Principe de superposition Reprenons les notations déjà introduites dans 3.3. Un volume Ω de surface extérieure $\partial\Omega$ est occupé par la pièce. $\partial\Omega_u$ et $\partial\Omega_T$ forment une partition de la surface extérieure, c’est à dire $\partial\Omega_u \cup \partial\Omega_T = \partial\Omega$ et $\partial\Omega_u \cap \partial\Omega_T = \emptyset$. $\partial\Omega_u$ est la partie de $\partial\Omega$ sur laquelle sont imposés les déplacements alors que $\partial\Omega_T$ est la partie de $\partial\Omega$

3.4. Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée

sur laquelle sont imposés les vecteurs contraintes. Les déplacements imposés et les vecteurs contraintes imposés, sont respectivement notés \mathbf{u}_d et \mathbf{T}_d . Enfin on note \mathbf{f}_d les efforts volumiques imposés.

Le triplet $(\mathbf{u}_d, \mathbf{T}_d, \mathbf{f}_d)$ forme ce que l'on nomme le chargement. Compte tenu de la linéarité de toutes les équations impliquées (équilibre (3.17), comportement (3.22), cinématique (3.23)), l'ensemble des quantités (déplacement, déformation, contrainte) évolue proportionnellement au chargement. Autrement dit si le chargement est multiplié par deux, la solution est aussi multipliée par deux. L'autre conséquence de la linéarité des relations impliquées dans le problème est que le principe de superposition propre à tout système linéaire peut être appliqué. La solution correspondant à la somme de deux chargements est la somme des solutions obtenues pour chacun des chargements pris séparément.

Cette définition classique du chargement est ici complétée en introduisant le champ initial de contraintes. Les déplacement imposés aux surfaces de contact avec le dispositif de bridage sont nuls, $\mathbf{u}_d = \mathbf{0}$. Le reste de la surface extérieure est libre, les vecteurs contraintes imposés y sont donc nuls, $\mathbf{T}_d = \mathbf{0}$. Enfin il n'y aucune force volumique $\mathbf{f}_d = \mathbf{0}$. La solution obtenue pour le chargement $(\mathbf{0}, \mathbf{0}, \mathbf{0})$ et le champ de contraintes résiduelles σ_{R1} est notée $(\mathbf{u}_1, \epsilon_1, \sigma_1)$. Par ailleurs, la solution obtenue pour le chargement $(\mathbf{0}, \mathbf{0}, \mathbf{0})$ et le champ de contraintes résiduelles σ_{R2} est notée $(\mathbf{u}_2, \epsilon_2, \sigma_2)$. Si on considère à présent la somme des solutions $(\mathbf{u}_3, \epsilon_3, \sigma_3) = (\mathbf{u}_1 + \mathbf{u}_2, \epsilon_1 + \epsilon_2, \sigma_1 + \sigma_2)$ alors,

$$\begin{aligned} \nabla \cdot \sigma_3 &= \nabla \cdot \sigma_1 + \nabla \cdot \sigma_2 = \mathbf{0} \\ \sigma_3 &= \sigma_1 + \sigma_2 = \sigma_{R1} + \mathbb{K} : \epsilon_1 + \sigma_{R2} + \mathbb{K} : \epsilon_2 = (\sigma_{R1} + \sigma_{R2}) + \mathbb{K} : \epsilon_3 \\ \epsilon_3 &= \frac{1}{2} \left(\nabla \mathbf{u}_3 + \nabla^T \mathbf{u}_3 \right) \\ \mathbf{u}_3 &= \mathbf{0} \quad \text{sur} \quad \partial\Omega_u \\ \sigma_3 \cdot \mathbf{n} &= \mathbf{0} \quad \text{sur} \quad \partial\Omega_T \end{aligned}$$

Par linéarité on obtient donc que $(\mathbf{u}_3, \epsilon_3, \sigma_3)$ est la solution du problème pour un champ de contraintes initial $\sigma_{R3} = \sigma_{R1} + \sigma_{R2}$. De manière générale, on a $(\mathbf{u}_3, \epsilon_3, \sigma_3) = \alpha \cdot (\mathbf{u}_1, \epsilon_1, \sigma_1) + \beta \cdot (\mathbf{u}_2, \epsilon_2, \sigma_2)$ solution du problème pour le champ de contraintes initiales $\sigma_{R3} = \alpha \cdot \sigma_{R1} + \beta \cdot \sigma_{R2}$.

Superposition et polynômes de Legendre Le profil de contraintes résiduelles dans la pièce est à priori inconnu. Néanmoins dans les tôles planes laminées et les tôles courbées, il est réaliste de considérer un champ de contraintes biaxial où les contraintes ne varient que dans l'épaisseur (c.f. section 3.1.3). De plus, dans chaque section de la pièce, l'équilibre des forces (3.6) et des moments (3.9) associés à la contrainte normale à cette section doivent être vérifiés.

Les composantes du champ de contraintes résiduelles dans la base principale, notées σ_{R11} et σ_{R22} , peuvent alors être approximées à l'aide de polynômes de Legendre, qui ont la particularité de satisfaire les conditions d'équilibre de force et de moment, 3.3.1. Le champ de contraintes résiduelles dans la pièce prend donc la forme,

$$\begin{aligned} \sigma_R &= \sigma_{R11}(s) \mathbf{e}_1 \otimes \mathbf{e}_1 + \sigma_{R22}(s) \mathbf{e}_2 \otimes \mathbf{e}_2 \\ \sigma_{R11}(s) &= \sum_{j=2}^J a_j \cdot P_j(s) \quad \sigma_{R22}(s) = \sum_{k=2}^K b_k \cdot P_k(s) \end{aligned}$$

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

où \mathbf{e}_1 et \mathbf{e}_2 sont les directions principales de contrainte et s est la coordonnée réduite de l'épaisseur et varie dans l'intervalle $[-1, 1]$. Cette coordonnée réduite est construite par un changement de variable appliqué à la coordonnée décrivant l'épaisseur du domaine : z pour une tôle plane dont la géométrie est décrite en coordonnées cartésiennes, r (i.e la coordonnée radiale) pour une géométrie simple courbure décrite en coordonnées cylindriques. . .

En calculant les champs de déplacement solutions du problème pour des "profils de contraintes unitaires", c'est à dire où seul un des coefficients a_j ou b_k vaut 1, les autres étant nuls, il est possible de reconstruire la solution pour n'importe quel profil de contraintes approximé dans la base des polynômes de Legendre. Il suffit pour cela d'employer le principe de superposition.

Soit $\check{\mathbf{u}}_j$ le champ solution pour une contrainte initiale $\boldsymbol{\sigma}_R = P_j(s) \mathbf{e}_1 \otimes \mathbf{e}_1$ (seul a_j est non nul et égal à 1) et $\check{\mathbf{u}}_k$ le champ solution pour une contrainte initiale $\boldsymbol{\sigma}_R = P_k(s) \mathbf{e}_2 \otimes \mathbf{e}_2$ (seul b_k est non nul et égal à 1). Alors, le champ de déplacement solution pour une contrainte initiale définie comme,

$$\boldsymbol{\sigma}_R = \sum_{j=2}^J a_j \cdot P_j(s) \mathbf{e}_1 \otimes \mathbf{e}_1 + \sum_{k=2}^K b_k \cdot P_k(s) \mathbf{e}_2 \otimes \mathbf{e}_2 \quad (3.27)$$

s'écrit,

$$\mathbf{u} = \sum_{j=2}^J a_j \cdot \check{\mathbf{u}}_j + \sum_{k=2}^K b_k \cdot \check{\mathbf{u}}_k \quad (3.28)$$

Parité et imparité de la représentation polynomiale Les polynômes utilisés pour approximer le champ de contraintes dans une tôle plane laminée diffèrent de ceux utilisés dans le cas d'une tôle simple courbure qui a été roulée.

Une tôle laminée présente un profil de contraintes en M, symétrique par rapport au plan moyen de la tôle. Seul les polynômes de Legendre de degré pair servent donc à l'approximation d'un tel profil de contraintes.

En revanche, l'opération de roulage (voire d'étirage), qui se traduit par une flexion plastique de la matière, génère une contrainte circonférentielle dont l'amplitude et la direction varie dans l'épaisseur. Le profil en S généralement obtenu présente une symétrie centrale. Seuls des polynômes de degré impair sont employés pour la représentation de ce profil.

Construction des bases de données Le principe de superposition est mis à profit pour construire deux bases de données pour les déplacements générés par la relaxation de contraintes résiduelles lors de la coupe :

- La première sert à la prédiction des déplacements verticaux de la surface usinée visée aux différents instants de l'opération d'usinage.
- La seconde est utilisée pour évaluer la forme finale de la pièce, une fois l'opération d'usinage achevée et le dispositif de bridage retiré.

La construction de la première base de données repose sur la réalisation de plusieurs simulations d'usinage pour divers états initiaux de contrainte. Chaque simulation est effectuée en considérant la géométrie initiale de la pièce, le parcours d'usinage suivi et en reproduisant le bridage de la pièce par des conditions aux limites adaptées, voir section

3.4. Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée

3.3.3.2. Une simulation comprend plusieurs étapes, chacune d'elles correspondant à une position différente de l'outil sur sa trajectoire d'usinage. L'évolution des déplacements de la surface est ainsi prédite de façon discrète. En augmentant le nombre d'étapes, la représentation de l'évolution des déplacements dans la pièce peut être enrichie mais en contrepartie le coût de calcul augmente, puisque pour chaque position de l'outil sur sa trajectoire que nous considérons, un problème d'élasticité linéaire isotrope en 3D doit être résolu.

Toutefois ces simulations sont effectuées hors-ligne et par conséquent l'effort de calcul consenti peut être important s'il est jugé nécessaire. Par ailleurs, lorsque la géométrie de la pièce traitée le permet, une séparation plan/hors-plan du domaine de calcul offre une réduction significative du coût de calcul, voir annexe D.

Remarque - La question du stockage des quantités calculées hors-ligne est aussi un point important. Il est nécessaire de ne conserver que l'information qui sera directement utilisable en ligne afin d'alléger au mieux le volume de données stockées et de faciliter son chargement et sa consultation. La solution technologique que nous avons choisi de mettre en place pour la mesure en ligne, à savoir le laser nappe, permet une acquisition du déplacement vertical de la surface usinée. Par conséquent, seule la composante verticale du champ de déplacement (ou les composantes nécessaires à son calcul) prédit par la simulation au niveau des nœuds situés sur la surface usinée est conservée dans la base de données.

La construction de la seconde base s'appuie sur la même idée que la première : calculer le champ de déplacement dans la pièce après démontage pour divers profils de contraintes résiduelles. La construction de cette seconde base est moins coûteuse car elle ne nécessite qu'un seul calcul pour chaque profil de contraintes considéré : toute la matière est enlevée en une seule fois, autrement dit une seule étape d'usinage est effectuée. Les profils de contraintes employés pour la construction de cette base auxiliaire sont identiques à ceux utilisés pour la construction de la première base. La figure 3.35 illustre la construction de chacune des bases au moyen de simulations numériques.

Exploitation de données de mesure antérieures Néanmoins la simulation n'est pas la seule voie envisageable pour la construction de ces bases de données. L'approche entièrement numérique présentée jusqu'alors peut être complétée par une approche plus empirique basée sur des mesures effectuées au cours d'opérations d'usinage se déroulant dans des conditions similaires : pièce de géométrie initiale identique, système de bridage identique et trajectoire d'outil identique. Ceci concerne surtout la forme de la pièce après débridage souvent mesurée dans la pratique à des fins de contrôle qualité. Ces données réalistes constituent un bon moyen d'accroître la fidélité des bases de données.

Un facteur qui n'a pas encore été évoqué mais qui pourtant est de toute première importance est la taille de ces deux bases. Il faut en effet garder à l'esprit que bien que construites hors-ligne, ces deux bases de données ont pour finalité d'être utilisées en ligne. Comme nous allons l'expliquer plus en détail dans la partie suivante, les déplacements mesurés au niveau de la surface usinée sont approximés dans la base des déplacements induits pendant l'usinage. D'un point de vue du temps de calcul, cette approximation est d'autant plus chère que le nombre d'éléments de la base est important. Ainsi, il est primordial de disposer d'une base de taille réduite, d'où le dilemme : conserver une approximation polynomiale des composantes du champ de contraintes initiales suffisamment riche pour couvrir une large gamme de configurations, tout en garantissant un nombre

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

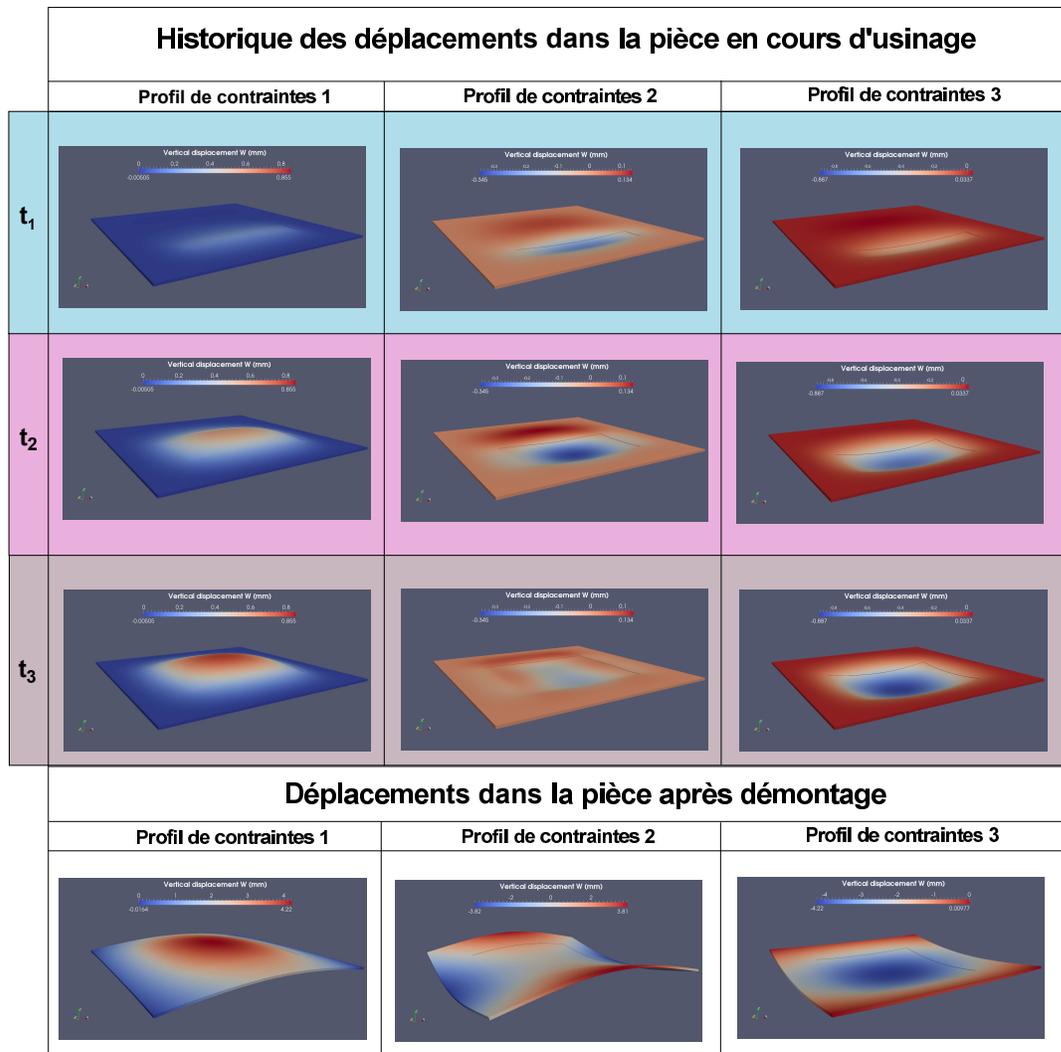


FIGURE 3.35 – Construction des bases de données pour l'historique des déplacements en cours d'usinage et la déformée finale de la pièce après débridage.

3.4. Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée

total d'éléments dans la base raisonnable⁷.

Extraction de bases réduites Dans l'hypothèse où la taille des bases de données est trop importante pour une utilisation en ligne, l'extraction de bases réduites est mise en œuvre par le biais de la technique *snapshots POD* déjà présentée dans le second chapitre (voir section 2.2.4.3).

Notons \mathbf{B}_1 , la matrice dans laquelle sont stockés les déplacements cinématiquement admissibles générés pendant l'usinage pour les divers profils de contraintes considérés. Chaque colonne de la matrice \mathbf{B}_1 contient la composante verticale du champ de déplacement évalué sur la surface usinée visée, pour chaque position d'outil sur le parcours d'usinage considérée et pour un profil de contraintes initiales donné. En d'autres termes, chaque colonne de \mathbf{B}_1 contient l'historique des déplacements verticaux de la surface usinée pour un certain profil de contraintes initiales.

Notons $\mathbf{w}_i^{\text{usi}}$ le vecteur des valeurs nodales pour la composante verticale du champ de déplacement évaluée sur la surface usinée pour le profil de contraintes i . \mathbf{B}_1 prend alors la forme :

$$\mathbf{B}_1 = \begin{pmatrix} \mathbf{w}_1^{\text{usi}}(t_1) & \mathbf{w}_2^{\text{usi}}(t_1) & \dots & \mathbf{w}_N^{\text{usi}}(t_1) \\ \mathbf{w}_1^{\text{usi}}(t_2) & \mathbf{w}_2^{\text{usi}}(t_2) & \dots & \mathbf{w}_N^{\text{usi}}(t_2) \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ \mathbf{w}_1^{\text{usi}}(t_n) & \mathbf{w}_2^{\text{usi}}(t_n) & \dots & \mathbf{w}_N^{\text{usi}}(t_n) \end{pmatrix} \quad (3.29)$$

où t_1, t_2, \dots, t_n correspondent aux instants et donc aux positions de l'outil considérées le long du parcours d'usinage. Il s'agit alors de trouver des corrélations entre les colonnes de la matrice \mathbf{B}_1 , et d'extraire un nombre réduit d'historiques de déplacements suffisant pour exprimer l'ensemble des historiques initialement contenus dans \mathbf{B}_1 .

De même notons \mathbf{B}_2 , la matrice des déplacements cinématiquement admissibles générés lors du démontage de la pièce après usinage. Chaque colonne de \mathbf{B}_2 contient le champ de déplacement dans la pièce évalué aux nœuds du maillage de calcul (les trois composantes sont conservées) pour un certain profil de contraintes initiales. Elles sont ordonnées identiquement aux colonnes de \mathbf{B}_1 . Ainsi la première colonne de \mathbf{B}_1 et de \mathbf{B}_2 contiennent les déplacements obtenus pour le même profil de contrainte (en usinage pour la première et après démontage pour la seconde) et il en va de même pour toutes les autres colonnes. Ce choix n'est pas anodin et sera justifié dans la suite.

Notons $\mathbf{u}_i^{\text{deb}}$, $\mathbf{v}_i^{\text{deb}}$, $\mathbf{w}_i^{\text{deb}}$ les vecteurs des valeurs nodales pour chacune des composantes du champ de déplacement après débridage évaluée dans l'ensemble de la pièce pour le profil de contraintes i . Ainsi, \mathbf{B}_2 prend la forme,

$$\mathbf{B}_2 = \begin{pmatrix} \mathbf{u}_1^{\text{deb}} & \mathbf{u}_2^{\text{deb}} & \dots & \mathbf{u}_N^{\text{deb}} \\ \mathbf{v}_1^{\text{deb}} & \mathbf{v}_2^{\text{deb}} & \dots & \mathbf{v}_N^{\text{deb}} \\ \mathbf{w}_1^{\text{deb}} & \mathbf{w}_2^{\text{deb}} & \dots & \mathbf{w}_N^{\text{deb}} \end{pmatrix} \quad (3.30)$$

Une SVD est alors appliquée à la matrice \mathbf{B}_1 , conduisant à la création de trois matrices \mathbf{U}_1 , \mathbf{D}_1 et \mathbf{V}_1 . La nature de ces matrices n'est pas rappelée ici, puisque des détails ont déjà été donnés à ce sujet dans la section 2.2.4.3.a.

$$\mathbf{B}_1 = \mathbf{U}_1 \cdot \mathbf{D}_1 \cdot \mathbf{V}_1^T \quad (3.31)$$

7. La notion de "taille de base raisonnable" fluctue d'une application à l'autre. Elle dépend surtout de la vitesse d'avance considérée. Plus la vitesse est importante, plus la prédiction de distorsion doit être rapide et donc plus la taille de la base est critique.

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

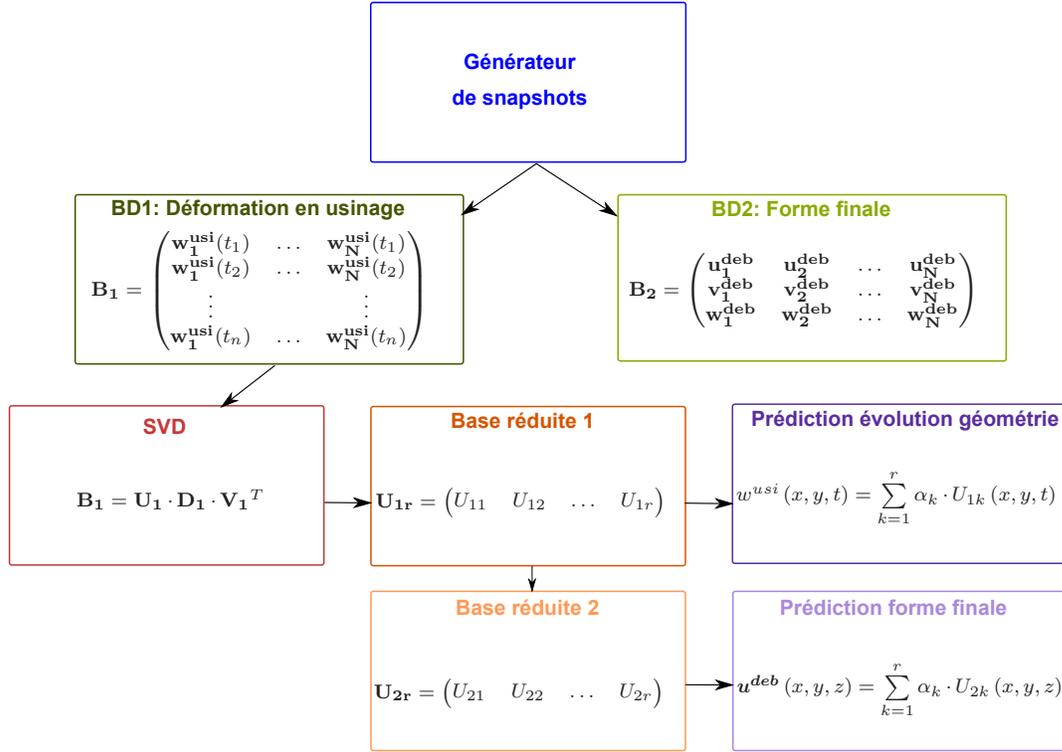


FIGURE 3.36 – Extraction de bases réduites pour la prédiction de distorsion

Cette décomposition est ensuite tronquée afin de ne conserver que les colonnes de \mathbf{U}_1 et les lignes de \mathbf{V}_1 associées aux plus grandes valeurs singulières contenues sur la diagonale de \mathbf{D}_1 . Soit r le nombre de valeurs singulières finalement conservées et regroupées sur la diagonale de la matrice \mathbf{D}_{1r} . \mathbf{U}_{1r} et \mathbf{V}_{1r} sont les matrices contenant les vecteurs singuliers à gauche et à droite associés à ces valeurs singulières.

$$\mathbf{B}_1 \approx \mathbf{B}_{1r} = \mathbf{U}_{1r} \cdot \mathbf{D}_{1r} \cdot \mathbf{V}_{1r}^T \quad (3.32)$$

Les colonnes de la matrice \mathbf{U}_{1r} constituent ainsi une base réduite pour l'historique du déplacement vertical de la surface usinée au cours de l'opération. C'est cette base qui est alors utilisée en ligne pour l'anticipation des déplacements et la mise à jour de la trajectoire d'outil.

Plutôt que de procéder à une nouvelle décomposition en valeurs singulières pour extraire une base réduite pour le champ de déplacement post-débridage, les matrices obtenues après décomposition de la matrice \mathbf{B}_1 sont mises à contribution. Puisque les colonnes de \mathbf{B}_1 et de \mathbf{B}_2 sont ordonnées de la même façon, il est possible de réutiliser la matrice de passage de \mathbf{B}_1 vers la base réduite \mathbf{U}_{1r} . Soit \mathbf{P} cette matrice de passage, alors,

$$\mathbf{P} = (\mathbf{D}_{1r} \cdot \mathbf{V}_{1r}) = \mathbf{V}_{1r} \cdot \mathbf{D}_{1r}^{-1} \quad (3.33)$$

$$\mathbf{U}_{2r} = \mathbf{B}_2 \cdot \mathbf{P} \quad (3.34)$$

où les colonnes de \mathbf{U}_{2r} forment la base réduite pour le champ de déplacement dans la pièce après débridage.

3.4. Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée

3.4.3.2.b Phase en ligne : Approximation des données mesurées dans les bases de données

Grâce au balayage de la surface usinée, des profils de hauteur sont collectés : l'altitude de points situés sur la surface usinée est donc mesurée. L'altitude initiale de ces points étant connue, puisque déterminée par la géométrie initiale de la pièce, ces profils de hauteur donnent une mesure de la composante verticale du déplacement au niveau de la surface usinée, à un instant donné.

Évolution temporelle de la surface usinée visée Une extrapolation à la fois spatiale et temporelle est toutefois requise puisque nous souhaitons prédire :

- Les déplacements de la surface usinée visée dans des régions qui n'ont pas été mesurées.
- L'évolution de ces déplacements au cours de l'opération afin de connaître l'évolution de l'altitude de la surface usinée visée.

La première base de données contient l'information nécessaire à cet extrapolation. Elle rassemble des historiques de déplacement de l'ensemble de la surface usinée visée pendant l'opération. Le champ de déplacement mesuré en ligne est approximé au sens des moindres carrés dans cette base.

Notons m_i le déplacement vertical mesuré en un point de la surface usinée de coordonnées (x_i, y_i) à l'instant t_i . Soit $\mathbf{U}_1 = (U_{11} \ U_{12} \ \dots \ U_{1r})$ la base d'historiques des déplacements de la surface usinée. Cette base de taille r peut correspondre à la base de données complète générée hors-ligne ou à une base réduite extraite de la base de données originale. Approximer dans cette base, au sens des moindres carrés, les déplacements mesurés, revient à minimiser la fonctionnelle $J(\boldsymbol{\alpha})$ définie comme,

$$J(\boldsymbol{\alpha}) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{N_{\text{mes}}} \left(m_i - \sum_{j=1}^r \alpha_j \cdot U_{1j}(x_i, y_i, t_i) \right)^2 \quad (3.35)$$

où N_{mes} est le nombre total de mesures, $U_{1j}(x_i, y_i, t_i)$ est la composante j de la base des déplacements verticaux de la surface usinée, évaluée au point de coordonnées (x_i, y_i) et pour l'instant t_i , et $\boldsymbol{\alpha} = (\alpha_j)_{j=1}^r$ est le vecteur des composantes des déplacements de la surface usinée mesurés en ligne dans la base d'approximation des déplacements verticaux. La minimisation de cette fonctionnelle consiste à rechercher les coefficients $\boldsymbol{\alpha}$ annulant les dérivées partielles de J ,

$$\forall k \in [1, r], \quad \frac{\partial J}{\partial \alpha_k} = 0$$

$$\sum_{i=1}^{N_{\text{mes}}} U_{1k}(x_i, y_i, t_i) \cdot \sum_{j=1}^r \alpha_j \cdot U_{1j}(x_i, y_i, t_i) = \sum_{i=1}^{N_{\text{mes}}} U_{1k}(x_i, y_i, t_i) \cdot m_i \quad (3.36)$$

Ce système linéaire d'équations s'écrit sous forme matricielle,

$$\hat{\mathbf{U}}_1^T \cdot \hat{\mathbf{U}}_1 \cdot \boldsymbol{\alpha} = \hat{\mathbf{U}}_1^T \cdot \mathbf{m} \quad (3.37)$$

avec \mathbf{m} vecteur colonne de longueur N_{mes} contenant les mesures, et $\hat{\mathbf{U}}_1$ une matrice $N_{\text{mes}} \times r$ contenant les éléments de la base \mathbf{U}_1 évalués aux points de mesure (définis par

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

le triplet $\{x_i, y_i, t_i\}_{i=1}^{N_{mes}}$). Finalement le système à résoudre est de taille r , d'où l'intérêt de disposer d'une base de taille réduite afin de diminuer le temps de calcul.

Après avoir déterminé les composantes α , l'évolution temporelle des déplacements de la surface usinée visée peut être prédite. Si on note w^{usi} la composante verticale du déplacement de la surface usinée visée, alors la prédiction s'écrit simplement,

$$w^{usi}(x, y, t) = \sum_{j=1}^r \alpha_j \cdot U_{1j}(x, y, t) \quad (3.38)$$

De façon équivalente on peut décrire l'évolution temporelle de l'altitude de la surface usinée visée S_{usi} ,

$$S^{usi}(x, y, t) = S_0^{usi}(x, y) + w^{usi}(x, y, t) = S_0^{usi}(x, y) + \sum_{j=1}^r \alpha_j \cdot U_{1j}(x, y, t) \quad (3.39)$$

En connaissant l'altitude de la surface usinée visée, il est alors possible de déterminer la mise à jour de trajectoire nécessaire pour que le point de contact outil/matière se trouve toujours sur cette surface.

Calcul d'une mise à jour pour la trajectoire Dans ces travaux nous nous focalisons uniquement sur un usinage trois axes. L'outil a une orientation verticale et conserve cette orientation tout au long du procédé.

Lors de l'usinage d'une pièce courbe par un outil à bout hémisphérique, d'orientation verticale, la localisation sur l'outil du point de contact avec la matière varie au gré des changements de la normale locale à la surface usinée. La trajectoire de l'outil doit être ajustée de façon à ce que ce point de contact se déplace toujours sur la surface usinée visée.

Une surface fictive est tout d'abord construite par translation de la surface usinée visée le long de sa normale locale sur une distance d'un rayon d'outil. C'est sur cette surface que doit se déplacer le centre de l'outil boule.

- Si la trajectoire de l'outil est programmée d'après la position du centre de l'outil, le calcul de la mise à jour consiste alors à comparer l'altitude programmée initialement à l'altitude de la surface translatée, figure 3.37.

Programmation centre-outil

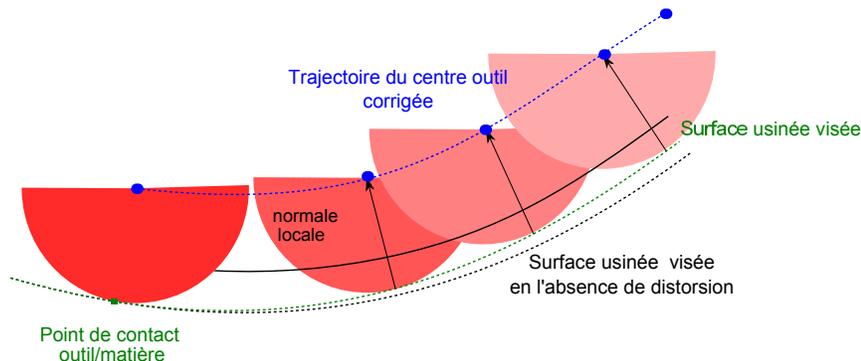


FIGURE 3.37 – Principe de la mise à jour de trajectoire - Programmation centre-outil

3.4. Prise en compte de la géométrie dynamique de la pièce usinée

- La trajectoire d'outil peut aussi être programmée d'après la position de l'extrémité de l'outil. La surface fictive décrivant la position idéale du centre de l'outil est translatée verticalement vers le bas d'une distance égale au rayon de l'outil. C'est sur cette nouvelle surface que doit se déplacer l'extrémité de l'outil, figure 3.38.

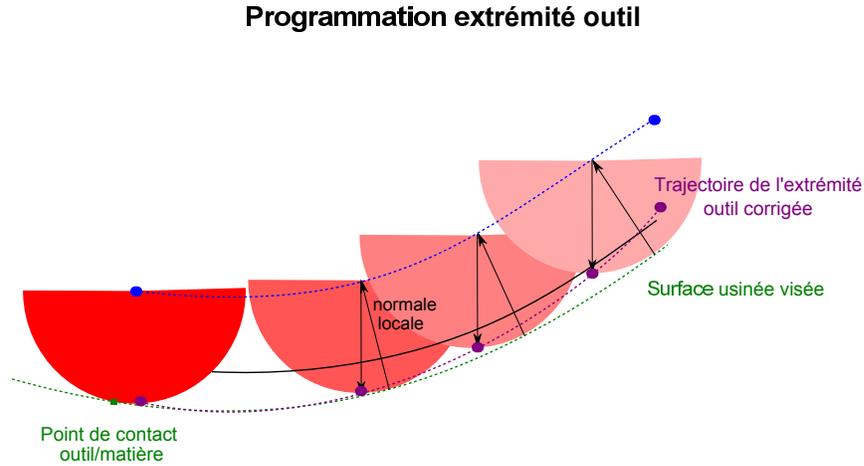


FIGURE 3.38 – Principe de la mise à jour de trajectoire - Programmation extrémité outil

La trajectoire idéale prédite par l'algorithme remplace alors la trajectoire programmée et parcourue jusqu'alors, jusqu'à ce qu'une nouvelle prédiction soit effectuée. Le fonctionnement général de l'algorithme est décrit sur la figure 3.39. La précision des prédictions augmente au fur et à mesure de l'opération puisque l'information sur laquelle se base l'algorithme devient de plus en plus riche. L'aire de la zone balayée par l'outil croît progressivement. Les prédictions initiales plutôt qualitatives font alors peu à peu place à des résultats plus quantitatifs.

Déformée finale Les composantes α de l'approximation des déplacements mesurés en ligne dans la base des historiques de déplacement de la surface usinée, ne servent pas seulement à la prédiction des déplacements au cours de l'usinage. Elles permettent aussi de faire une prédiction quant à la forme finale de la pièce après débridage.

La base de déplacements générés dans la pièce lors du débridage est notée $\mathbf{U}_2 = (U_{21} \ U_{22} \ \dots \ U_{2r})$ pour reprendre les notations introduites auparavant. Cette base est aussi de taille r . Le champ de déplacement dans la pièce, une fois l'opération d'usinage achevée et après débridage, \mathbf{u}^{deb} , est donné par la relation,

$$\mathbf{u}^{deb} = \begin{pmatrix} u^{deb} \\ v^{deb} \\ w^{deb} \end{pmatrix} = \sum_{j=1}^r \alpha_j \cdot U_{2j} \quad (3.40)$$

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

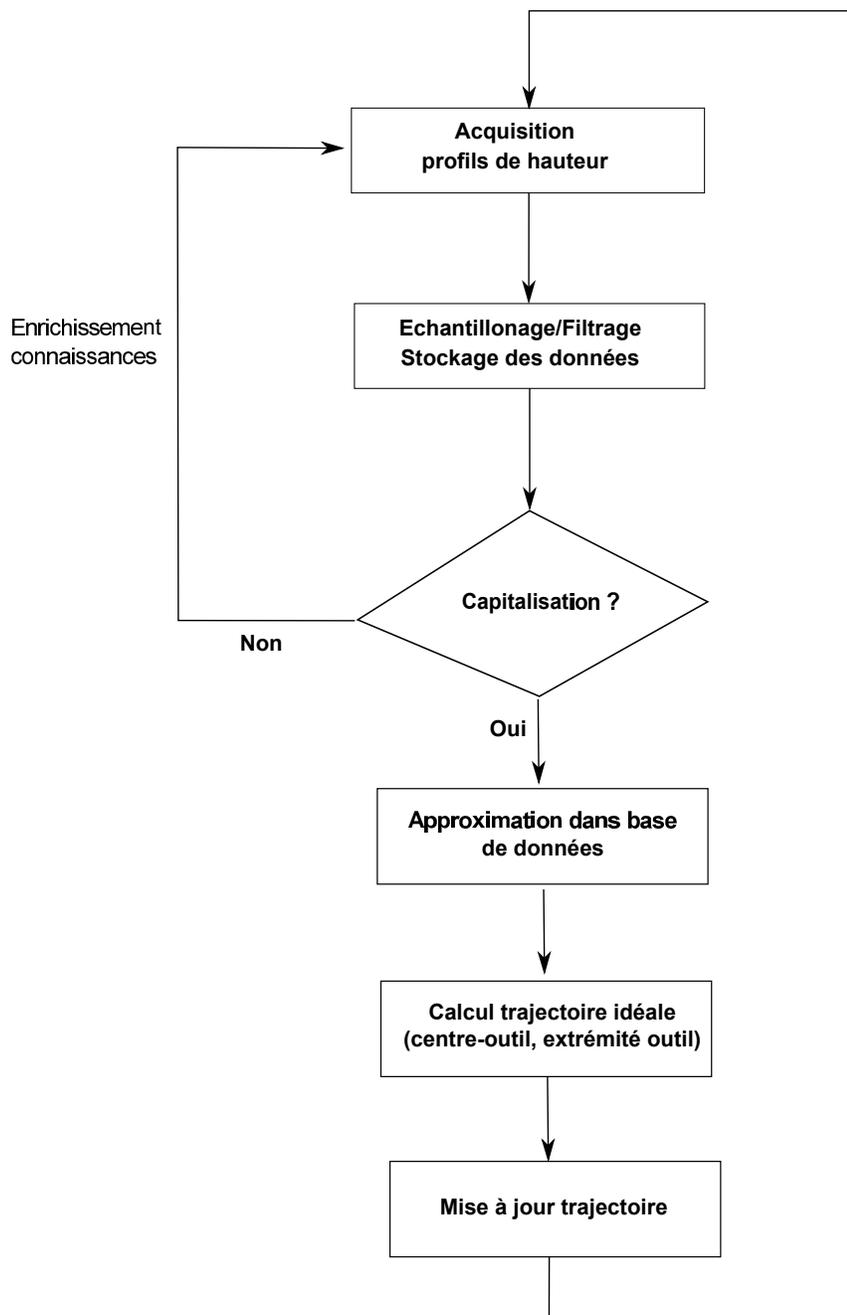


FIGURE 3.39 – Algorithme de la mise à jour de la trajectoire

3.4.3.3 Mise à jour du parcours d'usinage : dialogue en ligne avec la MOCN

La stratégie que nous avons choisi d'employer pour piloter l'altitude de l'outil au cours de l'opération d'usinage est identique à celle utilisée pour la prise en compte d'un écart géométrique et que nous avons déjà exposée dans la section 2.2.5. Nous nous contentons simplement d'en rappeler les grandes lignes ici.

L'ajustement de la jauge de longueur d'outil est le stratagème choisi pour la modification du parcours d'usinage. Il permet de déclencher une compensation automatique de

l'altitude de l'outil par la machine. Cette approche offre l'avantage d'être peu intrusive puisque le programme d'usinage n'est pas modifié. Elle peut être effectuée simultanément au déplacement de l'outil ce qui permet de conserver une fluidité dans son mouvement (pas d'interférence avec le look-ahead dynamique).

Le signal analogique qui sert de moyen de transmission de la correction d'altitude du calculateur vers la CN est mis à jour à une fréquence compatible avec la vitesse d'avance considérée : la distance parcourue par l'outil pendant la période de rafraîchissement du signal doit être faible afin de minimiser l'erreur de poursuite introduite.

La synchronisation est un aspect crucial de la structure de contrôle que nous avons choisi de mettre en place et dans laquelle mesures, exploitation, et contrôle du parcours outil sont effectuées par trois entités distinctes à la fois d'un point de vue physique et logiciel. Les défauts de synchronisation peuvent à la fois affecter l'exploitation des mesures et le pilotage de l'outil.

3.5 Validation numérique

Dans cette partie nous présentons les résultats d'une étude numérique destinée à évaluer les performances de l'algorithme de calcul en termes de précision et de robustesse. Nous nous intéressons au fonctionnement de l'algorithme dans des conditions proches de celles rencontrées en pratique sur un centre d'usinage. Cette étude prend ainsi la forme d'une "expérience numérique".

3.5.1 Principe de l'expérience numérique

Afin de reproduire un environnement d'utilisation réaliste, les points suivants sont pris en compte lors de la simulation :

1. La synchronisation de position : l'envoi de front montants/descendants à chaque point de passage initialement défini dans le programme d'usinage est imité.
2. La prise de mesure au moyen d'une nappe laser : des profils de hauteur sont collectés sur la surface usinée à une fréquence compatible avec les conditions de coupe reproduites. Chaque acquisition d'un profil est simulée en estimant la position de la nappe laser sur la surface usinée à partir de la position de l'outil, 3.40.
3. La communication de la mise à jour de la jauge de longueur d'outil.

Cette expérience numérique comprend une étape préliminaire au cours de laquelle les bases de données servant à l'anticipation des déplacements de la surface usinée visée et à la prédiction de la forme finale de la pièce sont construites. Les profils de contraintes résiduelles choisis pour la génération de ces bases dépendent de la géométrie de la pièce, et donc du procédé de mise en forme ayant conduit à l'obtention de celle-ci.

Ainsi, pour la tôle plane considérée dans la première étude, nous faisons l'hypothèse qu'un profil de contraintes de type "laminage" existe au sein de la pièce et celui-ci est approximé par le biais de polynômes de Legendre pairs. La tôle courbée sur laquelle nous nous pencherons dans la seconde étude, présente un profil de contraintes de type "roulage" : il est donc approximé au travers de polynômes de Legendre de degré impair.

Enfin il est nécessaire de disposer de données de mesure, c'est à dire de déplacements mécaniquement admissibles de la surface usinée au cours de l'opération, afin de pouvoir "alimenter" l'algorithme. Ces données sont obtenues au moyen d'une simulation d'usinage

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

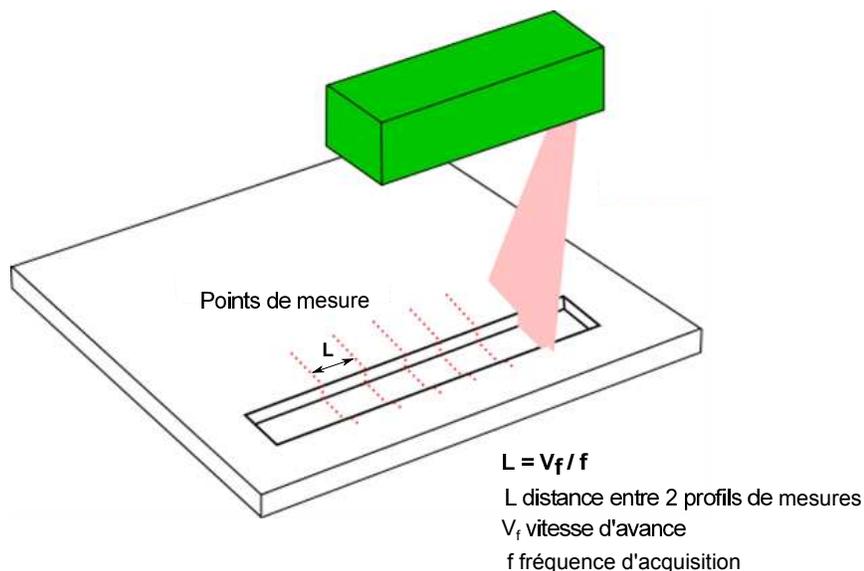


FIGURE 3.40 – Simulation de la mesure par nappe laser

et d'une simulation de débridage réalisées d'après la géométrie initiale de la pièce, la trajectoire d'usinage parcourue, ainsi qu'un profil de contraintes résiduelles cohérent avec les hypothèses faites lors de la génération des bases d'approximation.

3.5.2 Tôle plane laminée

Dans le premier cas d'étude, la pièce considérée est une tôle plane de dimensions 1000 mm × 1000 mm × 10 mm . L'entité usinée est une poche centrale de profondeur constante et égale à 2 mm et de dimensions 600 mm × 600 mm (longueur × largeur), illustration 3.41.

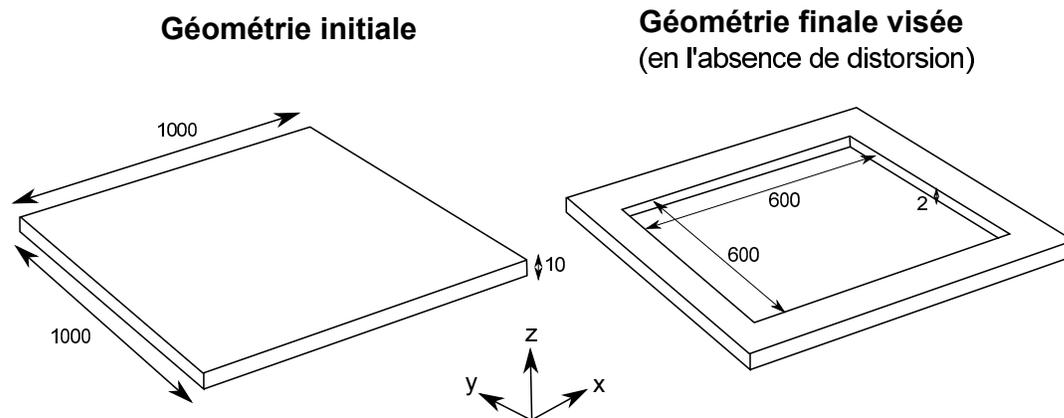


FIGURE 3.41 – Tôle plane considérée dans le premier cas d'étude

Nous considérons un parcours d'usinage aller/aller, illustration 3.42. La position du capteur laser dans le repère machine est $\overrightarrow{O_{po}O_l} = [50 \ 0 \ 80]$, d'après les notations introduites dans 2.3.2.

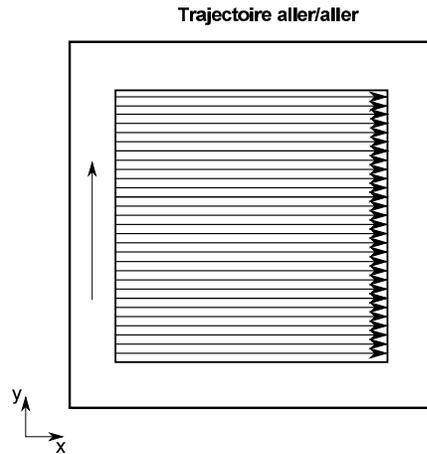


FIGURE 3.42 – Trajectoire d’outil considérée dans le premier cas d’étude

3.5.2.1 Sans bruit de mesure

3.5.2.1.a Anticipation de la distorsion et mise à jour de la trajectoire

Grâce aux déplacements calculés lors de la simulation d’usinage pour un profil de contraintes arbitraire, une trajectoire idéale est déterminée. Elle est obtenue en évaluant à chaque instant l’altitude de la surface usinée visée puis en déduisant la position requise pour le point de l’outil piloté par la CN (*cf. section 3.4.3.2.b*) en fonction de l’approche choisie : pilotage de l’extrémité outil, du centre-outil. . . Cette trajectoire sert de référence pour évaluer la qualité de la trajectoire mise à jour à l’aide de l’approche développée, figure 3.43.

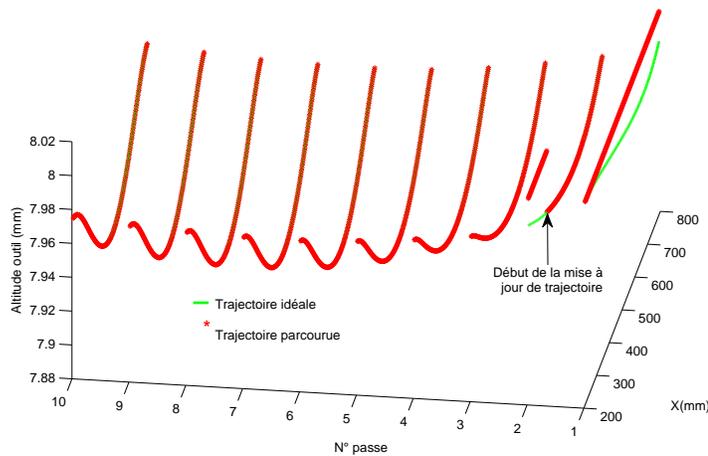


FIGURE 3.43 – Trajectoire idéale et trajectoire parcourue avec anticipation de la distorsion au cours des 10 premières passes

Le tracé 3.44 donne l’évolution de l’erreur de trajectoire en l’absence de toute mise à jour d’une part puis en mettant en place la stratégie de mise à jour d’autre part. Cette

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

erreur correspond simplement à l'écart en mm entre l'altitude de l'outil sur sa trajectoire d'usinage et l'altitude idéale qu'il devrait avoir pour que le point de contact outil matière se déplace sur la surface usinée visée. Les quantités d'intérêt choisies pour ce tracé sont l'erreur moyenne et l'erreur maximale sur une passe. Ce choix ne tient donc pas compte des variations au sein même d'une passe.

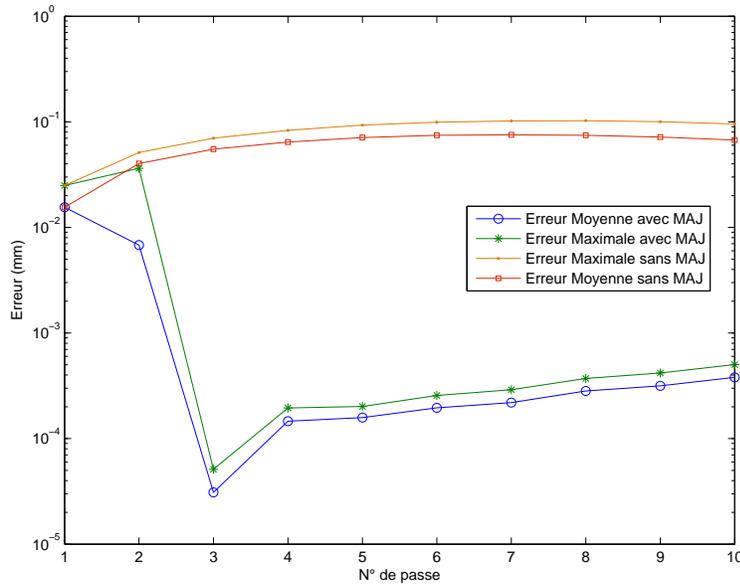


FIGURE 3.44 – Comparaison de l'erreur commise avec et sans prise en compte de la déformation de la pièce en cours d'usinage

Lorsque la distorsion de la pièce en cours d'usinage n'est pas prise en compte, l'erreur par rapport à la trajectoire visée évolue au gré du déplacement vertical de la surface usinée visée. Ce déplacement augmente au fil des passes car peu à peu le volume de matière usiné augmente : le volume restant décroît, offrant moins de résistance à la déformation, et l'amplitude du moment de flexion engendré par la rupture d'équilibre augmente. Alors que l'erreur d'altitude entre la trajectoire parcourue et la trajectoire idéale n'excède pas 0.04 mm sur la première passe, elle atteint 0.1 mm dès la sixième passe.

L'anticipation des déplacements de la surface usinée offre un gain de précision significatif : l'erreur devient inférieure à 10⁻³ mm dès la troisième passe. Cependant l'évolution de l'erreur au cours de l'opération peut paraître surprenante à première vue.

Interprétations concernant l'erreur de correction L'erreur reste en effet inchangée pour la première passe et demeure importante lors de la deuxième passe où elle atteint 0.05 mm environ. Pour comprendre ce résultat, il est important de rappeler le déroulement de la stratégie de mise à jour de la trajectoire.

Apprentissage Comme expliqué auparavant, la distorsion de la pièce est quantifiée pendant l'opération d'usinage en mesurant le déplacement vertical de la surface usinée. La surface usinée n'est "vue" et donc mesurée qu'à partir de la seconde passe : aucun ajustement n'est donc possible au cours de la première passe. De plus, un nombre minimum d'acquisitions doivent être effectuées pour pouvoir établir une première cartographie du champ de déplacement de la surface usinée et proposer une correction de trajectoire : c'est

la phase d'apprentissage. Au cours de celle-ci, l'outil continue de parcourir la trajectoire initialement programmée.

Sur la figure 3.43, la position de l'outil lors de la première mise à jour est signalée par une flèche : la phase d'apprentissage s'étend sur environ un quart de la seconde passe. La valeur moyenne ainsi que la valeur maximale de l'erreur sur la seconde passe sont donc polluées par la portion d'apprentissage au cours de laquelle aucune correction n'est effectuée, ce qui explique les valeurs élevées obtenues.

Une autre caractéristique du tracé 3.44 concerne l'évolution non monotone de l'erreur. L'erreur est fortement réduite sur la passe n°3, témoignant d'une anticipation très précise du déplacement vertical de la pièce. Cependant cette forte diminution est suivie d'une augmentation progressive au cours des passes suivantes. Bien que l'amplitude de cette erreur soit faible et en aucun cas rédhibitoire puisque bien en deçà des tolérances généralement visées en usinage mécanique, il est intéressant d'identifier les causes probables d'un tel comportement.

Erreur d'interpolation Parmi elles, on peut citer en premier lieu l'erreur d'interpolation commise lors de la simulation des mesures de déplacement. En effet, comme nous l'avons déjà expliqué, la construction de la base d'approximation pour le déplacement de la surface usinée au cours de l'opération ainsi que la génération de données de mesure permettant d'alimenter l'algorithme sont obtenues par le biais de simulations d'usinage. Les instants (ou de façon équivalente les positions de l'outil sur sa trajectoire d'usinage) considérés lors de ces simulations ne coïncident pas forcément avec les instants de mesure. Une interpolation est alors nécessaire pour évaluer le champ de déplacement lorsque l'outil se trouve dans des positions intermédiaires aux positions initialement considérées dans les calculs préliminaires. Le schéma 3.45 illustre cette notion. L'introduction d'une faible erreur d'interpolation à chaque simulation de mesure pourrait par conséquent expliquer en partie l'augmentation de l'écart entre trajectoire idéale et trajectoire parcourue.

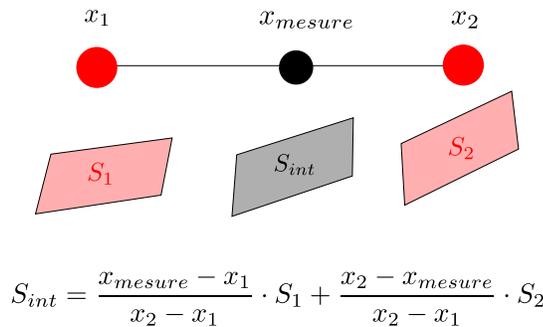


FIGURE 3.45 – Calcul par interpolation de la déformée de la surface usinée visée pour une position d'outil intermédiaire aux positions considérées lors du calcul hors-ligne

Erreur de synchronisation La désynchronisation pourrait aussi jouer un rôle dans le comportement obtenu. En effet, mesures/traitement/usinage étant réalisé par trois composantes indépendantes, la synchronisation est un aspect crucial pour le fonctionnement de cette stratégie. Lors de cette simulation, la position exacte de l'outil n'est pas connue de façon continue. Entre deux points de passage, elle est estimée à partir de la dernière position connue, du temps s'étant écoulé depuis le passage de l'outil à cette position, de la trajectoire parcourue depuis et de la vitesse d'avance programmée. Des imprécisions

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

lors de l'estimation de position peuvent alors s'accumuler jusqu'à ce que l'outil atteigne le point de passage suivant où une resynchronisation a lieu. En cas de désynchronisation importante les mesures fournies par le laser peuvent être mal interprétées, conduisant alors à une évaluation biaisée du champ de déplacement au niveau de la surface usinée.

3.5.2.1.b Prédiction de la forme finale

Quatre prédictions de la déformée finale de la pièce sont effectuées au cours des premières passes. La figure 3.46 illustre la position de l'outil à l'instant où chaque prédiction est réalisée. Les deux premières prédictions ont lieu dès la seconde passe. Les deux suivantes sont plus tardives mais concernent également le début de l'opération d'usinage.

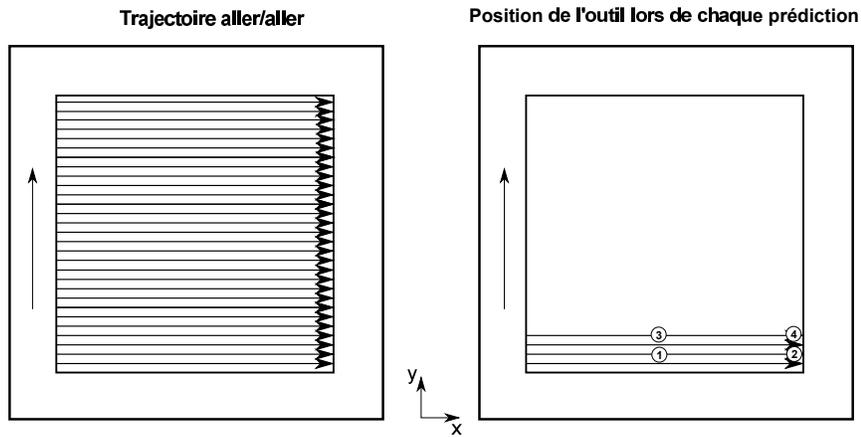


FIGURE 3.46 – Position de l'outil lors de chaque prédiction de la déformée finale

La déformée exacte de la surface inférieure après débridage est illustrée sur la figure 3.47. Elle présente une double courbure en forme de selle à cheval. Pour évaluer la précision de notre approche, les courbures capturées dans les déformées prédites par notre méthode sont comparées aux courbures exactes obtenues lors du calcul hors ligne de la solution de référence.

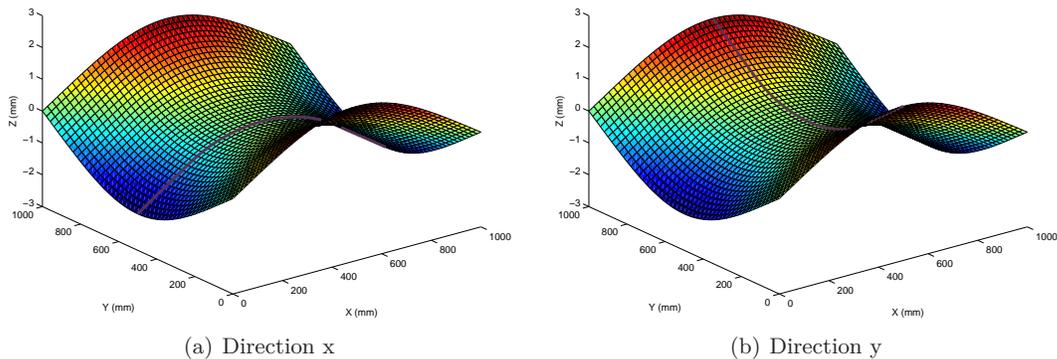
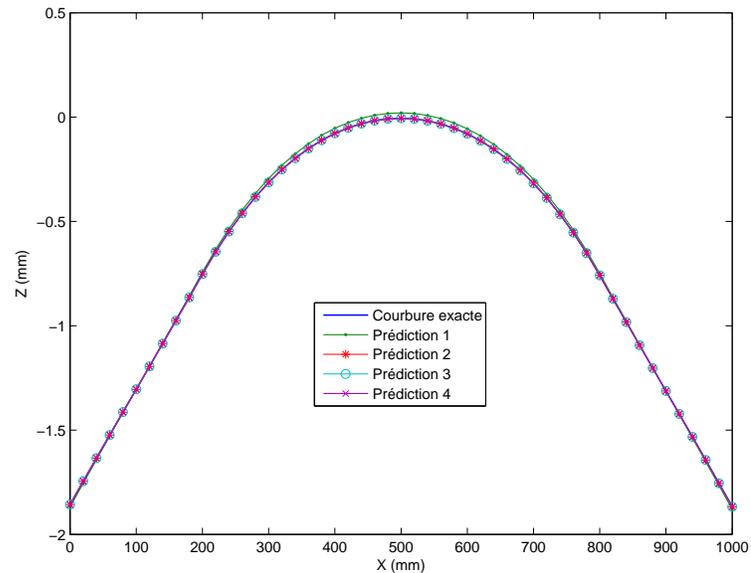
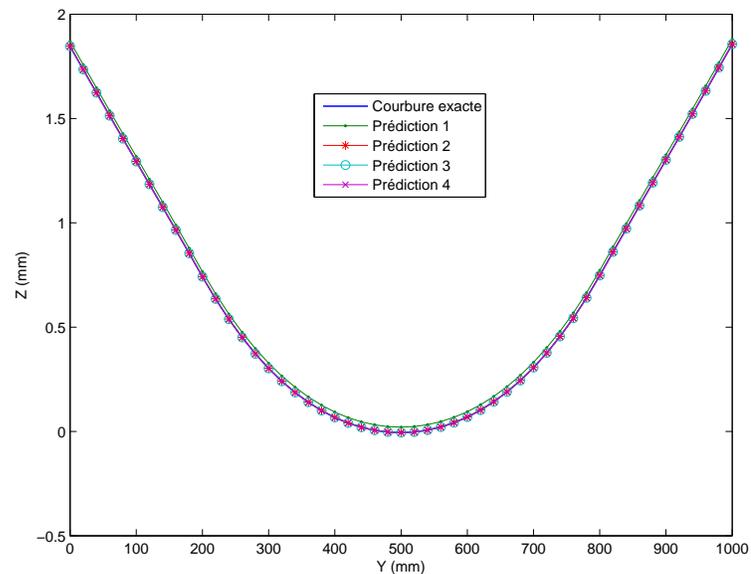


FIGURE 3.47 – Déformée finale exacte de la surface inférieure après démontage et lignes d'évaluation de la courbure

FIGURE 3.48 – Courbure finale prédite dans la direction \vec{x} en l'absence de bruit de mesure

Pour déterminer la courbure dans la direction \vec{x} (resp. \vec{y}), l'altitude des points sur une ligne parallèle à l'axe \vec{x} (resp. l'axe \vec{y}) et contenant le point-selle est extraite. Pour les deux courbures, les résultats obtenus dès la première prédiction (qui a lieu dès la moitié de la seconde passe) sont cohérents avec la solution exacte. La tendance capturée est bonne et l'erreur commise reste de l'ordre de 0.05 mm. La courbure dans la direction \vec{x} , figure 3.48, est dans un premier temps surestimée alors qu'elle est plutôt sous-estimée dans la direction \vec{y} , figure 3.49. Ce résultat est ensuite affiné lors des prédictions suivantes.

FIGURE 3.49 – Courbure finale prédite dans la direction \vec{y} en l'absence de bruit de mesure

Pour les prédictions plus tardives, le nombre de mesures mises à contribution est plus

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

grand : la connaissance de l'histoire de déformation de la pièce est donc meilleure. Les prédictions sont alors basées sur une information riche, fournissant un résultat plus fidèle à la réalité. Finalement les deux courbures sont capturées de façon très précise lors de la dernière prédiction, l'erreur restant inférieure à 0.01 mm.

Cet exemple permet de mettre en lumière la précocité avec laquelle la forme finale de la pièce est prédite. Seul l'usinage de quelques passes est nécessaire pour disposer d'une prédiction fiable et sur laquelle il est alors possible de s'appuyer pour décider de la suite à donner à l'opération en cours. Toutefois, les résultats que nous venons de présenter ont été obtenus dans un cadre idéal où les mesures ne sont pas entachées de bruit. Pour confronter l'algorithme à une situation plus réaliste, un bruit de mesure est considéré dans la suite.

3.5.2.2 Prise en compte d'un bruit de mesure

Lorsqu'un bruit de mesure pollue les acquisitions, une quantité de données plus importante est requise pour parvenir à une anticipation précise des déplacements de la pièce en cours d'usinage et à une prédiction quantitative de sa déformée finale. Pour illustrer ce point, un bruit suivant une loi normale $\mathcal{N}(0, 0.05)$, c'est à dire de moyenne $\mu = 0$ nulle et d'écart type $\sigma = 0.05$, est pris en compte.

3.5.2.2.a Anticipation de la distorsion et mise à jour de la trajectoire

Comme nous l'avons souligné dans l'analyse précédente, l'ajustement de l'altitude de l'outil ne peut débuter qu'au cours de la seconde passe, la surface usinée dont les déplacements verticaux sont mesurés n'étant pas observable avant.

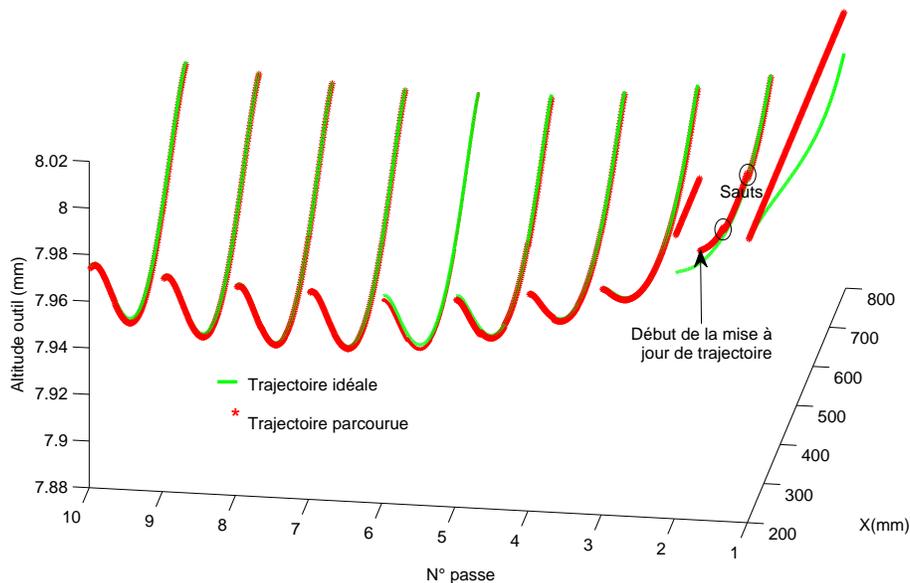


FIGURE 3.50 – Trajectoire idéale et trajectoire parcourue avec anticipation de la distorsion en présence d'un bruit de mesure dans le premier cas d'étude.

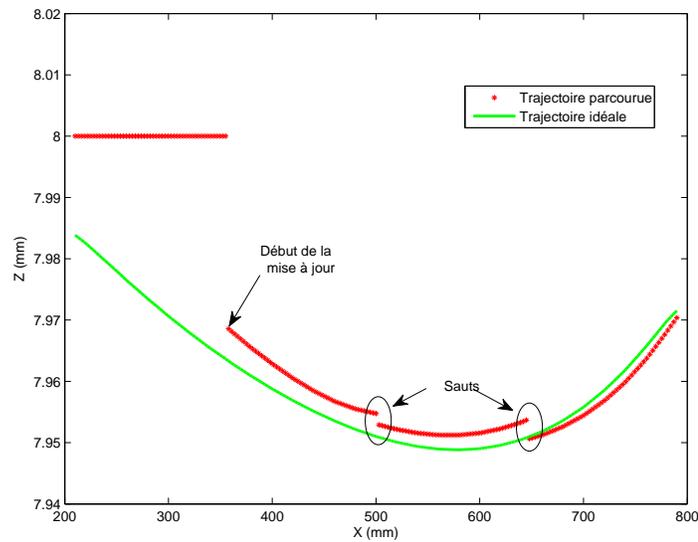


FIGURE 3.51 – Comparaison des trajectoires au cours de la seconde passe.

En l'absence de bruit, les acquisitions effectuées dès les prémices de la seconde passe fournissent une information suffisamment riche sur l'histoire de distorsion pour permettre une prédiction précise des déplacements à venir.

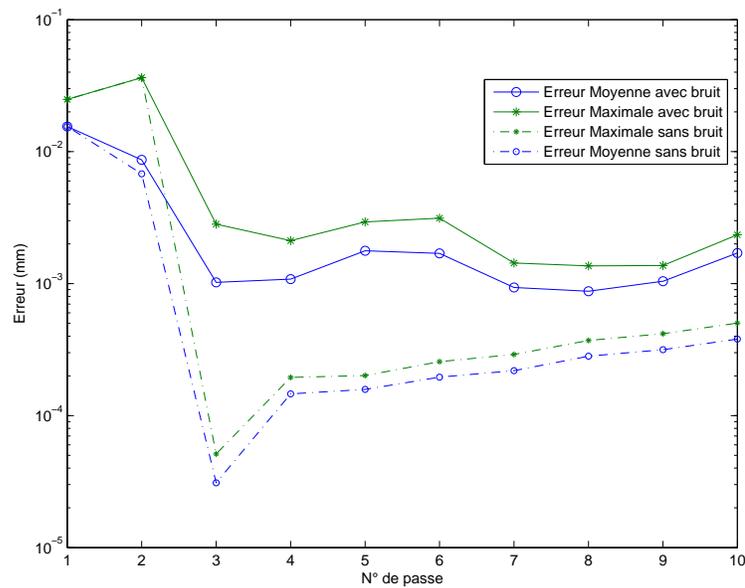


FIGURE 3.52 – Comparaison de l'erreur commise avec et sans anticipation de la distorsion au cours des 10 premières passes en présence d'un bruit de mesure dans le premier cas d'étude.

La perturbation des acquisitions entraîne un allongement de la phase d'apprentissage. La figure 3.50 permet de constater les écarts qui subsistent par rapport à la trajectoire visée malgré l'ajustement de la trajectoire. Il faut en fait attendre la fin de la seconde

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

passé pour obtenir une correction plus précise. Dans cet exemple, on constate un rapport d'environ trois entre le nombre de mesures nécessaires en l'absence de bruit et en présence de bruit.

La présence de sauts, figure 3.51, témoigne du caractère trop précoce des premières mises à jour : la fenêtre d'observation des déplacements n'étaient pas suffisamment longue au moment d'effectuer ces premiers ajustements. Les nouvelles acquisitions ont progressivement permis d'enrichir les connaissances du modèle et d'améliorer l'anticipation des déplacements.

La figure 3.52 donne une vision plus globale de l'évolution de l'écart par rapport à la trajectoire idéale. Après une amélioration significative de la précision au cours de la troisième passe, la situation n'évolue presque plus par la suite. L'erreur commise sur l'altitude de l'outil est de l'ordre de 0.001 à 0.003 mm au cours des passes suivantes, ce qui représente une erreur tout à fait négligeable dans une application réelle.

3.5.2.2.b Prédiction de la forme finale

Afin d'évaluer la précision de la prédiction de la forme de la pièce après démontage, nous avons recours à la même approche qu'au préalable. L'altitude de points sur la surface inférieure de la pièce, situés le long d'une ligne parallèle à l'axe \vec{x} (respectivement \vec{y}) et contenant le point selle est extraite et permet de comparer la courbure prédite dans chaque direction, figures 3.53 et 3.54.

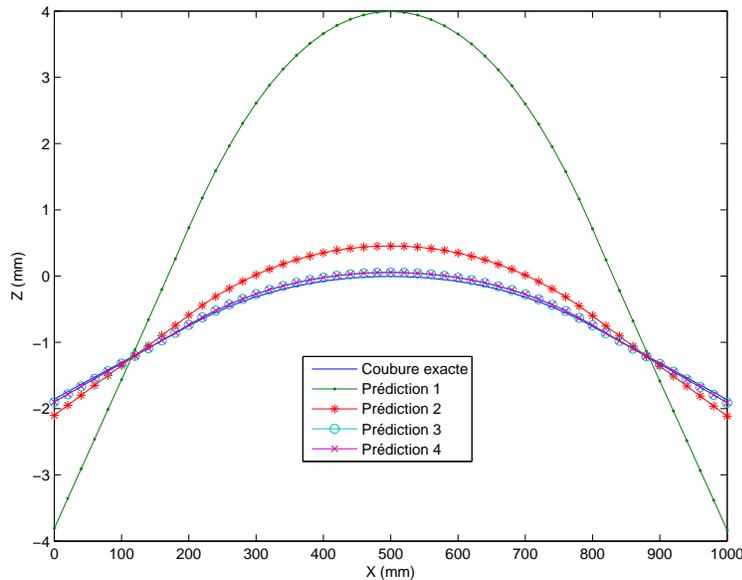


FIGURE 3.53 – Courbure finale prédite dans la direction \vec{x} avec bruit de mesure suivant une loi normale $\mathcal{N}(0, 0.05)$

La présence de bruit complique la prédiction de la déformée finale de la pièce. La prédiction la plus précoce, effectuée au cours de la seconde passe, fournit un résultat très éloigné de la réalité. Les déplacements de la surface inférieure sont amplement surestimés. La figure 3.55 permet de constater l'écart important de forme par rapport à la forme exacte de la figure 3.47. L'erreur commise sur l'altitude du point selle est d'environ 4 mm. La courbure dans la direction \vec{x} est très surestimée et devient largement prépondérante devant la courbure dans la direction \vec{y} .

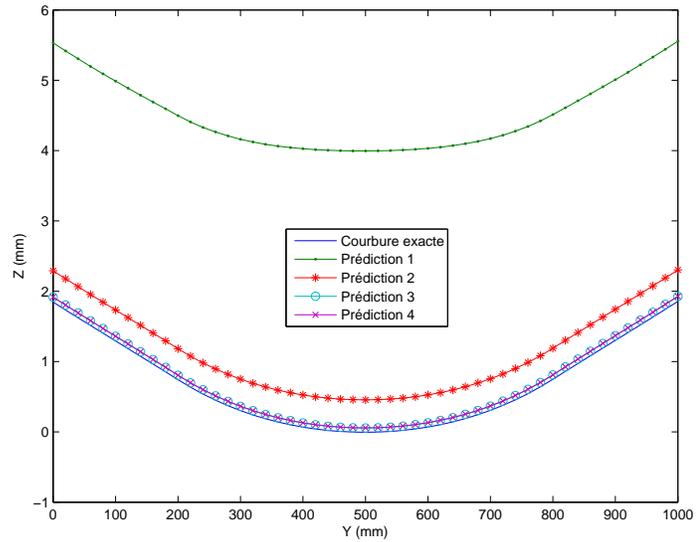


FIGURE 3.54 – Courbure finale prédite dans la direction \vec{y} avec bruit de mesure suivant une loi normale $\mathcal{N}(0, 0.05)$

Une nette amélioration est obtenue dès la seconde prédiction, qui a lieu lorsque l'outil achève la seconde passe. La courbure dans la direction \vec{x} reste surestimée mais les écarts par rapport à la forme finale théorique se réduisent. Dans la direction \vec{y} , l'altitude des points prédite par le modèle présente un écart d'environ 0.5 mm par rapport aux résultats de référence.

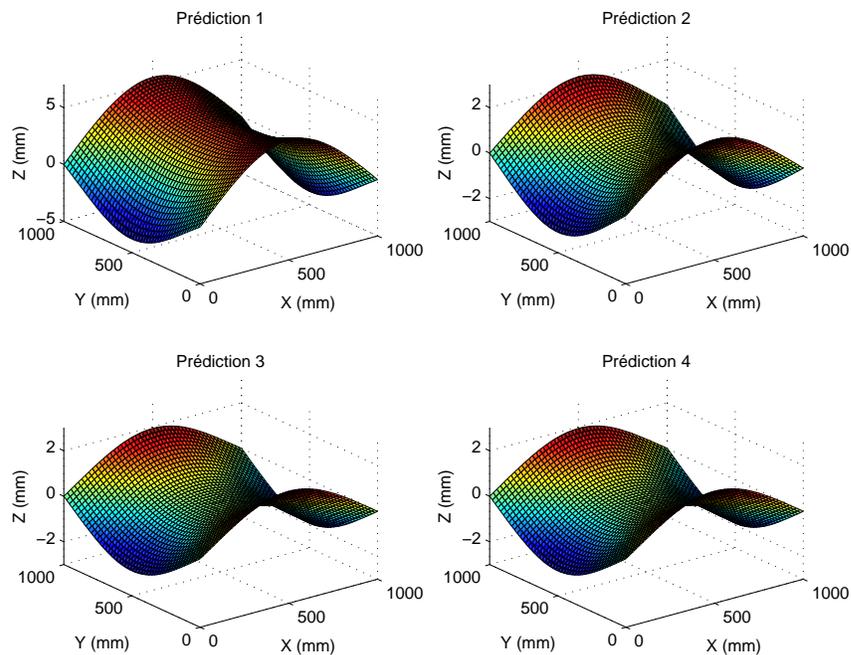


FIGURE 3.55 – Prédications de la déformée finale de la surface inférieure avec bruit de mesure suivant une loi normale $\mathcal{N}(0, 0.05)$

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

A ce stade, la méthode ne fournit donc pas de prédiction suffisamment quantitative et de part les fortes variations constatées entre la première et la seconde prédiction, aucune conclusion vis-à-vis de la convergence de ces prédictions ne peut être tirée. En effet, dans la pratique la forme finale exacte est inconnue : il n'est donc pas possible de savoir si la seconde prédiction est réellement meilleure que la première, ou si on a affaire à une oscillation de la forme prédite autour de la "bonne forme" provoquée par le bruit de mesure.

D'avantage de données sont requises pour affiner la prédiction. Lors des prédictions 3 puis 4, la déformée obtenue est plus fidèle à la déformée de référence. Dans les deux directions principales, la courbure est capturée avec une bonne précision. L'erreur commise reste néanmoins de l'ordre du dixième de millimètre. Par ailleurs les résultats sont quasi-identiques pour les deux prédictions : une très faible amélioration est obtenue pour la prédiction 4 malgré son caractère plus tardif, et donc une quantité de mesures plus importante. Ceci laisse donc augurer une vitesse de convergence relativement faible et le besoin de collecter un grand nombre de données et donc de poursuivre plus longtemps l'opération d'usinage pour améliorer significativement les résultats fournis par la méthode.

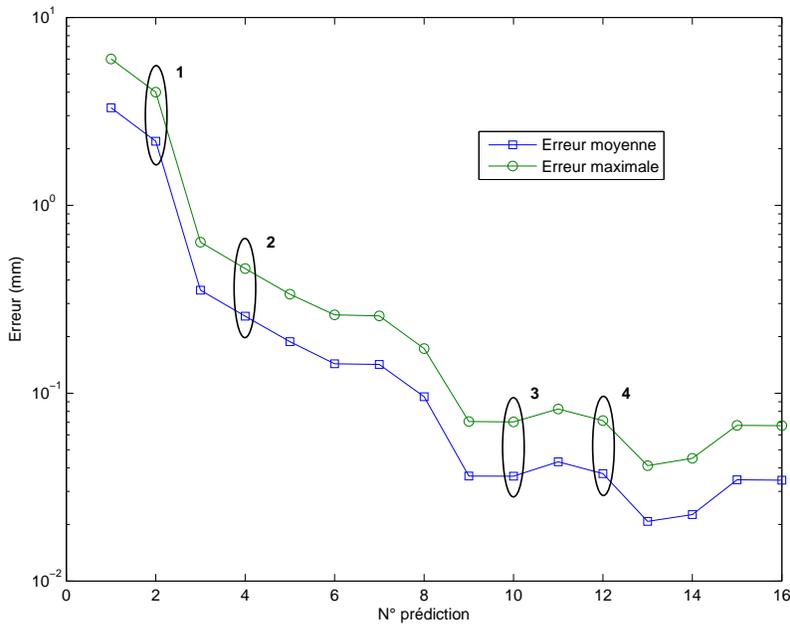


FIGURE 3.56 – Évolution de l'erreur de prédiction au cours des passes d'usinage

Le graphe de la figure 3.56 présente l'évolution au cours des passes d'usinage de l'erreur absolue entre la déformée exacte de la surface inférieure de la pièce et la déformée prédite. Cette erreur est calculée en comparant la composante verticale du champ de déplacement (prépondérante compte tenu de la distribution de contraintes résiduelles considérée, voir section 3.4.3.1) évaluée aux nœuds de la surface inférieure pour la solution de référence et les prédictions calculées en ligne. Les points entourés d'une ellipse et munis d'un chiffre allant de 1 à 4 correspondent aux quatre prédictions que nous avons présentées en détail. Alors que l'erreur décroît de façon quasi-monotone jusqu'à la fin de la troisième passe (prédiction n°9), elle a ensuite tendance à stagner lors des passes suivantes : l'erreur maximale est alors comprise entre 0.05 mm et 0.08 mm.

3.5.3 Géométrie simple courbure

Dans ce second cas d'étude nous considérons une tôle simple courbure de dimension $450 \text{ mm} \times 450 \text{ mm} \times 4.5 \text{ mm}$ (longueur \times largeur \times épaisseur), et de rayon de courbure extérieur $R_{ext} = 1750 \text{ mm}$, figure 3.57.

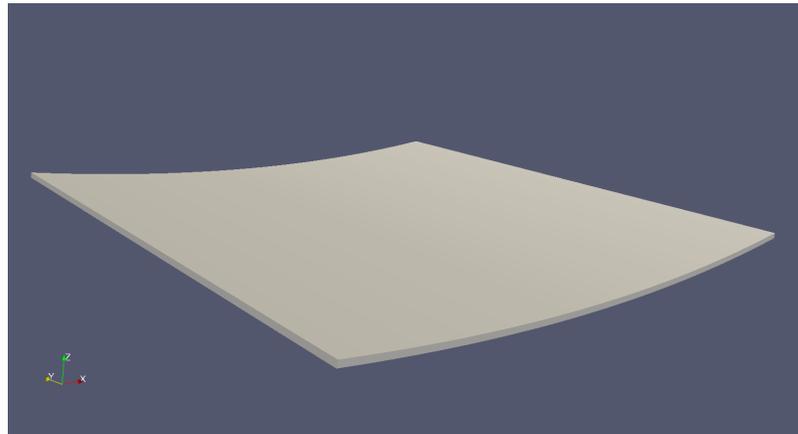


FIGURE 3.57 – Géométrie initiale de la tôle considérée dans le second cas d'étude

Une poche de dimensions $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$ (longueur \times largeur \times profondeur) est usinée au centre de la pièce, figure 3.58. La stratégie d'usinage considérée est identique à la précédente, à savoir une trajectoire aller-aller, l'outil se déplaçant de façon rectiligne dans la direction \vec{x} qui est celle de la courbure. En ce qui concerne le bridage de la pièce, les faces latérales situées sur les bords "droits", en $x = 0$ et $x = 450$, sont considérées comme fixes : un champ de déplacement nul y est imposé.

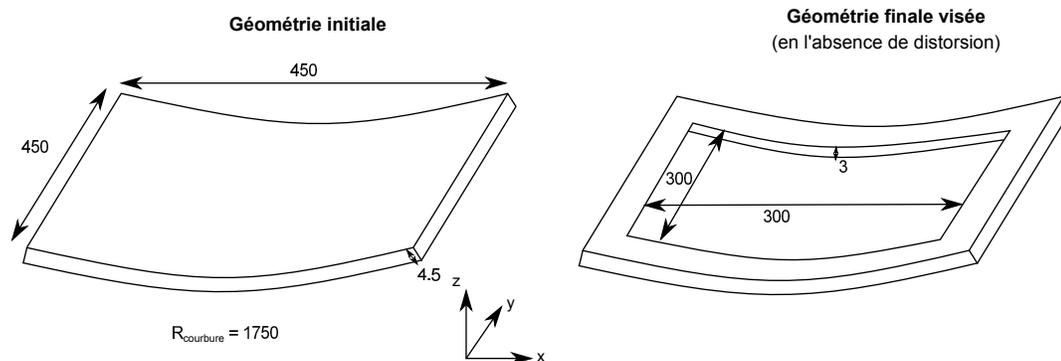


FIGURE 3.58 – Problème considéré dans le second cas d'étude

Tout comme lors du cas d'étude précédent, des conditions réalistes imitant les conditions pratiques d'utilisation de l'algorithme sont reproduites : synchronisation de position, mesure par nappe laser et mise à jour du parcours outil en ligne sont simulées. Nous avons montré que le bruit de mesure avait une influence significative à la fois sur la phase d'apprentissage, sur la précision de l'ajustement de la trajectoire ainsi que sur la prédiction de la forme finale de la pièce. Un bruit suivant une loi normale $\mathcal{N}(0, 0.05)$ est donc aussi pris en compte dans cette expérience numérique.

3.5.3.1 Parcours-outil généré en ligne

Sur la figure 3.59, nous pouvons observer la trajectoire parcourue par l'outil au cours de l'opération. Celle-ci semble cohérente avec la trajectoire idéale déterminée a priori d'après les données servant à alimenter l'algorithme au cours de l'expérience. Toutefois une analyse plus approfondie est nécessaire pour évaluer la précision de la correction apportée.

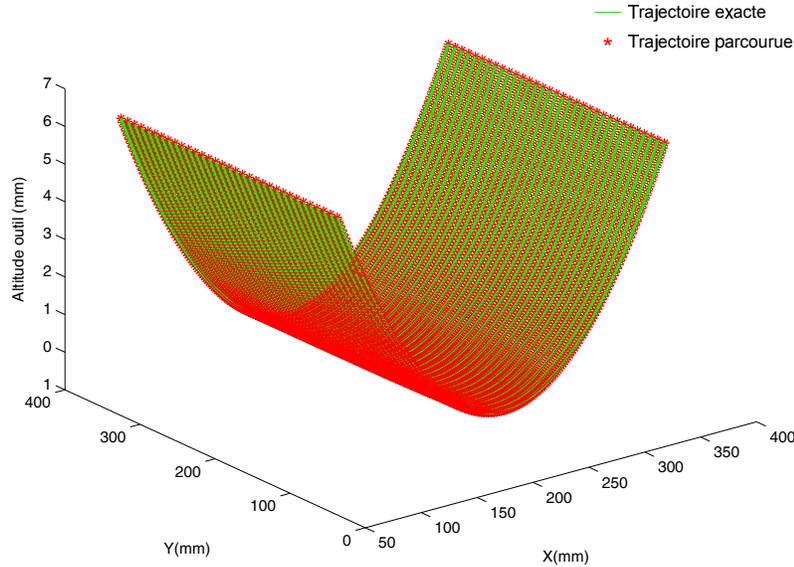


FIGURE 3.59 – Trajectoire parcourue avec anticipation des déplacements de la surface usinée.

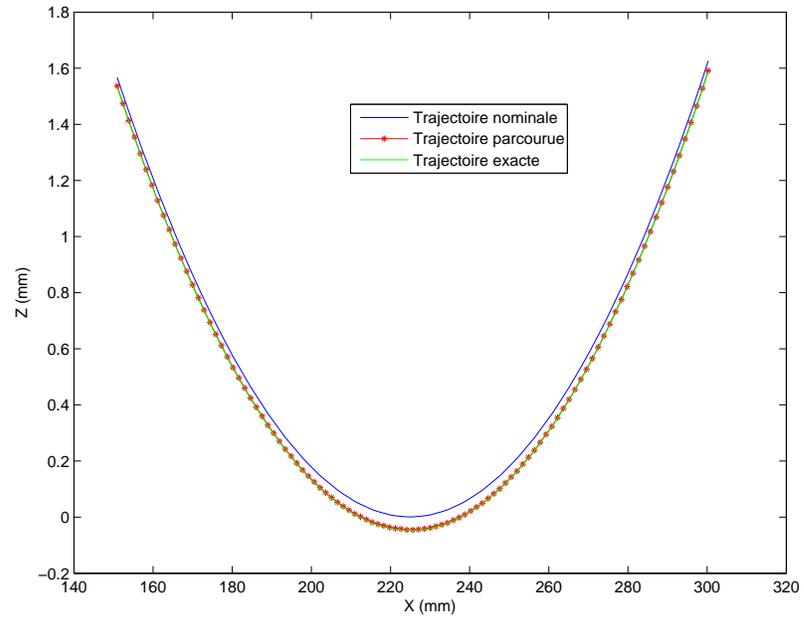
La figure 3.60 propose une comparaison de la trajectoire nominale et de la trajectoire effectivement parcourue lorsque les déplacements de la surface usinée visée sont intégrés au processus de génération "au vol" du parcours d'usinage. Les passes considérées sur ces deux graphes correspondent respectivement à la fin du premier quart de l'opération puis à la moitié de l'opération.

Tout d'abord, nous pouvons voir sur la figure 3.60 que la relaxation de contraintes résiduelles par enlèvement de matière se traduit par un fléchissement de la pièce, en comparant la trajectoire nominale qui symbolise la position initiale de la surface usinée visée à la trajectoire exacte qui représente l'altitude réelle de la surface usinée⁸.

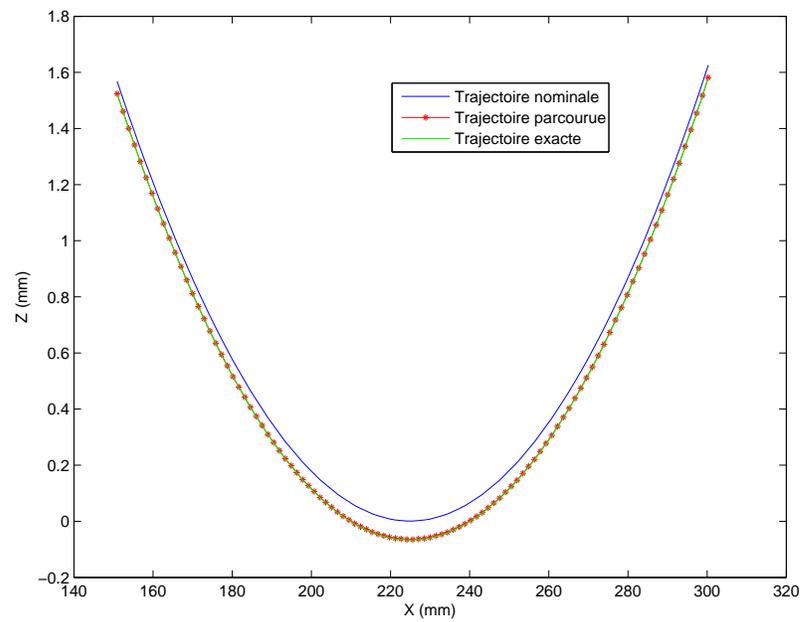
L'altitude de la surface usinée visée décroît, de façon plus prononcée au centre de la pièce ($x = 225$) qu'en se rapprochant des extrémités. Ce comportement s'explique par le fait que les zones au centre de la pièce sont moins contraintes et donc plus libres de se déformer, car plus éloignées du bridage.

Par ailleurs, nous pouvons noter une augmentation globale de l'amplitude des déplacements entre les deux étapes de l'opération considérées : environ 0.06 mm au centre de la pièce après usinage d'un quart de la poche et près de 0.1 mm après usinage de la moitié. Deux phénomènes entrent en jeu pour expliquer ce résultat. D'une part, la quantité de matière restante devient de plus en plus faible et offre donc moins de résistance à la

8. Les trajectoires représentées ici sont celles du point de contact outil/matière, qui se déplace sur la surface usinée.



(a) Passe n°8



(b) Passe n°17

FIGURE 3.60 – Comparaison de la trajectoire parcourue avec la trajectoire nominale et la trajectoire exacte : après vidage d'un quart de la poche (haut) et de la moitié de la poche (bas)

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

déformation. D'autre part, le moment fléchissant créé par la rupture de l'équilibre des contraintes dans l'épaisseur voit son amplitude augmenter au fil de l'opération.

La trajectoire parcourue est conforme à la trajectoire exacte, l'erreur maximale commise atteignant 0.003 mm sur la passe n°8 et 0.002 mm sur la passe n°17. Ces valeurs se situent bien en deçà des tolérances généralement considérées sur la profondeur de la poche et représentent un résultat prometteur en vue de la mise en pratique de cette méthode sur un centre d'usinage conventionnel, étant données les conditions réalistes reproduites lors de cette expérience numérique.

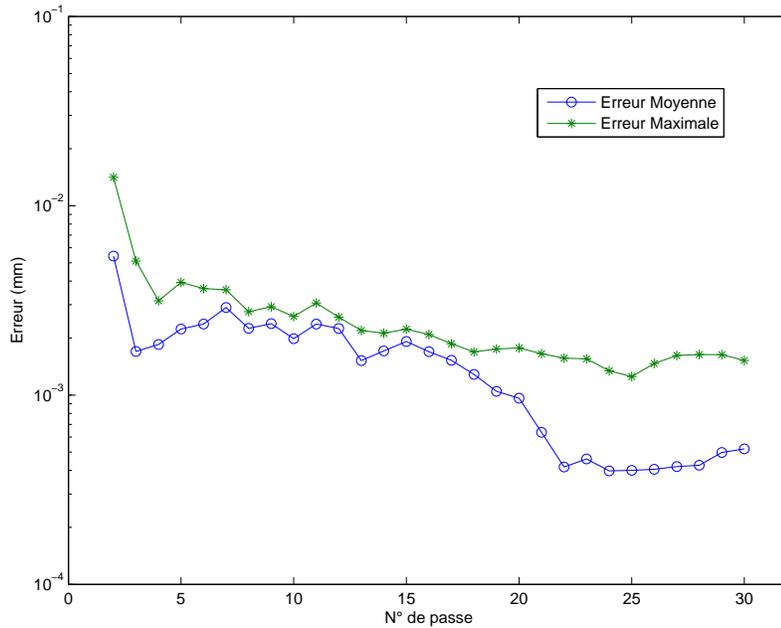


FIGURE 3.61 – Évolution au fil des passes de la précision de la trajectoire parcourue

Sur la figure 3.61 l'évolution de l'erreur maximale et de l'erreur moyenne commises sur l'altitude du point de contact outil/matière pour chacune des passes considérées dans le programme d'usinage est tracée. L'erreur la plus importante est commise lors de la seconde passe et provient de la phase d'apprentissage comme nous l'avons déjà évoqué dans le cas d'étude précédent. Elle reste cependant faible compte tenu de la faible amplitude des déplacements engendrés dans la pièce lors des premières passes. L'erreur décroît ensuite sensiblement lors des passes suivantes témoignant d'une amélioration relativement lente de la précision de la trajectoire ajustée. Le bruit qui pollue les acquisitions est en grande partie à l'origine de ce comportement.

3.5.3.2 Prédiction de la forme finale de la pièce

Nous comparons sur la figure 3.62 la forme finale prédite en ligne pour la pièce à la fin de l'opération et après démontage. La surface représentée est la surface inférieure de la pièce. Pour pouvoir apprécier les écarts existant entre les différentes prédictions, le déplacement est amplifié d'un facteur 25. La palette de couleur utilisée est indexée sur l'amplitude de la composante verticale du champ de déplacement.

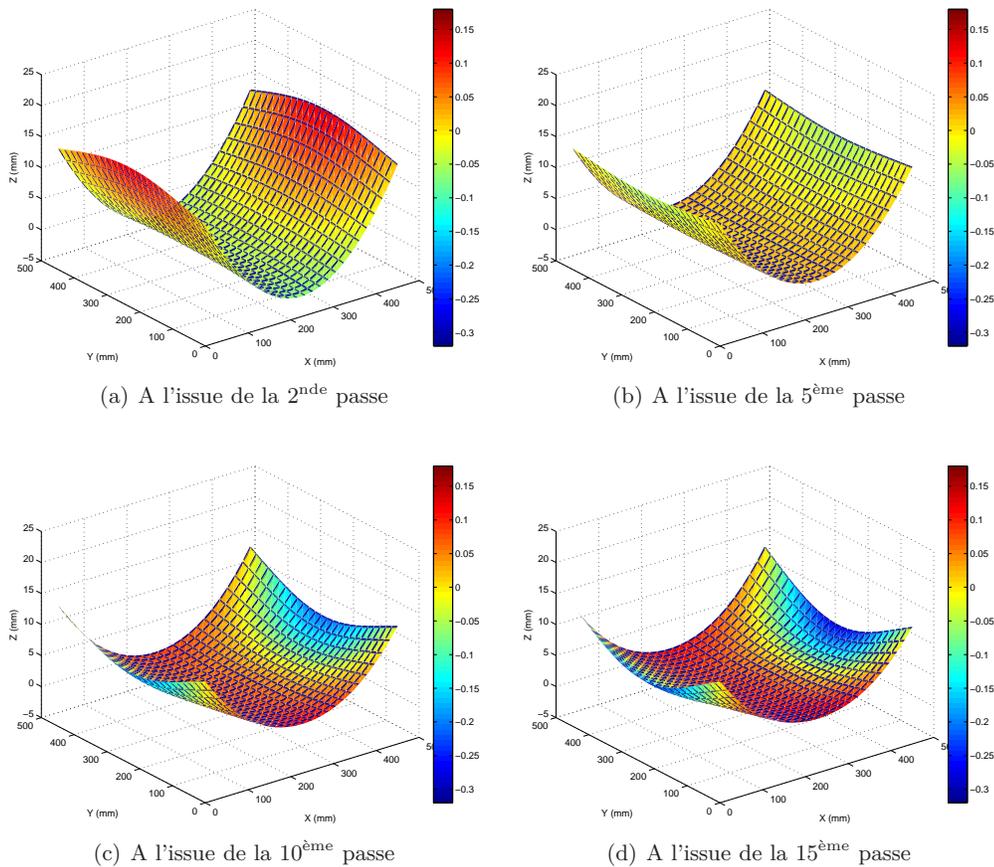


FIGURE 3.62 – Prédictions de la forme finale de la pièce dans le second cas d'étude.

Les prédictions considérées sont successivement effectuées à la fin de la 2nde, 5^{ème}, 10^{ème}, et enfin 15^{ème} passe. Nous constatons d'importantes variations d'une prédiction à l'autre, à la fois au niveau de la distribution et de l'amplitude des déplacements prédits. Une cohérence semble cependant émerger à partir de la 10^{ème} passe.

Cette observation est confirmée par le tracé de l'évolution de l'écart d'altitude entre la surface prédite et la surface exacte, évalué à la fin de chaque passe du programme d'usinage, figure 3.63. Les quantités d'intérêt représentées sont la valeur moyenne et la valeur maximale de cet écart. Alors qu'une réduction importante de l'erreur est constatée au cours des dix premières passes puisqu'elle est environ divisée par 10 (passant de 0.5 mm à 0.06 mm), nous constatons que l'erreur stagne par la suite. Bien que l'information collectée sur l'évolution des déplacements de la surface usinée au travers de mesures continue d'être enrichie, elle ne permet pas d'affiner de façon notable la précision. A nouveau, nous pouvons supposer que le bruit de mesure est à l'origine des écarts subsistant entre forme prédite et forme exacte.

La figure 3.64 permet de visualiser les disparités entre la déformée prédite en ligne et la déformée exacte calculée a priori d'après les données utilisées pour alimenter l'algorithme durant l'expérience. A nouveau, une amplification d'un facteur 25 est employée pour faciliter la visualisation. Les déplacements engendrés dans la pièce par la relaxation de contraintes sont plutôt bien identifiés. La diminution de la courbure dans la direction \vec{x}

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

et la génération d'une courbure dans la direction \vec{y} sont toutes deux bien capturées par le modèle. Toutefois l'amplitude de ces changements de forme est globalement sous-estimée.

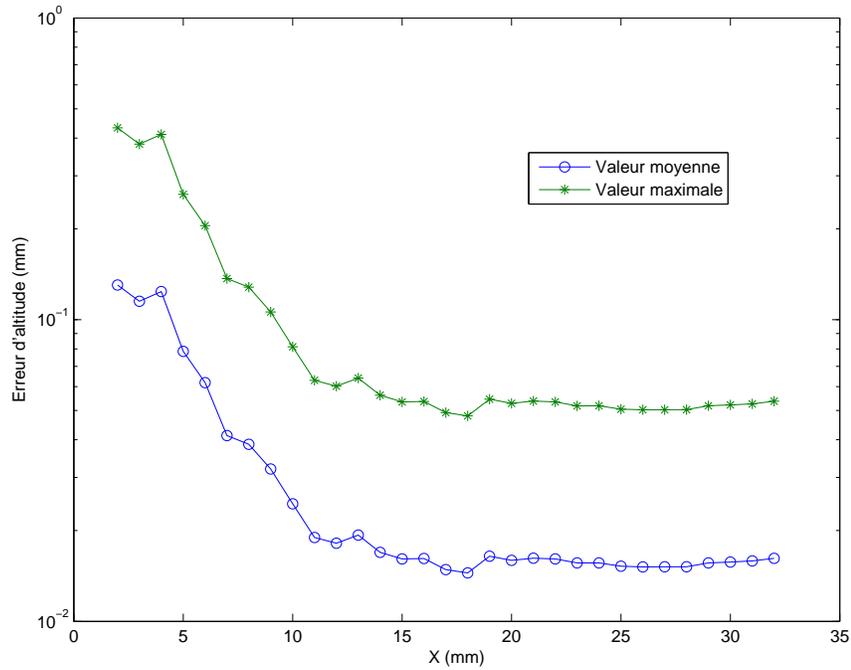


FIGURE 3.63 – Convergence de la prédiction de la forme finale de la pièce.

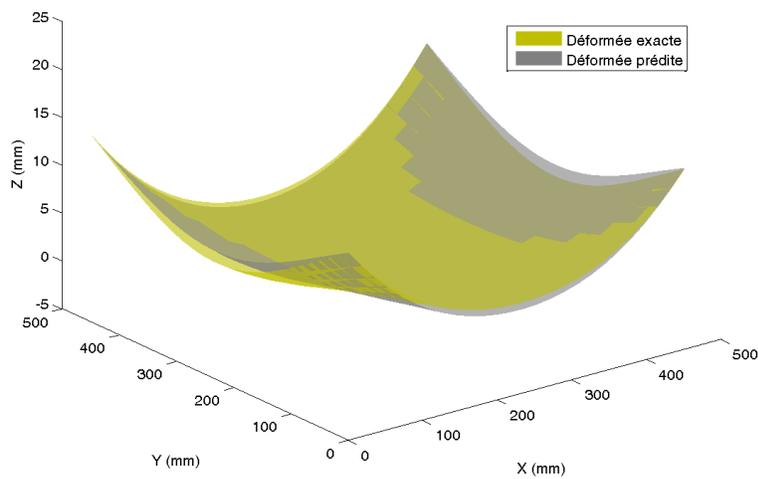


FIGURE 3.64 – Comparaison de la déformée exacte et de la déformée prédite en ligne pour la surface inférieure de la pièce.

3.5.4 Synthèse de l'étude numérique

Ces expériences numériques ont permis de mettre en lumière le bon comportement de l'algorithme de calcul dans un contexte destiné à reproduire l'environnement pratique dans lequel il est amené à être utilisé.

La trajectoire générée "au vol" en prenant en considération les déplacements de la surface usinée et en anticipant leur évolution dans la suite de l'opération est cohérente avec le parcours d'usinage exact déterminé a priori. En l'absence de bruit, l'erreur sur l'altitude du point de contact outil/matière décroît dès les premières passes pour devenir de l'ordre de 0.001 mm, qui constitue une erreur négligeable dans la pratique.

Le bruit de mesure dégrade sensiblement les performances de l'algorithme et contraint à allonger la phase d'apprentissage avant de parvenir à fournir un résultat quantitatif. En d'autres termes, la fenêtre temporelle d'observation des déplacements de la surface usinée doit être allongée pour pouvoir aboutir à une anticipation conforme des déplacements à venir. La précision obtenue pour la trajectoire d'usinage est de l'ordre du centième : l'objectif de 0.1 mm que nous considérons réaliste pour une application pratique paraît donc accessible.

Nous avons pu constater que la prédiction de la déformée finale de la pièce était davantage impactée par le bruit de mesure. L'amplification de l'erreur d'approximation est une des causes probables. Pour rappel, les coefficients d'approximation des déplacements de la surface usinée, mesurés en ligne, dans la base d'historiques de déplacements construite hors-ligne (noté α), sont aussi utilisés pour la prédiction des déplacements dans la pièce après débridage, voir section 3.4.3.2.b.

Les déplacements dans la pièce après démontage ont une amplitude plus importante que ceux ayant lieu pendant l'opération d'usinage : la matière est plus libre de se déformer. L'erreur d'approximation des déplacements en usinage est donc amplifiée au niveau des déplacements post-débridage, le facteur d'amplification pouvant être évalué à partir du ratio d'amplitude entre les éléments de la base de déplacements en usinage et les éléments correspondants dans la base des déplacements post-débridage.

Néanmoins, nous avons pu montrer que, malgré le bruit polluant les acquisitions, la méthodologie proposée converge, parfois lentement, vers un résultat cohérent. De plus l'amplitude du bruit considéré est raisonnable mais tout en fait en adéquation avec le bruit rencontré en pratique, qu'il soit inhérent à l'appareil de mesure (*i.e.* le capteur laser *nappe*) ou bien induit lors de la coupe (vibrations). Cette robustesse est donc un atout majeur pour la mise en pratique de la stratégie "dans l'atelier".

3.6 Conclusion

Contributions Dans ce chapitre, nous nous sommes intéressés à l'usinage mécanique de pièces se déformant de façon irréversible au cours du procédé. Nous avons proposé une méthodologie qui permet de :

- Générer en ligne un parcours d'usinage adapté prenant en compte les déplacements générés dans la pièce par relaxation de contraintes résiduelles.
- Prédire en cours d'opération la forme finale de la pièce, c'est-à-dire après débridage.

Ces contributions s'inscrivent dans le prolongement de la méthode présentée dans le chapitre précédent. Elles visent à conférer à la génération du parcours d'usinage non seulement un caractère adaptatif, flexible, mais surtout un aspect dynamique qui s'avère indispensable dans un tel contexte.

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

Nous avons montré que des changements de forme pouvaient avoir lieu en cours d'usinage si les sources à l'origine des déformations étaient d'ampleur suffisante et si le système de bridage était assez complaisant. Une telle problématique est rencontrée dans les procédés dont la conception diffère des centres d'usinage mécanique conventionnels. Nous avons choisi comme exemple de référence l'usinage de poches avec broche horizontale pratiqué sur les machines F5X, au cours duquel les déplacements de la pièce usinée peuvent engendrer le non-respect des tolérances sur l'épaisseur finale de la pièce, malgré le dispositif de contrôle dont est doté la machine.

Au cours de cette étude nous avons fait le choix de considérer les contraintes résiduelles dans la pièce brute comme moteur prépondérant des déplacements ayant lieu au cours de l'opération d'usinage ainsi qu'après démontage de la pièce. L'équilibre initial des contraintes dans la pièce est rompu lors de l'enlèvement de matière et le retour à l'équilibre se traduit alors par une déformation. La présence de telles contraintes est inévitable malgré les précautions qui peuvent être prises lors des étapes de mise en forme primaires ainsi que les traitements principalement thermiques ou mécaniques qui sont effectués avant usinage.

Déterminer la distribution des contraintes résiduelles dans l'épaisseur d'une pièce reste complexe. D'une part, les techniques de mesure pèchent soit par leur manque de précision (trou incrémental, ultrasons) soit par leur grande complexité qui en font des méthodes réservées en un usage en laboratoire (*e.g. diffraction de neutrons*). D'autre part, la prédiction de l'état de contrainte par le biais de simulations numériques nécessite la connaissance de l'historique mécanique, thermique et métallurgique du matériau et s'accompagne d'incertitudes inhérentes à la modélisation effectuée.

Au lieu d'évaluer l'état initial de contraintes dans la pièce, les déplacements générés par l'enlèvement de matière sont mesurés en ligne et anticipés. La structure de contrôle mise en place comporte une boucle de retour formée d'un triptyque mesures-exploitation-actuation.

La mesure prend la forme d'une collecte de profils de hauteur sur la surface usinée et permet l'évaluation du déplacement vertical de cette surface ainsi que son évolution au cours du procédé.

L'anticipation des déplacements de la surface usinée visée dans la suite de l'opération, nécessaire pour l'ajustement du parcours d'usinage, et la prédiction de la forme finale de la pièce sont effectuées au moyen de bases d'approximation dédiées. La première est une base "d'historique des déplacements verticaux de la surface usinée visée" alors que la seconde est une base des déplacements post-débridage.

La construction de ces bases peut s'avérer chronophage et elle est effectuée hors-ligne. Des résultats de simulations numériques et des données d'observation/de mesure sont combinés. Un modèle numérique reposant sur une approche EF a été développé pour le calcul du champ de déplacement induit par la relaxation de contraintes résiduelles : le volume usiné est identifié par une méthode de type level-set et l'enlèvement de matière est reproduit par désactivation d'éléments. Lorsque la géométrie de la pièce brute se prête à une séparation plan/hors-plan (tôle plane ou tôle simple courbure d'épaisseur constante), la méthode PGD permet le calcul de solutions sous-forme séparée. La discrétisation du domaine de calcul dans l'épaisseur peut alors être raffinée à souhait, ce qui présente deux principaux avantages pour la simulation de la relaxation de contraintes :

- L'épaisseur de matière enlevée au passage de l'outil est capturée fidèlement.
- La description du profil de contraintes dans l'épaisseur est enrichie. Les erreurs d'intégration numérique sont alors réduites : l'équilibre des forces et moments satisfaits par la ou les composantes de contrainte est mieux vérifié.

Nous avons évalué les performances de l'algorithme d'exploitation des mesures en ligne en analysant la précision de la trajectoire parcourue par l'outil avec compensation dynamique ainsi que la déformée prédite pour la pièce en fin d'opération, au travers d'expériences numériques reproduisant un cadre d'utilisation réaliste. Une précision compatible avec les tolérances visées en usinage mécanique de poche (généralement de l'ordre de 0.1 mm) a été obtenue pour les deux cas d'étude (tôle plane et tôle simple courbure) que nous avons abordé.

De plus, la robustesse de l'algorithme vis-à-vis du bruit de mesure a pu être démontrée, ce qui laisse augurer un bon comportement de la méthode dans un contexte pratique.

Limites identifiées et pistes de travail Nous avons fait l'hypothèse que la géométrie initiale de la pièce était bien connue. Une inspection de la pièce après sa mise en position dans le centre d'usinage est donc nécessaire et s'accompagne des inconvénients que nous évoquons en préambule du second chapitre : l'inspection constitue une étape fastidieuse compte tenu du temps nécessaire à la mesure (dans le cas de méthodes avec contact de type palpage) et/ou à l'exploitation des données collectées (reconstruction de surface, utilisation du nuage de points). Ce point constitue une des principales voies d'amélioration de la méthodologie proposée dans ce troisième chapitre. Une combinaison des deux approches présentées dans ce mémoire permettraient de s'affranchir de la phase d'inspection mais reste une question ouverte. Nous reviendrons sur ce point dans la conclusion générale.

Les simulations d'usinage qui servent à la construction des bases de données pour l'anticipation en ligne des déplacements de la surface usinée visée comportent plusieurs étapes, chacune d'elles correspondant à une position différente de l'outil sur sa trajectoire d'usinage. L'enlèvement de matière est ainsi reproduit de façon incrémentale. Toutefois les "instants" considérés dans la simulation d'usinage hors-ligne ne coïncident pas toujours avec les "instants" des mesures en ligne : les déplacements ne sont pas prédits et observés aux mêmes temps. Une interpolation est nécessaire pour évaluer les éléments de la base des déplacements (plus précisément d'historiques des déplacements) aux instants de mesure et pouvoir ainsi les comparer aux déplacements mesurés. Cette interpolation est source d'imprécisions puisqu'elle nécessite d'évaluer la position de l'outil lors de la mesure, et de la comparer aux positions considérées lors de la simulation d'usinage. L'erreur introduite sera d'autant plus faible que le nombre de positions de l'outil sur sa trajectoire d'usinage considérées dans la simulation est grand. Toutefois, le prix à payer est une augmentation du coût de calcul, puisque pour chaque position de l'outil, un problème d'élasticité linéaire isotrope en 3D doit être résolu. La paramétrisation du domaine désactivé (ensemble des éléments auxquels une raideur nulle est attribuée) et la résolution d'un problème générique par la méthode PGD est une piste de réflexion envisagée. Elle consisterait à évaluer les déplacements dans la pièce pour "n'importe quelle configuration du volume de matière usiné" en résolvant un unique problème défini dans un espace paramétrique.

Pour terminer, évoquons les sources de distorsion prises en compte dans cette étude. Nous avons fait le choix en première approche de considérer les contraintes résiduelles dans la pièce avant usinage comme unique moteur de sa distorsion pendant l'opération. Dans le cas des alliages d'aluminium, les contraintes générées par la coupe affectent la proche surface sur une profondeur qui n'excède pas 0.25 mm. Le rôle joué par ces contraintes dans la distorsion de la pièce devient donc d'autant plus grand que l'épaisseur finale de la pièce diminue. La méthodologie que nous avons développée est tout à fait compatible avec la prise en compte des contraintes d'usinage. Le modèle numérique permettant le calcul des

3. Chapitre 3 : Anticipation de la distorsion induite en cours d'usinage par la relaxation de contraintes résiduelles

déplacements générés dans la pièce peut être enrichi en considérant un chargement thermo-mécanique équivalent à la coupe et s'appliquant sur la surface venant d'être usinée, dans l'esprit de l'approche proposée dans [Guillemot *et al.*, 2011]. La désactivation d'éléments pour simuler l'enlèvement de matière est ainsi complétée par le chargement d'autres éléments situés sur la surface mise au jour, pour reproduire les sollicitations rencontrées en usinage. Le reste de la méthode présentée reste en revanche inchangé puisque directement transposable.

Conclusions et perspectives

Synthèse

Ces travaux de thèse portent sur la programmation de machines-outils à commande numérique. Ils s'inscrivent dans une optique d'optimisation de la génération de trajectoires par l'intégration de données du procédé dans le processus de construction du parcours d'usinage, afin de tenir compte de la réalité géométrique de la pièce mise en forme.

Il s'agit de compléter la démarche usuelle, *file to factory*, dans laquelle le flux décisionnel s'effectue de la conception vers la production, par un retour d'informations sur le déroulement de l'opération et sa conformité vis-à-vis du résultat escompté. Le recours, hors ligne, à des stratégies numériques avancées permet une utilisation optimisée de données de mesure collectées en ligne. Le concept de réduction de modèle est mis à profit pour disposer d'algorithmes dont le temps d'exécution est compatible avec des applications temps-réel. Cette étude ne se limite pas à une démarche conceptuelle dans laquelle des voies d'optimisation sont explorées, mais propose une méthodologie concrète et des solutions technologiques pour sa mise en œuvre sur une MOCN de type industriel.

Au travers d'une étude bibliographique nous avons pu mettre en exergue les limitations de la programmation conventionnelle des MOCN et faire un point sur les méthodes destinées à une programmation plus intelligente. Les lacunes du langage ISO 6983 devenu désuet au fil du temps et le manque de transparence de la commande offrant une marge de manœuvre réduite pour son optimisation, ont notamment conduit les acteurs du monde universitaire et du monde industriel à des réflexions avancées sur la programmation des machines-outils. L'émergence d'un nouveau standard de programmation, le STEP-NC, et le développement d'architectures de commande ouvertes promettent des avancées majeures mais restent encore cantonnées à des applications de recherche.

Les développements présentés ont pour cadre la commande numérique propriétaire et concernent la prise en compte de la variabilité du système pièce-montage lors de la génération de la trajectoire d'usinage. Cette problématique est omniprésente pour l'usinage de poches dans des pièces dont les dimensions et/ou la complexité rendent difficile leur montage, et donc la prédiction a priori de leur localisation dans l'espace de travail. Si l'usinage adaptatif se pose comme un recours en offrant davantage d'agilité, son temps de mise en œuvre représente un frein pour la productivité associée à l'opération. Par ailleurs, il rend possible une mise en conformité du parcours d'usinage à la géométrie initiale de la pièce mais ne permet pas de faire face à un comportement imprévu se manifestant au cours de l'opération.

Au cours de cette étude, le processus de génération du parcours d'usinage a été repensé afin de permettre l'intégration en ligne de données venant du procédé. Pour ce faire, nous avons développé :

- ☞ Une nouvelle méthodologie de génération de trajectoires qui repose sur l'utilisation en ligne de données légères.

Conclusions et perspectives

- ☞ Une structure d'asservissement externe à la CN qui rend possible un pilotage en temps-réel de la trajectoire d'usinage.
- ☞ Une stratégie d'inspection de la pièce simultanée à l'opération d'usinage.
- ☞ Une méthode d'identification en ligne de la variabilité du système pièce-montage combinant prédictions numériques, observations pratiques et connaissances à priori.

Ces contributions mettent au jour divers verrous conceptuels et technologiques, que nous nous sommes attachés à lever au cours de ces travaux.

Le premier verrou concerne la structure générale de contrôle. Afin de pouvoir identifier et se conformer à une variabilité géométrique initiale ou se manifestant au cours de l'opération, nous avons proposé une approche de type corrective, dans laquelle une boucle de retour permet une capitalisation d'observations faites en ligne pendant l'opération. Cette boucle couvre trois fonctions : mesurer, interpréter et agir sur la commande. Elle constitue à ce titre un asservissement externe à la CN en adéquation avec l'architecture fermée et le caractère relativement opaque des commandes industrielles.

L'étape d'inspection est intégrée à l'opération d'usinage afin d'une part de réduire la durée de l'opération, mais aussi de pouvoir détecter un comportement imprévu, en l'occurrence une distorsion de la pièce, ayant lieu durant l'enlèvement de matière, qu'une inspection préliminaire ne permet pas. La démarche proposée est générique et applicable à tout type de capteur permettant un suivi continu de la forme de la pièce et de son évolution (par déformation) au cours du procédé. La solution technologique retenue au cours de cette étude consiste à balayer la surface de la pièce brute, surface intacte (chapitre 2) ou usinée (chapitre 3), au moyen d'un capteur laser fixé sur la tête d'usinage en complément de l'outillage. Bien que plus intrusive, cette option prévaut sur l'exploitation des données de capteurs internes à la CN qui ne permettent pas de détecter un écart géométrique ou un déplacement avec une précision suffisante.

Le caractère temps-réel de la prise de décision constitue un enjeu majeur auquel nous avons choisi d'apporter une réponse au travers d'une approche en ligne/hors-ligne. Ainsi, les acquisitions issues du balayage laser de la pièce servent à alimenter un algorithme d'extrapolation en ligne reposant sur l'utilisation de bases dédiées construites hors-ligne. Cette extrapolation est d'ordre spatial puisqu'elle vise à prédire l'écart géométrique dans des portions de la zone d'intérêt qui n'ont pas été mesurées, mais elle est aussi d'ordre temporel lorsqu'il s'agit d'anticiper l'amplitude et la distribution des déplacements de la surface usinée visée dans la suite de l'opération. Elle s'avère cruciale pour garantir le respect des tolérances dimensionnelles et conférer une fluidité à la trajectoire, à la façon d'un look-ahead dynamique.

La construction des bases servant à l'extrapolation en ligne constitue un second verrou. Notre démarche repose sur une volonté de combiner prédictions numériques, observations physiques et connaissances. L'intégration de données réalistes permet d'accroître la fidélité de la base et représente par ailleurs un moyen de capitaliser l'effort consenti lors de l'inspection de pièces similaires. En effet, l'usage unique qui est souvent fait des données collectées en inspection constitue un des points faibles des approches actuelles en usinage adaptatif.

Les prédictions numériques effectuées dans ces travaux sont de deux ordres : géométriques et mécaniques. Les prédictions géométriques concernent la prise en compte d'une variabilité géométrique initiale mais statique au cours de l'opération. Ainsi, l'écart géométrique entre la pièce brute et le modèle nominal est décomposé en catégories. D'une part,

les courbure, les vrilles entrent dans la catégorie des *déformations* alors que translations et rotations entrent dans la catégorie des *mouvements de corps rigides*. Les "classes" de défaut contenues dans chaque catégorie constituent alors une famille génératrice pour l'écart géométrique dans la zone d'intérêt.

Les prédictions mécaniques résultent de simulations d'enlèvement de matière visant à calculer le champ de déplacement dans la pièce au cours de l'opération, en particulier au niveau de la surface usinée visée sur laquelle le point de contact outil/matière se déplace dans l'idéal. Ces simulations s'attachent aussi à déterminer la forme finale de la pièce après démontage, information précieuse, dès lors qu'elle est anticipée, pour évaluer la viabilité de la pièce. Les contraintes résiduelles dans la pièce brute sont considérées comme moteur prépondérant de la déformation : la distorsion est le résultat d'une relaxation de ces contraintes lors de la coupe. La variabilité géométrique est dans ce cas dynamique : nulle au départ, elle apparaît progressivement et évolue au cours de l'opération.

Prédictions et observations aboutissent finalement à une quantité importante de données qui ne peuvent directement être employées en ligne car trop lourdes à exploiter. La principale difficulté consiste alors à extraire de ce volume de données, une base à la fois riche et compacte. Pour ce faire, nous avons implémenté une méthode de réduction de modèle, appelée méthode des snapshots POD, afin d'extraire des structures dominantes. Base d'écart géométrique, bases de déplacements mécaniquement admissibles au cours de l'opération et après débridage sont ainsi obtenues et servent à l'extrapolation spatiale ou spatio-temporelle de l'écart morphologique entre pièce réelle et modèle nominal.

Le troisième verrou concerne la mise en application, au niveau de la commande numérique de la machine-outil, de la correction de trajectoire établie en ligne par l'algorithme d'après les écarts au nominal identifiés. Dans un souci de simplification, ces travaux se sont focalisés sur l'usinage trois axes, au cours duquel l'outil conserve une orientation constante. La problématique de gestion de la trajectoire a ainsi été ramenée à une problématique de gestion d'un seul paramètre : l'altitude de l'outil. Nous avons opté pour une approche indirecte basée sur le pilotage de la jauge de longueur d'outil. Cette solution présente l'avantage d'être peu intrusive (aucune modification du programme d'usinage n'est requise), de ne pas impacter la fluidité de la trajectoire (aucune incompatibilité avec le look-ahead dynamique) et de pouvoir être effectuée de façon simultanée au déplacement de l'outil (en tant qu'action dite "synchrone"). L'ajustement de la jauge tire profit de la compensation automatique d'altitude ordonnée par la CN en réponse aux variations de longueur de l'outil et constitue une solution tout à fait adaptée. Elle présente l'avantage d'être applicable sur la majorité des CN actuelles équipant les machines outils de type industriel et représente à ce titre une approche à la fois générique et viable.

Outre le développement d'une méthodologie, ces travaux ont aussi consisté à établir la faisabilité d'une telle démarche sur une MOCN industrielle. Des études numériques nous ont dans un premier temps permis de mettre à l'épreuve cette méthodologie. En reproduisant des conditions d'utilisation réalistes, nous avons ainsi pu mettre en avant sa robustesse vis-à-vis d'un bruit de mesure.

Dans la première étude, nous avons montré que la trajectoire d'approche joue un rôle majeur dans la précision de l'approximation d'un écart géométrique statique. Nous avons par ailleurs pu souligner l'allongement de la phase d'apprentissage avec le bruit de mesure. A ce titre nous avons proposé une méthode pour évaluer à priori l'étendue de la phase d'apprentissage qui s'appuie sur les modes d'écarts géométriques contenus dans la base d'approximation.

Conclusions et perspectives

La seconde étude numérique a permis d'évaluer les capacités d'anticipation offertes par notre approche dans le contexte d'une pièce se déformant au cours de son usinage. Nous avons mis en lumière l'anticipation précise des déplacements de la surface usinée visée ainsi que la possibilité de prédire dès les premières passes, la forme finale de la pièce. Le bruit de mesure requiert la collecte d'une quantité de données plus importante avant d'aboutir à des prédictions précises, et affecte davantage la prédiction de l'état de déformation final de la pièce, par un effet d'amplification de l'erreur.

Au travers d'une campagne expérimentale, nous avons démontré la faisabilité d'un ajustement en temps-réel de l'altitude de l'outil pour se conformer à la géométrie d'une pièce qui ne se déforme pas lors de l'opération. Une profondeur de consigne est ainsi respectée avec une tolérance de 0.1 mm, pour des écarts géométriques d'une amplitude de plusieurs millimètres vis-à-vis d'une géométrie nominale supposée plane.

Ces résultats encourageants ouvrent de belles perspectives. Ils ne constituent pour l'instant qu'une première approche. Une étude plus approfondie est nécessaire pour déterminer le champ d'application de cette méthode et notamment les performances en termes de vitesse et de précision pouvant être atteintes.

Discussions

Au travers des travaux menés au cours de cette étude, nous avons apporté une réponse aux problématiques concernant la maîtrise d'une épaisseur finale à l'issue d'une opération d'usinage conduite sur une pièce dont la géométrie initiale ou la déformation en cours de procédé ne peuvent être prédites précisément.

Les verrous scientifiques que nous nous sommes attachés à lever ont conditionné et modelé la réponse que nous avons donnée. Toutefois, notre démarche ne se limitant pas à une proposition méthodologique mais aspirant à une concrétisation, elle est indissociable des verrous technologiques qui accompagnent sa mise en œuvre sur une machine-outil. Ainsi tout au long de cette étude, les solutions développées ont été confrontées à la réalité de leur implémentation.

- L'utilisation d'un capteur externe à la MOCN pour la mesure de l'écart géométrique dans un premier temps, puis des déplacements de la surface usinée dans un second temps, a conduit à une réflexion avancée sur la calibration d'un tel dispositif mais aussi et surtout sur la synchronisation de ses acquisitions. Si la mise en place d'un protocole a permis de résoudre la question de la calibration, la synchronisation reste particulièrement complexe à gérer. Cette dernière conditionne pourtant l'interprétation faite des mesures. Elle est rendue difficile par le caractère indépendant de l'appareil de mesure et de l'entité assurant son déplacement : la position du capteur dans l'espace de travail n'est pas connue directement mais évaluée à travers celle de l'outil.
- La faible puissance de calcul embarqué dans les CN propriétaires requiert l'utilisation d'un calculateur externe pour l'exécution de l'algorithme de correction de la trajectoire. Cette configuration nécessite la mise en place d'un flux de données entre le calculateur et la CN via une carte d'acquisition, pour d'une part communiquer la position courante de l'outil et en retour prendre en compte une consigne pour la jauge de longueur. Dans le premier cas, la limitation se situe au niveau de la fréquence d'horloge du DCN. Dans le second, elle a attiré aux imprécisions commises lors de la communication de la consigne de jauge, tant sur la valeur (*i.e. résolution de la carte d'acquisition*) que sur le retard de la mise en application de cette correction. Il

en résulte une erreur de poursuite puisque la position réelle de l'outil ne correspond pas à la position de consigne. Cette erreur de poursuite a une répercussion directe sur l'exploitation des mesures puisque la position réelle du capteur laser diffère de sa position estimée.

De façon générale, la gestion du dialogue entre les trois entités impliquées dans la boucle de contrôle, calculateur, dispositif de mesure et CN de la machine-outil, requiert une attention particulière. La désynchronisation de ces entités constitue la principale source d'erreur, et le facteur limitant quant à la précision atteinte. Néanmoins nous avons montré qu'une tolérance de 0.1 mm pouvait être respectée. Si ce résultat reste perfectible et encore insuffisant pour certaines applications, il n'en est pas moins encourageant et dans tous les cas conforme aux attentes initialement formulées. Par ailleurs il reste cohérent avec l'ordre de grandeur des tolérances visées lors de l'usinage mécanique de poches dans les panneaux de fuselage.

De plus, il est nécessaire d'analyser ce résultat non seulement d'après les verrous technologiques que nous venons de mentionner mais aussi à la lumière de l'approche en ligne que nous avons choisi de mettre en place. Si le caractère temps-réel de l'ajustement de trajectoire constitue l'originalité et la force de cette démarche, il est aussi paradoxalement son point faible. En effet, nous avons pu montrer que l'identification en ligne d'un écart statique ou dynamique entre géométries pratiques et théoriques nécessitait l'emploi de bases d'extrapolation, à la fois compactes et riches. L'utilisation de telles bases, dont la construction est optimisée par l'emploi d'une approche de réduction de modèle, la POD, n'en reste pas moins sujette à des imprécisions. La représentativité de la base vis-à-vis de l'écart mesuré en ligne est tributaire des éléments de départ, prédictions, observations, connaissances, qui ont servi à sa construction. Une caractéristique non contenue dans ces éléments n'est pas représentée dans la base et ne peut donc pas être identifiée d'après les acquisitions effectuées.

Toutefois, il faut garder à l'esprit que cette démarche permet un auto-apprentissage. En intégrant des données de mesure provenant d'usinage de pièces "similaires" lors de la construction hors-ligne des bases utilisées en ligne, la description de l'écart peut être enrichie et jouir d'une meilleure représentativité lors d'opérations suivantes : la capitalisation de l'information joue à cet égard un rôle majeur.

Perspectives

Application à l'usinage cinq axes Parmi, les perspectives scientifiques et technologiques qu'ouvrent ces travaux, la gestion d'une trajectoire cinq axes constitue un objectif envisageable. En effet, la stratégie que nous avons mise en place est tout à fait compatible avec la prise en compte de l'orientation de l'outil au cours de l'opération. L'écart géométrique identifié en ligne est approximé par une surface s'étendant sur l'ensemble de la zone d'intérêt. La notion de normale à cette surface est donc bien définie, même si des imprécisions provenant de l'interpolation utilisée sont inévitables. En évaluant la normale locale à la surface usinée visée le long du parcours d'usinage, il est alors possible de déterminer une orientation adéquate en fonction de la géométrie d'outil utilisée.

En ce qui concerne la mise en application de la correction de trajectoire, quatre paramètres devraient être ajustés : la position du point piloté le long de l'axe outil et les trois composantes du vecteur d'orientation de l'outil. Néanmoins si le pilotage de la jauge de longueur offre un moyen détourné d'agir sur les déplacements de l'outil dans la direction de l'axe outil, la gestion de l'orientation de façon synchrone au déplacement et sans inter-

férence avec le look-ahead dynamique reste une question ouverte. Par ailleurs, dans le cas de trajectoires complexes, la notion de visibilité de la surface scannée par le laser, que nous n'avons pas du tout abordée au cours de ces travaux compte tenu des formes considérées, doit être examinée, de même que la question de collision.

Transfert vers d'autres procédés Un transfert de cette méthodologie vers un autre procédé est une perspective intéressante. Si l'ensemble des développements ont été menés dans le cadre de l'usinage, ils restent majoritairement transposables à d'autres procédés. Par exemple, en formage incrémental et particulièrement en formage négatif, des phénomènes locaux de retour élastique requièrent un ajustement de la trajectoire. L'amplitude de ce retour élastique reste difficile à prédire à priori compte tenu des phénomènes mécaniques complexes mis en jeu, parfois encore mal compris. En contrôlant de façon continue la position de la surface déformée, il est alors possible de déterminer l'écart vis-à-vis de la forme souhaitée et d'agir en conséquence. Une autre approche consisterait à suivre de façon continue l'effort appliqué par l'outil sur la pièce, à l'aide de capteurs internes à la machine, et à ajuster la trajectoire en conséquence afin d'éviter une déformation locale trop importante de la pièce pouvant conduire à l'apparition de fissures et dans le cas extrême à un déchirement de la pièce.

L'application de cette méthodologie à des procédés dont la philosophie diffère beaucoup de celle de l'usinage, comme la fabrication additive, est aussi envisageable. En fabrication additive par fusion de poudre métallique (procédé CLAD), une des problématiques repose sur le positionnement de la buse d'injection de poudre par rapport au substrat de matière déjà déposée. Idéalement le sommet du cône d'injection doit se déplacer à la surface du substrat, afin que le cordon de matière déposé ait l'épaisseur visée. Une faible déviation de cette épaisseur pour chacun des cordons conduit à une dérive importante à la fin de l'opération qui peut impliquer le dépôt de centaines de couches. La maîtrise de l'épaisseur du cordon est donc cruciale pour le respect de tolérances dimensionnelles. Pour garantir le bon positionnement du point de dépose, la distance entre la buse d'injection et le substrat doit être maintenue à une valeur de consigne. Ainsi, une analogie peut être faite avec le point de contact outil/matière en usinage, et la nécessité de piloter son déplacement sur la surface usinée visée. Dans le cas de la fabrication additive, il s'agit de garantir une "hauteur de passe" (ou une "profondeur de passe négative") constante au cours de l'opération. En mesurant en temps-réel la position du substrat dans l'espace de travail, un ajustement de la trajectoire (jauge de longueur + orientation) de la buse d'injection permettrait de conserver une hauteur de passe constante. Avec l'explosion de la fabrication additive, autrefois réservée au prototypage et qui devient une véritable alternative à l'usinage, les travaux de recherche visant à optimiser ce procédé se multiplient. La mise en place d'une démarche analogue à celle que nous avons exposée pourrait constituer une piste de réflexion.

Emploi d'une CN ouverte En nous projetant vers un environnement de CN ouverte, nous pourrions imaginer une intégration de la structure d'asservissement présentée au sein même de la commande numérique, minimisant ainsi les problématiques de communication et de synchronisation de plusieurs entités indépendantes que nous avons pu rencontrer au cours de cette étude. Le dispositif de mesure serait géré au même titre que les autres capteurs de la partie opérative et les acquisitions effectuées pourraient être exploitées de concert avec les données (*e.g. position, orientation*) nécessaires à leur interprétation. L'algorithme d'exploitation des mesures que nous avons développé serait exécuté directement par le DCN. Le rôle du calculateur externe se ramènerait uniquement au calcul de bases d'approximation compactes ainsi qu'au stockage d'une base de données

sur la géométrie des pièces usinées. Une communication différée, c'est-à-dire préalable ou postérieure à l'opération d'usinage, permettrait alors le chargement de la base d'approximation sur l'espace mémoire de la CN et la récupération de données de mesure venant d'être collectées.

Combinaisons des deux approches Pour terminer, évoquons la possibilité de combiner les approches présentées dans le second puis le troisième chapitre pour la génération en temps-réel d'une trajectoire d'usinage conforme à une pièce dont la géométrie initiale ne peut être précisément déterminée à priori et qui se déforme au cours du procédé d'une façon qui n'est pas prédictible. Deux difficultés se posent. La première concerne la construction d'une base d'identification à la fois riche et compatible avec une utilisation en ligne. Une des voies envisagées est le recours à une paramétrisation de la géométrie initiale de la pièce et du profil de contraintes générées lors d'étapes de mise en forme primaires, et la construction d'un abaque numérique par la méthode PGD. Cet abaque construit hors-ligne est ensuite consulté en ligne à la lumière des acquisitions effectuées. En théorie possible, la construction d'un tel abaque reste néanmoins complexe. En considérant que cinq paramètres sont nécessaires pour définir la géométrie initiale de la pièce, et que deux paramètres sont nécessaires pour définir l'évolution de chacune des composantes de contraintes résiduelles à travers l'épaisseur de la pièce, alors le nombre de dimensions du problème d'élasticité linéaire à résoudre est $N = \underbrace{3}_{\text{espace}} + \underbrace{5}_{\text{géométrie}} + \underbrace{2+2}_{\text{contraintes}} = 12$. Ce pro-

blème définit en 12 dimensions doit par ailleurs être résolu pour chaque position d'outil considéré sur sa trajectoire d'usinage...

Par ailleurs la solution obtenue peut souffrir de problèmes de redondance : deux causes différentes, variabilité géométrique initiale d'une part et déplacement engendré par la coupe d'autre part, peuvent conduire au même effet, à savoir une altitude identique pour la surface usinée visée. La seconde difficulté concerne donc l'interprétation des mesures d'altitude. Il est en effet difficile de déterminer la nature de l'écart mesuré. Toutefois, alors que la variabilité géométrique initiale est stationnaire et observable dès la phase d'approche, la seconde est transitoire et ne se manifeste que lors de l'opération. Par conséquent les observations faites durant l'approche sont interprétées uniquement en termes d'écart géométrique initial. Si la phase d'approche garantit une identification précise de l'écart géométrique initial, les causes sont alors "découplées" et les mesures effectuées au cours de l'usinage sont bien associées à une distorsion de la pièce. Mais dès lors qu'une incertitude demeure sur la variabilité géométrique initiale (notamment à cause du bruit de mesure), les mesures collectées pendant l'usinage souffrent d'un biais d'interprétation. Les pistes pour lever ce biais sont la recherche d'une composante invariante au sein des profils mesurés (qui correspondrait alors à la variabilité géométrique initiale) et l'utilisation de critères réalistes quant à l'amplitude des contraintes résiduelles identifiées : si l'écart d'altitude observé est attribué à une relaxation de contraintes dont l'amplitude n'est pas cohérente avec l'ordre de grandeur escompté (d'après le procédé de mise en forme employé : laminage, roulage...), cela témoigne d'une mauvaise estimation de l'écart géométrique initial.

Le développement d'une telle méthodologie qui constituerait un outil puissant de gestion du parcours d'usinage nécessite une réflexion plus approfondie et reste donc une question ouverte.

Conclusions et perspectives

Références bibliographiques

- [Achelker *et al.*, 2014] ACHELKER, C., RAO, N. S., RAJENDRA, R. et KRISHANIAH, A. (2014). Performance evaluation of machine tool probe for in-process inspection of 2D and 3D geometries. *Procedia Technology*, 14:244–251. *cité page 30*
- [Alboul *et al.*, 2005] ALBOUL, L., ECHEVERRIA, G. et RODRIGUES, M. A. (2005). Discrete curvatures and gauss maps for polyhedral surfaces. *In EuroCG*, pages 69–72. *cité page 31*
- [Alpsten, 1968] ALPSTEN, G. A. (1968). Thermal residual stresses in hot-rolled steel members. *Fritz Laboratory Reports, Paper 329*. *cité page 126*
- [Altintas, 1992] ALTINTAS, Y. (1992). Prediction of cutting forces and tool breakage in milling from feed drive current measurements. *Journal of Engineering for Industry*, 114(4):386–392. *cité page 25*
- [Ammar *et al.*, 2006] AMMAR, A., MOKDAD, B., CHINESTA, F. et KEUNINGS, R. (2006). A new family of solvers for some classes of multidimensional partial differential equations encountered in kinetic theory modeling of complex fluids. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 139(3):153–176. *cité page 154*
- [Andrieux, 1994] ANDRIEUX, S. (1994). Construction of a statically admissible stress field from an approximated analytical field. Rapport technique, Electricite de France (EDF), 92-Clamart (France). *cité page 147*
- [Aérolia, 2014] AÉROLIA (2014). <http://www.aerolia.fr/>. Date de Consultation : Septembre 2014. *cité pages 35 et 120*
- [Arrazola *et al.*, 2013] ARRAZOLA, P. J., ÖZEL, T., UMBRELLO, D., DAVIES, M. et JAWAHIR, I. S. (2013). Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62(2):695–718. *cité page 140*
- [Asante, 2008] ASANTE, J. N. (2008). A combined contact elasticity and finite element-based model for contact load and pressure distribution calculation in a frictional workpiece–fixture system. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 39(5-6):578–588. *cité page 153*
- [Attanasio *et al.*, 2009] ATTANASIO, A., CERETTI, E., GELFI, M. et GIARDINI, C. (2009). Experimental evaluation of lubricant influence on residual stress in turning operations. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 6(1):106–119. *cité page 141*
- [Auger et Buisson, 2010] AUGER, S. et BUISSON, R. (2010). Détermination des contraintes résiduelles par les méthodes de relaxation. *In ASTELAB 2010*, Paris (France). *cité page 133*

Références bibliographiques

- [Bailey-Van Kuren, 2006] BAILEY-VAN KUREN, M. (2006). Flexible robotic demanufacturing using real time tool path generation. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 22(1):17–24. *cité page 33*
- [Barralis *et al.*, 1999] BARRALIS, J., CASTEX, L. et MAEDER, G. (1999). Précontraintes et traitements superficiels. *Techniques de l'ingénieur*, 1. *cité pages 122, 123, et 129*
- [Batista Aguiar *et al.*, 2001] BATISTA AGUIAR, J., MAGELA BARBOSA, G. et FERREIRA BATALHA, G. (2001). Sheet bending theory applied to a three roll process. In *COBEF 2001*, Coritiba (Brésil). *cité page 127*
- [Belahcene, 2002] BELAHCENE, F. (2002). Détermination des contraintes résiduelles par méthode ultrasonore. *Techniques de l'ingénieur*. *cité page 134*
- [Bergmann, 2004] BERGMANN, M. (2004). *Optimisation aérodynamique par réduction de modèle POD et contrôle optimal. Application au sillage laminaire d'un cylindre circulaire*. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine. *cité pages 63 et 65*
- [Betts, 1995] BETTS, D. E. (1995). Volume 2 : CNC-Machine-Tool. <http://madehow.com/>. Date de Consultation : Novembre 2014. *cité page 7*
- [Beudaert, 2013] 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. *cité page 13*
- [Beudaert *et al.*, 2014] 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. *cité page 13*
- [Bissey, 2005] BISSEY, S. (2005). *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement*. Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech. *cité page 54*
- [Bognet, 2013] BOGNET, B. (2013). *Stratégies numériques avancées pour la simulation de modèles définis sur des géométries de plaques et coques : solutions 3D avec une complexité 2D*. Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes. *cité page 154*
- [Bognet *et al.*, 2012] BOGNET, B., BORDEU, F., CHINESTA, F., LEYGUE, A. et POITOU, A. (2012). Advanced simulation of models defined in plate geometries : 3D solutions with 2D computational complexity. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 201:1–12. *cité page 155*
- [Bosetti et Bertolazzi, 2014] BOSETTI, P. et BERTOLAZZI, E. (2014). Feed-rate and trajectory optimization for CNC machine tools. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 30(6):667–677. *cité pages 21 et 22*
- [Bowden et Halley, 2001] BOWDEN, D. M. et HALLEY, J. E. (2001). Aluminium reliability improvement program-final report 60606. Rapport technique, The Boeing Company, Chicago, IL, (Etats-Unis). *cité page 137*
- [Bray et Tang, 2001] BRAY, D. E. et TANG, W. (2001). Subsurface stress evaluation in steel plates and bars using the LCR ultrasonic wave. *Nuclear Engineering and Design*, 207(2):231–240. *cité page 134*

- [Brinksmeier *et al.*, 1982] BRINKSMEIER, E., CAMMETT, J. T., KÖNIG, W., LESKOVAR, P., PETERS, J. et TÖNSHOFF, H. K. (1982). Residual stresses — measurement and causes in machining processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 31(2):491–510. *cité page 127*
- [Budak, 2006] BUDAK, E. (2006). Analytical models for high performance milling. Part I : Cutting forces, structural deformations and tolerance integrity. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(12–13):1478–1488. *cité page 55*
- [Bui, 2011] BUI, M. H. (2011). *Identification et simulation des incertitudes de fabrication*. Thèse de doctorat, Université de Grenoble. *cité page 48*
- [Cerutti et Mocellin, 2014] CERUTTI, X. et MOCELLIN, K. (2014). Parallel finite element tool to predict distortion induced by initial residual stresses during machining of aeronautical parts. *International Journal of Material Forming*, pages 1–14. *cité page 142*
- [CGTech, 2014] CGTECH (2014). <http://www.cgtech.fr/>. Date de Consultation : Décembre 2014. *cité pages 22 et 23*
- [Chambard *et al.*, 2009] CHAMBARD, J. P., JAMINION, S., TAZEROUALTI, M., GALERNE, C., HILD, F. et OTHERS (2009). Mesure de champs de déplacements 3D par corrélation d’images—étude métrologique et application sur structures composites. *Recueil des résumés et comptes rendus des 16èmes Journées Nationales sur les Composites*. *cité page 162*
- [Chandra, 1997] CHANDRA, U. (1997). Control of residual stresses. In *ASM Handbook, Volume 20 : Materials Selection and Design*, pages 811—819. G.E. Dieter. *cité page 124*
- [Chatterjee, 2000] CHATTERJEE, A. (2000). An introduction to the proper orthogonal decomposition. *Current Science*, 78(7):808–817. *cité pages 63 et 65*
- [Chen, 2012] CHEN, J. (2012). Study on machining distortion of residual stress release. *Advanced Materials Research*, 426:143–146. *cité page 49*
- [Chinesta *et al.*, 2010] CHINESTA, F., AMMAR, A. et CUETO, E. (2010). Recent advances and new challenges in the use of the proper generalized decomposition for solving multi-dimensional models. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 17(4):327–350. *cité page 154*
- [Chinesta *et al.*, 2011] CHINESTA, F., LADEVÈZE, P. et CUETO, E. (2011). A short review on model order reduction based on proper generalized decomposition. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 18(4):395–404. *cité page 154*
- [Claxton, 1991] CLAXTON, R. A. (1991). Vibratory stress relieving - an effective alternative to thermal treatment for component stabilisation? *Heat Treatment of Metals*, 2:53—59. *cité page 130*
- [Connolly, 1985] CONNOLLY, C. (1985). The determination of next best views. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 2, pages 432–435. *cité page 29*
- [DDDAS, 2001] DDDAS (2001). Dynamic data-driven application systems. <http://www.dddas.org/>. Date de Consultation : Octobre 2014. *cité page 42*

Références bibliographiques

- [Delcam, 2014] DELCAM (2014). <http://http://www.delcam.com/>. Date de Consultation : Octobre 2014. *cité page 32*
- [Denkena et De Leon, 2008] DENKENA, B. et DE LEON, L. (2008). Milling induced residual stresses in structural parts out of forged aluminium alloys. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 4(4):335–344. *cité page 141*
- [Derigent *et al.*, 2007] DERIGENT, W., CHAPOTOT, E., RIS, G., REMY, S. et BERNARD, A. (2007). 3D digitizing strategy planning approach based on a CAD model. *Journal of Computing and Information Science in Engineering*, 7(1):10. *cité page 29*
- [Ding et Ceglarek, 2000] DING, Y. et CEGLAREK, D. (2000). Modeling and diagnosis of multistage manufacturing process : part I - state space model. *cité page 48*
- [Dépincé et Hascoët, 2006] DÉPINCÉ, P. et HASCOËT, J. Y. (2006). Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 2. Compensation of tool deflection. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(9):945–956. *cité page 21*
- [Dufieux Industrie, 2014] DUFIEUX INDUSTRIE (2014). <http://www.dufieux-industrie.com/>. Date de Consultation : Septembre 2014. *cité page 37*
- [Dugas, 2002] DUGAS, A. (2002). *CFAO et UGV : simulation d'usinage de formes complexes*. Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes / Université de Nantes. *cité pages 19 et 76*
- [Dugas *et al.*, 2003] DUGAS, A., LEE, J. J., TERRIER, M. et HASCOËT, J. Y. (2003). Development of a machining simulator considering machine behaviour. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture*, 217(9):1333–1339. *cité pages 19, 20, et 22*
- [E28 Committee, 2013] E28 COMMITTEE (2013). Test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method. Rapport technique, ASTM International. *cité page 131*
- [Engin et Altintas, 1998] ENGIN, S. et ALTINTAS, Y. (1998). Mechanics and dynamics of ball end milling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 120:684–692. *cité page 55*
- [Engin et Altintas, 2001] ENGIN, S. et ALTINTAS, Y. (2001). Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I : helical end mills. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(15):2195–2212. *cité page 55*
- [ESPRIT, 2000] ESPRIT (2000). Newsletter issue 2. <http://www.step-nc.org>. Date de Consultation : Décembre 2014. *cité page 16*
- [Faugeras, 1986] FAUGERAS, O. (1986). The representation, recognition, and locating of 3D objects. *The International Journal of Robotics Research*, 5(3):27–52. *cité page 31*
- [Feng et Menq, 1994] FENG, H. et MENQ, C. (1994). The prediction of cutting forces in the ball-end milling process—I. model formulation and model building procedure. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 34(5):697–710. *cité page 20*
- [FoFdration, 2014] FOFDATION (2014). <http://www.fofdation-project.eu>. Date de Consultation : Novembre 2014. *cité page 13*

- [François, 2006] FRANÇOIS, P. (2006). Chapitre 1 - Fonctionnement des MOCN. Cours du CNAM, accessible via <http://francois.cnam.fr.free.fr/GM1/PRODUCTION/UsinageMOCN/FonctionnementMOCN.pdf>. *cité page 9*
- [Fu *et al.*, 1984] FU, H. J., DEVOR, R. E. et KAPOOR, S. G. (1984). A mechanistic model for the prediction of the force system in face milling operations. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 106(1):81–88. *cité page 55*
- [Fujita et Yoshida, 1996] FUJITA, S. et YOSHIDA, T. (1996). OSEC : Open System Environment for Controller. Rapport technique, OSE Consortium Industrial Electronics & Systems Laboratory Mitsubishi Electric Corporation. *cité page 12*
- [González *et al.*, 2012] GONZÁLEZ, D., MASSON, F., POULHAON, F., LEYGUE, A., CUETO, E. et CHINESTA, F. (2012). Proper generalized decomposition based dynamic data driven inverse identification. *Mathematics and Computers in Simulation*, 82(9):1677–1695. *cité page 42*
- [Graham et Kevrekidis, 1996] GRAHAM, M. D. et KEVREKIDIS, I. G. (1996). Alternative approaches to the Karhunen-Loève decomposition for model reduction and data analysis. *Computers and Chemical Engineering*, 20(5):495–506. *cité page 66*
- [Guillemot *et al.*, 2011] GUILLEMOT, N., BEAUBIER, B., BRAHAM, T., LARTIGUE, C. et BILLARDON, R. (2011). A hybrid approach to predict residual stresses induced by ball-end tool finishing milling of a bainitic steel. *Advanced Materials Research*, 223:391–400. *cité page 196*
- [Habibi *et al.*, 2011] HABIBI, M., AREZOO, B. et VAHEBI NOJEDEH, M. (2011). Tool deflection and geometrical error compensation by tool path modification. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(6):439–449. *cité page 20*
- [Hardwick, 2001] HARDWICK, M. (2001). e-Manufacturing using STEP-NC. *cité page 15*
- [Hascoët *et al.*, 1998] HASCOËT, J. Y., DEPINCÉ, P. et SEO, T. I. (1998). Compensation of tool deflection in ball-end milling : simulation and experiments. In *CIRP International Seminar on Improving machine tool performance*, San Sebastian (Espagne). *cité page 21*
- [Hascoët et Rauch, 2006] HASCOËT, J. Y. et RAUCH, M. (2006). A new approach of the tool path generation in manufacturing operations using CNC data. In *International Conference on High Speed Milling*, pages 101–113, Suzhou (China). *cité pages 25, 26, et 54*
- [Hermann, 1988] HERMANN, G. (1988). Algorithms for real-time tool path generation. *Geometric Modeling for CAD Applications*, pages 295–305. *cité page 33*
- [Holmes *et al.*, 1998] HOLMES, P., LUMLEY, J., BERKOOZ, G. et ROWLEY, C. W. (1998). *Turbulence, Coherent Structures, Dynamical Systems and Symmetry*. Cambridge University Press. *cité page 66*
- [Hotelling, 1933] HOTELLING, H. (1933). Analysis of a complex of statistical variables into principal components. *Journal of Educational Psychology*, pages 417–441. *cité page 63*
- [Hughes et Kelly, 1953] HUGHES, D. S. et KELLY, J. L. (1953). Second-order elastic deformation of solids. *Physical Review*, 92(5):1145–1149. *cité page 134*

Références bibliographiques

- [Hurlebaus, 2011] HURLEBAUS, S. (2011). Determination of longitudinal stress in rails. Rapport technique Safety IDEA Project 15, Transportation Research Board of the National Academies. *cité page 134*
- [Ibaraki *et al.*, 2004] IBARAKI, S., SAKAHIRA, M., SARAIE, H., MATSUBARA, A. et KAKINO, Y. (2004). On the monitoring of cutting forces in end milling processes – an estimation method based on geometrical combination of force vectors of servo motors and a spindle motor. *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, 70(8):1091–1095. *cité page 25*
- [Impoco *et al.*, 2005] IMPOCO, G., CIGNONI, P. et SCOPIGNO, R. (2005). A six-degrees-of-freedom planning algorithm for the acquisition of complex surfaces. *International Journal of Shape Modeling*, 11(1):1–23. *cité page 29*
- [Jalili Saffar *et al.*, 2008] JALILI SAFFAR, R., RAZFAR, M. R., ZAREI, O. et GHASSEMIEH, E. (2008). Simulation of three-dimension cutting force and tool deflection in the end milling operation based on finite element method. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 16(10):1677–1688. *cité pages 20 et 21*
- [James *et al.*, 2007] JAMES, M. N., HUGHES, D. J., CHEN, Z., LOMBARD, H., HATTINGH, D. G., ASQUITH, D., YATES, J. R. et WEBSTER, P. J. (2007). Residual stresses and fatigue performance. *Engineering Failure Analysis*, 14(2):384–395. *cité pages 127 et 136*
- [Joliffe, 1986] JOLIFFE, I. T. (1986). *Principal Component Analysis*. Springer, New-York. *cité page 63*
- [Kalay, 2010] KALAY, F. (2010). Simulation numérique de l’usinage - application à l’aluminium AU4G (A2024 - T351). *Techniques de l’ingénieur*. *cité page 140*
- [Karhunen, 1946] KARHUNEN, K. (1946). Über lineare methoden in der wahrscheinlichkeitsrechnung. *Annals of Academic Science Fennicae, Series A1 Mathematics and Physics*, 37. *cité page 63*
- [Kerschen *et al.*, 2005] KERSCHEN, G., GOLINVAL, J. C., VAKAKIS, A. F. et BERGMAN, L. A. (2005). The method of proper orthogonal decomposition for dynamical characterization and order reduction of mechanical systems : an overview. *Nonlinear Dynamics*, 41(1-3):147–169. *cité page 63*
- [Kim *et al.*, 2003] KIM, G. M., KIM, B. H. et CHU, C. N. (2003). Estimation of cutter deflection and form error in ball-end milling processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(9):917–924. *cité page 20*
- [Kline *et al.*, 1982] KLINE, W. A., DEVOR, R. E. et LINDBERG, J. R. (1982). The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 22(1):7–22. *cité page 20*
- [Kosambi, 1943] KOSAMBI, D. (1943). Statistics in function space. *Journal of Indian Mathematical Society*, pages 76–88. *cité page 63*
- [Krishnakumar et Melkote, 2000] KRISHNAKUMAR, K. et MELKOTE, S. N. (2000). Machining fixture layout optimization using the genetic algorithm. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(4):579–598. *cité page 49*

- [Ladevèze, 1985] LADEVÈZE, P. (1985). Sur une famille d’algorithmes en mécanique des structures. *Comptes-rendus des séances de l’Académie des sciences. Série 2, Mécanique-physique, chimie, sciences de l’univers, sciences de la terre*, 300(2):41–44. cité page 154
- [Laguionie, 2010] LAGUIONIE, R. (2010). *Intégration de la programmation basée entités pour la fabrication sur machines à commandes numériques dans un contexte multi-process*. Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes. cité page 12
- [Laguionie et al., 2010] LAGUIONIE, R., RAUCH, M. et CARABIN, G. (2010). Multi-process resarch based on STEP-NC (ISO 14649) at IRCCyN. In *58th ISO 184/SC1 Plenary Meeting*, Nantes (France). cité page 16
- [Lalonde, 2009] LALONDE, J. F. (2009). *Contribution aux techniques de mesure des contraintes résiduelles des pièces brutes et usinées par diffraction aux neutrons*. Thèse de doctorat, École de technologie supérieure, Université du Québec. cité page 138
- [Lartigue et al., 2014] LARTIGUE, C., QUINSAT, Y., MEHDI-SOUZANI, C., ZUQUETE-GUARATO, A. et TABIBIAN, S. (2014). Voxel-based path planning for 3D scanning of mechanical parts. *Computer-Aided Design and Applications*, 11(2):220–227. cité page 29
- [Lavernhe, 2006] 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. cité page 19
- [Layegh et al., 2012] LAYEGH, S., ERDIM, H. et LAZOGLU, I. (2012). Offline force control and feedrate scheduling for complex free form surfaces in 5-axis milling. *Procedia CIRP*, 1:96–101. cité page 21
- [Lecompte et al., 2010] LECOMPTE, J., LEGOFF, O. et HASCOËT, J. Y. (2010). Technological form defects identification using discrete cosine transform method. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 51(9-12):1033–1044. cité pages 59 et 67
- [Lei et Hsu, 2003] LEI, W. T. et HSU, Y. Y. (2003). Accuracy enhancement of five-axis CNC machines through real-time error compensation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(9):871–877. cité page 33
- [Li et Du, 2005] LI, X. et DU, R. (2005). Tool breakage monitoring using motor current signals for machine tools with linear motors. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, (5):1403 – 1408. cité page 25
- [Li et al., 2004] LI, X., LI, H. X., GUAN, X. P. et DU, R. (2004). Fuzzy estimation of feed-cutting force from current measurement-a case study on intelligent tool wear condition monitoring. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics, Part C : Applications and Reviews*, 34(4):506–512. cité page 25
- [Li et Gu, 2004] LI, Y. et GU, P. (2004). Free-form surface inspection techniques state of the art review. *Computer-Aided Design*, 36(13):1395–1417. cité pages 28 et 31
- [Liang et al., 2002] LIANG, Y. C., LEE, H. P., LIM, S. P., LIN, W. Z., LEE, K. H. et WU, C. G. (2002). Proper orthogonal decomposition and its applications - Part I : Theory. *Journal of Sound and Vibration*, 252(3):527–544. cité page 63
- [Lin et Liu, 1998] LIN, A. C. et LIU, H. T. (1998). Automatic generation of NC cutter path from massive data points. *Computer-Aided Design*, 30(1):77–90. cité page 31

Références bibliographiques

- [Lin et Yang, 2013] LIN, K. C. et YANG, S. K. (2013). Dynamic feedrate control based on the feedback of path curvature and real-time contour error. *In 2013 IEEE 10th International Conference on Power Electronics and Drive Systems (PEDS)*, pages 370–372. *cité page 33*
- [List, 2004] LIST, G. (2004). *Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-Co par la caractérisation de l'interface outil-copeau. Application à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers (Bordeaux). *cité page 139*
- [Lo, 1999] LO, C. C. (1999). Real-time generation and control of cutter path for 5-axis CNC machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39(3):471–488. *cité page 33*
- [Lorong et al., 2008] LORONG, P., COFFIGNAL, G. et COHEN-ASSOULINE, S. (2008). Simulation du comportement dynamique d'un système usinant : modélisation de l'interaction outil/matière en présence d'une pièce flexible. *Mechanics and Industry*, 9(02):117–124. *cité pages 148 et 149*
- [Loève, 1948] LOÈVE, M. (1948). Fonctions aléatoires du second ordre. *In Processus stochastiques et mouvement brownien*. Gauthiers-Villars. *cité page 63*
- [Luo et al., 1998] LUO, T., LU, W., KRISHNAMURTHY, K. et MCMILLIN, B. (1998). A neural network approach for force and contour error control in multi-dimensional end milling operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 38(10–11):1343–1359. *cité page 24*
- [Maranhão et Davim, 2012] MARANHÃO, C. et DAVIM, J. P. (2012). Residual stresses in machining using FEM analysis - A review. *Rev. Adv. Mater. Sci*, 30:267–272. *cité page 140*
- [Masubuchi, 1980] MASUBUCHI, K. (1980). *Analysis of welded structures : residual stresses, distortion, and their consequences*. Pergamon Press. *cité page 125*
- [Matsubara et Ibaraki, 2009] MATSUBARA, A. et IBARAKI, S. (2009). Monitoring and control of cutting forces in machining processes : a review. *International Journal of Automation Technology*, 3(4):445–456. *cité page 25*
- [Mehdi-Souzani et al., 2006] MEHDI-SOUZANI, C., THIÉBAUT, F. et LARTIGUE, C. (2006). Scan planning strategy for a general digitized surface. *Journal of Computing and Information Science in Engineering*, 6(4):331. *cité page 29*
- [Meyer et al., 2003] MEYER, M., DESBRUN, M., SCHRÖDER, P. et BARR, A. H. (2003). Discrete differential-geometry operators for triangulated 2-manifolds. *In Visualization and mathematics III*, pages 35–57. Springer. *cité page 31*
- [Miles, 1998] MILES, P. (1998). Open architecture : forecasting the adoption wave. *Robotics World*, 16(2):23–29. *cité page 12*
- [Montay et al., 2011] MONTAY, G., MARAS, A. et ROUHAUD, E. (2011). Analyse des contraintes résiduelles par la méthode de la rainure et du trou incrémental. *In 20^{ème} Congrès Français de Mécanique*, Besançon (France). *cité page 130*

- [Montay *et al.*, 2008] MONTAY, G., SICOT, O., MARAS, A., ROUHAUD, E. et FRANÇOIS, M. (2008). Two dimensions residual stresses analysis through incremental groove machining combined with electronic speckle pattern interferometry. *Experimental Mechanics*, 49(4):459–469. *cité pages 131 et 132*
- [Murnaghan, 1951] MURNAGHAN, F. D. (1951). *Finite deformation of an elastic solid*. John Willey, New York. *cité page 134*
- [Niroomandi *et al.*, 2008] NIROOMANDI, S., ALFARO, I., CUETO, E. et CHINESTA, F. (2008). Real-time deformable models of non-linear tissues by model reduction techniques. *Computer Methods and Programs in Biomedicine*, 91(3):223–231. *cité page 66*
- [OMAC, 1994] OMAC (1994). <http://www.omac.org>. Date de Consultation : Décembre 2014. *cité page 13*
- [OSACA, 1992] OSACA (1992). http://cordis.europa.eu/project/rcn/8845_en.html. Date de Consultation : Décembre 2014. *cité page 12*
- [Passieux, 2009] PASSIEUX, J. (2009). *Approximation radiale et méthode LATIN multi-échelle en temps et espace*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan. *cité page 63*
- [Pateloup, 2011] PATELOUP, S. (2011). *Modélisations et aptitudes à l'emploi des machines-outils à structure parallèle : vers une optimisation dirigée du processus*. Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II. *cité page 12*
- [Pateloup *et al.*, 2013] PATELOUP, S., CHANAL, H. et DUC, E. (2013). Process parameter definition with respect to the behaviour of complex kinematic machine tools. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 69(5-8):1233–1248. *cité page 19*
- [Pierard *et al.*, 2008] PIERARD, O., BARBOZA, J., DUFLLOT, M., D'ALVISE, L. et PEREZ-DUARTE, A. (2008). Distortions prediction during multi-pass machining simulations by using level-set method. *International Journal of Material Forming*, 1(1):563–565. *cité page 150*
- [Poulhaon *et al.*, 2014a] POULHAON, F., LEYGUE, A., RAUCH, M., HASCOËT, J. Y. et CHINESTA, F. (2014a). Simulation-based adaptative toolpath generation in milling processes. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 15(3):263–284. *cité page 67*
- [Poulhaon *et al.*, 2013] POULHAON, F., RAUCH, M., LEYGUE, A., HASCOËT, J. Y. et CHINESTA, F. (2013). Toward a real time control of toolpath in milling processes. In *ESAFORM 2013, Key Engineering Materials*, volume 554, pages 706–713, Aveiro (Portugal). *cité page 34*
- [Poulhaon *et al.*, 2014b] POULHAON, F., RAUCH, M., LEYGUE, A., HASCOËT, J. Y. et CHINESTA, F. (2014b). Online prediction of machining distortion of aeronautical parts caused by re-equilibration of residual stresses. In *ESAFORM 2014, Key Engineering Materials*, volume 611, pages 1327–1335, Espoo (Finlande). *cité page 164*
- [Prime, 1999] PRIME, M. B. (1999). Residual stress measurement by successive extension of a slot : the crack compliance method. *Applied Mechanics Reviews*, 52(2):75–96. *cité pages 132 et 136*

Références bibliographiques

- [Pritschow *et al.*, 2001] PRITSCHOW, G., ALTINTAS, Y., JOVANE, F., KOREN, Y., MITSUISHI, M., TAKATA, S., VAN BRUSSEL, H., WECK, M. et YAMAZAKI, K. (2001). Open controller architecture – past, present and future. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 50(2):463–470. *cité page 13*
- [Proctor et Michaloski, 1993] PROCTOR, F. M. et MICHALOSKI, J. (1993). Enhanced machine controller architecture overview. Rapport technique, NIST Internal Report 5331. *cité page 13*
- [Prod’homme, 1996] PROD’HOMME, G. (1996). *Commande numérique des machines-outils*. Ed. Techniques Ingénieur. *cité page 15*
- [Prévost, 2011] 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. *cité pages 47 et 48*
- [Raffaelli *et al.*, 2013] RAFFAELI, R., MENGONI, M. et GERMANI, M. (2013). Context dependent automatic view planning : The inspection of mechanical components. *Computer-Aided Design and Applications*, 10(1):111–127. *cité page 29*
- [Rauch, 2007] RAUCH, M. (2007). *Optimisation de la programmation des MOCN - Application aux machines à structure parallèle*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes / Université de Nantes. *cité pages 17, 18, 54, et 76*
- [Rauch *et al.*, 2013] RAUCH, M., HASCOËT, J. Y. et CARABIN, G. (2013). {STEP}-{NC} advances at Ecole Centrale Nantes / IRCCyN. In *61st ISO 184/SC1 Plenary Meeting*, Budapest (Hongrie). *cité page 16*
- [Rauch *et al.*, 2009] RAUCH, M., HASCOËT, J. Y., HAMANN, J. C. et PLENEL, Y. (2009). Tool path programming optimization for incremental sheet forming applications. *Computer-Aided Design*, 41(12):877–885. *cité page 26*
- [Rauch *et al.*, 2014] RAUCH, M., HASCOËT, J. Y., SIMOES, V. et HAMILTON, K. (2014). Advanced programming of machine tools : interests of an open CNC controller within a STEP-NC environment. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 15(1):2–17. *cité page 13*
- [Rauch *et al.*, 2012] RAUCH, M., LAGUIONIE, R., HASCOËT, J. Y. et SUH, S. H. (2012). An advanced STEP-NC controller for intelligent machining processes. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 28(3):375–384. *cité pages 17 et 18*
- [Rebmann et Bally, 2008] REBMANN, G. et BALLY, F. X. (2008). Biréfringence acquise par contraintes. *cité page 135*
- [Rosenfeld et Kak, 1982] ROSENFELD, A. et KAK, A. C. (1982). *Digital Picture Processing*. Academic Press, Inc., Orlando, FL, USA. *cité page 66*
- [Roy et Liao, 2002] ROY, U. et LIAO, J. (2002). Fixturing analysis for stability consideration in an automated fixture design system. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(1):98–104. *cité page 49*

- [Satyanarayana et Melkote, 2004] SATYANARAYANA, S. et MELKOTE, S. N. (2004). Finite element modeling of fixture–workpiece contacts : single contact modeling and experimental verification. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(9):903–913. *cité page 153*
- [Schackelford et Proctor, 2000] SCHACKLEFORD, W. P. et PROCTOR, F. M. (2000). Use of open source distribution for a machine tool controller. In *Society for Optical Engineering (SPIE) Photonics East Conference*, volume 4191, Boston (Etats-Unis). *cité page 13*
- [Scott et al., 2003] SCOTT, W., ROTH, G. et RIVEST, J. F. (2003). View planning for automated 3D object reconstruction inspection. *ACM Computing Surveys*, 35(1). *cité page 29*
- [Seo, 1998] SEO, T. (1998). *Intégration des Effets de Déformation d’Outil en Génération de Trajectoire d’Usinage*. Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes. *cité pages 12, 20, et 21*
- [Siemens AG, 2004] SIEMENS AG (2004). Fabrication de pièces complexes en fraisage. Édition 04/2004. *cité pages 40 et 41*
- [Siemens AG, 2011] SIEMENS AG (2011). Sinumerik 840D programming guide programming manual ISO milling. édition 09/2011. *cité page 15*
- [Siemens PLM Software, 2014] SIEMENS PLM SOFTWARE (2014). <http://www.plm.automation.siemens.com/>. Date de Consultation : Décembre 2014. *cité pages 22 et 23*
- [Sim, 2010] SIM, W. M. (2010). Challenges of residual stress and part distortion in the civil airframe industry. *International Journal of Microstructure and Materials Properties*, 5(4):446–455. *cité page 137*
- [Sim, 2011] SIM, W. M. (2011). Residual stress engineering in manufacture of aerospace structural parts. In *International Conference on Distortion Engineering 2011*, Brême (Allemagne). *cité pages 126 et 147*
- [Simpson et Dicken, 2011] SIMPSON, B. et DICKEN, P. J. (2011). Integration of machining and inspection in aerospace manufacturing. In *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering*, volume 26. IOP Publishing. *cité pages 27, 30, et 49*
- [Suh et al., 1996] SUH, S. H., CHO, J. H. et HASCOËT, J. Y. (1996). Incorporation of tool deflection in tool path computation : Simulation and analysis. *Journal of Manufacturing Systems*, 15(3):190–199. *cité page 20*
- [Sun et Guo, 2009] SUN, J. et GUO, Y. B. (2009). A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling Ti–6Al–4V. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(8):4036–4042. *cité page 141*
- [Tang et al., 2009] TANG, Z. T., LIU, Z. Q., PAN, Y. Z., WAN, Y. et AI, X. (2009). The influence of tool flank wear on residual stresses induced by milling aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(9):4502–4508. *cité page 141*
- [Tang et al., 2008] TANG, Z. T., LIU, Z. Q., WAN, Y. et AI, X. (2008). Study on residual stresses in milling aluminium alloy 7050-t7451. In *Advanced Design and Manufacture to Gain a Competitive Edge*, pages 169–178. Springer. *cité page 141*

Références bibliographiques

- [Tichadou, 2004] TICHADOU, S. (2004). *Modélisation et quantification tridimensionnelles des écarts de fabrication pour la simulation d'usinage*. Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes. *cité page 47*
- [Totten, 2002] TOTTEN, G. E. (2002). *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*. ASM International. *cité pages 123 et 128*
- [Ulutan et al., 2007] ULUTAN, D., ERDEM ALACA, B. et LAZOGLU, I. (2007). Analytical modelling of residual stresses in machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 183(1):77–87. *cité page 140*
- [Várady et al., 1997] VÁRADY, T., MARTIN, R. R. et COX, J. (1997). Reverse engineering of geometric models—An introduction. *Computer-Aided Design*, 29(4):255–268. *cité page 31*
- [Wang et al., 2006] WANG, Y., CHEN, X., LIU, Q. et GINDY, N. (2006). Optimisation of machining fixture layout under multi-constraints. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(12–13):1291–1300. *cité page 49*
- [Wehbe, 2010] WEHBE, T. (2010). *Étude des vibrations de pièce mince durant l'usinage par stéréo corrélation d'images*. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse. *cité page 162*
- [Withers et Bhadeshia, 2001] WITHERS, P. J. et BHADESHIA, H. (2001). Residual stress. Part 1—Measurement techniques. *Materials Science and Technology*, 17(4):355–365. *cité page 135*
- [Wozniak et al., 2013] WOZNIAK, A., BYSZEWSKI, M. et JANKOWSKI, M. (2013). Setup for triggering force testing of touch probes for CNC machine tools and CMMs. *Measurement Science Review*, 13(1). *cité page 31*
- [Xi et Shu, 1999] XI, F. et SHU, C. (1999). CAD-based path planning for 3D line laser scanning. *Computer-Aided Design*, 31(7):473–479. *cité page 29*
- [Yau et Menq, 1995] YAU, H. T. et MENQ, C. H. (1995). Automated CMM path planning for dimensional inspection of dies and molds having complex surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(6):861–876. *cité page 30*
- [Yin, 2004] YIN, Z. (2004). Adaptive tool path generation from measured data. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture*, 218(1):103–111. *cité page 32*
- [Yingjie et Liling, 2011] YINGJIE, Z. et LILING, G. (2011). Adaptive tool-path generation on point-sampled surfaces. *Precision Engineering*, 35(4):591–601. *cité page 31*
- [Younger et Eckelmeyer, 2007] YOUNGER, M. S. et ECKELMEYER, K. H. (2007). Overcoming residual stresses and machining distortion in the production of aluminum alloy satellite boxes. Rapport technique SAND2007-6811, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, USA. *cité page 123*
- [Zeroudi et Fontaine, 2013] ZEROUDI, N. et FONTAINE, M. (2013). Prediction of tool deflection and tool path compensation in ball-end milling. *Journal of Intelligent Manufacturing*, pages 1–21. *cité page 20*

- [Zhao *et al.*, 2009] ZHAO, F., XU, X. et XIE, S. Q. (2009). Computer-aided inspection planning— The state of the art. *Computers in Industry*, 60(7):453–466. *cité page 30*
- [Zhong *et al.*, 2002] ZHONG, W., HUANG, Y. et HU, S. J. (2002). Modeling variation propagation in machining systems with different configurations. In *ASME 2002 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, pages 97–106, Nouvelle-Orléans (États-Unis). *cité page 48*
- [Zlatin et Field, 1973] ZLATIN, N. et FIELD, M. (1973). Procedures and precautions in machining titanium alloys. In *Titanium Science and Technology*, pages 489–504. Springer US. *cité page 140*
- [Zuperl *et al.*, 2011] ZUPERL, U., CUS, F. et REIBENSCHUH, M. (2011). Neural control strategy of constant cutting force system in end milling. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 27(3):485–493. *cité page 24*

Références bibliographiques

Annexes

Annexes

Annexe A

Equivalence de la SVD et d'un problème aux valeurs propres

Reprenons les notations introduites dans la section 2.2.4.3. Soit \mathbf{M} la matrice rectangulaire de taille $n \times N$, où $n \gg N$ et $\text{rang}(\mathbf{M}) = N$, dont on souhaite obtenir une approximation de rang r optimale. Nous nous plaçons dans un cadre où \mathbf{M} est une matrice à coefficients réels. La décomposition en valeurs singulières de \mathbf{M} s'écrit,

$$\mathbf{M} = \mathbf{U} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{V}^T \quad (\text{A.1})$$

avec \mathbf{U} matrice carrée unitaire de taille $n \times n$, \mathbf{D} matrice diagonale de taille $N \times N$ et \mathbf{V} matrice carrée unitaire de taille $N \times N$. En multipliant à gauche l'équation (A.1) par \mathbf{M}^T , on obtient,

$$\begin{aligned} \mathbf{M}^T \cdot \mathbf{M} &= \mathbf{M}^T \cdot (\mathbf{U} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{V}^T) \\ &= (\mathbf{U} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{V}^T)^T \cdot (\mathbf{U} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{V}^T) \\ &= \mathbf{V} \cdot \mathbf{D}^T \cdot \mathbf{U}^T \cdot \mathbf{U} \cdot \mathbf{D} \cdot \mathbf{V}^T \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

La matrice \mathbf{D} étant diagonale, elle vérifie $\mathbf{D}^T = \mathbf{D}$. De même la matrice \mathbf{U} est unitaire et à coefficients réels : elle est donc orthogonale et vérifie donc $\mathbf{U}^T \cdot \mathbf{U} = \mathbf{I}$. L'équation (A.2) devient donc,

$$\mathbf{M}^T \cdot \mathbf{M} = \mathbf{V} \cdot \mathbf{D}^2 \cdot \mathbf{V}^T \quad (\text{A.3})$$

D'autre part, la matrice $\mathbf{M}^T \cdot \mathbf{M}$ étant symétrique et à coefficients réels, elle est diagonalisable dans une base orthogonale de vecteur propres, et sa décomposition dans cette base prend la forme,

$$\mathbf{M}^T \cdot \mathbf{M} = \mathbf{W} \cdot \mathbf{\Lambda} \cdot \mathbf{W}^T \quad (\text{A.4})$$

où \mathbf{W} est la matrice des vecteurs propres et $\mathbf{\Lambda}$ est une matrice diagonale de taille $N \times N$ contenant les valeurs propres. En faisant l'analogie entre les relations (A.3) et (A.4), on démontre que :

- Les valeurs singulières données par la SVD correspondent à la racine carrée des valeurs propres de la matrice $\mathbf{M}^T \cdot \mathbf{M}$.
- Les vecteurs singuliers à droite de \mathbf{M} sont les vecteurs propres de la matrice $\mathbf{M}^T \cdot \mathbf{M}$.

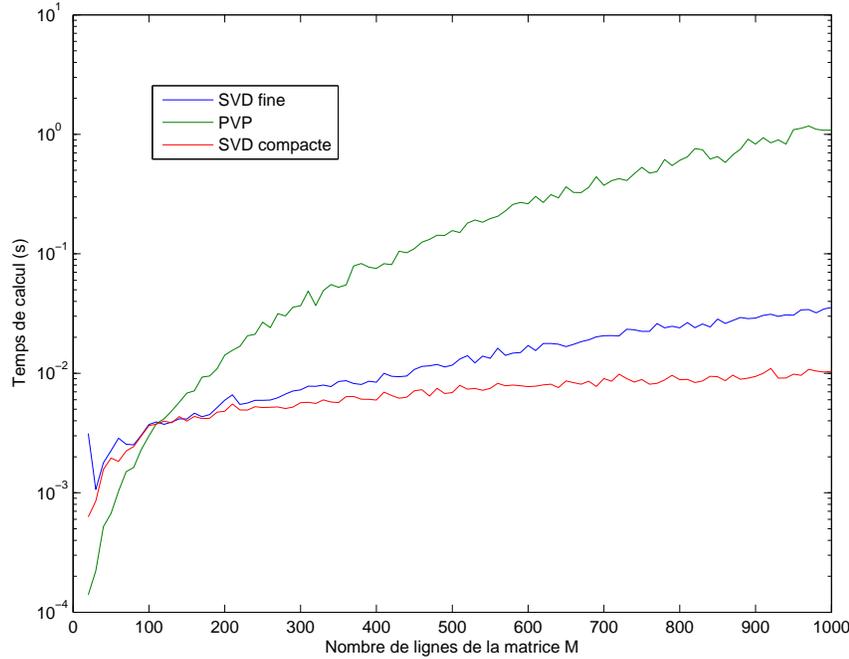


FIGURE A.1 – Comparaison du temps calcul entre SVD et Problème aux Valeurs Propres (PVP)

De même en multipliant à droite l'équation (A.1) par \mathbf{M}^T , on montre que les vecteurs singuliers à gauche de \mathbf{M} sont les vecteurs propres de la matrice $\mathbf{M} \cdot \mathbf{M}^T$.

En fonction de la taille de la matrice \mathbf{M} il est parfois plus judicieux de résoudre un problème aux valeurs propres (PVP) en lieu et place d'une SVD. Dans l'optique d'extraire une base réduite de l'espace des colonnes de \mathbf{M} , seul le calcul de la matrice \mathbf{U} est nécessaire. Sur le graphe A.1, le temps de calcul associé à la résolution du PVP sur la matrice $\mathbf{M} \cdot \mathbf{M}^T$ est comparé au calcul de la SVD de \mathbf{M} dans sa version "fine" et dans sa version "compacte". Le calcul est effectué à l'aide du logiciel Matlab[®] sur un ordinateur portable¹. Les routines *eig* et *svd*² sont employés.

Le nombre de colonnes N de \mathbf{M} est fixé à 100. Le nombre de lignes n de \mathbf{M} initialement de 10 est progressivement augmenté jusqu'à 1000. L'opération est répétée cinq fois afin de moyenniser les temps de calculs obtenus. La matrice $\mathbf{M} \cdot \mathbf{M}^T$ étant de taille $n \times n$, la résolution du PVP est plus avantageuse que la SVD, même dans sa version compacte, lorsque $n \ll N$. En revanche dès que $n > N$ le rapport entre les deux méthodes s'inverse et la décomposition en valeurs singulières devient la méthode la moins coûteuse, même dans sa version fine. Finalement lorsque $n \gg N$, le temps de calcul nécessaire à la résolution du PVP est environ 100 fois supérieur au temps de calcul de la SVD.

1. Processeur dual-core i5 à 2.40Ghz, RAM 4Go.

2. En utilisant, l'option 'econ' pour le calcul d'une SVD compacte.

Annexe B

Calibration du capteur laser

La calibration du capteur laser a pour but de déterminer la position relative du point d'émission laser, noté O_l par rapport à l'origine porte-outil, notée O_{po} , ainsi que l'orientation du capteur, figure B.1. Ces deux informations sont primordiales pour localiser la nappe laser et interpréter ainsi correctement les profils d'altitude collectés, le point piloté par la machine (sans correction de jauge) étant l'origine porte-outil.

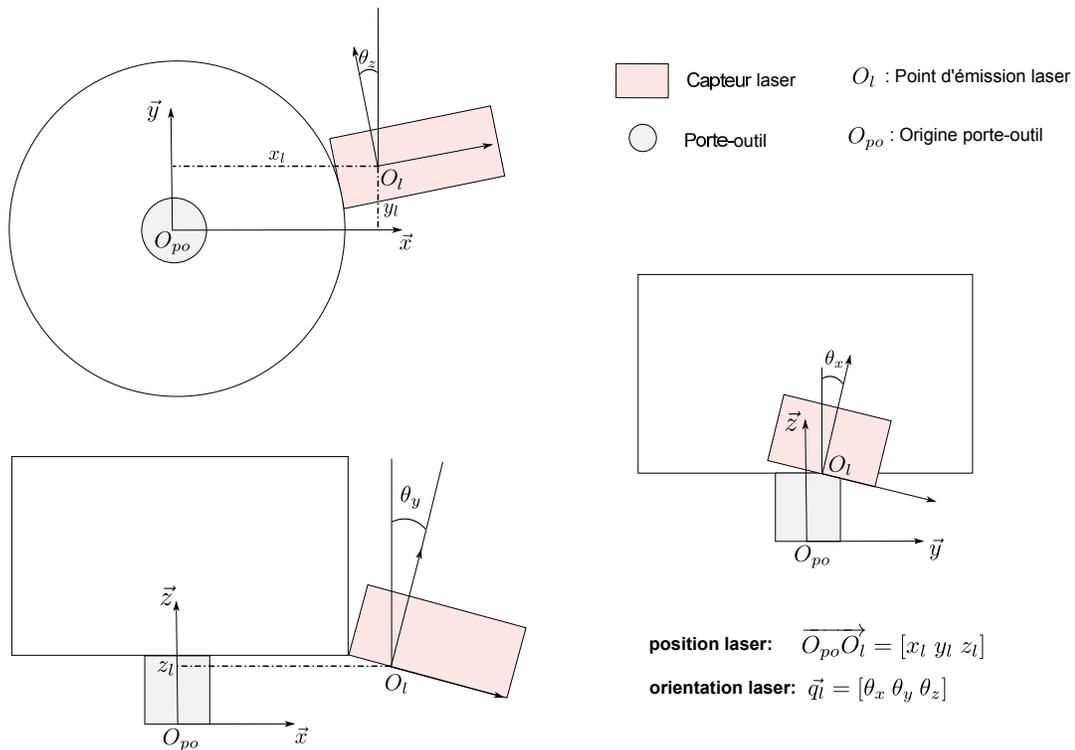
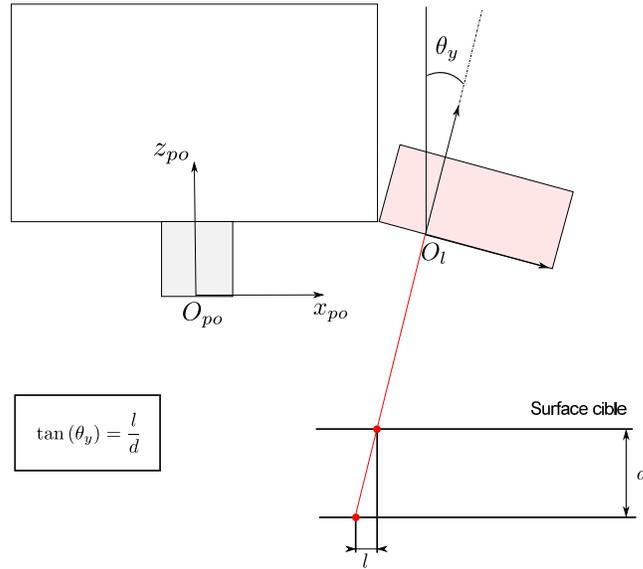


FIGURE B.1 – Position et orientation du laser dans l'espace machine.

B.1 Réglage de l'orientation du capteur

Une surface plane est utilisée comme surface cible. L'orientation du capteur est d'abord ajustée de manière à ce que le plan contenant le faisceau laser soit parallèle à l'axe-outil. D'après les notations introduites sur la figure B.1, ceci correspond à annuler l'angle θ_y . Le

FIGURE B.2 – Réglage de l'angle θ_y .

déplacement de la nappe obtenu dans la direction \vec{x} pour un déplacement vertical (selon \vec{z}) de l'outil donne une mesure de cet angle, figure B.2.

La seconde étape consiste à faire en sorte que le capteur soit "à plat", c'est à dire que l'angle θ_x soit nul. Cet angle est évalué en mesurant la variation de longueur de la nappe projetée sur la surface plane pour un déplacement vertical de l'outil, et en la comparant au profil fourni par le constructeur, figure B.3.

Enfin l'angle θ_z doit être connu et de préférence non-nul pour permettre l'identification de caractéristiques géométriques de la surface mesurée à la fois dans la direction d'avance et la direction perpendiculaire à l'avance, et éviter une redondance des mesures sur l'étendue de la nappe (cf. section 2.2.4.5). La mesure de cet angle s'effectue parallèlement au calcul de la position du point d'émission.

B.2 Position du point d'émission du faisceau dans le repère machine

La position du point d'émission est donnée par les coordonnées du vecteur $\overrightarrow{O_{po}O_t}$. La composante verticale est la plus simple à déterminer. Une surface dont l'altitude dans le repère du porte-outil est connue sert de cible. L'altitude alors mesurée donne la distance entre le point d'émission et la nappe située exactement à sa verticale (les angles θ_x et θ_y ayant été annulés au préalable), et donc indirectement la coordonnée z_l du point d'émission dans le référentiel du porte-outil.

Le calcul des deux autres composantes du vecteur $\overrightarrow{O_{po}O_t}$ requièrent l'usinage de deux trous, qui servent aussi à la mesure de l'angle θ_z . Ces deux trous sont usinés de telle sorte que leur centre se trouve sur une droite parallèle à \vec{y} et séparés d'une distance inférieure à la largeur de la nappe. L'angle θ_z est alors donné par la rotation qui doit être effectuée pour que la nappe se retrouve tangente aux deux trous. Une fois la tangence atteinte, la valeur du déplacement effectué dans la direction \vec{x} , u_x est relevée. Puis la nappe est déplacée dans la direction \vec{y} de sorte à aligner le centre nappe avec le centre d'un des trous,

Annexes

Annexe C

Calcul analytique du volume usiné

Soit une pièce de géométrie parallélépipédique de longueur L , de largeur l et d'épaisseur e . Soit un outil hémisphérique de rayon $R \ll l$, d'orientation $q = e_z$ se déplaçant d'un point A à un point B, séparés d'une distance D , et situés à une profondeur $h < R$ de la surface supérieure de la pièce (cf. figure 3.27 dans la section 3.3.2.2).

Le volume usiné par l'outil lors de son déplacement peut être vu comme la somme du volume de la gouttière ou portion de cylindre s'étendant du point A au point B, et du volume des demies calottes sphériques de part et d'autre de la portion cylindrique.

Volume de la calotte sphérique Exprimons le rayon apparent de la sphère à une profondeur z , noté $r(z)$. Il est donné par la relation,

$$r(z) = \sqrt{R^2 - (R - z)^2} = R\sqrt{1 - \left(\frac{R - z}{R}\right)^2} \quad (\text{C.1})$$

L'aire du disque d'intersection entre la demi-sphère et un plan d'altitude $e - z$ (i.e. parallèle à la surface supérieure, à une profondeur z), est donc $A(z) = \pi r(z)^2$. En sommant les aires de tous les disques pour z allant de 0 à h , on en déduit le volume de la calotte sphérique V_{cal} ,

$$V_{cal} = \int_0^h \pi r(z)^2 dz = \pi R \int_0^h 1 - \left(\frac{R - z}{R}\right)^2 dz = \frac{\pi h^2}{3} (3R - h) \quad (\text{C.2})$$

Volume de la gouttière La gouttière a une longueur $L_g = D$ et une largeur qui varie avec l'altitude $l_g = 2r(z)$. L'aire du rectangle d'intersection entre la gouttière et un plan d'altitude $e - z$ est $B(z) = 2Dr(z)$. En sommant les aires de tous les rectangles pour z allant de 0 à h , on en déduit le volume de la gouttière V_{gou} ,

$$V_{gou} = \int_0^h 2Dr(z) dz = 2RD \int_0^h \sqrt{1 - \left(\frac{R - z}{R}\right)^2} dz \quad (\text{C.3})$$

On pose $s = \frac{R - z}{R}$, ce qui donne $dz = -Rds$ et transforme les bornes de l'intégrale en 1 et $\frac{R - h}{R}$. En remplaçant dans (C.3), on obtient,

$$V_{gou} = -2R^2 D \int_1^{\frac{R - h}{R}} \sqrt{1 - s^2} ds = 2R^2 D \int_{\frac{R - h}{R}}^1 \sqrt{1 - s^2} ds \quad (\text{C.4})$$

Annexes

Un second changement de variable est nécessaire pour calculer cette intégrale. On pose $\sin(t) = s$, donc $ds = \cos(t)dt$ et les bornes de l'intégrale sont changées en $\alpha = \sin^{-1}\left(\frac{R-h}{R}\right)$ et $\sin^{-1}(1) = \frac{\pi}{2}$. Finalement on a,

$$V_{gou} = 2R^2D \int_{\alpha}^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - \sin^2(t)} \cos(t)dt = 2R^2D \int_{\alpha}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2(t)dt = R^2D \left(\frac{\pi}{2} - \alpha - \frac{\sin(2\alpha)}{2} \right) \quad (C.5)$$

Finalement le volume usiné V_{usi} est donné par,

$$\boxed{V_{usi} = V_{cal} + V_{gou} = \frac{\pi h^2}{3} (3R - h) + R^2D \left(\frac{\pi}{2} - \alpha - \frac{\sin(2\alpha)}{2} \right)} \quad (C.6)$$

avec $\alpha = \sin^{-1}\left(\frac{R-h}{R}\right)$.

Annexe D

Séparation espace/espace pour la simulation de l'enlèvement de matière

Soit une pièce de géométrie plaque, occupant un volume Ω , de surface extérieure $\partial\Omega$, figure 3.29. Ce volume peut être vu comme le produit cartésien d'un domaine 2D, $\Omega_{\text{Plan}} = \Omega_{xy}$, et d'un domaine 1D, $\Omega_{\text{Hors-Plan}} = \Omega_z$. Dans cet annexe, les calculs associés à la résolution du problème d'enlèvement de matière dans le contexte d'une séparation espace/espace (2D/1D) sont présentés.

D.1 Formulation faible du problème

Le problème d'élasticité linéaire isotrope à résoudre pour la simulation de l'enlèvement de matière dans cette pièce est décrit dans la section 3.3.3. Il a pour expression,

$$\begin{aligned}\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} &= \mathbf{0} \quad \text{dans } \Omega & (D.1) \\ \boldsymbol{\sigma} &= \lambda \text{Tr}(\boldsymbol{\epsilon}) \mathbf{I} + 2\mu \boldsymbol{\epsilon} + \boldsymbol{\sigma}_R \\ \boldsymbol{\epsilon} &= \frac{1}{2} (\nabla \mathbf{u} + \nabla^T \mathbf{u}) \\ \mathbf{u} &= \mathbf{u}_d \quad \text{sur } \partial\Omega_u \\ \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} &= \mathbf{T}_d \quad \text{sur } \partial\Omega_T\end{aligned}$$

où $\partial\Omega_u$ est la partie de la surface extérieure sur laquelle les déplacements sont imposés et $\partial\Omega_T$ est la portion sur laquelle les vecteurs contraintes sont imposés, $\partial\Omega_u \cup \partial\Omega_T = \partial\Omega$ et $\partial\Omega_u \cap \partial\Omega_T = \emptyset$. Les déplacements imposés dans notre cas sont des déplacements nuls, $\mathbf{u}_d = \mathbf{0}$.

Pour le calcul des déformations au cours de l'usinage, un déplacement nul est imposé sur l'ensemble des surfaces de contact entre le dispositif de fixation et la pièce. Pour la prédiction de la déformée de la pièce après démontage/débridage, le déplacement est proscrit en certains nœuds afin d'empêcher tout mouvement de corps rigide. En ce qui concerne les vecteurs contraintes imposés, ils seront aussi nuls, car la partie restante de la surface extérieure est une surface libre, $\mathbf{T}_d = \mathbf{0}$.

Définissons à présent l'ensemble $\mathcal{C}(\mathbf{u}_d)$ des déplacements cinématiquement admissibles avec les déplacements imposés \mathbf{u}_d , c'est à dire :

$\mathcal{C}(\mathbf{u}_d) = (\mathbf{v} \mid \mathbf{v} \text{ continu et régulier sur } \Omega \text{ et } \mathbf{v} = \mathbf{u}_d \text{ sur } \partial\Omega_u)$

La formulation faible du problème **D.1** est plus adaptée à une résolution par éléments finis et à une résolution par l'approche PGD. En prenant en considération les conditions aux limites évoquées précédemment, elle s'écrit :

Trouver $\mathbf{u} \in \mathcal{C}(\mathbf{u}_d)$ tel que $\forall \mathbf{u}^* \in \mathcal{C}(\mathbf{0})$

$$\int_{\Omega} \boldsymbol{\epsilon}(\mathbf{u}^*) : \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}) \, d\Omega = 0 \quad (\text{D.2})$$

Or $\mathbf{u}_d = \mathbf{0}$ donc le champ \mathbf{u} recherché appartient tout comme le champ test \mathbf{u}^* à l'ensemble $\mathcal{C}(\mathbf{0})$.

La loi de comportement (3.19) peut être réécrite sous forme matricielle. Compte tenu de la symétrie du tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$ et du tenseur des déformations infinitésimales $\boldsymbol{\epsilon}$, on obtient en utilisant la notation de Voigt,

$$\hat{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbb{K} \cdot \hat{\boldsymbol{\epsilon}} + \hat{\boldsymbol{\sigma}}_R \quad (\text{D.3})$$

où $\hat{\boldsymbol{\sigma}} = (\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \sigma_{12}, \sigma_{13}, \sigma_{23})^T$, $\hat{\boldsymbol{\epsilon}} = (\epsilon_{11}, \epsilon_{22}, \epsilon_{33}, \epsilon_{12}, \epsilon_{13}, \epsilon_{23})^T$ et $\hat{\boldsymbol{\sigma}}_R = (\sigma_{R11}, \sigma_{R22}, \sigma_{R33}, \sigma_{R12}, \sigma_{R13}, \sigma_{R23})^T$. Les directions $\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2$ et \mathbf{e}_3 sont ici confondues avec les directions $\mathbf{e}_x, \mathbf{e}_y$ et \mathbf{e}_z . On utilisera donc de façon équivalente les deux notations. \mathbb{K} est le tenseur de Hooke généralisé exprimé dans la base $(\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2, \mathbf{e}_3)$. Pour un matériau isotrope, il est défini comme suit :

$$\mathbb{K} = \begin{pmatrix} A & B & B & 0 & 0 & 0 \\ B & A & B & 0 & 0 & 0 \\ B & B & A & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C \end{pmatrix} \quad (\text{D.4})$$

Seules trois composantes sont donc indépendantes, $A = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}$, $B = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}$ et $C = \frac{E}{1+\nu}$ avec E le module d'Young et ν le coefficient de Poisson.

En introduisant la relation (D.3) dans la forme faible (D.2),

$$\int_{\Omega} \hat{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{u}^*)^T \cdot \mathbb{K} \cdot \hat{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{u}) \, d\Omega = - \int_{\Omega} \hat{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{u}^*)^T \cdot \hat{\boldsymbol{\sigma}}_R \, d\Omega \quad (\text{D.5})$$

qui s'écrit sous forme développée,

$$\sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^6 \int_{\Omega} \hat{\epsilon}_i(\mathbf{u}^*) \cdot \mathbb{K}_{ij} \cdot \hat{\epsilon}_j(\mathbf{u}) \, d\Omega = - \sum_{i=1}^6 \int_{\Omega} \hat{\epsilon}_i(\mathbf{u}^*) \cdot \hat{\sigma}_{Ri} \, d\Omega \quad (\text{D.6})$$

Le nombre total de termes dans le membre de gauche de (D.6) est $N_{termes} = 21$ compte tenu de la valeur nulle de certains coefficients de \mathbb{K} .

D.2 Séparation espace/espace

L'approche PGD consiste à écrire sous forme séparée tous les champs impliqués dans (D.6), que ceux ci soit connus ou inconnus. Le type de séparation qui nous intéresse ici est la séparation plan (x,y) / hors-plan (z). Dans ce contexte, le champ de déplacement est approximé par une somme finie de Q termes,

$$\mathbf{u} = \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix} \approx \begin{pmatrix} \sum_{q=1}^Q X_q^u(x, y) \cdot Z_q^u(z) \\ \sum_{q=1}^Q X_q^v(x, y) \cdot Z_q^v(z) \\ \sum_{q=1}^Q X_q^w(x, y) \cdot Z_q^w(z) \end{pmatrix} \quad (\text{D.7})$$

et il en va de même pour chaque composante du champ de contraintes résiduelles. Pour rappel, seules deux composantes du tenseur des contraintes sont considérées et proviennent de sa mise en forme par laminage : la contrainte normale dans la direction du laminage σ_{R11} et la contrainte normale dans la direction transverse du plan σ_{R22} .

Les produits de fonctions ou modes de la décomposition (D.7) sont inconnus a priori. Ils sont construits à la volée grâce à un algorithme glouton. Le fonctionnement de cet algorithme est le suivant. Supposons que n termes de (D.7) soit connus, et que l'on souhaite calculer le suivant. Par souci de clarté, notons ce terme $n + 1$ inconnu $\mathbf{R}(x, y) \cdot \mathbf{S}(z)$. A ce stade le champ de déplacement a la forme,

$$\mathbf{u} \approx \mathbf{u}_n + \mathbf{R}(x, y) \cdot \mathbf{S}(z) = \begin{pmatrix} \sum_{q=1}^n X_q^u(x, y) \cdot Z_q^u(z) + R^u(x, y) \cdot S^u(z) \\ \sum_{q=1}^n X_q^v(x, y) \cdot Z_q^v(z) + R^v(x, y) \cdot S^v(z) \\ \sum_{q=1}^n X_q^w(x, y) \cdot Z_q^w(z) + R^w(x, y) \cdot S^w(z) \end{pmatrix} \quad (\text{D.8})$$

Le champ test \mathbf{u}^* est pour sa part choisi comme,

$$\mathbf{u}^* = \mathbf{R}^* \cdot \mathbf{S} + \mathbf{R} \cdot \mathbf{S}^* = \begin{pmatrix} R^{u^*}(x, y) \cdot S^u(z) + R^u(x, y) \cdot S^{u^*}(z) \\ R^{v^*}(x, y) \cdot S^v(z) + R^v(x, y) \cdot S^{v^*}(z) \\ R^{w^*}(x, y) \cdot S^w(z) + R^w(x, y) \cdot S^{w^*}(z) \end{pmatrix} \quad (\text{D.9})$$

Le calcul d'un nouveau mode nécessite le calcul d'un produit de fonctions inconnues $\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}$ et donc la résolution d'un problème non-linéaire. Pour y parvenir, un algorithme de point fixe est utilisé.

Algorithme de point fixe Son principe est relativement simple. Le produit de fonctions inconnues est déterminé de façon itérative en fixant une des deux fonctions afin de calculer la seconde, puis en inversant les rôles et en recommençant jusqu'à atteindre convergence. Ainsi la fonction \mathbf{S} est d'abord initialisée de façon aléatoire, et la fonction \mathbf{R} est calculée. La fonction test devient dans ce cas $\mathbf{u}^* = \mathbf{R}^* \cdot \mathbf{S}$. Puis en considérant la fonction \mathbf{R} obtenue \mathbf{S} est alors mise à jour, en choisissant $\mathbf{u}^* = \mathbf{R} \cdot \mathbf{S}^*$, et ainsi de suite, figure D.1.

Le critère de convergence utilisé est basé sur la norme L_2 de l'écart entre deux valeurs successives du produit de fonctions $\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}$ (*i.e. valeurs du produit pour deux itérations de point fixe successives*). Soit $\mathbf{R}_{new} \cdot \mathbf{S}_{new}$ le produit de fonctions obtenu à l'itération courante et $\mathbf{R}_{old} \cdot \mathbf{S}_{old}$, le produit à l'itération précédente, alors le critère de convergence de l'algorithme s'écrit,

$$\int_{\Omega} (\mathbf{R}_{new} \cdot \mathbf{S}_{new} - \mathbf{R}_{old} \cdot \mathbf{S}_{old})^2 d\Omega < \epsilon_{Point\ Fixe} \quad (\text{D.10})$$

Une fois convergé, le mode est alors ajouté à la solution et le processus est réitéré pour le calcul du mode suivant. Le nombre total de modes calculés peut être fixé a priori ou

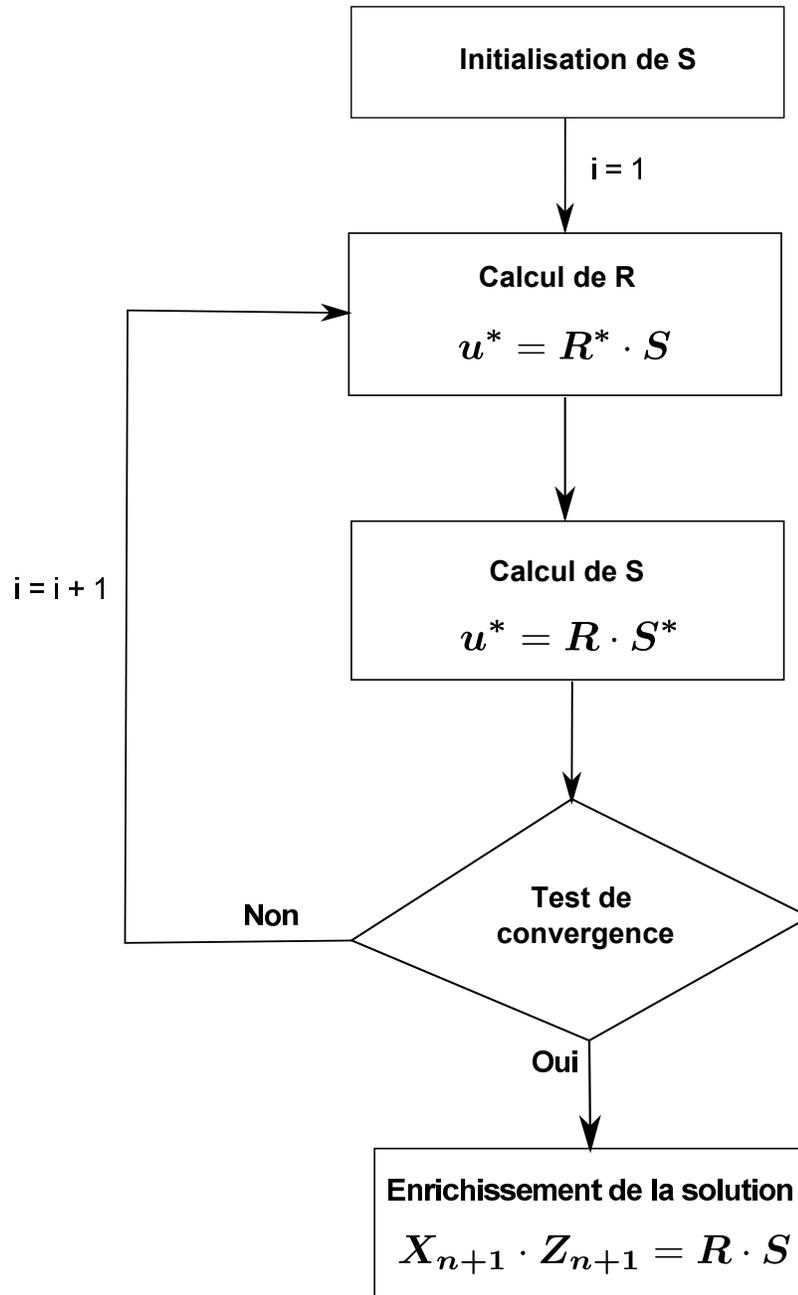


FIGURE D.1 – Calcul du produit $R \cdot S$ par algorithme de point fixe

découler lui aussi de la vérification d'un critère de convergence. Le résidu est une mesure utilisée pour quantifier la qualité de l'approximation obtenue. En supposant que n modes ont déjà été calculés, alors le résidu $\mathcal{R}(\mathbf{u}_n)$, prend pour ce problème la forme,

$$\mathcal{R}(\mathbf{u}_n) = \int_{\Omega} \hat{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{u}^*)^T \cdot \mathbb{K} \cdot \hat{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{u}_n) \, d\Omega + \int_{\Omega} \hat{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{u}^*)^T \cdot \hat{\boldsymbol{\sigma}}_R \, d\Omega \quad (\text{D.11})$$

Un des critères pouvant être implémenté pour l'arrêt de l'enrichissement est le suivant,

$$\frac{\mathcal{R}(\mathbf{u}_n)}{\mathcal{R}(\mathbf{u}_0)} < \epsilon_{Residu} \quad (\text{D.12})$$

où \mathbf{u}_0 est la solution avant enrichissement, formée uniquement des modes choisis pour satisfaire les conditions aux limites du problème. La valeur de ϵ_{Residu} est fixée a priori et doit être adaptée au problème résolu.

D.2.1 Fonction indicatrice de la présence de matière

Un point clé de la simulation d'enlèvement de matière est la désactivation d'éléments situés dans le volume usiné (*i.e. intersection entre le volume balayé par l'outil et le volume occupé par la pièce*). Les éléments devant être désactivés sont déterminés par une approche de type level-set exposée dans la section 3.3.2 et sur laquelle nous ne revenons pas ici. Un module d'Young nul est considéré au niveau des éléments situés dans la zone usinée : bien que présents physiquement, ces éléments n'ont aucun rôle mécanique.

Le module d'Young n'est donc pas constant. Pour exprimer la variation de cette propriété au sein de la pièce une fonction indicatrice de la présence de matière $\mathcal{I}(x, y, z)$ est définie. Le module d'Young dans la pièce, $\mathcal{E}(x, y, z)$, est donné par la relation,

$$\mathcal{E}(x, y, z) = E \cdot \mathcal{I}(x, y, z) \quad \text{avec} \quad \mathcal{I} = \begin{cases} 0 & \text{dans } V_{usi} \\ 1 & \text{ailleurs} \end{cases} \quad (\text{D.13})$$

où V_{usi} désigne le volume usiné. Comme expliqué précédemment, tout champ impliqué dans le problème doit être exprimé sous forme séparée pour pouvoir envisager de résoudre ce dernier par une approche PGD. La fonction indicatrice \mathcal{I} n'échappe pas à cette règle. Une décomposition plan/hors-plan de celle-ci semblable à (D.7) est nécessaire. Le nombre de termes impliqués dans cette décomposition varie avec le caractère plus ou moins séparable du volume usiné¹.

Dans le meilleur des cas, seuls deux termes sont nécessaires pour décrire l'indicatrice \mathcal{I} , comme illustré sur la figure D.2. Dans un cas plus général, si on considère que M modes sont nécessaires pour décrire la fonction indicatrice, on a,

$$\mathcal{I}(x, y, z) = \sum_{m=1}^M I_m^{xy}(x, y) \cdot I_m^z(z) \quad (\text{D.14})$$

Chaque composante du tenseur de Hooke généralisé \mathbb{K} est une fonction de l'espace et peut donc être décomposée ainsi,

1. On parle ici de séparabilité liée à la forme du domaine usiné. Si une épaisseur constante de matière est usinée à la surface de la pièce, la séparabilité est bonne puisque le volume usiné s'exprime comme le produit cartésien d'une fonction du plan (x,y) et d'une fonction de l'épaisseur (z). Dans d'autres situations en revanche (profondeur non constante), la séparabilité est moins directe. Une décomposition en valeurs singulières (SVD) permet cependant de déterminer une représentation séparée. Le nombre de termes impliqués dans la décomposition peut en revanche être important. Dans le pire des scénarios, le nombre de termes nécessaires est égal au nombre de nœuds considérés pour la discrétisation de l'épaisseur.

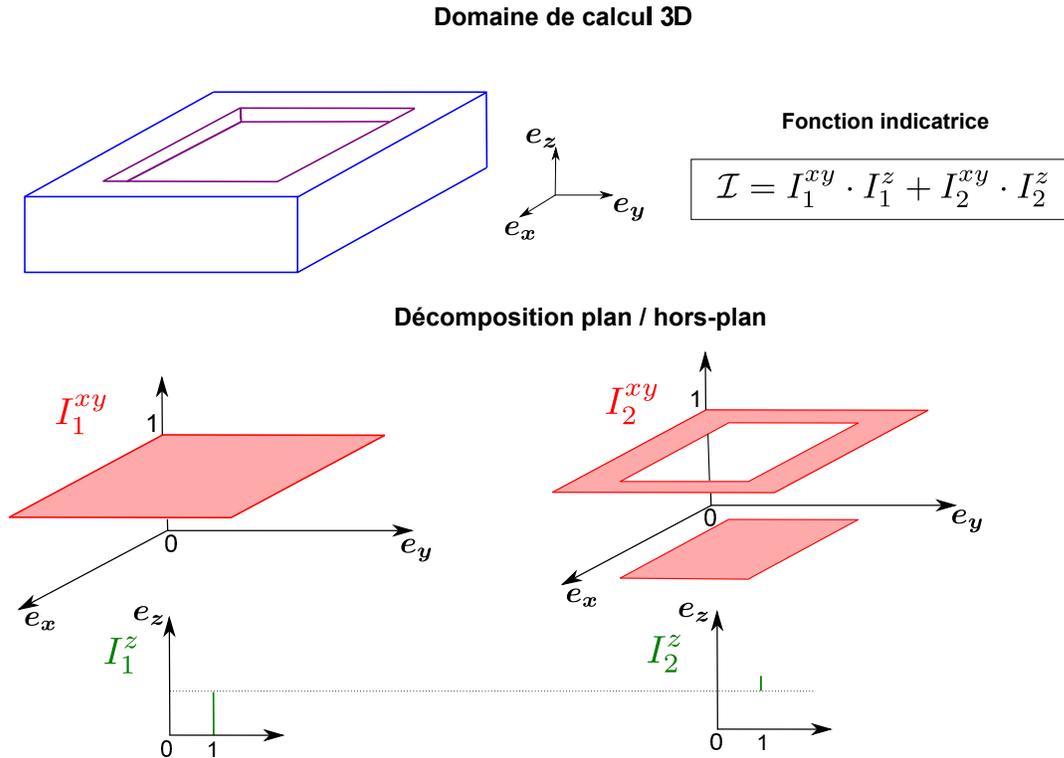


FIGURE D.2 – Décomposition plan / hors-plan de la fonction indicatrice de matière

$$\mathbb{K}_{ij}(x, y, z) = \mathbb{K}_{ij} \cdot \mathcal{I}(x, y, z) = \sum_{m=1}^M \mathbb{K}_{ij} \cdot I_m^{xy}(x, y) \cdot I_m^z(z) \quad \forall (i, j) \in ([1, 6])^2 \quad (\text{D.15})$$

L'introduction d'une fonction indicatrice sous forme séparée a pour conséquence une augmentation du nombre de termes de l'équation à résoudre. Ainsi le membre de gauche voit son nombre de termes porté à $N_{termes} = 21M$.

Avant de détailler le calcul des fonctions $\mathbf{R}(x, y)$ et $\mathbf{S}(z)$, résumons les principales étapes de la séparation espace/espace :

1. Le domaine de calcul tridimensionnel est séparé : il est vu comme le produit cartésien d'un espace 2D avec un espace 1D.
2. Chaque champ impliqué dans l'équation à résoudre est approximé sous une forme séparée par un ensemble de modes, produits de fonctions 2D et de fonctions 1D. Pour les champs connus, cette décomposition est obtenue analytiquement ou calculée à l'aide d'une SVD si elle n'est pas triviale. Le champ de déplacement inconnu est lui aussi recherché sous une forme séparée. Les modes qui composent sa décomposition sont calculés à la volée par un algorithme de type glouton.
3. L'enlèvement de matière est simulé en faisant varier localement les propriétés mécaniques du matériau : un module d'Young nul est attribué aux éléments se trouvant dans la zone usinée. Ceci fait intervenir une fonction indicatrice de la présence de matière.

4. Le calcul d'un nouveau mode permettant d'enrichir la solution (*i.e.* le champ de déplacement cinématiquement admissible) et de minimiser le résidu de l'équation, est un problème non-linéaire. L'algorithme de point-fixe est employé.

D.2.2 Calcul de \mathbf{R} : problème 2D dans le domaine Ω_{xy}

La fonction de l'épaisseur $\mathbf{S}(\mathbf{z})$ est choisie de façon arbitraire et la fonction test est $\mathbf{u}^* = \mathbf{R}^* \cdot \mathbf{S}$. La forme faible du problème prend alors la forme,

$$\begin{aligned} & \sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^6 \sum_{m=1}^M \int_{\Omega_{xy}} \int_{\Omega_z} \hat{\boldsymbol{\epsilon}}_i(\mathbf{R}^* \cdot \mathbf{S}) \cdot \mathbb{K}_{ij} \cdot I_m^{xy} \cdot I_m^z \cdot \hat{\boldsymbol{\epsilon}}_j(\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}) \, d\Omega_{xy} d\Omega_z = \\ & \quad - \sum_{i=1}^2 \sum_{l=1}^L \int_{\Omega_{xy}} \int_{\Omega_z} \hat{\boldsymbol{\epsilon}}_i(\mathbf{R}^* \cdot \mathbf{S}) \cdot X_l^{\sigma Rii} \cdot Z_l^{\sigma Rii} \, d\Omega_{xy} d\Omega_z \quad (\text{D.16}) \\ & - \sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^6 \sum_{m=1}^M \sum_{q=1}^n \int_{\Omega_{xy}} \int_{\Omega_z} \hat{\boldsymbol{\epsilon}}_i(\mathbf{R}^* \cdot \mathbf{S}) \cdot \mathbb{K}_{ij} \cdot I_m^{xy} \cdot I_m^z \cdot \hat{\boldsymbol{\epsilon}}_j(\mathbf{X}_q \cdot \mathbf{Z}_q) \, d\Omega_{xy} d\Omega_z \end{aligned}$$

Dans l'équation précédente, les deux composantes du champ de contraintes résiduelles dans la pièce sont exprimées sous forme séparée. On fait l'hypothèse que le même nombre de modes L permet une bonne approximation de chaque composante, $\sigma_{Rii} \approx \sum_{l=1}^L X_l^{\sigma Rii} \cdot Z_l^{\sigma Rii}$, $i \in [1, 2]$. Le développement du membre de gauche de (D.16) permet d'aboutir à la relation suivante :

$$\begin{aligned} & \sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^6 \sum_{m=1}^M \int_{\Omega_{xy}} \int_{\Omega_z} \hat{\boldsymbol{\epsilon}}_i(\mathbf{R}^* \cdot \mathbf{S}) \cdot \mathbb{K}_{ij} \cdot I_m^{xy} \cdot I_m^z \cdot \hat{\boldsymbol{\epsilon}}_j(\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}) \, d\Omega_{xy} d\Omega_z = \\ & \sum_{m=1}^M \left[\alpha_{1m} A \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^{u*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^u \, d\Omega_{xy} + \alpha_{2m} B \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^{u*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^v \, d\Omega_{xy} \right. \\ & \quad + \alpha_{3m} B \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^{u*} \cdot I_m^{xy} \cdot R^w \, d\Omega_{xy} + \alpha_{4m} B \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^{v*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^u \, d\Omega_{xy} \\ & \quad + \alpha_{5m} A \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^{v*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^v \, d\Omega_{xy} + \alpha_{6m} B \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^{v*} \cdot I_m^{xy} \cdot R^w \, d\Omega_{xy} \\ & \quad + \alpha_{7m} B \int_{\Omega_{xy}} R^{w*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^u \, d\Omega_{xy} + \alpha_{8m} B \int_{\Omega_{xy}} R^{w*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^v \, d\Omega_{xy} \\ & \quad + \alpha_{9m} A \int_{\Omega_{xy}} R^{w*} \cdot I_m^{xy} \cdot R^w \, d\Omega_{xy} + \alpha_{10m} C \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^{u*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^u \, d\Omega_{xy} \\ & \quad + \alpha_{11m} C \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^{u*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^v \, d\Omega_{xy} + \alpha_{12m} C \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^{v*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^u \, d\Omega_{xy} \\ & \quad + \alpha_{13m} C \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^{v*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^v \, d\Omega_{xy} + \alpha_{14m} C \int_{\Omega_{xy}} R^{u*} \cdot I_m^{xy} \cdot R^u \, d\Omega_{xy} \\ & \quad \left. + \alpha_{15m} C \int_{\Omega_{xy}} R^{u*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^w \, d\Omega_{xy} + \alpha_{16m} C \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^{w*} \cdot I_m^{xy} \cdot R^u \, d\Omega_{xy} \right] \end{aligned}$$

Annexes

$$\begin{aligned}
& +\alpha_{17m}C \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^{w*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^w \, d\Omega_{xy} + \alpha_{18m}C \int_{\Omega_{xy}} R^{w*} \cdot I_m^{xy} \cdot R^v \, d\Omega_{xy} \\
& +\alpha_{19m}C \int_{\Omega_{xy}} R^{v*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^w \, d\Omega_{xy} + \alpha_{20m}C \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^{w*} \cdot I_m^{xy} \cdot R^v \, d\Omega_{xy} \\
& \left. +\alpha_{21m}C \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^{w*} \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^w \, d\Omega_{xy} \right] \quad (D.17)
\end{aligned}$$

où α_{im} pour $(i, m) \in [1, 21] \times [1, M]$ sont des constantes provenant de l'intégration sur Ω_z des fonctions définies dans l'épaisseur :

$$\begin{aligned}
\alpha_{1m} &= \int_{\Omega_z} S^u \cdot I_m^z \cdot S^u \, d\Omega_z & \alpha_{8m} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^w \cdot I_m^z \cdot S^v \, d\Omega_z & \alpha_{15m} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^u \cdot I_m^z \cdot S^w \, d\Omega_z \\
\alpha_{2m} &= \int_{\Omega_z} S^u \cdot I_m^z \cdot S^v \, d\Omega_z & \alpha_{9m} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^w \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^w \, d\Omega_z & \alpha_{16m} &= \int_{\Omega_z} S^w \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^u \, d\Omega_z \\
\alpha_{3m} &= \int_{\Omega_z} S^u \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^w \, d\Omega_z & \alpha_{10m} &= \int_{\Omega_z} S^u \cdot I_m^z \cdot S^u \, d\Omega_z & \alpha_{17m} &= \int_{\Omega_z} S^w \cdot I_m^z \cdot S^w \, d\Omega_z \\
\alpha_{4m} &= \int_{\Omega_z} S^v \cdot I_m^z \cdot S^u \, d\Omega_z & \alpha_{11m} &= \int_{\Omega_z} S^u \cdot I_m^z \cdot S^v \, d\Omega_z & \alpha_{18m} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^v \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^v \, d\Omega_z \\
\alpha_{5m} &= \int_{\Omega_z} S^v \cdot I_m^z \cdot S^v \, d\Omega_z & \alpha_{12m} &= \int_{\Omega_z} S^v \cdot I_m^z \cdot S^u \, d\Omega_z & \alpha_{19m} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^v \cdot I_m^z \cdot S^w \, d\Omega_z \\
\alpha_{6m} &= \int_{\Omega_z} S^v \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^w \, d\Omega_z & \alpha_{13m} &= \int_{\Omega_z} S^v \cdot I_m^z \cdot S^v \, d\Omega_z & \alpha_{20m} &= \int_{\Omega_z} S^w \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^v \, d\Omega_z \\
\alpha_{7m} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^w \cdot I_m^z \cdot S^u \, d\Omega_z & \alpha_{14m} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^u \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^u \, d\Omega_z & \alpha_{21m} &= \int_{\Omega_z} S^w \cdot I_m^z \cdot S^w \, d\Omega_z
\end{aligned}$$

En ce qui concerne le membre de droite de l'équation (D.16), on distingue d'une part le terme de chargement provenant de la présence de contraintes résiduelles, qui se développe ainsi :

$$\begin{aligned}
& \sum_{i=1}^2 \sum_{l=1}^L \int_{\Omega_{xy}} \int_{\Omega_z} \hat{\epsilon}_i(\mathbf{R}^* \cdot \mathbf{S}) \cdot X_l^{\sigma Rii} \cdot Z_l^{\sigma Rii} \, d\Omega_{xy} d\Omega_z = \\
& \sum_{l=1}^L \int_{\Omega_{xy}} \left(\beta_{1l} \cdot R_{,x}^{u*} \cdot X_l^{\sigma R11} + \beta_{2l} \cdot R_{,y}^{v*} \cdot X_l^{\sigma R22} \right) \, d\Omega_{xy} \quad (D.18)
\end{aligned}$$

où β_{jl} pour $(j, l) \in [1, 2] \times [1, L]$ sont à nouveau des constantes provenant d'intégrales dans l'épaisseur :

$$\beta_{1l} = \int_{\Omega_z} S^u \cdot Z_l^{\sigma R11} \, d\Omega_z \quad \beta_{2l} = \int_{\Omega_z} S^v \cdot Z_l^{\sigma R22} \, d\Omega_z \quad (D.19)$$

La partie restante du membre de droite provient des n modes calculés lors d'itérations précédentes. Son développement ne présente pas de difficultés majeures. Pour chacun des n modes composant la solution de départ, le développement est identique à celui effectué pour le membre de gauche puisqu'il provient du même opérateur. Les constantes α_{im} , (D.18) sont remplacées par les constantes γ_{imq} pour $(i, m, q) \in [1, 21] \times [1, M] \times [1, n]$.

$$\begin{aligned}
\gamma_{1mq} &= \int_{\Omega_z} S^u \cdot I_m^z \cdot Z_q^u \, d\Omega_z & \gamma_{8mq} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^w \cdot I_m^z \cdot Z_q^v \, d\Omega_z & \gamma_{15mq} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^u \cdot I_m^z \cdot Z_q^w \, d\Omega_z \\
\gamma_{2mq} &= \int_{\Omega_z} S^u \cdot I_m^z \cdot Z_q^v \, d\Omega_z & \gamma_{9mq} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^w \cdot I_m^z \cdot Z_{q,z}^w \, d\Omega_z & \gamma_{16mq} &= \int_{\Omega_z} S^w \cdot I_m^z \cdot Z_{q,z}^u \, d\Omega_z \\
\gamma_{3mq} &= \int_{\Omega_z} S^u \cdot I_m^z \cdot Z_{q,z}^w \, d\Omega_z & \gamma_{10mq} &= \int_{\Omega_z} S^u \cdot I_m^z \cdot Z_q^u \, d\Omega_z & \gamma_{17mq} &= \int_{\Omega_z} S^w \cdot I_m^z \cdot Z_q^w \, d\Omega_z \\
\gamma_{4mq} &= \int_{\Omega_z} S^v \cdot I_m^z \cdot Z_q^u \, d\Omega_z & \gamma_{11mq} &= \int_{\Omega_z} S^u \cdot I_m^z \cdot Z_q^v \, d\Omega_z & \gamma_{18mq} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^v \cdot I_m^z \cdot Z_{q,z}^w \, d\Omega_z \\
\gamma_{5mq} &= \int_{\Omega_z} S^v \cdot I_m^z \cdot Z_q^v \, d\Omega_z & \gamma_{12mq} &= \int_{\Omega_z} S^v \cdot I_m^z \cdot Z_q^u \, d\Omega_z & \gamma_{19mq} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^v \cdot I_m^z \cdot Z_q^v \, d\Omega_z \\
\gamma_{6mq} &= \int_{\Omega_z} S^v \cdot I_m^z \cdot Z_{q,z}^w \, d\Omega_z & \gamma_{13mq} &= \int_{\Omega_z} S^v \cdot I_m^z \cdot Z_q^v \, d\Omega_z & \gamma_{20mq} &= \int_{\Omega_z} S^w \cdot I_m^z \cdot Z_{q,z}^v \, d\Omega_z \\
\gamma_{7mq} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^w \cdot I_m^z \cdot Z_q^u \, d\Omega_z & \gamma_{14mq} &= \int_{\Omega_z} S_{,z}^u \cdot I_m^z \cdot Z_{q,z}^u \, d\Omega_z & \gamma_{21mq} &= \int_{\Omega_z} S^w \cdot I_m^z \cdot Z_q^w \, d\Omega_z
\end{aligned}$$

D.2.3 Calcul de \mathbf{S} : problème 1D dans le domaine Ω_z

La fonction du plan $\mathbf{R}(\mathbf{x}, \mathbf{y})$ venant d'être calculée est maintenant utilisée pour mettre à jour la fonction $\mathbf{S}(\mathbf{z})$ et la fonction test devient $\mathbf{u}^* = \mathbf{R} \cdot \mathbf{S}^*$. La forme faible du problème est dans ce cas,

$$\begin{aligned}
& \sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^6 \sum_{m=1}^M \int_{\Omega_{xy}} \int_{\Omega_z} \hat{\mathbf{e}}_i(\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}^*) \cdot \mathbb{K}_{ij} \cdot I_m^{xy} \cdot I_m^z \cdot \hat{\mathbf{e}}_j(\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}) \, d\Omega_{xy} d\Omega_z = \\
& \quad - \sum_{i=1}^2 \sum_{l=1}^L \int_{\Omega_{xy}} \int_{\Omega_z} \hat{\mathbf{e}}_i(\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}^*) \cdot X_l^{\sigma Rii} \cdot Z_l^{\sigma Rii} \, d\Omega_{xy} d\Omega_z \quad (\text{D.20}) \\
& - \sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^6 \sum_{m=1}^M \sum_{q=1}^n \int_{\Omega_{xy}} \int_{\Omega_z} \hat{\mathbf{e}}_i(\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}^*) \cdot \mathbb{K}_{ij} \cdot I_m^{xy} \cdot I_m^z \cdot \hat{\mathbf{e}}_j(\mathbf{X}_q \cdot \mathbf{Z}_q) \, d\Omega_{xy} d\Omega_z
\end{aligned}$$

En développant le membre de gauche de (D.20), on obtient :

$$\begin{aligned}
& \sum_{i=1}^6 \sum_{j=1}^6 \sum_{m=1}^M \int_{\Omega_{xy}} \int_{\Omega_z} \hat{\mathbf{e}}_i(\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}^*) \cdot \mathbb{K}_{ij} \cdot I_m^{xy} \cdot I_m^z \cdot \hat{\mathbf{e}}_j(\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}) \, d\Omega_{xy} d\Omega_z = \\
& \sum_{m=1}^M \left[\delta_{1m} A \int_{\Omega_z} S^{u*} \cdot I_m^z \cdot S^u \, d\Omega_z + \delta_{2m} B \int_{\Omega_z} S^{u*} \cdot I_m^z \cdot S^v \, d\Omega_z \right. \\
& \quad + \delta_{3m} B \int_{\Omega_z} S^{u*} \cdot I_m^z \cdot S^w \, d\Omega_z + \delta_{4m} B \int_{\Omega_z} S^{v*} \cdot I_m^z \cdot S^u \, d\Omega_z \\
& \quad + \delta_{5m} A \int_{\Omega_z} S^{v*} \cdot I_m^z \cdot S^v \, d\Omega_z + \delta_{6m} B \int_{\Omega_z} S^{v*} \cdot I_m^z \cdot R^w \, d\Omega_z \\
& \quad + \delta_{7m} B \int_{\Omega_z} S_{,z}^{w*} \cdot I_m^z \cdot S^u \, d\Omega_z + \delta_{8m} B \int_{\Omega_z} S_{,z}^{w*} \cdot I_m^z \cdot S^v \, d\Omega_z \\
& \quad \left. + \delta_{9m} A \int_{\Omega_z} S_{,z}^{w*} \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^w \, d\Omega_z + \delta_{10m} C \int_{\Omega_z} S^{u*} \cdot I_m^z \cdot S^u \, d\Omega_z \right]
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& +\delta_{11m}C \int_{\Omega_z} S^{u*} \cdot I_m^z \cdot S^v \, d\Omega_z + \delta_{12m}C \int_{\Omega_z} S^{v*} \cdot I_m^z \cdot S^u \, d\Omega_z \\
& +\delta_{13m}C \int_{\Omega_z} S^{v*} \cdot I_m^z \cdot S^v \, d\Omega_z + \delta_{14m}C \int_{\Omega_z} S_{,z}^{u*} \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^u \, d\Omega_z \\
& +\delta_{15m}C \int_{\Omega_z} S_{,z}^{u*} \cdot I_m^z \cdot S^w \, d\Omega_z + \delta_{16m}C \int_{\Omega_z} S^{w*} \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^u \, d\Omega_z \\
& +\delta_{17m}C \int_{\Omega_z} S^{w*} \cdot I_m^z \cdot S^w \, d\Omega_z + \delta_{18m}C \int_{\Omega_z} S_{,z}^{v*} \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^v \, d\Omega_z \\
& +\delta_{19m}C \int_{\Omega_z} S_{,z}^{v*} \cdot I_m^z \cdot S^w \, d\Omega_z + \delta_{20m}C \int_{\Omega_z} S^{w*} \cdot I_m^z \cdot S_{,z}^v \, d\Omega_z \\
& \qquad \qquad \qquad +\delta_{21m}C \int_{\Omega_z} S^{w*} \cdot I_m^z \cdot S^w \, d\Omega_z \Big] \quad (D.21)
\end{aligned}$$

où δ_{im} pour $(i, m) \in [1, 21] \times [1, M]$ sont des constantes provenant de l'intégration sur Ω_{xy} des fonctions définies dans le plan :

$$\begin{aligned}
\delta_{1m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^u \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^u \, d\Omega_{xy} & \delta_{8m} &= \int_{\Omega_{xy}} R^w \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^v \, d\Omega_{xy} & \delta_{15m} &= \int_{\Omega_{xy}} R^u \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^w \, d\Omega_{xy} \\
\delta_{2m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^u \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^v \, d\Omega_{xy} & \delta_{9m} &= \int_{\Omega_{xy}} R^w \cdot I_m^{xy} \cdot R^w \, d\Omega_{xy} & \delta_{16m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^w \cdot I_m^{xy} \cdot R^u \, d\Omega_{xy} \\
\delta_{3m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^u \cdot I_m^{xy} \cdot R^w \, d\Omega_{xy} & \delta_{10m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^u \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^u \, d\Omega_{xy} & \delta_{17m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^w \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^w \, d\Omega_{xy} \\
\delta_{4m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^v \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^u \, d\Omega_{xy} & \delta_{11m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^u \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^v \, d\Omega_{xy} & \delta_{18m} &= \int_{\Omega_{xy}} R^v \cdot I_m^{xy} \cdot R^v \, d\Omega_{xy} \\
\delta_{5m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^v \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^v \, d\Omega_{xy} & \delta_{12m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^v \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^u \, d\Omega_{xy} & \delta_{19m} &= \int_{\Omega_{xy}} R^v \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^w \, d\Omega_{xy} \\
\delta_{6m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^v \cdot I_m^{xy} \cdot R^w \, d\Omega_{xy} & \delta_{13m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^v \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^v \, d\Omega_{xy} & \delta_{20m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^w \cdot I_m^{xy} \cdot R^v \, d\Omega_{xy} \\
\delta_{7m} &= \int_{\Omega_{xy}} R^w \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,x}^u \, d\Omega_{xy} & \delta_{14m} &= \int_{\Omega_{xy}} R^u \cdot I_m^{xy} \cdot R^u \, d\Omega_{xy} & \delta_{21m} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^w \cdot I_m^{xy} \cdot R_{,y}^w \, d\Omega_{xy}
\end{aligned}$$

Dans le membre de droite de (D.20), le terme impliquant le champ de contraintes résiduelles se développe ainsi,

$$\begin{aligned}
& \sum_{i=1}^2 \sum_{l=1}^L \int_{\Omega_{xy}} \int_{\Omega_z} \hat{\epsilon}_i(\mathbf{R} \cdot \mathbf{S}^*) \cdot X_l^{\sigma Rii} \cdot Z_l^{\sigma Rii} \, d\Omega_{xy} d\Omega_z = \\
& \sum_{l=1}^L \int_{\Omega_z} \left(\eta_{1l} \cdot S^{u*} \cdot Z_l^{\sigma R11} + \eta_{2l} \cdot S^{v*} \cdot Z_l^{\sigma R22} \right) \, d\Omega_z \quad (D.22)
\end{aligned}$$

où η_{jl} pour $(j, l) \in [1, 2] \times [1, L]$ sont à nouveau des constantes provenant d'intégrales dans le plan :

$$\eta_{1l} = \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^u \cdot X_l^{\sigma R11} \, d\Omega_{xy} \quad \eta_{2l} = \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^v \cdot X_l^{\sigma R22} \, d\Omega_{xy} \quad (D.23)$$

Pour finir, la partie restante du membre de droite contenant les n modes déjà calculés se développe de façon identique au membre de gauche, puisque comme évoqué pour le

problème en \mathbf{R} , chaque mode connu est multiplié par le même opérateur que le produit de fonctions inconnues que l'on cherche à déterminer. Les constantes δ_{im} , (D.22), sont remplacées par les constantes ζ_{imq} où l'indice q se rapporte au mode numéro q .

$$\begin{aligned}
\zeta_{1mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^u \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,x}^u \, d\Omega_{xy} & \zeta_{8mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R^w \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,y}^v \, d\Omega_{xy} & \zeta_{15mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R^u \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,x}^w \, d\Omega_{xy} \\
\zeta_{2mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^u \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,y}^v \, d\Omega_{xy} & \zeta_{9mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R^w \cdot I_m^{xy} \cdot X_q^w \, d\Omega_{xy} & \zeta_{16mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^w \cdot I_m^{xy} \cdot X_q^u \, d\Omega_{xy} \\
\zeta_{3mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^u \cdot I_m^{xy} \cdot X_q^w \, d\Omega_{xy} & \zeta_{10mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^u \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,y}^u \, d\Omega_{xy} & \zeta_{17mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^w \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,x}^w \, d\Omega_{xy} \\
\zeta_{4mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^v \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,x}^u \, d\Omega_{xy} & \zeta_{11mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^u \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,x}^v \, d\Omega_{xy} & \zeta_{18mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R^v \cdot I_m^{xy} \cdot X_q^v \, d\Omega_{xy} \\
\zeta_{5mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^v \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,y}^v \, d\Omega_{xy} & \zeta_{12mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^v \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,y}^u \, d\Omega_{xy} & \zeta_{19mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R^v \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,y}^w \, d\Omega_{xy} \\
\zeta_{6mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^v \cdot I_m^{xy} \cdot X_q^w \, d\Omega_{xy} & \zeta_{13mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,x}^v \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,x}^v \, d\Omega_{xy} & \zeta_{20mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^w \cdot I_m^{xy} \cdot X_q^v \, d\Omega_{xy} \\
\zeta_{7mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R^w \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,x}^u \, d\Omega_{xy} & \zeta_{14mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R^u \cdot I_m^{xy} \cdot X_q^u \, d\Omega_{xy} & \zeta_{21mq} &= \int_{\Omega_{xy}} R_{,y}^w \cdot I_m^{xy} \cdot X_{q,y}^w \, d\Omega_{xy}
\end{aligned}$$

Annexes

Thèse de Doctorat

Fabien POULHAON

Génération en ligne de trajectoires d'usinage par une approche de réduction de modèle

On-line manufacturing toolpaths generation based on a reduced order modelling approach

Résumé

Les travaux présentés portent sur la programmation adaptative de machines-outils à commande numérique (MOCN). La démarche mise en œuvre examine une voie d'optimisation de la commande par l'intégration de données du procédé dans le processus de construction du parcours d'usinage, afin de tenir compte de la réalité géométrique, statique ou dynamique, de la pièce mise en forme. Le recours, hors ligne, à des stratégies numériques avancées permet une utilisation optimisée de données de mesure collectées en ligne. Le concept de réduction de modèle est mis à profit pour disposer d'algorithmes compatibles avec des applications temps-réel. Le premier volet abordé concerne l'usinage de pièces dont la géométrie ne peut être précisément prédite du fait de variabilités significatives de forme ou de mise en position. Nous proposons une méthodologie permettant l'identification en ligne des caractéristiques géométriques de la pièce usinée et la génération en temps-réel d'une trajectoire d'usinage conforme. Sa faisabilité est analysée au travers d'une étude numérique puis validée sur une MOCN industrielle. Le second volet a trait à l'usinage de pièces se déformant par relaxation de contraintes résiduelles en cours de procédé. La stratégie développée permet l'anticipation en ligne des déplacements générés dans la pièce et la construction à la volée d'un parcours d'usinage adapté à la géométrie dynamique de la pièce. Par ailleurs, l'état final de déformation de la pièce est prédit dès le début de l'opération et permet d'évaluer la viabilité de la pièce. Précision et robustesse de l'approche sont démontrées au travers de simulations numériques.

Mots clés

Machine-outil à Commande Numérique, Génération de trajectoires, Usinage en boucle fermée, Programmation intelligente, Réduction de modèle, DDDAS (Dynamic Data Driven Application System), Variabilité géométrique, Contraintes résiduelles.

Abstract

This research work focuses on the adaptive programming of computer numerical control (CNC) machine tools. The developed approach investigates a way of optimizing the command by incorporating process data into the toolpaths generation procedure, in order to account for the actual geometry of the part being machined. Advanced numerical strategies employed off-line enable an optimized use of measurement data collected on-line. Reduced order modelling is used to build algorithms suited to real-time purposes. The first part addresses machining of parts whose geometry cannot be precisely predicted because of important variabilities in shape and/or positioning. We propose a methodology to identify on-line the geometrical characteristics of the part and to generate in real-time an accurate toolpath. The feasibility of this method is analyzed through a numerical study and validated on an industrial CNC machine tool. The second part of this work is dedicated to machining of parts suffering from a distortion caused by residual stresses relief during the operation. The carried out strategy anticipates displacements induced within the part. A toolpath adjusted to the changing geometry of the part is generated on-line. Besides, the final deformed shape of the part is predicted from the beginning of the operation. This information is used to assess the viability of the component. Accuracy and robustness of the approach are demonstrated thanks to numerical simulations.

Key Words

CNC Machine tool, Toolpaths generation, Closed-loop machining, Intelligent NC programming, Reduced Order Modelling, DDDAS (Dynamic Data-Driven Application System), Geometrical variability, Residual stresses.