

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE
SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE MOHAMED BOUDIAF - M'SILA

Faculté de technologie

Numéro de série :.....

Département de mécanique

Numéro d'inscription : D.TF/3C/05/17



Thèse
présenté pour l'obtention
du diplôme de:

Doctorat Troisième Cycle

Filière : Génie Mécanique

Option : Techniques de fabrication

Par : Mechta Ahlem

Soutenu le : / /

THEME

**Contribution à l'amélioration de la performance des machines-outils
à commande numérique**

Soutenu devant le jury composé de:

<u>Nom & Prénom</u>	<u>Grade</u>	<u>Etablissement</u>	<u>Qualité</u>
FARSI Chouki	MCA	Univ. de M'sila	Président
SLAMANI Mohamed	Professeur	Univ. de M'sila	Encadreur
ZAOUI Moussa	Professeur	Univ. de M'sila	Co-Encadreur
AMEDDAH Hacene	Professeur	Université Batna2	Examineur
AMROUNE Salah	Professeur	Univ. de M'sila	Examineur
MAKRI Hocine	MCA	Univ. de M'sila	Examineur
DJERAD Abdelkader	MCA	Univ. de M'sila	Invité

Année Universitaire: 2022/2023

Publications et Conférences

- ❖ Ahlem Mechta · Mohamed Slamani · Moussa Zaoui · René Mayer · Jean-François Chatelain "Correlation assessment and modeling of intra-axis errors of prismatic axes for CNC machine tools", **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 120, 5093–5115 (2022). <https://doi.org/10.1007/s00170-022-09074-7> (**Journal catégorie A**).
- ❖ Ahlem Mechta · Mohamed Slamani · Moussa Zaoui “ Simulation des erreurs d’une machine-outil à commande numérique durant un trajet circulaire”, **International Conference of Advanced Mechanics and Renewable Energies**, organisée le 28-29 novembre 2018, à l’université M’hamed Bougara, Boumerdes, Algérie. Réf.paper: 221937.
- ❖ Ahlem Mechta · Mohamed Slamani · Moussa Zaoui, “Simulation of motion errors from circular tests for CNC machines predictive maintenance programs”, **International Seminar in Industrial Engineering and Applied Mathematics (ISIEAM ‘ 2018**, organisé le 23-24 octobre 2018, à l’université 20 Août 1955 / Skikda, Algérie. Paper ID: ISIEAM-140.
- ❖ Ahlem Mechta · Mohamed Slamani · Moussa Zaoui, “A Comparative Evaluation of the Performance of Three CNC Machine Tools”, **3rd International Conference on Applied Engineering and Natural Sciences**, on 20-23 July in 2022; Konya/Turkey.
- ❖ Ahlem Mechta · Mohamed Slamani · Moussa Zaoui , “Study of the relationship between angular deviations and straightness deviations of a prismatic axis of a numerically controlled machine tool”, **2nd International Seminar on Industrial Engineering and Applied Mathematics (ISIEAM‘22)**, organisé le 23-24 octobre 2022, à l’université 20 Août 1955 / Skikda, Algérie. Paper ID: ISIEAM-057.

DEDICACE

À la mémoire de mon père

À ma famille

À tous ceux qui m'ont aidé de près ou de loin

Remerciements

Avant tout, je remercie Dieu de m'avoir accordé la réussite dans mon cheminement académique.

Je voudrais dans un premier temps remercier, mon directeur de thèse le **professeur SLAMANI Mohamed**, pour sa patience, sa disponibilité et surtout ses judicieux conseils, qui ont contribué à alimenter ma réflexion.

Je remercie également le Co-encadreur le **professeur ZAOUI Moussa** pour toute l'aide qu'il m'a apportée.

J'exprime toute ma reconnaissance à Monsieur **FARSI Chouki**, maître de conférences à l'université de M'sila, pour avoir bien voulu accepter de présider le jury de ce mémoire de thèse. Que Monsieur **AMEDDAH Hacène**, professeur à l'université de Batna 2, trouve ici l'expression de mes vifs remerciements pour avoir bien voulu juger ce travail. Que Monsieur **AMROUNE Salah**, Professeur à l'université de M'sila, trouve ici l'expression de mes vifs remerciements pour avoir bien voulu juger ce travail. Que Monsieur **MAKRI Hocine**, maître de conférences à l'université de M'sila, trouve ici l'expression de mes vifs remerciements pour avoir bien voulu juger ce travail. Que Monsieur **DJERAD Abdelkader**, maître de conférences à l'université de M'sila, trouve ici l'expression de mes vifs remerciements pour avoir bien voulu juger ce travail.

Ma plus grande gratitude va à Prof. **RENE Mayer** et Prof. **JEAN-FRANÇOIS Chatelain** qui ont participé à la discussion et contribué de manière significative à l'élaboration de la version finale de l'article.

Sans oublié de remercier Mr. **Yan Boutin** et Mr. **Bu Khanh Vo**, ingénieurs de fabrication, pour leur aide durant les tests de laboratoire à l'école polytechnique de Montréal, Montréal, Canada.

Je remercie ma **chère mère**, qui a toujours été là pour moi. Je remercie mes sœurs **SARA**, **NAWAL**, **KARIMA**, et mes frères **FARES** et **MUSTAPHA**, pour leurs encouragements.

Enfin, je remercie mes amis **ISSAM, YONNES, YACINE, IMEN** qui ont toujours été là pour moi. Leur soutien inconditionnel et leurs encouragements ont été d'une grande aide.

Sans oublier à chaque femme ou homme de l'armée blanche dans tous les hôpitaux du pays qui luttent durement pour faire face à l'épidémie du Corona Virus.

À tous ces intervenants, je présente mes remerciements, mon respect et ma gratitude.

Table des Matières

Table des matières

<i>Liste des tableaux</i>	ii
<i>Liste des figures</i>	Vi
<i>Introduction</i>	2-5
1. <i>Motivation</i>	2
1.1 <i>Contexte</i>	2
1.2 <i>Problématique</i>	3
1.3 <i>Objectifs</i>	4
2. <i>Plan de la thèse</i>	5

CHAPITRE I : Revue de la littérature

<i>I.1.Sources des erreurs de la machine-outil</i>	07
<i>I.1.1.Introduction</i>	07
<i>I.1.2.Erreurs quasi-statiques</i>	08
<i>I.1.2.1.Erreurs géométriques</i>	08
<i>I.1.2.2. Erreurs intra-axes</i>	09
<i>I.1.2.3. Écart induits par la charge</i>	11
<i>I.1.2.4.Erreurs dues aux chargements thermiques</i>	12
A. <i>Sources et puits de chaleur externes</i>	13
B. <i>Sources et dissipateurs de chaleur internes</i>	14
<i>I.1.3. Erreurs dynamiques</i>	14
<i>I.1.3.1. Erreurs dynamiques dues à la machine-outil</i>	14
<i>I.1.3.2. Erreurs dynamiques dues au procédé</i>	15
<i>I.1.3.3.Erreurs dues à la pièce et à l'outillage</i>	15
<i>I.2.Mesure des erreurs</i>	17
<i>I.2.1.Méthodes de mesure des erreurs</i>	17

1.2.2. Surveillance des erreurs de la machine-outil	23
1.3. Modélisation des erreurs	25
1.4. Compensation des erreurs.....	27
Conclusion	29

CHAPITRE II : Modélisation des erreurs intra-axes

II.1.Introduction	31
II.2.Modèles de représentation	31
II.2.1.Modèle de BEZIER	35
II.2.2.Modèle de B-SPLINE	41
II.3.Les critères statistiques pour la sélection de modèle	45
II.3.1.Coefficient de détermination (R2)	45
II.3.2.L'erreur quadratique moyenne (RMSE)	46
II.3.3.L'erreur absolue moyenne (MAE)	47
II.3.4.Le pourcentage moyenne absolue d'erreur (MAPE)	47
Conclusion	48

CHAPITRE III : Méthode expérimentale

III.1.Introduction	50
III.2.Matériel utilisé	50
III.3. Procédure expérimentale	54
III.4. Conditions expérimentales pour les mesures	56
III.4.1.Suivant l'axe X	56
III.4.2. Suivant l'axeY	56
III.4.3. Suivant l'axe Z	57
III.5. Procédure d'installation et d'alignement	58
III.5.1. Procédure d'installation du laser	58

III.5.2. Procédure d'installation du capteur 6-D	58
III.5.3. Procédure d'installation des capteurs environnementaux	58
III.5.4. Procédure d'alignement détaillé	58
III.5.4.1. Procédure d'alignement pour des mesure sur l'axe X	59
III.5.4.2. Procédure d'alignement pour des mesure sur l'axe Y.....	60
III.5.4.3. Procédure pour des mesure sur l'axe Z.....	62
Conclusion	63
 CHAPITRE IV : Résultats et discussions	
IV .1. Introduction.....	66
IV .2. Reproductibilité des résultats de la machine Matsuura.....	66
IV .3. Analyse de la répétabilité de positionnement, de la précision et des erreurs de jeu des trois machines testées.....	68
IV .3.a. Résultat de la MOCN Matsuura MC.760 VX.....	69
IV .3. b. Résultat de la MOCN Mitsui Seiki HU40-T.....	73
IV .3.c. Résultat de la MOCN Huron 8-five KX.....	75
IV .3. d. Comparaison des trois machines.....	78
IV .4. Évaluation de la corrélation entre les erreurs intra-axes.....	80
IV .4.a . Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes suivant l'axe X.....	80
IV .4.b . Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes suivant l'axe Y.....	81
IV .4.c . Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes suivant l'axe Z.....	81
IV .4. 1.Principe d'Abbe et Bryan et leur effet sur la corrélation entre les erreurs.....	82
IV .4. 1.a.Effet d'erreur d'Abbe sur l'erreur de positionnement linéaire.....	82
IV .4. 1.b.Effet d'erreur de Bryan sur les erreurs rectitudes	84
IV .5. Modélisation des erreurs intra-axes.....	86
Conclusion.....	97

<i>Conclusion générale</i>	100
<i>Les perspectives</i>	104
<i>Bibliographie</i>	106
<i>Annexes</i>	

Liste des tableaux et figures

Liste des tableaux

Chapitre I

Tableau I-1. Erreurs machine du modèle de 13 inconnus.....	21
Tableau I-2. Erreurs machine du modèle de 84 inconnus.....	22

Chapitre III

TableauIII-1. Caractéristiques de trois machines testées	51
--	----

Chapitre IV

Tableau IV-1 : Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour quelques écart de positionnement linéaire	79
Tableau IV-2 : Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes de l'axe X	81
Tableau IV-3 :Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes de l'axe y	81
Tableau IV-4 : Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes de l'axe Z.....	82
Tableau IV-5: Comparaison des indices statistiques des trois modèles pour les erreurs de positionnement linéaire des trois machines testées.....	91
Tableau IV-6: Comparaison des indices statistiques des trois modèles pour les erreurs angulaires des machines Matsuura et Mitsui Seiki	94

Liste des figures

Chapitre I

Figure I-1 : Mouvements d'erreur et erreur de liaison des axes linéaires et de rotation	09
Figure I-2. Erreurs volumétriques de la machine-outil, (a) Modèle d'erreur machine nominale de la machine-outil cinq axes HU40-T ; (b) Modèle d'erreur machine réelle contenant les erreurs géométriques et les erreurs dynamiques	10
Figure I-3. Méthodes de mesure typiques des erreurs géométriques.....	18
Figure I-4. Méthodes de mesure des erreurs volumétriques	19

Figure I-5. Méthode échelle-artefact-balle maîtresse (a) Modèle d'erreurs machine avec 13 inconnus; (b) Modèle d'erreurs machine avec 84 inconnus.	21
---	----

Chapitre II

FigureII-1 : Schéma des six degrés de liberté des erreurs de mouvement d'un chariot de machine-outil	32
Figure II-2 Représentation des six déviations d'une composante cinématique rotative	33
Figure II-3 Machine-outil avec mouvements d'erreur le long de l'axe Y linéaire	34
Figure II-4- Une courbe de Bézier de degré trois	38
Figure II-5 - Une courbe de Bézier de degré cinq.....	39
Figure II-6- Une courbe de Bézier de degré neuf.	40
Figure II-7- Courbe B-spline uniforme.....	42
Figure II-8- Nœuds et segments.....	43
Figure II-9- Courbe B-spline non uniforme avec des extrémités fixées.....	44

Chapitre III

Figure III-1 : Montage pour mesurer les erreurs suivant l'axe X pour la machine-outil Matsuura MC-760 VX	52
Figure III-2 : MOCN Mitsui Seiki (HU40.T)	53
Figure III-3 : MOCN HURON KX 8 –five.....	53
Figure III-4 : Schéma des déplacements de la table avec distance de dépassement.....	55
Figure III-5 : Montage du laser 6 D pour mesurer suivant l'axe X du Matsuura	59
Figure III-6 : Montage du laser 6 D pour mesurer suivant l'axe Y du Matsuura (vue 1).....	61
Figure III-7 : Montage du laser 6 D pour mesurer suivant l'axe Y du Matsuura (vue 2).....	61
Figure III-8 : Montage du laser 6 D pour mesurer suivant l'axe Z du Matsuura.....	63
Figure III-9 :Montage du laser 6 D pour mesurer suivant l'axe Z du Matsuura en position de mesure la plus étroite.....	63

Chapitre IV

Figure IV-1 : Division de la course totale en trois sous-courses égales pour l'axe Y de la MOCN (Matsuura).....	66
Figure IV-2 : Reproductibilité du résultat de l'écart E_{YY} de -153 à -83 mm pour l'axe Y de la MOCN (Matsuura).....	67
Figure IV-3 : Reproductibilité du résultat de l'écart E_{YY} de -123 à -23 mm pour l'axe Y de la MOCN (Matsuura).....	67
Figure IV-4 : Reproductibilité du résultat de l'écart E_{YY} de -83 à -3 mm pour l'axe Y de la MOCN (Matsuura).....	68
Figure IV-5 : Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Matsuura	70
Figure IV-6 : Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN (Matsuura)	70
Figure IV-7 : Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la MOCN Matsuura	71
Figure IV-8 : Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN (Matsuura)	71
Figure IV-9 : Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Matsuura.....	72
Figure IV-10 : Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire l'axe Z de la MOCN (Matsuura).....	72
Figure IV-11 : Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la MOCN Mitsui.....	73
Figure IV-12 : Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la MOCN Mitsui.....	73

Figure IV-13 : Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Mitsui.....	74
Figure IV-14 : Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Mitsui.....	74
Figure IV-15 : Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Mitsui	75
Figure IV-16 : Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Mitsui	75
Figure IV-17 : Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la MOCN Huron	76
Figure IV-18 : Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la MOCN Huron	76
Figure IV-19 : Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Huron	77
Figure IV-20 : Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Huron	77
Figure IV-21 - Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Huron.....	78
Figure IV-22 : Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Huron.....	78
Figure IV -23 : Mesure de l'erreur de positionnement linéaire avec erreur d'Abbe.....	83
Figure IV -24 : Erreur angulaire de mouvement autour de l'axe C (E_{CX}) en raison de guidages horizontalement non parallèles	84
Figure IV -25 : Erreur angulaire de mouvement autour de l'axe A (roulis ; E_{AX}) et son effet sur l'erreur de rectitude horizontale.....	84

Figure IV-26 : Erreur angulaire de mouvement autour de l'axe A (roulis) et son effet sur l'erreur de rectitude verticale	85
Figure IV -27 : Erreur angulaire de mouvement autour de l'axe B (lacet) et son effet sur l'erreur de rectitude verticale	86
Figure IV-28 : Erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la machine Mitsui Seiki HU40.....	87
Figure IV-29: Erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la machine Mitsui Seiki HU40.....	87
Figure IV-30 : Erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la machine Mitsui Seiki HU40.....	88
Figure IV-31: Erreur angulaire autour de l'axe B de l'axe X (E_{BX}) pour la machine Matsuura.....	92
Figure IV-32: Erreur angulaire autour de l'axe A de l'axe Y (E_{AY}) pour la machine Matsuura.....	92
Figure IV-33 : Erreur angulaire autour de l'axe C de l'axe X (E_{CX}) pour la machine Matsuura.....	93
Figure IV-34 : Erreur angulaire autour de l'axe B de l'axe Z (E_{BZ}) of the pour la machine Matsuura.....	93
Figure IV-35: Erreur de positionnement linéaire de l'axe X (E_{XX}) pour la machine Huron 8-five KX.	95
Figure IV-36 : Erreur de positionnement linéaire de l'axe Y (E_{YY}) pour la Huron 8-five KX	95
Figure IV-37 : Erreur de positionnement linéaire de l'axe Z (E_{ZZ}) pour la Huron 8-five KX .	96
Figure IV-38: Erreur de rectitude verticale de l'axe X-axis (E_{ZX}) pour la Huron 8-five KX...	96
Figure IV-39 : Erreur de rectitude horizontale de l'axe X-axis (E_{YX}) pour la Huron 8-five KX.....	97

Acronymes

HTM : Matrice de transformation homogène

R^2 : Coefficient de détermination

RMSE: Erreur quadratique moyenne

MAE: Erreur absolue moyenne

MAPE: Erreurs moyennes absolues en pourcentage

CAO: Conception Assisté par ordinateur

MOCN: Machine-outil à commande numérique

TANGO: (Trustable Algorithms for Nonlinear General Optimization) Algorithmes fiables pour l'optimisation générale non linéaire

A: exactitude bidirectionnelle

B: jeu d'inversion

R: Répétabilité de positionnement bidirectionnelle

Notations

M1: Machine Matsuura

M2: Machine Mitsui

M3: Machine Huron

i : Position des cibles

$S_i \uparrow$: Écart type direction aller

$S_i \downarrow$: Écart type direction retour

$R_i \uparrow$: Répétabilité de positionnement unidirectionnelle pour la direction aller

$R_i \downarrow$: Répétabilité de positionnement unidirectionnelle pour la direction retour

$\bar{Y}_i \downarrow$: Valeur moyenne direction retour

$\bar{Y}_i \uparrow$: Valeur moyenne direction aller

$Y_{ij} \downarrow$: ième observation de la variable dépendante pour le jème cycle de la direction retour.

n : La taille de l'échantillon

$Y_{ij} \uparrow$: ième observation de la variable dépendante pour le jème cycle de la direction aller.

F_i : Valeur mesurée (réelle).

\hat{F}_i : Valeur prédite.

\bar{F} : Moyenne des valeurs.

$B_{i,n}(u)$ et $N_{i,n}(u)$: Les fonctions de base de Bezier et de B-spline respectivement.

Q_i : Points de contrôle définissant le polygone de Bézier

k : Segments polynomiales de la B-spline

P_i : points de contrôles

$P(u)$: Module de Bezier et B-spline

E_{XX} : Erreur de positionnement linéaire suivant l'axe X

E_{YX} : Erreur rectitude horizontale suivant l'axe X

E_{ZX} : Erreur rectitude verticale suivant l'axe X

E_{BX} : Erreur de lacet suivant l'axe X

E_{CX} : Erreur de tangage suivant l'axe X

E_{XY} : Erreur rectitude verticale suivant l'axe Y

E_{YY} : Erreur de positionnement linéaire suivant l'axe Y

E_{ZY} : Erreur rectitude horizontale suivant l'axe Y

E_{AY} : Erreur de lacet suivant l'axe Y

E_{CY} : Erreur de tangage suivant l'axe Y

E_{XZ} : Erreur rectitude horizontale suivant l'axe Z

E_{YZ} : Erreur rectitude verticale suivant l'axe Z

E_{ZZ} : Erreur de positionnement linéaire suivant l'axe Z

E_{BX} : Erreur de lacet suivant l'axe Z

E_{CX} : Erreur de tangage suivant l'axe Z

e_{XX} : Erreur de positionnement linéaire au niveau de la vis à billes

e_{YX} : Erreur de rectitude horizontale au niveau de la vis à billes

e_{ZX} : Erreur de rectitude verticale au niveau de la vis à billes

t_{ya} : Décalage d'Abbe dans la direction Y

t_{za} : Décalage d'Abbe dans la direction Z

t_{xbr} : Décalage de Bryan dans la direction X

t_{ybr} : Décalage de Bryan dans la direction Y

t_{zbr} : Décalage de Bryan dans la direction Z

Introduction générale

I Introduction générale

1. Motivation

Le secteur industriel se développe rapidement vers une fabrication plus intelligente dans le contexte industrie 4.0 et usines connectées. Le grand défi dans ce secteur stratégique est de produire des pièces de bonne qualité du premier coup, tout en minimisant le temps de travail et en réduisant les coûts de fabrication. Les machines-outils occupent un rôle essentiel dans les usines connectées. Afin de réussir la transition vers l'industrie 4.0, les entreprises manufacturières doivent avoir des machines-outils précises, flexibles et intelligentes. Mais en fait, même si la machine-outil est suffisamment précise au début, sa performance se dégrade peu à peu avec le temps, dû au travail intensif qu'elle accomplit. Dans un tel environnement, la caractérisation et la modélisation des erreurs des machines-outils pour l'étalonnage indirect et la prédiction de la performance de ces machines à temps réel est primordiale.

1.1 Contexte

Malgré le développement technologique atteint par les machines-outils et leurs systèmes de commandes, il reste encore de nombreux facteurs qui affectent la performance de ces machines pour un usinage précis telle que : les erreurs géométriques et cinématique, les erreurs thermiques, les erreurs induites par la force de coupe et les erreurs d'asservissement. Les erreurs géométriques d'une machine-outil sont parmi les plus grandes sources d'inexactitude et sont dues à la géométrie imparfaite des guidages de la machine-outil et des autres éléments structurels, tels que le banc de la machine, les paliers, les chariots, les vis, etc., et leur désalignement dans la structure de la machine. Ils sont affectés par le chargement thermique et dynamique et varient lentement avec le temps. Ces erreurs sont systématiques de nature, mais ce caractère systématique peut être modifié en raison d'une collision ou usure des composants de la machine.

À cause de ces erreurs, la translation ou la rotation d'un axe devient impure et à chaque position, l'axe produira six erreurs intra-axes (écarts de mouvement) selon les six degrés de liberté (trois écarts de translation et trois écarts de rotation). Généralement, ces écarts ne sont pas constants, ils varient en fonction de la position nominale de l'axe en mouvement.

1.2 Problématique

Dans le cadre de l'étalonnage indirect et la simulation des erreurs volumétriques, les erreurs intra-axes d'une machine-outil ont été modélisées dans plusieurs travaux de recherche par des polynômes.

La popularité des modèles polynomiaux vient en grande partie de leurs propriétés bien connues, leurs simplicités et facilités à programmer informatiquement. L'inconvénient principal de la modélisation polynomiale est son manque de souplesse. D'une part, les polynômes ne peuvent pas prétendre représenter certaines formes, car ils n'ont pas d'asymptote. Ils ne peuvent donc pas s'adapter à une forme linéaire.

D'autre part, l'augmentation du nombre de degrés du polynôme pour une meilleure adéquation avec les points observés peut conduire à des oscillations, qui s'éloignent de la réalité pour s'adapter aux fluctuations aléatoires des observations. Cela peut entraîner des modèles très instables avec une occupation énorme du mémoire. Aussi, la capacité d'extrapolation des modèles polynomiaux est très limitée. Ces inconvénients limite l'utilisation des polynômes dans un concept de système automatisé de métrologie virtuelle et intelligente dans un contexte d'industrie 4.0. Pour cela, des modèles robustes et fiables pour répondre aux défis industriels sont nécessaires.

Plusieurs travaux de recherches ont montré ces dernières années, que les courbes paramétriques telles-que, Bézier, B-spline et NURBS constituaient les techniques d'interpolation la plus populaire pour les systèmes CNC. Elles présentent plusieurs avantages, tels-que la simplicité et la facilité à programmer informatiquement, flexibilité et liberté pour le contrôle de l'allure d'une courbe, la différenciation et enfin, elle permet une séparation des variables et un calcul direct des coordonnées d'un point. Ces courbes paramétriques peuvent aussi fournir des trajectoires d'outil CNC lisses, permettant de contrôler le comportement dynamique de la machine. Grâce à l'utilisation des courbes paramétriques dans les interpolateurs des machines-outils, une réduction du temps d'usinage, une meilleure précision et une finition améliorée de la surface peuvent être obtenues.

Malgré les avantages susmentionnés, l'utilisation des modèles paramétriques dans la modélisation des erreurs intra-axes est assez limitée. Nous nous sommes donc tournés dans ce travail vers cette approche pour la modélisation des erreurs intra-axes des machines-outils à commande numérique, en utilisant les courbes de Bézier et les courbes B-Spline comme

modèles alternatifs, pour remplacer les courbes polynomiales dans la procédure d'étalonnage indirect.

Il est bien connu que la cause importante de l'erreur volumétrique provient du mouvement de chaque axe de la machine qui peut être décrit par six degrés de liberté : trois translations et trois rotations, alors qu'idéalement un seul degré de liberté est présent, suivant l'axe du mouvement souhaité, qu'il soit linéaire ou de rotation. En d'autres termes, les six degrés de liberté (les six erreurs intra-axes) proviennent de la même source, c.-à-d. L'axe en mouvement. Une corrélation peut exister entre ces erreurs intra-axes.

Cependant, jusqu'à présent, aucune étude spécifique n'a été réalisée pour mesurer l'ampleur de cette corrélation. Dans ce mémoire, une étude comparative basée sur des analyses statistiques est réalisée, afin de valider l'hypothèse concernant la corrélation entre les erreurs intra-axes d'un même axe.

1.3 Objectifs

Le principal objectif de ce travail est de mettre à disposition des concepteurs, des fabricants et des usagers des machines-outils de nouveaux outils pour l'amélioration de la qualité des machines, en exploitant les opportunités offertes par les modèles paramétriques tels que les courbes de Bézier et les courbes B-spline. L'approche proposée consiste à recueillir les données des erreurs intra-axes des trois axes prismatiques d'une machine-outil à commande numérique au moyen d'un interféromètre laser et de les exploiter pour améliorer les approches de modélisation de ces erreurs. Cette étude se résume dans les sous objectifs suivants :

Réaliser des essais bidirectionnels de toutes les erreurs intra-axes pour chaque axe prismatique de la machine ;

- Effectuer une analyse statistique pour la répétabilité de positionnement, l'exactitude et la reproductibilité de ces résultats ;
- Évaluer la corrélation entre les erreurs intra-axes ;
- Choisir le degré et le nombre de points de contrôle optimal représentatif pour chaque erreur intra-axes mesuré ;
- Évaluer le jeu d'inversion pour chaque écart mesuré ;
- Vérifier la généralité du modèle à partir des mesures effectuées sur trois types de machines-outils aux technologies de commande et de guidage variées ;

- Évaluer l'adéquation du modèle par l'analyse des résidus.

2. Plan de la thèse

Le travail présenté dans cette thèse est principalement axé sur le développement d'un modèle prédictif des erreurs intra-axes des axes prismatiques pour une machine-outil et analyser la corrélation entre les erreurs intra-axes qui affectent la performance des machines-outils.

Au début, une introduction de la thèse avec sa portée, sa motivation, son contexte, sa problématique et ses objectifs est présentée.

Dans le chapitre 1, une recherche bibliographique sur les sources d'erreurs des machines-outils à commande numériques est exposée.

Le chapitre 2 présente la méthodologie de modélisation des erreurs intra-axes, les concepts des modèles paramétriques (Bézier et B-spline) et les critères statistiques utilisés pour la sélection du modèle optimal.

Le chapitre 3 décrit les procédures expérimentales et le matériel utilisé pour mesurer les erreurs intra-axes qui affectent la précision des machines-outils. Des détails sur les machines-outils et l'installation des équipements utilisés pendant les divers essais sont également fournis.

Le chapitre 4 présente les résultats obtenus par les mesures et les modèles de prédiction développés précédemment ainsi qu'une discussion sur la répétabilité de positionnement, l'exactitude et le jeu d'inversion pour les trois machines-outils testées. Ce chapitre contient aussi une discussion sur les coefficients de corrélations entre les différentes erreurs intra-axes. Une comparaison entre les modèles proposés est également présentée dans ce chapitre. À la fin de ce chapitre le modèle le plus représentatif est sélectionné.

Le dernier chapitre tire des conclusions et suggère des travaux futurs qui peuvent être réalisés, pour enrichir davantage le modèle proposé.

CHAPITRE I :

Revue de la littérature

I.1. Sources d'erreurs de la machine-outil

I.1.1 Introduction

L'un des plus grands défis de l'industrie manufacturière est d'accroître la compréhension des sources d'erreurs et de leurs effets sur la précision des systèmes d'usinage. L'exactitude des machines-outils est l'une des exigences les plus fondamentales pour l'ingénierie de haute précision. La revue de littérature suivante se concentre sur trois aspects importants. Elle commence par fournir une aperçue sur les différentes sources d'erreurs des machines-outils à commande numérique telles que les erreurs quasi-statique et les erreurs dynamiques, suivi par les techniques de mesure des différentes erreurs. Ensuite, certaines méthodes de modélisation et de compensation disponibles dans la littérature sont également fournies dans cette section.

La fabrication actuelle nécessite des machines-outils ayant la possibilité d'usiner des formes complexes avec une haute précision. Les machines-outils à commande numériques sont l'un des plus importants composants dans les installations industriels modernes, bien que la fabrication des pièces complexes soit soumis à l'augmentation des nombres des erreurs, qui affectent la qualité des pièces usinées et qui résultent des difficultés à satisfaire le consommateur [1].

La précision des machines-outils est définie par son erreur de positionnement et sa répétabilité [2]. L'erreur de positionnement reflète la différence entre la position réelle et la position nominale de l'axe et a un impact direct sur l'erreur volumétrique. La plage de variations pour la mesure répétée de l'erreur de positionnement est définie comme la répétabilité de la machine-outil. Les erreurs de positionnement sont influencées par les facteurs suivants, par exemple, les facteurs environnementaux, les erreurs mécaniques et d'assemblage des composants de la machine-outil et les erreurs dynamiques générées par le processus d'usinage. Ils peuvent être classés en deux sources principales :

1) Erreurs quasi-statiques : elles sont liées à la structure de la machine et peuvent être classées en erreurs cinématiques, géométriques et thermiques [3].

2) Erreurs dynamiques : elles sont causées par le mouvement d'erreur de la broche, les vibrations des composants et de la structure de la machine-outil, les vibrations induites par un processus d'usinage et les erreurs liées au contrôleur CNC.

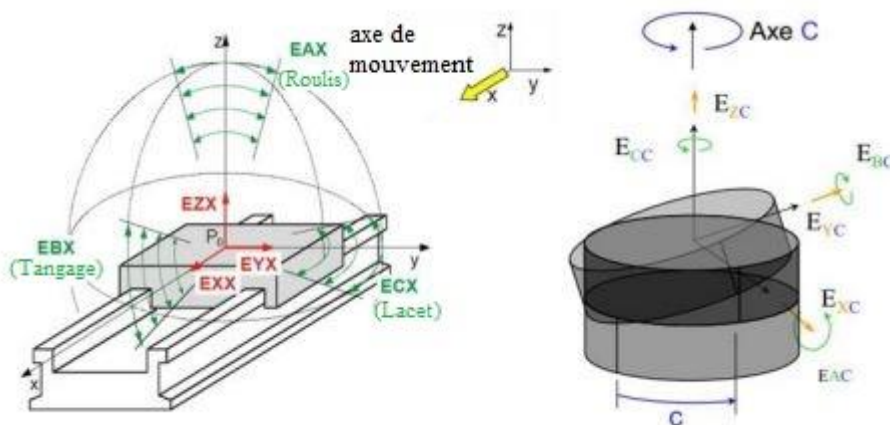
I.1.2. Erreurs quasi-statiques

Ces erreurs comportent principalement les erreurs intra-axes, les erreurs géométriques, les erreurs induites par la charge et les erreurs qui surviennent sous des contraintes thermiques sur la structure de la machine.

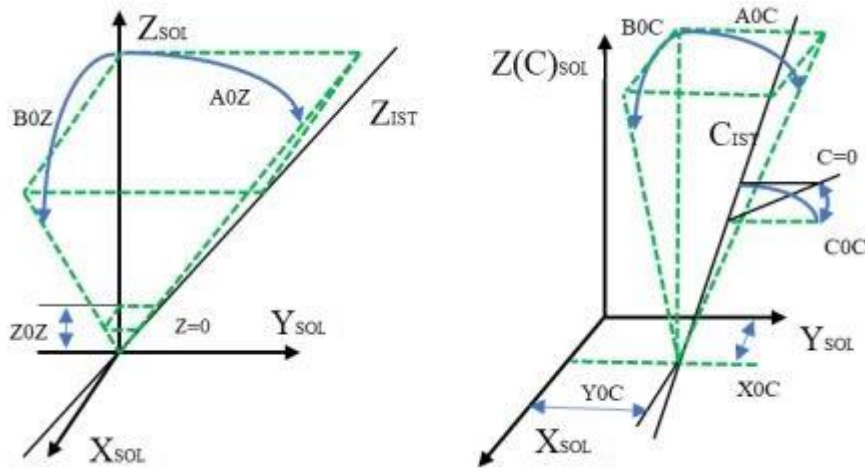
En général ces facteurs sont définis comme les erreurs sur la position relative entre l'outil et la pièce à usiner qui sont reliés à la structure de la machine et varient aussi lentement avec le temps [4, 5].

I.1.2.1. Erreurs géométriques

Les erreurs géométriques des machines-outils représentent la plupart des sources d'erreurs des machines. Elles se traduisent enfin par des erreurs de position et d'orientation de l'outil par rapport à la pièce (erreur volumétrique). Ils sont généralement causés par l'imperfection des composants mécaniques des machines-outils et les imprécisions induites par l'assemblage [1]. Les erreurs géométriques de la machine-outil peuvent être classées en deux parties : les paramètres d'erreur de liaison et les erreurs de mouvement [6, 7]. Les paramètres d'erreur de liaison sont indépendants de la position ; ils comprennent les défauts d'alignement des articulations, l'erreur de séparation des axes rotatifs, les décalages angulaires, etc. Tandis que les erreurs de mouvement dépendent de la position. Ils sont liés aux erreurs de composants : erreur d'échelle, erreur de rectitude, roulis, lacet, tangage de l'axe linéaire et erreur angulaire, inclinaisons, erreurs radiales et axiales de l'axe rotatif. Les erreurs géométriques de la machine-outil (erreurs de liaison et d'emplacement de l'axe linéaire et rotatif) sont révélées à la figure I-1.



(A)



(B)

Figure I-1. Erreurs de mouvement et erreur de liaison des axes linéaires et de rotatifs [7]

Donc les erreurs géométriques sont causées par les inexactitudes des composants intégrés et les erreurs d'assemblage [8, 9]. Ces erreurs sont dues à la géométrie imparfaite des guidages de la machine-outil et des autres éléments structurels, tels que le banc de la machine, les paliers, les chariots, les vis, etc., et leur désalignement dans la structure de la machine [1].

Ils sont affectés par le chargement thermique et dynamique et varient lentement avec le temps. Ces erreurs sont systématiques de nature [10, 11], mais ce caractère systématique peut être modifié en raison d'une collision ou usure des composants de la machine. À cause de ces erreurs, la translation ou la rotation d'un axe devient impure et à chaque position l'axe produira six erreurs intra-axes (écarts de mouvement) selon les six degrés de liberté (trois écarts de translation et trois écarts de rotation). Généralement, ces écarts ne sont pas constants, ils varient en fonction de la position nominale de l'axe en mouvement [12, 13].

Plusieurs facteurs affectent les erreurs géométriques comprenant la rectitude, la rugosité et la charge initiale extérieure de roulement [14]. Ces imperfections, résultant des imprécisions intégrées au montage et des axes individuels de la machine avec dégénérescence, sont les plus grandes sources d'erreurs [15].

I.1.2.2. Erreurs intra-axes

Les erreurs intra-axes sont définies comme des erreurs dans la trajectoire d'un axe qui sont provoquées par le désalignement ou le placement incorrect des composants. Ce type

d'erreur est souvent rencontré significativement dans le cas d'applications nécessitant la combinaison d'axes ou de mouvements.

L'erreur de positionnement de chaque axe, erreur de perpendicularité entre les axes, rectitude de chaque axe, erreur de jeu d'inversion de chaque axe et erreur de tangage, lacet et roulis de chacun des axes sont les principales imperfections qui sont causées par les écarts géométriques et les erreurs intra-axes. En conséquence, les écarts géométriques et cinématiques de la machine-outil forment l'inexactitude de base de la machine-outil à commande numérique [16, 17].

En raison de l'existence d'erreurs machine, dans l'espace 3D, des imprécisions de position et d'orientation des axes linéaires et rotatifs des machines pourraient être trouvées. Cela pourrait générer une erreur volumétrique liée à l'outil et à la pièce. Il pourrait être défini comme le vecteur d'erreur cartésien de l'erreur de la position réelle de l'outil par rapport à sa position attendue par rapport au cadre de la pièce et projeté dans le cadre de fondation [18]. Prenons l'exemple d'une machine-outil générale à cinq axes, il n'y aura pas de décalage entre l'outil et la pièce dans le modèle nominal de la machine-outil (Figure I-2, a). Cependant, en raison de l'existence d'erreurs géométriques de la machine-outil et d'erreurs dynamiques dans la mesure, des décalages entre l'outil et la pièce pourraient être trouvés dans le modèle d'erreur de la machine réelle (Figure I-2, b).

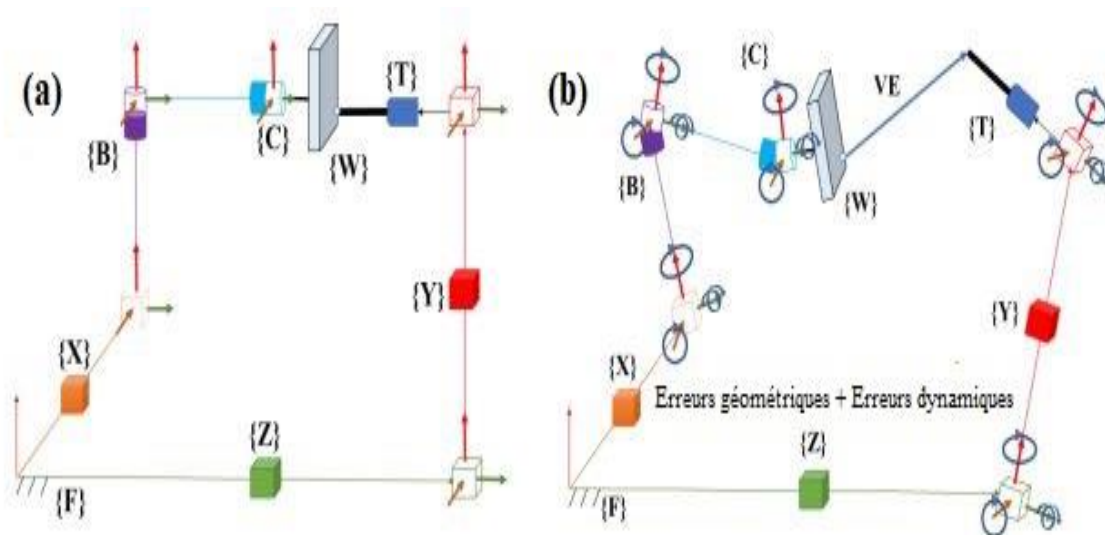


Figure I-2. Erreurs volumétriques de la machine-outil, (a) Modèle d'erreur machine nominale de la machine-outil cinq axes HU40-T ; (b) Modèle d'erreur machine réelle contenant les erreurs géométriques et les erreurs dynamiques [19].

I.1.2.3. Écarts induits par la charge

Les composants de la machine-outil peuvent former, sous l'effet des contraintes et des charges, des déviations de positionnement relatif entre l'outil et la pièce, parmi les sources de ces écarts :

- La déformation causée par le poids de la pièce.
- Les contraintes qui persistent au moment de l'assemblage des composants de la machine.
- La déformation statique de la machine à cause du déplacement de ses composants.

Elle survient surtout quand la machine est moins rigide pour supporter le poids mort des composants [14, 20, 21].

Les charges externes qui causent des erreurs dans une machine comprennent la gravité (une fonction du poids de la pièce à usiner), la charge de coupe qui résulte du processus de coupe et la charge d'accélération de l'axe résultant du déplacement des masses des composants de la machine [22]. Ces erreurs sont les erreurs induites par la charge et affectent gravement la rigidité d'une structure de machine-outil. Ils provoquent des contraintes élastiques dans la structure de la machine-outil avec des effets répartis et/ou variables. Cela se produit en raison de forces internes ou externes et produit des contraintes et des déformations inévitables dans les composants de la machine-outil [23]. Schellekens et al.[24] et Spaan [25] proposent que ces erreurs peuvent être significatives par rapport aux erreurs cinématiques d'une machine-outil. La principale source de cette génération d'erreur est l'hypothèse de rigidité finie, car il est impossible d'atteindre une configuration structurelle entièrement rigide. De plus, le poids et la configuration des composants dans la boucle structurelle contribuent également aux erreurs de rigidité [23]. L'ampleur des erreurs induites par la charge dépend du comportement de chargement de l'objet, du poids de l'objet, des forces d'usinage et des forces imprévues déséquilibrées dans les éléments de la machine qui affectent la rigidité de la boucle structurelle. Bien qu'il ait été rapporté que dans l'usinage de finition, la force de coupe est faible et que la déviation résultante pourrait être négligée [1], des études sur la compensation des erreurs induites par la charge se sont avérées améliorer la précision de la machine [26].

D'autre part, les erreurs de rigidité dépendront non seulement de leurs propres variables de liaison, mais également des variables des liaisons restantes au sein de la machine-outil et rendront donc le phénomène plus complexe. Cependant, comme la raideur des composants de la machine n'est pas infinie, les déformations résultant du comportement dynamique et des conditions de charge peuvent être importantes et les erreurs ainsi produites

ne peuvent être négligées [23]. Traditionnellement, les chercheurs au stade de la conception veillent à rendre la structure plus rigide en utilisant des cadres de base lourds et des glissières mobiles, mais cela affecte la précision et l'utilisation de la puissance, car le mouvement des composants plus lourds n'est ni recommandé ni apprécié. De plus, les pièces lourdes peuvent générer des forces d'inertie importantes et une charge dynamique accrue, en particulier pour les machines utilisant des accélérations élevées. Par conséquent, la réduction des erreurs pour améliorer la précision de la machine-outil est cruciale. Les erreurs/imprécisions peuvent être réduites par l'amélioration structurelle de la machine-outil grâce à de meilleures pratiques de conception, de fabrication et d'assemblage [27]. D'autre part, les grandes machines-outils sont de plus en plus importantes en raison de la demande croissante de grandes pièces, par exemple dans la production d'éoliennes, dont la taille augmente avec chaque nouveau modèle [28].

Avec la demande croissante d'usinage de précision, il est essentiel d'établir un modèle de traitement précis, en particulier pour les machines lourdes surchargées présentant les caractéristiques d'un poids important et d'une résistance à la charge élevée. Par conséquent, la construction d'un modèle de précision d'usinage pour les machines-outils à usage intensif en tenant compte des erreurs induites par la charge peut fournir une base importante pour la conception de la structure de la machine-outil et la technologie de compensation.

I.1.2.4. Erreurs dues aux chargements thermiques

Ces erreurs proviennent essentiellement de la chaleur introduite à partir de plusieurs sources qui déforment les composants de la machine-outil [29].

Les conditions de l'environnement, la chaleur générée ou dissipée par le fluide de coupe, la chaleur générée par la machine-outil et la chaleur générée par le procédé de coupe sont les principales sources d'erreurs dues aux chargements thermiques [30, 31].

La déformation thermomécanique des machines-outils, causée par des sources de chaleur externes et internes, est l'un des principaux contributeurs à l'erreur géométrique globale de la pièce [32]. Les fabricants de machines-outils essaient donc de réduire les déplacements thermiques et plusieurs recherches ont été menées sur ce sujet au cours des dernières décennies. Pendant ce temps, de nombreuses découvertes et méthodologies sur les causes et la réduction des déplacements thermiques ont été faites. Afin de réduire les erreurs sur les machines-outils causées par la déformation thermique, il est important de comprendre les facteurs d'influence. Il existe un grand nombre d'influences thermiques différentes, la répartition réelle de la température sur la machine-outil étant une combinaison de tous ces

effets et de leurs historiques. Outre l'identification de ces sources d'erreurs, il faut également les mesurer pour quantifier leur influence sur la précision globale de la machine-outil. Avec les performances toujours croissantes de l'électronique et des technologies de l'information, de nouvelles possibilités émergent. Les outils de simulation deviennent plus importants pour effectuer une analyse plus détaillée des différents effets et tentent également de modéliser et de prédire le comportement de la machine-outil, avant qu'elle ne soit réellement construite. Afin d'obtenir des erreurs thermiques minimales, la première étape consiste à utiliser des concepts qui minimisent les erreurs thermiques, par exemple la conception thermo symétrique. Après cela, la conception de la machine-outil peut être optimisée, où la simulation peut aider à réduire le temps de développement de nouveaux composants et à augmenter la qualité des pièces. Afin d'obtenir des résultats significatifs, il est important d'avoir déjà une bonne compréhension du système qui doit être analysé avant d'effectuer toute simulation. Au fur et à mesure que la compréhension des effets thermiques s'améliore, différentes contre-mesures peuvent être prises pour diminuer leur influence sur le bout d'outil. Ces contre-mesures peuvent être réalisées au moyen de « matériel », par exemple en utilisant des refroidisseurs, ou de « logiciel », généralement avec des mouvements compensatoires par la CN.

En général, les influences thermiques sur les machines-outils peuvent être classées en six groupes de base indiqués dans le diagramme des effets thermiques [33]. Ces effets sont :

- la chaleur générée par le processus (de découpe)
- la chaleur dégagée par la machine (variateurs, ...)
- échange de chaleur dû aux dispositifs de tempérage (refroidissement et chauffage)
- échange de chaleur avec l'environnement
- l'effet des personnes
- mémoire thermique de tout environnement précédent

Tous ces effets conduisent à une déformation thermomécanique et par conséquent provoquent des imprécisions sur la machine-outil.

A. Sources de chaleur externes

Les effets externes sont attribués à l'environnement dans lequel se trouve la machine, mais aussi à la pièce. L'effet principal sur la machine est la variation de la température

ambiante pendant le cycle jour et nuit, mais aussi pendant des périodes plus longues comme l'été et l'hiver sur une année. Outre la variation temporelle, la variation spatiale est également importante, car la température de l'air varie avec la hauteur au-dessus du sol, mais est également influencée par les machines voisines, l'ouverture/fermeture de la porte de l'atelier d'usinage, etc. Le rayonnement solaire peut également affecter gravement la température et l'environnement des machines. Pour la pièce qui provient souvent du stockage, la mémoire thermique est également importante. Habituellement, la température dans le stockage est différente de celle de l'atelier et, par conséquent, la pièce a besoin d'un certain temps pour s'acclimater à la température de l'atelier. Cet effet est également important à prendre en compte pour les pièces de haute précision qui seront mesurées après une première production, puis finies lors d'une étape d'usinage ultérieure. La température dans la salle de mesure est généralement contrôlée à 20 C° et donc souvent différente de la température du sol de l'atelier.

B. Sources et dissipateurs de chaleur internes

Les sources de chaleur internes prennent en compte toutes les sources de chaleur qui sont directement connectées à la structure de la machine-outil. Cela concerne non seulement les éléments de machine tels que les roulements, les broches et les entraînements d'avance, mais également les unités auxiliaires. Même si des composants tels que les refroidisseurs, l'hydraulique, etc. émettent leur chaleur résiduelle dans l'environnement, les fluides avec lesquels ils agissent sont affectés par la température et entrent également en contact avec la machine. Cela modifie à son tour la répartition de la température de la machine-outil. Dans [34], les pertes de chaleur dans différents composants des machines-outils sont présentées. La chaleur générée dans ces éléments de machine provient généralement des pertes de puissance dues aux effets de frottement et électriques. Les refroidisseurs agissent souvent comme des dissipateurs de chaleur afin d'évacuer la chaleur de la machine.

I.1.3. Erreurs dynamiques

Ces erreurs sont causées principalement par trois catégories : les erreurs dynamiques dues à la machine-outil, les erreurs dues au procédé et erreurs dues à la pièce et à l'outillage.

I.1.3.1. Erreurs dynamiques dues à la machine-outil

La dynamique ou le mouvement de rotation d'un outil ou de la pièce autour d'un axe précis, permet l'obtention de la qualité des pièces. Mais ces mouvements peuvent être affectés par :

- Des défauts dans les roulements
- La variation des contacts entre les différentes composantes ou encore au comportement de la structure en fonction des modes d'excitations
- Les déformations causées par la distribution des charges [31, 35].

I.1.3.2. Erreurs dynamiques dues au procédé

La procédure d'enlèvement des métaux provoque des sollicitations qui affectent la précision de la machine-outil, ces sollicitations ont des effets sur la variation des erreurs quasi-statiques et peuvent donner naissance à d'autres types d'erreurs [36].

I.1.3.3. Erreurs dues à la pièce et à l'outillage

Les forces de coupe, les vibrations et l'usure de l'outil pendant chaque opération d'usinage génèrent des contraintes mécaniques et thermiques. Ces contraintes affectent directement la pièce ou l'outil et contribuent à la dégradation de la précision et de l'intégrité de la surface [37].

L'erreur dynamique peut être divisé en deux groupes: l'erreur dynamique à l'intérieur de la boucle d'asservissement ; et l'erreur dynamique en dehors de la boucle d'asservissement.

L'erreur dynamique à l'intérieur de la boucle d'asservissement, est généralement appelée erreur de suivi (erreur de poursuite). Pour le système d'alimentation servocommande en boucle fermée, l'erreur de suivi est l'écart entre l'échelle linéaire détectant le déplacement et le déplacement de référence, pour le système d'alimentation servocommande en boucle semi-fermée, l'erreur de suivi est l'écart entre le déplacement du codeur du moteur détectant et le déplacement de référence.

La vitesse d'avance des points de consigne à la surface sculptée d'usinage à grande vitesse n'est généralement pas constante.

La vitesse d'alimentation variable entraîne une modification de l'erreur de suivi. Par conséquent, l'erreur de suivi est appelée erreur dynamique dans certaines recherches.

Slamani et al. [38] Ont quantifiés l'erreur de suivi (erreur d'asservissement) ou l'erreur dynamique d'asservissement. Leurs recherches ont montré que plus la vitesse d'alimentation est élevée, plus l'erreur dynamique d'asservissement est importante. L'erreur dynamique d'asservissement représentait 80 % de l'erreur volumétrique à une vitesse d'alimentation de 10 m/min. Peu de temps après, Slamani et al. [3] Ont établi le modèle de prédiction de l'erreur dynamique d'asservissement, qui prenait la différence entre la sortie et l'entrée de la fonction de transfert en boucle fermée du système de second ordre comme erreur dynamique

d'asservissement. Chiu et Yao [39] ont qualifié l'erreur dynamique d'erreur de positionnement dynamique et ont déclaré que l'erreur de position dynamique était causée par le manque de bande passante dans le système d'alimentation servo. Zhao et al. [40] Ont divisé l'erreur de suivi en deux états : état stable et état transitoire. L'erreur d'état stable est l'erreur de suivi de position causée par le décalage temporel qui est causé par le processus d'accélération et de décélération et la servocommande. L'erreur transitoire est l'écart entre le déplacement de référence et le déplacement réel causé par le réglage et la vibration excitée par le changement brusque des points de consigne. Zhong et al. [41] Ont déclaré que l'erreur dynamique est sensible à la trajectoire de l'outil et à la vitesse d'avance.

L'erreur dynamique à l'intérieur de la boucle d'asservissement provient du déphasage du système d'asservissement, mais surtout provient de la divergence entre la bande passante haute des consignes et la bande passante basse de l'asservissement. Lorsque la bande passante des points de consigne est supérieure à la bande passante d'asservissement, la composante de fréquence utile dans les points de consigne qui dépasse la bande passante d'asservissement ne peut pas être réalisée. L'augmentation de la vitesse d'avance et l'accélération entraînent l'augmentation de la bande passante des consignes, donc entraînent l'augmentation de l'erreur de poursuite. La bande passante des servos est liée aux caractéristiques dynamiques mécaniques. Les modes mécaniques à la fois à l'intérieur de la boucle d'asservissement et à l'extérieur de la boucle d'asservissement peuvent être les facteurs qui limitent l'augmentation de la bande passante d'asservissement.

L'erreur dynamique hors boucle d'asservissement pour le système d'alimentation servocommande en boucle fermée, est définie comme l'écart entre le déplacement de l'extrémité de l'effecteur et le déplacement de détection d'échelle linéaire. Pour le système d'alimentation servo commandé en boucle semi-fermée, il s'agit de l'écart entre le déplacement de l'extrémité de l'effecteur et le déplacement de détection du codeur du moteur.

Dans l'usinage à grande vitesse, les points de consigne ont non seulement une vitesse d'avance élevée, mais également une accélération élevée. Par exemple, pour une trajectoire circulaire/coin donnée, lorsque la vitesse de la trajectoire est doublée, l'accélération requise est multipliée par quatre[42].

Une accélération élevée provoque une force d'inertie élevée et conduit par conséquent à la déformation élastique des séries mécaniques[43]. Le taux de variation de l'accélération qui est considérée comme l'excitation dynamique [44], excitant la vibration des séries mécaniques. Lorsque l'accélération est élevée et la secousse agissent sur la structure

mécanique à l'extérieur de la boucle d'asservissement, cela produit la déviation entre l'extrémité de l'effecteur et le point de détection en boucle fermée/semi-fermée. Cette partie de l'erreur ne peut pas être détectée et contrôlée directement par la boucle d'asservissement, car la série mécanique est en dehors de la boucle d'asservissement. Selon la différence de type de contrôle et de structure mécanique, ce type d'écart peut être classé en trois cas : Système d'alimentation à vis à billes avec contrôle en boucle semi-fermée, système d'alimentation à vis à billes en boucle fermée et système d'alimentation à moteur linéaire avec contrôle en boucle fermée.

I.2. Mesure des erreurs

La mesure des erreurs est une technique efficace et une partie essentielle dans la compensation d'erreur et la précision de la machine-outil.

Selon la norme ISO, il existe différents types d'appareils pour mesurer les erreurs dynamiques et statiques des machines-outils (ISO 230-2, ISO 230-3 et ISO 230-4). Les plus fréquents sont :

- Encodeur planaire KGM qui fournit une grande rapidité et efficacité pour mesurer dynamiquement la performance des machines-outils à commande numérique. Il peut détecter la déviation dans le plan du trajet faite par la machine par rapport à un trajet nominal 2D, incluant l'effet des erreurs géométriques et des erreurs induites par son contrôleur et son système d'entraînement [45, 46].
- Système de mesure barre à billes : est un dispositif permettant de mesurer les erreurs volumétriques des machines-outils à commande numérique. Il se compose de deux billes de haute précision et de deux bases magnétiques [13, 47, 48].
- L'interférométrie laser : Généralement, les erreurs des machines-outils sont obtenues à l'aide d'un interféromètre laser qui est un instrument de mesure qui peut déterminer avec précision les erreurs d'une machine-outil [9, 49-55]. C'est un système de mesure directe qui utilise le principe d'interférence pour mesurer les erreurs de déplacement avec une variété de combinaisons spécifiques des miroirs de mesure. L'interféromètre laser peut identifier les erreurs de positionnement, les erreurs angulaires, les erreurs de rectitude et les erreurs perpendicularité [8, 56].

I.2.1. Méthodes de mesure des erreurs

Les approches directes et indirectes peuvent mesurer les erreurs des machines-outils à cinq axes [7]. Les méthodes directes nécessitent généralement des appareils ou des

instruments spécialisés, des configurations précises et des opérateurs professionnels. Le processus de mesure des erreurs prend du temps et s'accompagne de temps d'arrêt dans la production normale. Ainsi, les méthodes indirectes sont généralement bien accueillies par les utilisateurs de machines-outils à cinq axes. Étant donné que les machines-outils à cinq axes ont largement équipé par palpeur à déclenchement par contact, la recherche utilisant le palpeur pour la mesure des erreurs de la machine-outil est devenue donc trop demandée. La différence entre l'étalonnage direct et la méthode d'étalonnage indirecte est que l'étalonnage direct fonctionne avec un axe à la fois, tandis que l'étalonnage indirect implique plusieurs axes [50, 57]. L'interféromètre laser et le calibrateur d'axe rotatif sont les instruments les plus largement utilisés pour mesurer les erreurs de positionnement de l'axe linéaire et rotatif (Figure I-3). De plus, les erreurs de rectitude et d'équerrage peuvent également être mesurées séparément en utilisant différentes configurations de mesure optique.

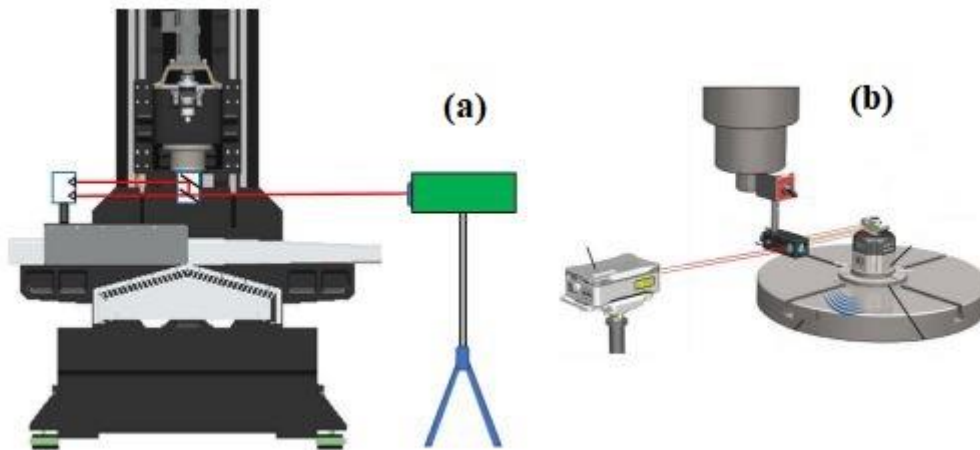


Figure I-3. Méthodes de mesure typiques des erreurs géométriques [7]

Quant aux méthodes indirectes, elles permettent d'identifier les erreurs géométriques à l'aide de différents dispositifs ou méthodes de mesure, par exemple, ball-bar, artefacts de balle maître 2D ou 3D [58], laser trackers [59], calibrage « chase the ball » [60] et la méthode de l'échelle et de l'artefact de balle maître [19].

Quant aux erreurs volumétriques, elles pourraient être principalement mesurées par la méthode indirecte telle que le ball-bar [6], le R-test [61], le laser-tracer [62] et la méthode scale et master ball artefact [19] (Figure I-4).

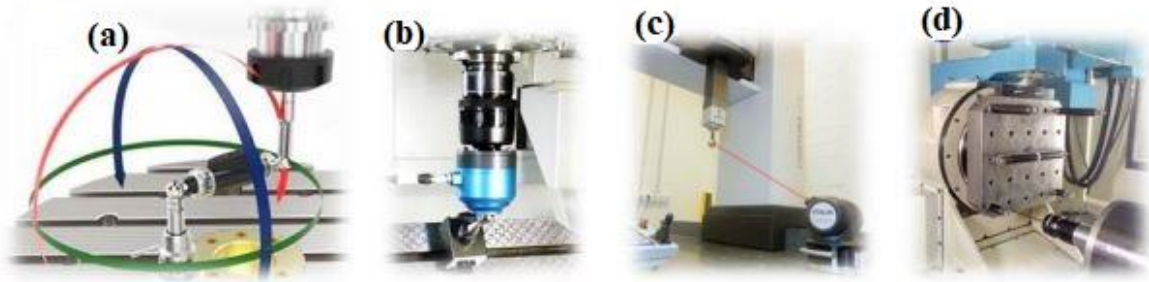


Figure I-4. Méthodes de mesure des erreurs volumétriques

La barre à billes (Ballbar) (Figure I-4, a) [63] est un dispositif de mesure typique pour les machines-outils. Le comportement de la machine-outil pourrait être représenté graphiquement par Ball bar. La barre à billes a deux douilles magnétiques de précision, l'une est installée sur la surface de la table de la machine-outil et l'autre est installée sur la broche de la machine-outil. Un capteur linéaire inséré dans la barre relie et mesure les deux billes de précision [64]. La distance entre les deux billes de précision sera calibrée avant son application. Il peut fournir la valeur référencée pour le calcul de l'erreur volumétrique. Ensuite, un chemin circulaire est suivi. La bille de précision installée dans la broche est considérée comme le centre du cercle. L'autre bille de précision montée sur les douilles magnétiques de la table de la machine doit tourner autour de ce centre. La longueur de la barre à billes, définie comme le rayon du cercle, sera mesurée et enregistrée en temps réel. Théoriquement, la trajectoire circulaire correspondra à un cercle parfait. Cependant, la table de la machine-outil peut s'éloigner de la position programmée en raison de l'existence d'erreurs de la machine-outil. Ensuite, un motif de cercle inattendu pourrait être détecté. Les erreurs volumétriques sont alors calculées en faisant la différence entre le rayon réel et le rayon connu du cercle. Pendant ce temps, en comparant le modèle de test, différents types d'erreurs de machine-outil peuvent être estimés. Même si le test Ballbar peut fournir des informations de précision riches aux utilisateurs de machines-outils, il existe encore des paramètres d'erreur géométriques et de mouvement inconnus ou non estimés.

Le dispositif R-rest est utilisé pour mesurer les erreurs de jeu, de positionnement, d'équerrage et de parallélisme des machines-outils à cinq axes [61]. Trois capteurs de distance de précision installés sur le porte-outil peuvent mesurer les déplacements de la bille de précision montée côté pièce (table de la machine-outil) (Figure I-4, b). Pendant la mesure du test R, l'axe rotatif se combinera avec le mouvement de l'axe linéaire. Enfin, tous les mouvements des axes sont réalisés. Une trajectoire circulaire est mesurée à la fois dans le sens des aiguilles d'une montre et dans le sens inverse des aiguilles d'une montre avec le

mouvement linéaire et rotatif simultanément. En utilisant la méthode R-test, environ 20 minutes seront consacrées à évaluer la position des axes rotatifs et les 42 erreurs géométriques pour une machine-outil cinématique parallèle à cinq axes. De même, en calculant les différences entre le centre réel et le centre connu, les erreurs volumétriques peuvent être calculées.

Le laser tracker (Figure I-4, c) a été largement utilisé dans les industries pour la métrologie à grande échelle [62, 65, 66]. En tant que dispositif de mesure de coordonnées portable, il peut obtenir les coordonnées du miroir cible en analysant l'azimut et la distance liés à l'objectif cible. Ce dispositif mesure la même trajectoire de mouvement de l'axe linéaire et rotatif avec un laser tracker situé à différentes stations de base (au moins quatre positions). Ensuite, en utilisant le modèle mathématique de mesure de multilatération séquentielle, la théorie des systèmes multi-corps et la technologie de séparation des erreurs pour l'axe linéaire et l'axe rotatif, les erreurs de la machine-outil NC multi-axes peuvent être calculées [65].

Artefact maître-boule (la méthode de l'échelle et de l'artefact de la balle maîtresse) (Figure I-4, d) est réalisée à l'aide d'un nombre varié d'artefacts maître-boule et d'un artefact de barre d'échelle sous différentes stratégies d'étalonnage pour identifier les paramètres d'erreur géométrique de la machine et les erreurs volumétriques [19, 67]. L'artefact de balle maîtresse proposé consiste en une balle maîtresse et une tige de carbone. La balle principale est montée aux extrémités de la tige avec différentes longueurs. Ils sont installés dans la table de la machine-outil par vissage. L'artefact de la barre d'échelle installé sur la table de la machine-outil doit être calibré et mesuré au moins une fois. Enfin, les erreurs d'échelle de l'axe linéaire seront estimées. Au cours de l'essai, les centres d'artefacts de la balle maîtresse sont mesurés sous la configuration d'axes rotatifs dans différentes positions angulaires de (indexation). Les coordonnées mesurées de l'artefact de la balle principale sont les entrées des modèles d'erreur machine [19, 68], (Figure I-5) pour estimer les erreurs volumétriques et les erreurs géométriques.

La dénomination des deux modèles d'erreur machine est dérivée du nombre de paramètres d'erreur machine estimés [69]. En utilisant le modèle d'erreur machine "13" (Figure I-5a), 13 paramètres d'erreur machine à savoir les huit erreurs de localisation d'axe (E_{A0B} , E_{C0B} , etc.), trois gains linéaires (E_{XX1} , E_{YY1} , E_{ZZ1}) et deux décalages de broche (E_{Y0S} , E_{X0S}) (selon la norme ISO 230-1 [70]) peut être estimée [69]. Le modèle d'erreur machine "84" (Figure I-5b) peut estimer 26 types d'erreurs machine liées à l'axe linéaire et rotatif. Ces paramètres d'erreur sont exprimés avec des polynômes du troisième degré pour un

total de 84 coefficients [68]. Les paramètres d'erreur machine estimés à partir des modèles d'erreur machine « 13 » et « 84 » sont répertoriés dans les tableaux I-1 et I-2. De plus, les erreurs volumétriques peuvent être estimées à partir de chaque position de sondage d'artefact de la balle maîtresse. L'artefact est reconfigurable, ne nécessite pas d'étalonnage et présente une bonne robustesse dans le montage, ce qui rend la mesure plus rapide et plus facile à réaliser [71].

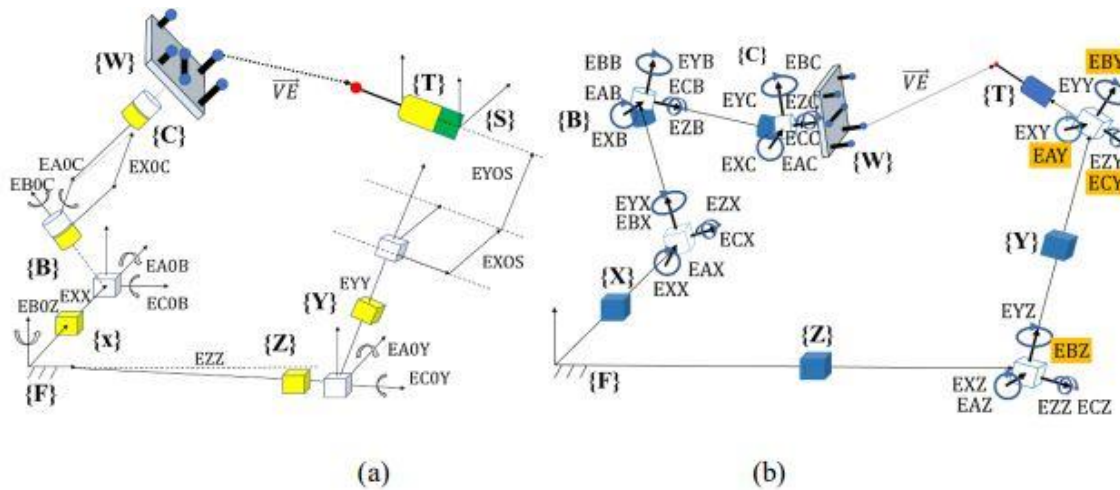


Figure I-5. Méthode échelle-artefact-balle maîtresse (a) Modèle d'erreurs machine avec 13 inconnus; (b) Modèle d'erreurs machine avec 84 inconnus.

Tableau I-1. Erreurs machine du modèle de 13 inconnus [19, 72]

Erreurs machines	Description des erreurs
EA0B	Décalage de l'axe B par rapport à l'axe Z
EC0B	Décalage de l'axe B par rapport à l'axe X
EX0C	Décalages entre les axes B et C
EA0C	Décalage de l'axe C par rapport à l'axe B
EB0C	Décalage de l'axe C par rapport à l'axe X
EB0Z	Décalage de l'axe Z par rapport à l'axe X
EA0Y	Décalage de l'axe Y par rapport à l'axe Z
EC0Y	Décalage de l'axe Y par rapport à l'axe X
EY0S	Un décalage de la broche par rapport à l'axe C dans la direction Y
EX0S	Un décalage de la broche par rapport à l'axe B dans la direction X
EXX1	Erreur linéaire de positionnement de l'axe X
EYY1	Erreur linéaire de positionnement de l'axe Y
EZZ1	Erreur linéaire de positionnement de l'axe Z

Tableau I-2. Erreurs machine du modèle de 84 inconnus

Axes	Description des erreurs de la machine					
X axis	EXX	EYX	EZX	EAX	EBX	ECX
Y axis	EXY	EYY	EZY	/	/	/
Z axis	EXZ	EYZ	EZZ	EAZ	EBZ	ECZ
B axis	EXB	EYB	EZB	EAB	EBB	ECB
C axis	EXC	EYC	EZC	EAC	EBC	ECC

En résumé, le test Ballbar nécessite généralement un opérateur expérimenté et son automatisation complète est difficile. Le test R peut obtenir des déplacements tridimensionnels de la position centrale de la bille lorsque les axes B et C partagent des positions différentes. Le laser tracker peut calibrer des machines-outils avec un grand volume de travail en peu de temps, mais son coût élevé et son environnement d'utilisation strict limitent son application. Ces méthodes, pour la plupart, nécessitent des appareils spécialisés et une maintenance supplémentaire pour le maintien de la précision. La méthode de l'échelle et de l'artefact de la balle maîtresse utilise des appareils de mesure à bas prix avec de faibles besoins de maintenance, et elle peut être exécutée automatiquement.

La sélection d'une méthode de test robuste pour caractériser les performances de positionnement quasi-statique (par exemple, le positionnement linéaire, la rectitude et la déviation angulaire) est essentielle pour construire une méthode de modélisation empirique. Plusieurs tests sont bien définis par les normes de machines-outils existantes et ont été minutieusement testés et mis en œuvre par l'industrie [73]. Une méthode de mesure directe est nécessaire pour mesurer les composantes d'erreur géométrique individuelles. La mesure par interféromètre laser en tant que méthode de mesure directe couramment utilisée est à l'origine dédiée à la mesure des erreurs individuelles des axes. L'interféromètre laser est équipé de différents types d'optiques, il offre un certain nombre d'options de mesure différentes, notamment : précision de positionnement linéaire et répétabilité d'un axe, lacet, rectitude, équerrage entre les axes et planéité d'une surface. Par rapport aux autres méthodes, l'interféromètre laser permettent de mesurer les erreurs d'une machine-outil avec une faible incertitude et une grande précision. Les inconvénients les plus importants de la méthode sont sa procédure longue et le besoin d'opérateurs qualifiés. Un système d'interféromètre laser a une architecture modulaire permettant de sélectionner des composants pour répondre à des besoins de mesure spécifiques. Les parties les plus importantes d'un tel système sont la tête

laser, l'optique (y compris les réflecteurs et le séparateur de faisceau pour différents types de mesures), le trépied, les kits de montage et les miroirs. Un rétro-réflecteur est fixé rigidement à un séparateur de faisceau, pour former un bras de référence de longueur fixe. L'autre rétro-réflecteur se déplace relativement à la lame séparatrice et forme le bras de mesure à longueur variable. Le faisceau laser sortant de la tête laser a une fréquence constante qui est stable avec une longueur d'onde nominale. Lorsque ce faisceau atteint la lame séparatrice polarisante, il est scindé en deux faisceaux : un faisceau réfléchi et un faisceau transmis. Les deux faisceaux se déplacent vers leurs rétro-réflecteurs et sont ensuite réfléchis à travers le séparateur de faisceau pour former un faisceau d'interférence au niveau du détecteur. Si la différence de longueur de trajet change, le détecteur voit un signal varier. Ces changements permettent de calculer la variation de la différence entre les deux longueurs de chemin. Il convient de noter que la longueur d'onde du faisceau laser dépendra de l'indice de réfraction de l'air qu'il traverse. La valeur de la longueur d'onde utilisée pour calculer les valeurs mesurées peut devoir être compensée pour les changements de ces paramètres environnementaux [74].

I.2.2. Surveillance des erreurs de la machine-outil

La précision de la machine-outil peut diminuer ou changer avec les facteurs suivants : désadaptation des servomoteurs, frottement, usure ou dégénérescence de l'axe d'alimentation, déformation de la structure mécanique, changement de la température ambiante, etc. [75]. Par conséquent, la façon de maintenir l'état de précision des machines-outils est toujours un problème critique auquel l'industrie est confrontée aujourd'hui.

Les signaux d'entraînement numériques de l'axe d'alimentation ont été appliqués avec succès dans la surveillance des perturbations typiques telles que les pics d'inversion et le jeu sur l'axe linéaire d'une machine-outil à trois axes [76]. L'avantage de cette approche est la disponibilité de signaux de capteur peu coûteux et fiables. Récemment, un capteur optique intégré dans la structure de la machine-outil a été présenté pour la mesure en ligne des erreurs de la machine [77]. Un interféromètre à modulation de fréquence combiné à un faisceau laser gaussien peut mesurer les erreurs de mouvement de l'axe d'alimentation et les conditions thermiques des machines-outils de manière rapide et automatisée [77]. Par rapport à la méthode d'étalonnage de machine-outil hors ligne, cette méthode présente des avantages en termes de précision de mesure, de coût et de dimensions de l'appareil. Une idée similaire pourrait être trouvée dans une unité de mesure inertielle (IMU). Il a été utilisé pour identifier les changements liés à la dégradation de chaque axe d'alimentation [78, 79]. La vérification et la validation de cette méthode sont traitées dans un banc d'essai à axe linéaire. Les résultats

présentés dans [82] ont révélé que la méthode basée sur l'IMU pouvait mesurer les erreurs géométriques avec une incertitude acceptable. De plus, une méthode de surveillance de la précision géométrique basée sur des jauges de contrainte discrètes a également été proposée. La rectitude peut être évaluée à travers le champ de déformation reconstruit de la base de la machine-outil [75].

Il existe aussi des méthodes d'inspection périodique hors ligne telles que Ball-bar, R-test et Laser tracker qui ont également été utilisées pour obtenir les erreurs géométriques des machines-outils [77, 80].

Les erreurs volumétriques sont affectées par les principaux composants des machines-outils. Ils peuvent refléter la capacité d'usinage et l'état de précision de la machine-outil. De plus, il est utile dans la stratégie de maintenance pour éviter les gros dommages, les pannes et les temps d'arrêt de la machine-outil. Cependant, les recherches sur les erreurs volumétriques se concentrent généralement sur leur modélisation, leur mesure et leur compensation [65]. Un concept TANGO suivi des modèles mathématiques associés a été développé pour les paramètres d'erreur machine et l'estimation des erreurs volumétriques. Sa capacité de prédiction des erreurs volumétriques a été évaluée par comparaison avec les données d'artefact mesurées avec CMM. Un écart-type relativement faible a pu être trouvé dans les résidus qui démontrent l'efficacité de la méthode TANGO [65, 81-84].

En ce qui concerne la compensation d'erreur volumétrique, une formulation générale d'erreur volumétrique basée sur l'idée de la méthode de l'échelle et de l'artefact de la balle maîtresse a été proposée et partiellement testée en [76, 88]. Un schéma de compensation hors ligne pour la correction du code G a été également proposé. Les résultats révèlent qu'il y a une énorme amélioration de la précision (environ 90%) après compensation d'erreur [72, 84].

En résumé, il est possible de surveiller certaines erreurs géométriques des machines-outils de manière continue et à long terme. Cependant, les erreurs volumétriques sont encore rarement utilisées dans MTCMS. Cela pourrait être causé par les raisons suivantes. Premièrement, il est difficile de mesurer les erreurs volumétriques en ligne sans interférer avec le temps d'usinage normal. Deuxièmement, un environnement stable est nécessaire pendant tout le processus de mesure des erreurs volumétriques afin de diminuer l'effet thermique causé par le processus d'usinage ou le changement de température ambiante. Troisièmement, la mesure de l'erreur volumétrique prend généralement beaucoup de temps bien qu'elle soit largement corrélée aux dispositifs ou à la stratégie de mesure de l'erreur volumétrique.

I.3 .Modélisation des erreurs

De nombreux chercheurs ont effectué d'importantes études sur la modélisation cinématique des machines-outils. Aussi, il existe de nombreuses théories de modélisation et de caractérisation des erreurs pour une compensation ultérieure correspondant à la stratégie d'identification [85].

La méthode de la matrice de transformation homogène (HTM) basée sur un système multi corps est une méthode de modélisation courante [86, 87]. Le HTM intégrée d'un axe contient une matrice de position, une matrice d'erreur de position, une matrice de mouvement et une matrice d'erreur de mouvement [23].

Yuen et Altintas ont proposé un modèle d'erreur géométrique d'une machine multiaxes basée sur la méthode HTM et ont compensé les erreurs de position de l'info-bulle d'une table magnétique rotative [88].

Des méthodes ont été proposées en utilisant différentes théories, Xiang et Altintas [89] ont utilisé la théorie des vis pour établir une modélisation des erreurs géométriques et une méthode de compensation pour les machines-outils à cinq axes. La même méthode a été utilisée ultérieurement par les même auteurs pour analyser et compenser les erreurs d'engrenage conique à denture hélicoïdale dans des fraiseuses à commande numérique [90].

Tang et al. [91] Ont présenté une nouvelle approche de modélisation des erreurs géométriques pour le système multiaxes (MAS) basée sur la théorie du flux de variation. Cette théorie a été utilisée pour mesurer la qualité du produit pour certains systèmes multi-opérations complexes, qui sont largement utilisés dans la propagation des erreurs dans le domaine de l'ingénierie. Les même auteurs ont proposé par la suite un algorithme pour optimiser l'alignement d'une plate-forme de mouvement à six axes (SMP) dans un système de soudage au laser [92]. Ils ont évoqué que leur algorithme est utile pour analyser le processus de propagation des erreurs et améliore l'efficacité de l'alignement dans LWS, qui peut être appliqué à d'autres systèmes multiaxes similaires.

Comme présenté précédemment, la plupart des chercheurs ont utilisé les approches incluant le modèle cinématique de corps rigide, la transformation homogènes, le système multi corps et la théorie du tenseur [87, 93]. Certes, l'approche de modélisation la plus largement utilisée est basée sur la cinématique des corps rigides, dans laquelle la matrice de transformation HTM ou D-H est utilisée pour représenter la transformation des coordonnées entre les référentiels de corps rigides [94, 95].

Les composantes d'erreurs sont des erreurs de mouvement des éléments de la machine elle-même. Leur caractéristique est qu'ils ne sont généralement pas une fonction de simple forme de la position de l'axe ou du chariot. Plusieurs outils mathématiques peuvent être utilisés pour les décrire et les modéliser allant des simples fonctions linéaires aux fonctions polynomiales, B-plines, séries de Fourier, polynômes de Lagrange ou distributions statistiques. De plus, la complexité de ces modèles peut devenir élevée lors du calcul des coefficients ou produire des termes d'ordre élevé qui surestimeront la valeur d'erreur intermédiaire.

Pour plus de simplicité, dans la description des erreurs de composant, une interpolation linéaire par morceaux a été choisie dans plusieurs travaux de recherches. Comme les erreurs peuvent être mesurées à des positions cibles spécifiques, une interpolation sur chaque intervalle entre deux points statique consécutifs est obtenue. Pour n points cibles de mesure, $n-1$ interpolant seront obtenus.

Pour améliorer la précision des machines-outils, de nombreuses études ont utilisé la modélisation polynomiale, car les erreurs de mouvements des machines-outils sont dépendantes des positions et peuvent être facilement évalués, différenciés et intégrés [96-98]. Parfois, la modélisation est liée aux études statiques [99].

Pahk et al.[63] Ont proposé une technique pour évaluer les erreurs volumétriques dans les machines-outils multi-axes utilisant une barre à billes. Leur technique est basée sur un modèle d'erreur volumétrique qui décrit les erreurs tridimensionnelles des machines-outils. Dans leur modèle, les erreurs paramétriques telles que les erreurs de position, la rectitude, les erreurs angulaires (roulis, tangage, lacet) et les erreurs de jeu d'inversion ont été modélisées comme des fonctions polynomiales de degré n .

Dans une étude similaire, Mir et al.[100] Ont identifié par simulation les erreurs de mouvement ainsi que les paramètres d'erreurs géométriques indépendantes de la position sur une machine-outil à cinq axes en utilisant une barre à billes. Ils ont établi une matrice jacobienne qui exprime la sensibilité des déplacements du bout d'outil par rapport à la pièce, en tenant compte des sources d'erreurs géométriques de la machine. Les sources d'erreurs de mouvements sont individuellement modélisées comme des fonctions polynomiales de chaque position articulaire de la machine. En plus, ils ont développé une stratégie pour réduire le grand nombre de coefficients de polynôme à une série minimale en se basant sur la technique de décomposition en valeurs singulières (SVD).

Plus récemment, un algorithme de planification de trajectoire pour l'usinage CNC adapté à la courbure de surfaces de forme libre a été proposé par Bartoň et al [101]. Leur travail était basé sur une analyse géométrique minutieuse de l'usinage adapté à la courbure via ce que l'on appelle un contact de ligne de second ordre entre l'outil et la surface cible. L'angle d'inclinaison de l'outil a été représenté comme une fonction B-spline cubique sur une séquence de nœuds uniforme. Dans un contexte similaire, Lartigue et al [102] ont trouvé que les formats polynomiaux des trajectoires d'outils sont bien adaptés à l'usinage à grande vitesse de surfaces de forme libre. De plus, un algorithme pour l'usinage CNC des flancs de surfaces générales à double courbure et de forme libre a été proposé par Calleja et al [103].

Dans tout ce qui précède, nous notons que plusieurs chercheurs ont concentré leurs efforts sur la modélisation des erreurs intra-axes (les paramètres d'erreurs géométriques dépendants de la position) et la majorité ont utilisé les polynômes comme un modèle représentatif de ces écarts. Cependant, personne n'a vérifié expérimentalement la représentativité des polynômes. Pour cela, Slamani et al [15] sont concentré sur la modélisation des erreurs intra-axes et le jeu d'inversion des articulations prismatiques d'une machine-outil multi-axes, où il a mesuré expérimentalement les écarts de chaque axe à l'aide d'un interféromètre laser API 6D. Puis, il a développé une stratégie pour choisir le polynôme le plus représentatif pour chaque écart, avec un nombre de coefficients minimal.

I.4. Compensation des erreurs

Durant ces dernières années, en raison de la demande croissante de qualité et de productivité dans la fabrication des pièces, de nombreuses recherches ont été consacrées à la compensation des erreurs de la machine-outil, visant à améliorer la précision d'usinage et de faciliter la complexité des pièces usinées [104-106].

Parmi les écarts de la machine-outil, les erreurs géométriques représentent une proportion très élevée. Alors, la mesure, la modélisation, la prédiction et la compensation de ces erreurs sont des moyens efficaces et économiques pour améliorer la précision des machines-outils. Beaucoup de travaux de recherche ont été menés à bien pour étudier les erreurs géométriques des machines-outils. Heureusement et à cause de la nature systématique des erreurs géométrique, des techniques de compensation d'erreur peuvent être efficacement employées pour améliorer l'exactitude de ces machines [107-113].

Pour la compensation d'erreur, il est d'abord nécessaire de mesurer les erreurs de machine. La mesure de ces erreurs géométriques a toujours été une tâche pénible et longue.

Pour une machine-outil à trois axes, 21 composantes d'erreurs doivent être mesurées afin de calibrer ses erreurs dans le volume de travail [107].

Dans la plupart des méthodes de compensation courante, on utilise des cartographies d'erreur collectées hors ligne avant que la machine ne commence à usiner ou à inspecter une pièce. La machine est considérée comme hautement non répétable lorsque les perturbations engendrées lors de l'usinage ainsi que les effets des caractéristiques de temps de la machine, sont significatives. La cartographie d'erreur pendant le traitement devient alors très souhaitable [13, 114-117].

En général, la compensation d'erreur géométrique est obtenue via un logiciel de compensation, qui est plus facile et plus économique à mettre en œuvre que la compensation matérielle [118]. De nombreuses recherches ont étudié la modélisation d'erreur géométrique et la compensation des machines-outils pour améliorer la performance des machines et usiner avec une grande précision. Wu et al. [118] ont établi un modèle d'erreur intégré pour des machines-outils à axe fixe non orthogonal basé sur la méthode HTM et ont proposé un schéma de compensation d'erreur basé sur une équation de contrainte de mouvement relatif au lieu d'utiliser la méthode de cinématique d'inverse. Plus tard, les auteurs ont étudié la prévision et la compensation des erreurs pour réduire leur influence sur la performance de la machine [111].

Givi et Mayer [72], ont établi une matrice jacobienne pour la compensation des erreurs d'une machine-outil en se basant sur la matrice de transport. Peng et al, ont proposé une méthode différentielle totale pour la compensation d'erreur géométrique [119].

Zhou et al [120] ont établi une méthode de compensation d'erreur géométrique basée sur la relation topologique entre chaque axe. Li et al [121] ont proposé une compensation d'erreur géométrique avec des fonctions de compensation d'erreurs d'affaissement et multiplication de table fonctionnant dans le système Siemens 840D selon un modèle d'erreur géométrique basé sur HTM.

Xing et al. [71] ont utilisé les erreurs volumétriques (VE) d'une machine-outil à cinq axes pour la surveillance de l'état des machines-outils. Cette méthode est très utile pour des applications dans le cadre de l'Industrie 4.0. Yang et al. [122] ont proposé une méthode pour l'identification et la compensation des erreurs de localisation indépendantes des machines-outils à cinq axes, utilisant la théorie des vis. Similairement, Liu et al. [123] ont proposé un modèle cinématique inverse réel généralisé d'une machine-outil basé sur la théorie des vis

pour la compensation d'erreurs géométriques. De plus, les auteurs ont proposé une méthode d'identification et de compensation des erreurs géométriques des axes rotatifs en construisant un axe rotatif équivalent basé sur la théorie de la vis [124].

Pour analyser les influences des erreurs d'assemblage sur les erreurs volumétriques d'une machine-outil, Zhong et al. [125] Ont établi un modèle d'erreurs basé sur la théorie de la vis. Chen et al. [126] Ont utilisé la théorie de la transformation différentielle pour établir le modèle d'erreurs géométriques et la compensation de ces erreurs. Sur cette base, les auteurs ont analysé les influences d'erreurs sur un seul point et une pièce entière[127].

Fu et al. ont proposé la formule de produit intégré exponentiel pour les erreurs géométriques des machines-outils et ont établi une matrice jacobienne twist pour la compensation d'erreurs basées sur la théorie des produits intégrés exponentiels [128, 129].

Comme présenté précédemment, la compensation des erreurs des machines-outils est considérée comme une mesure efficace pour éliminer ou réduire considérablement les erreurs volumétriques intégrées et réaliser des poses d'outils très proches des poses conçues.

Conclusion :

Dans ce chapitre, nous avons présenté les différentes sources d'erreurs et leurs effets sur la précision des machines-outils à commande numérique et sur les pièces usinées. Ensuite, des appareils et des techniques de mesure des différents écarts sont présentées. De plus, les méthodes de modélisation et de compensation pour les différentes erreurs sont également fournées dans la section de la revue de littérature.

CHAPITRE II :

Modélisation des erreurs intra-axes

II.1 Introduction

Plusieurs travaux de recherche récents ont montré que les courbes paramétriques telles que Bézier, B-spline et NURBS constituent les techniques d'interpolation les plus populaires pour les systèmes CNC [130-137]. Leurs avantages l'emportent sur ceux des polynômes en termes de flexibilité, car ils laissent à l'utilisateur une grande liberté lorsqu'il s'agit de contrôler la forme de la courbe finale. Ils permettent aussi la séparation des variables ainsi que les coordonnées directes des points de calcul [138]. De plus, l'utilisation de courbes paramétriques dans les interpolateurs de machines-outils à commande numérique peut entraîner une réduction du temps d'usinage, une meilleure précision et une meilleure finition de surface [139-141]. De plus, de telles courbes peuvent également fournir des trajectoires d'outil lisses pour contrôler le comportement dynamique de la machine-outil [138].

Ce chapitre couvre donc les aspects mathématiques pertinents pour le travail présenté dans cette thèse. Nous commençons par la définition des erreurs intra-axes d'une machine-outil à commande numérique puis, les fondements mathématiques des courbes B-spline et de Bézier sont brièvement rapportés. Une analyse statistique avec quatre critères (le coefficient de détermination ' R^2 ', l'erreur quadratique moyenne 'RMSE', l'erreur absolue moyenne 'MAE' et le pourcentage moyen absolu d'erreurs 'MAPE') est également présentée pour sélectionner le modèle le plus représentatif.

II.2. Modèles de représentation

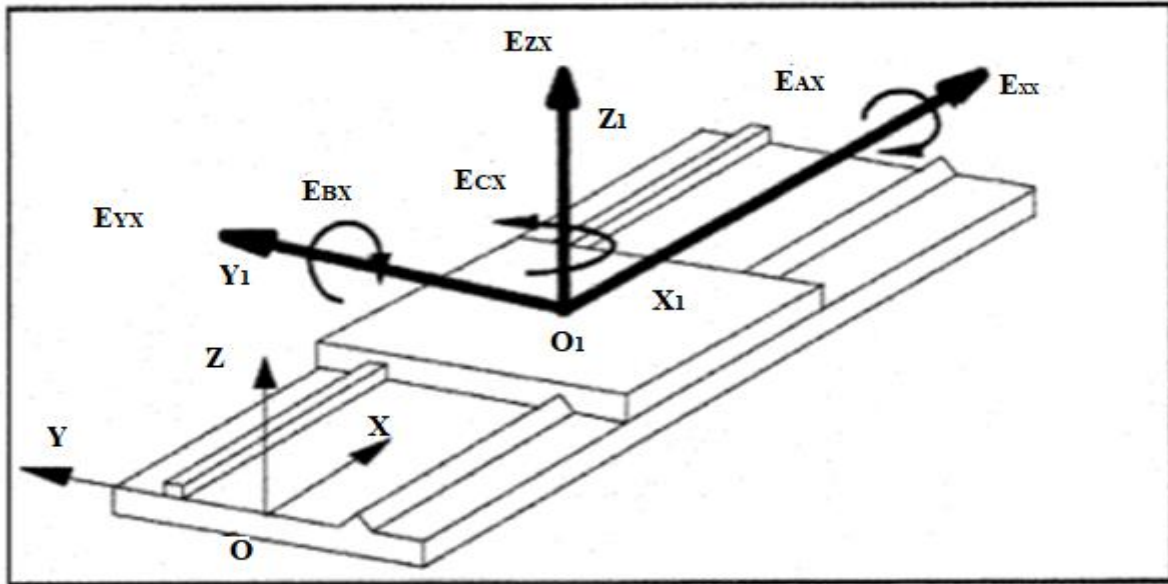
Les erreurs intra-axes sont des variations de position dans le comportement fonctionnel des éléments d'une machine-outil. Ce type d'erreur est souvent rencontré dans le cas d'applications nécessitant la combinaison d'axes ou de mouvements.

En général, les erreurs intra-axes sont définies par l'interaction des géométries sous le mouvement. Ils sont en fonction de la position des glissières de la machine-outil, des vis à billes, de la vitesse, des couples, des moteurs et des capteurs.

Les erreurs intra-axes surgissent également en raison de l'hystérésis ou du jeu d'inversion dans la vis à billes, les vitesses et les couples et par conséquent, sont aussi en fonction de la direction du mouvement [142].

Dans la machine-outil, le mouvement nominal d'un axe linéaire est une translation pure dans la direction de l'axe tandis que pour un axe rotatif, ce mouvement nominal est une rotation pure autour de la direction de l'axe. En réalité, la translation ou la rotation n'est pas

pure et l'axe en mouvement à chaque position est affecté par six écarts selon les six degrés de liberté (trois erreurs intra-axes de translation et trois écarts de rotation) qui s'appellent les écarts de mouvement, variant en fonction de la position nominale de l'axe [143].



FigureII-1 - Schéma des six degrés de liberté des erreurs de mouvement d'un chariot de machine-outil [50]

Pour un axe linéaire, les six composants d'erreurs (6 degrés de liberté) peuvent être décrits tels qu'illustrés dans la figure II-1. Ces erreurs sont :

E_{XX} : Erreur de positionnement linéaire de l'articulation X en fonction de la coordonnée articulaire x dans la direction i;

E_{YX} : Écart de rectitude de l'articulation X en fonction de la coordonnée articulaire x dans la direction j;

E_{ZX} : Écart de rectitude de l'articulation X en fonction de la coordonnée articulaire x dans la direction k;

E_{AX} : Roulis de l'articulation X (autour de i) en fonction de la coordonnée articulaire x.

E_{CX} : Tangage de l'articulation X (autour de j) en fonction de la coordonnée articulaire x.

E_{BX} : Lacet de l'articulation X (autour de k) en fonction de la coordonnée articulaire x.

Les conventions d'écriture employées sont les suivantes :

E : représente les écarts des mouvements de translation ;

A, B, C : représentent les écarts des mouvements angulaires.

Un indice lettre représente la direction de l'erreur, tandis que la lettre entre parenthèses représente la direction prévue du mouvement. La rotation positive est définie par la règle de la main droite.

Les erreurs angulaires sont des erreurs de rotation. Les composantes d'erreurs dans le cas de l'axe de rotation sont les deux erreurs radiales, l'erreur axiale, les deux erreurs d'inclinaison et l'erreur de positionnement radial. Ceux-ci sont montrés sur la figure II-2. Les erreurs angulaires sont généralement causées par un désalignement dans les assemblages.

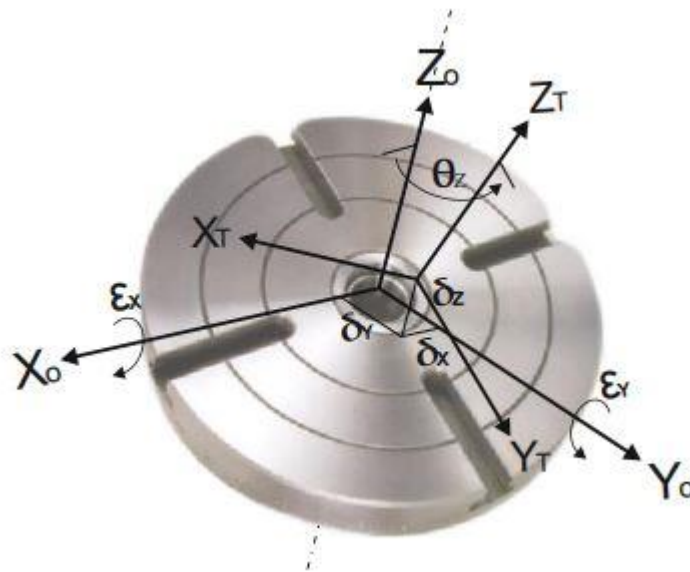


Figure II-2 Représentation des six déviations d'une composante cinématique rotative

Cependant, dans la littérature, plusieurs approches différentes existent, la définition la plus courante des erreurs de localisation est la suivante; les erreurs d'emplacement de l'axe linéaire représentent les orientations de sa ligne droite de référence dans le système de coordonnées [144]. En cas d'erreurs de localisation d'un axe rotatif, elles sont définies de manière analogue, représentant la position et l'orientation de la ligne moyenne d'axe d'une articulation rotoïde, c'est-à-dire la ligne droite représentant la position et l'orientation moyenne de son axe de rotation [145]. Il est important de comprendre que les erreurs de localisation opèrent avec des positions et des orientations, qui sont la trajectoire "moyenne" du composant mobile. Pour calculer cette moyenne les normes de raccordement proposent plusieurs méthodes.

Les erreurs de localisation typiques sont la rectitude, le parallélisme et l'orthogonalité. Les erreurs de rectitude de la glissière sont le mouvement de translation non linéaire dans les

deux directions orthogonales autres que son axe de mouvement. Les erreurs de localisation de parallélisme et d'orthogonalité sont décrites par l'orientation angulaire des axes de la machine les uns par rapport aux autres[146].

En raison des erreurs de mouvements, de la rectitude horizontale et verticale, du roulis, du tangage et du lacet, la trajectoire de la composante mobile linéaire de la machine ne sera pas la ligne nominale. La forme de la trajectoire dépend de l'emplacement de la trajectoire dans l'enveloppe de travail ainsi que des amplitudes et des directions des erreurs de mouvements, ces dépendances sont présentées sur la figure II-3 [70], où trois erreurs de perpendicularité (emplacement) sont montrées.

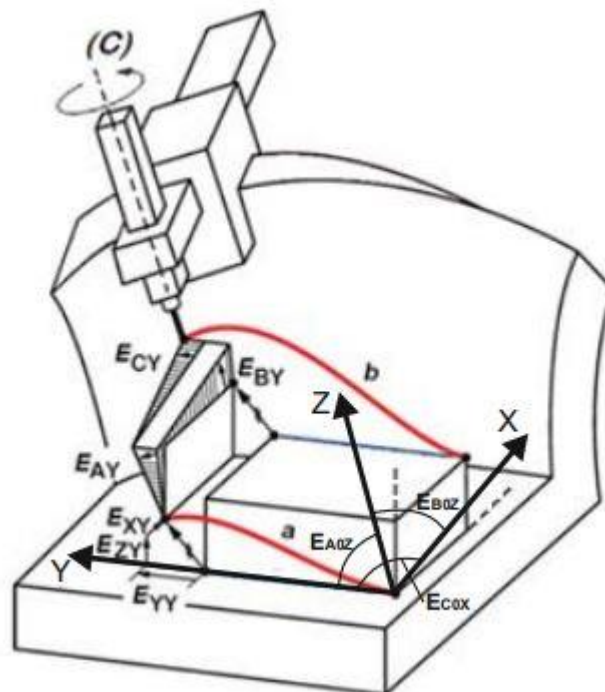


Figure II-3 Machine-outil avec erreurs de mouvement le long de l'axe linéaire (Y)[70].

Où a , b sont les trajectoires nominale et réelles respectivement du mouvement linéaire de l'axe Y. La figure montre aussi, l'erreur d'équerrage E_{Aoz} de Z à Y, erreur d'équerrage E_{Boz} de Z à X, erreur d'équerrage E_{Cox} de Y à X, E_{Ay} : erreur angulaire de Y dans la direction de l'axe A (tangage), erreur angulaire E_{By} de Y dans la direction de l'axe B (roulis), erreur angulaire E_{Cy} de Y dans la direction de l'axe C (lacet), écart de rectitude E_{Xy} de Y dans la direction de l'axe X, Erreur de positionnement E_{Yy} de l'axe Y, écart de rectitude E_{Zy} de Y dans la direction de l'axe Z.

Pour une machine série à 3 axes linéaires orthogonaux, le modèle analytique est donc constitué de 18 fonctions d'erreurs intra-axes et de trois paramètres de position relative des axes (perpendicularité)

La plupart des travaux ultérieurs étaient basées sur l'utilisation des polynômes pour l'approximation et la modélisation des erreurs intra-axes, car ils peuvent être évalués, dérivés et intégrés facilement. Les modèles polynomiaux sont parmi les modèles empiriques les plus fréquemment utilisés à cause de leurs formes simples, de leurs propriétés bien connues et comprises, de leurs flexibilités modérées des formes et son facile à informatiser. Mais malgré ces avantages, les équations polynomiales restent critiquées pour leur manque de flexibilité et leur exploitation très limitée, surtout pour représenter les surfaces complexes, ce qui demande de recourir à une forme de degré supérieur. D'autre part, ils sont difficiles à manipuler pour un concepteur.

Dans ce travail, on utilisera des modèles qui répondent à ces exigences et qui sont utilisés dans divers domaines de fabrication et de modélisation.

Donc, nous soulignons l'utilisation des modèles paramétriques (Bézier et B-spline) dans la modélisation des erreurs intra-axes du MOCN, car ces courbes paramétriques fournissent des trajectoires lisses permettant la conception contrôlée et bornée du comportement dynamique [138]. Aussi, les interpolateurs pour machines outil ont démontré qu'une réduction du temps de coupe, une meilleure précision et une finition améliorée de la surface peuvent être obtenues grâce à l'application des courbes paramétriques.[139-141]

Sans oublier que les courbes paramétriques peuvent être évalués, dérivés et intégrés facilement, ces fonctionnalités ont attiré notre attention pour leur utilisation dans la modélisation des erreurs intra-axes.

II.2.1.Modèle de Bézier

Les courbes et les surfaces de Bézier sont parmi les premiers essais de création d'une définition à la fois souple et intuitive d'une surface pour la C.A.O (conception assistée par ordinateur). Cette technologie est en mouvement dans le sens d'une plus grande intégration et interaction de la conception et la fabrication. Elles ont été développées dans le cadre de plusieurs systèmes de C.A.O dont UNISIIRF chez Renault. Elles sont intéressantes dans le sens où elles fournissent un contexte convenable dans lequel on peut introduire l'idée de division et de retouche.[147]

La courbe de Bézier est proposée par l'ingénieur français Pierre Bézier, qui a mis au point cette méthode de dessin sur ordinateur selon la méthode de Bernstein à la fin des années 1960, alors qu'il travaillait pour le constructeur automobile Renault.

La courbe possède une intuitivité caractéristique dans l'expression de la forme souhaitée par la propriété de convexité du polygone de contrôle. Il est intéressant de noter qu'au cours de la même période, de Casteljau a également adopté la méthode Bernstein pour son travail axé sur la propriété de non-négativité et de partage de l'unité de la fonction de base associée aux points de contrôle. Son algorithme a récemment été reconnu comme étant l'algorithme de de Casteljau, qui évalue et subdivise la courbe de Bézier. La subdivision de la courbe est nécessaire pour diviser la courbe en nombre de petits segments pour diverses applications, telles que l'ajustement de la courbe, la segmentation, l'interpolation, etc.[148, 149]

D'un autre côté, pour augmenter le contrôle d'une courbe de Bézier, on ne pouvait qu'augmenter le nombre de points de contrôle de celle-ci. De nombreuses opérations s'avérant particulièrement coûteuses en termes de calculs, ce qui demande l'utilisation des courbes de Bézier par morceaux. Pour que ces courbes soient continuées, il nous fallait poser des conditions assez restrictives sur les points de contrôle des segments de courbes. Cela a nécessité l'apparition d'une nouvelle classe de courbes polynomiales par morceaux, appelée « B-spline » ayant toutes les propriétés des courbes de Bézier, mais se distinguant par le fait que ses points de contrôle soient indépendants de son degré.

Les fonctions de Bézier sont des outils importants utilisés pour modéliser des courbes lisses. En termes mathématiques, une courbe de Bézier de degré n est une courbe d'interpolation polynomiale paramétrique spécifiée par $n + 1$ points, définissant le polygone de contrôle de Bézier. Les fonctions de base utilisées dans l'interpolation de Bézier sont des polynômes de Bernstein définis pour le degré n [150-152].

$$B_i^n(t) = t^i \binom{n}{i} (1-t)^{n-i} \quad (1)$$

Dans lequel les coefficients binomiaux sont donnés par :

$$\binom{n}{i} = \begin{cases} \frac{n!}{i!(n-i)!} & \text{if } 0 \leq i \leq n \end{cases} \quad (2)$$

Le paramètre t est dans la plage $[0,1]$ et il y a $n + 1$ polynômes définis pour chaque i de 0 à n . La courbe de Bézier par rapport à la base de Bernstein est ainsi définie dans l'intervalle $[0, 1]$ comme :

$$b(t) = \sum_{i=0}^n Q_i B_i^n(t) \tag{3}$$

Où Q_i sont les points de contrôle définissant le polygone de Bézier.

Étant donné que les courbes de Bézier utilisent le polynôme de Bernstein comme base, il est acceptable d'utiliser le terme « spline de Bézier/Bernstein » lorsque l'on parle de ces courbes. Nous pouvons maintenant définir mathématiquement une courbe de Bézier de degré trois. Soit $b(t)$ une telle courbe :

$$b_3(t) = B_0^3(t)Q_0 + B_1^3(t)Q_1 + B_2^3(t)Q_2 + B_3^3(t)Q_3 \tag{4}$$

Où chaque terme $B_i^3(t)$ est à valeur d'échelle dans R , et le point de contrôle Q_i est à valeur vectorielle dans R^3 . Sous forme matricielle on peut aussi écrire :

$$b_3(t) = [B][Q] \tag{5}$$

Puisque nous utilisons la base de Bernstein, plusieurs propriétés des courbes de Bézier sont révélées : chaque fonction de base est réelle ; le degré du polynôme définissant le segment de courbe est un de moins que le nombre de points qui composent le polygone de contrôle ; les premier et dernier points de la courbe coïncident avec les premier et dernier points du polygone de contrôle ; les vecteurs tangents aux extrémités de la courbe ont la même direction que les première et dernière étendues du polygone de contrôle.

Trouver des expressions pour chaque terme de base est simple pour le cas de degré trois, mais peut être très fastidieux pour les splines de degré supérieur à trois. Sachant que $n = 3$ et que nous avons 4 points de contrôle, en utilisant (1) nous calculons :

$$B_0^3(t) = (1 - t)^3 \tag{6}$$

$$B_1^3(t) = 3t(1 - t)^2 \tag{7}$$

$$B_2^3(t) = 3t^2(1 - t) \tag{8}$$

$$B_3^3(t) = (t)^3 \tag{9}$$

Mettre ces termes dans (3) nous donne notre polynôme:

$$b_3(t) = (1 - t)^3Q_0 + 3t(1 - t)^2Q_1 + t^2(1 - t)Q_2 + (t)^3Q_3 \tag{10}$$

Ainsi, pour chaque valeur de t , nous trouvons un point sur la courbe de Bézier. Une bibliothèque d'infographie comme Open Gl peut prendre chaque point et les connecter avec des lignes, ce qui facilite la création d'un programme permettant à un concepteur de spécifier un polygone de contrôle en quatre clics de souris. Le programme peut facilement permettre le repositionnement des points par glisser-déposer, offrant ainsi au concepteur un moyen simple de spécifier une forme lisse (voir Figure II-4).

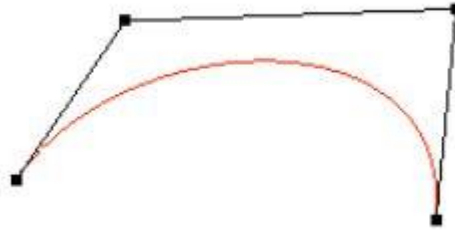


Figure II-4- Une courbe de Bézier de degré trois.

Comme avec de nombreux polynômes, la courbe de Bézier a des points « doux » le long de la trajectoire qui donnent un maximum de « traction ». Nous ne tirons généralement pas sur les points de début et de fin d'une courbe, alors considérons simplement le cas du degré trois pour des raisons de simplicité. Une valeur maximale existe pour les fonctions de base $B_1^3(t_1)$ et $B_2^3(t_2)$. Pour trouver la valeur maximale de t_i , rappelons le théorème de la valeur moyenne :

Si f est une fonction continue et dérivable sur un intervalle fermé $[a, b]$, alors il existe un nombre c à l'intérieur de l'intervalle $[a, b]$ tel que :

$$f(b) - f(a) = f'(c)(b - a) \quad (11)$$

Soit $B_i^3(t)$ une fonction de base de Bernstein continue sur l'intervalle fermé $[0, 1]$. Alors les deuxième et troisième points de contrôle correspondent à $i=1, 2$, et d'après (7), $B_1^3(t) = 3t(1 - t)^2$, et d'après (8), $B_2^3(t) = 3t^2(1 - t)$.

Comme chaque fonction de base est continue, elles sont différentiables, et nous notons $B_i^3(t)$ la dérivée de la $i^{\text{ème}}$ fonction de base de $b(t)$. Fixons cette dérivée à zéro, et alors (11) implique :

$$B_1^3(1) - B_1^3(0) = B_1^3(c1) = 0 \quad (12)$$

$$B_2^3(1) - B_2^3(0) = B_2^3(c2) = 0 \quad (13)$$

En utilisant (1), nous savons avec certitude que (12) et (13) sont vraies, puisque pour un $i^{\text{ème}}$ terme arbitraire de $b(t)$:

$$B_i^3(1) - B_i^3(0) = 0 \tag{14}$$

On peut donc trouver à $t_1, t_2 \in [0,1], B_i^3(t_1) = B_i^3(t_2)$.

Nous commençons par calculer les quatre dérivées des fonctions de base (6)-(9) de $b(t)$ comme suit :

$$B'_0(t) = -3t^2 + 6t - 3 \tag{15}$$

$$B'_1(t) = 9t^2 - 12t + 3 \tag{16}$$

$$B'_2(t) = -9t^2 + 6t \tag{17}$$

$$B'_3(t) = 3t^2 \tag{18}$$

En fixant (16) à zéro, nous trouvons $t_1 = 1/3$, et en évaluant (7) à t_1 , nous trouvons que la valeur maximale de la seconde fonction de base de $b(t)$ est $4/9$. De même, nous fixons (17) à zéro et trouvons que $t_2 = 2/3$, et en évaluant (8) à t_2 , nous trouvons que la valeur de la troisième fonction de base de $b(t)$ est $4/9$. Par conséquent, Q_1 et Q_2 ont le plus d'influence ou « pull », à $t_1 = 1/3$ et $t_2 = 2/3$, respectivement ; où la valeur maximale pour Q_1 et Q_2 est $4/9$. Ce n'est pas un hasard si la valeur maximale des deuxième et troisième fonctions de base est de $4/9$. On peut montrer, bien que non inclus ici, que (6) et (7) sont les mêmes lorsqu'ils sont évalués à $t = 1/3$, et (8) et (9) sont les mêmes lorsqu'ils sont évalués à $t = 2/3$. Cela est dû à la symétrie de la base de Bernstein. Ci-dessous quelques exemples d'autres courbes de Bézier :

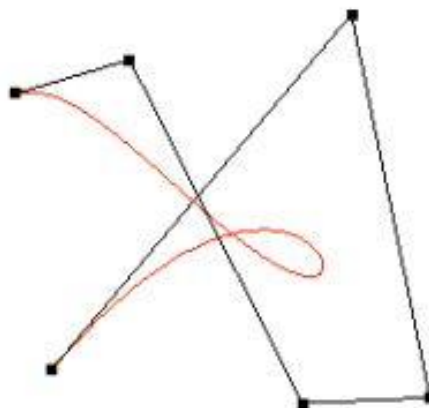


Figure II-5 - Une courbe de Bézier de degré cinq.

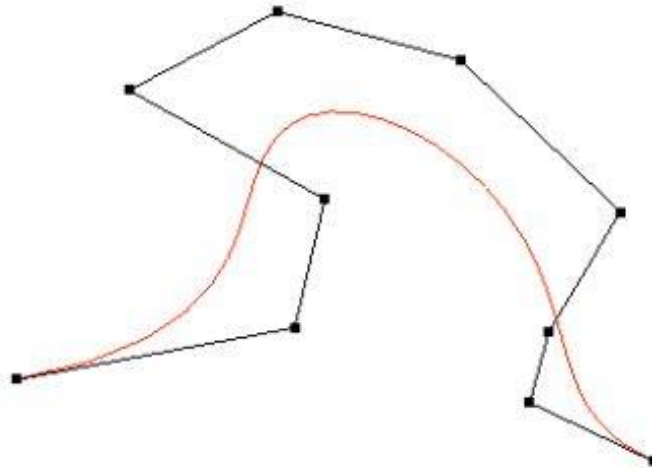


Figure II-6- Une courbe de Bézier de degré neuf.

En général, une spline de Bézier de degré n est définie sur $n + 1$ point de contrôle, où l'ensemble de points de contrôle $Q = \{Q_0, Q_1, \dots, Q_n\}$ forme un polygone de contrôle à n sommets. Soit $b(t)$ une spline de Bézier de degré n définie paramétriquement, alors :

$$b_n(t) = \sum_{i=0}^n B_i^n(t) Q_i \quad (19)$$

Où la base $B_i^n(t)$ est définie en utilisant (1), le polynôme de Bernstein, et $t \in [0, 1]$.

Dans ce cas général, l'utilisation de la base de Bernstein a des conséquences immédiates :

$$B_i^n(t) \in \mathbb{R} \quad (20)$$

$$B_0^n(0) = B_n^n(1) = 1 \quad (21)$$

$$\sum_{i=0}^n B_i^n(t) = 1 \quad (22)$$

$$B_i^n(t) \geq 0 \quad (23)$$

D'après (21), la courbe commence à $b(0) = P_0$ et se termine à $b(1) = P_n$. Par (21) et (22), il est sous-entendu que chaque point sur $b(t)$ est une moyenne pondérée des points de contrôle. Prises ensemble, ces caractéristiques forcent une courbe de Bézier à se trouver entièrement dans l'enveloppe convexe du polygone de contrôle.

Une courbe de Bézier de degré n est tangente aux premier et dernier points de contrôle. Pour voir comment cela est vrai, nous formalisons d'abord notre définition de la

dérivée de Bézier. Soit $b(t)$ une courbe de Bézier de degré n avec l'ensemble de $n + 1$ points de contrôle, Q . Alors sa dérivée $b'(t)$ est définie comme :

$$b'_n(t) = n \sum_{i=0}^{n-1} B_i^{n-1}(t) (Q_{i+1} - Q_i) \tag{24}$$

On voit que le degré est diminué de un et que $Q'(t)$ est aussi une courbe de Bézier de points de contrôle $n(Q_{i+1} - Q_i)$

Évaluer $b'(t)$ à 0 et 1 :

$$b'_n(0) = n(Q_1 - Q_0) \tag{25}$$

$$b'_n(1) = n(Q_n - Q_{n-1}) \tag{26}$$

Par (24), (25) et (26), nous prouvons que la courbe de Bézier de degré n commence dans la direction de $Q_1 - Q_0$, et se termine dans la direction de $Q_n - Q_{n-1}$

II.2.2. Modèle de B-spline

FERGUSON chez Boeing fût la première personne à introduire les courbe B-spline. En même temps, C.de BOOR et W.GORDON qui étudiaient ces courbes chez GENERAL MOTORS. GORDON ET RIESENFELD étaient les premiers à montrer que les courbes B-spline sont une généralisation des courbes de Bézier.[147]

La courbe B-spline a la caractéristique de contrôle local pour modifier la forme de la courbe. Elle contribue à ce que dans la plage située entre le premier et le dernier des nœuds spécifiques soit nulle.[153]

L'expression de la trajectoire de l'outil à l'aide des courbes B-spline, qui produisent des chemins d'outil de courbure continue, est un élément important. C'est un moyen d'augmenter l'avance réelle.[154]

Le courbe B-spline possède toutes les propriétés des courbes de Bézier, mais se distingue par le fait que ses points de contrôle soient indépendants de son degré.[155]

La formulation des courbes B-spline est semblable à celle des courbes de Bézier. La différence fondamentale réside dans la formulation des fonctions pondérant.

Une courbe B-spline $S(t)$ est définie par $S(t) = \sum_{i=0}^n Q_i N_{i,k}(t)$ où $[Q_i : 0 \leq i \leq n]$ sont les points de contrôle, k est l'ordre des segments polynomiaux de la B-spline et $N_{i,k}$ sont les fonctions de base de la B-spline définie sur un vecteur de nœud non périodique et uniforme.[138, 156, 157], Défini comme :

$$N_{i,0} = \begin{cases} 1 & \text{if } t \in [t_i, t_{i+1}) \\ 0 & \text{autrement} \end{cases} \quad (27)$$

Et

$$N_{i,k}(t) = \left(\frac{t-t_i}{t_{i+k+1}-t_i} \right) N_{i,k-1}(t) + \left(\frac{t_{i+k}-t}{t_{i+k}-t_{i+1}} \right) N_{i+1,k-1}(t) \quad (28)$$

Si $k > 1$ où $[t_i, \dots, t_{i+k}]$ sont le vecteur nodal, et le paramètre t s'étendent sur tout l'intervalle

$[t_{k+1}, t_{n+1}]$.

Comme expliqué dans la section précédente, une courbe B-spline est constituée de segments. Les points de jonction entre ces segments sont appelés nœuds et jouent un rôle fondamental dans la compréhension de ce type de courbe. Dans le cas cubique, nous avons $m + 4$ valeurs de nœuds et dans le cas général $m + n + 1$, qui sont généralement stockées dans un vecteur de nœuds.

Le vecteur de nœud est utilisé pour spécifier des valeurs dans l'intervalle d'évaluation où la courbe change de segment. En espaçant les intervalles $m + n + 1$ avec une distance égale, nous obtenons une courbe B-spline uniforme, tandis qu'un espacement irrégulier donne une courbe B-spline non uniforme.

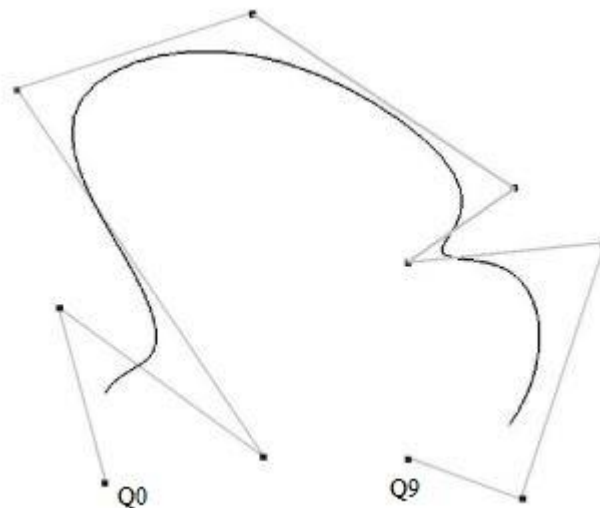


Figure II-7- Courbe B-spline uniforme

La figure II-7 montre une courbe uniforme B-spline de degré 3 et avec 10 points de contrôle, nous avons donc 7 segments qui sont joints avec une continuité C^2 . La partie uniforme de cette courbe est que la distance entre une valeur de nœud et la suivante est égale.

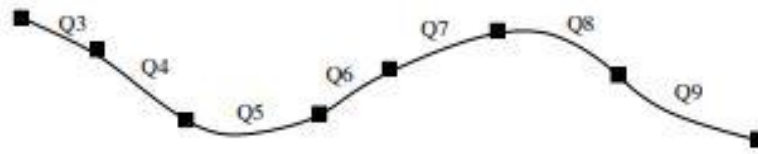


Figure II-8- Nœuds et segments

Segment	Points de contrôle
3	0 1 2 3
4	1 2 3 4
5	2 3 4 5
6	3 4 5 6
7	4 5 6 7
8	5 6 7 8
9	6 7 8 9

Dans le tableau ci-dessus, nous pouvons voir comment la propriété de contrôle local est obtenue avec des courbes B-spline. Le vecteur de nœud uniforme pour cette courbe est $\left[0, \frac{1}{14}, \frac{2}{14}, \dots, \frac{13}{14}, 1\right]$. La raison pour laquelle la numérotation des segments commence à 3 deviendra claire une fois que nous examinerons les fonctions de base et leur évaluation.

En changeant les valeurs du vecteur de nœud, nous rendons les segments paramétriques plus courts ou plus longs, et c'est l'un des plus grands avantages de la courbe B-spline (voir figure II-8).

Le moyen le plus simple de démontrer cette technique est de "fixer" les points finaux en changeant le vecteur de nœud en $\left[0, \frac{4}{14}, \frac{5}{14}, \dots, \frac{10}{14}, 1, 1, 1, 1\right]$. Cela transforme les premier et dernier segments en points uniques, ce qui force la courbe à interpoler les extrémités (figure II-9)

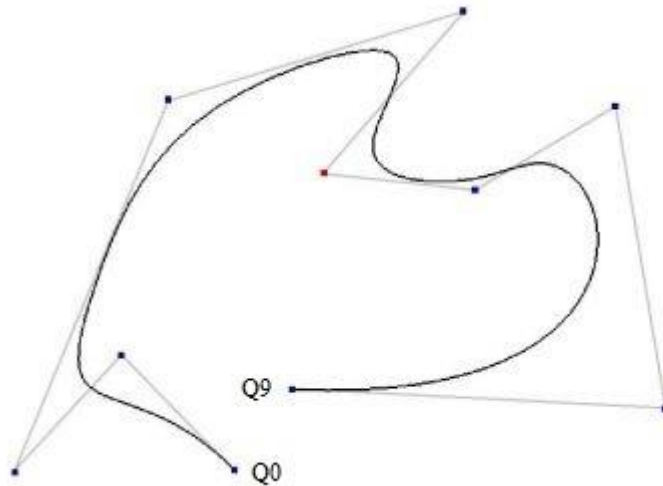


Figure II-9- Courbe B-spline non uniforme avec des extrémités fixées

C'est la manière la plus courante de manipuler le vecteur de nœud, mais bien sûr, nous pouvons verrouiller n'importe quel point $p \in (0,1)$. En faisant cela, nous créons une discontinuité à ce point particulier. Dans cet exemple, un double nœud réduit la continuité à C^1 et un triple nœud à C^0 . Le nombre de valeurs de nœud répétées est souvent appelé la multiplicité du nœud.

Ici, nous rencontrons une autre caractéristique intelligente de la courbe B-spline; plusieurs segments disjoints peuvent être constitués à partir d'un vecteur nœud et d'un ensemble de points de contrôle en introduisant des discontinuités.

La différence entre les deux courbes Bézier et B-spline, c'est que le déplacement de n'importe quel point de contrôle modifie la totalité de la courbe de Bézier, alors qu'une propriété particulière des courbes B-spline est la localisation des déformations. Ce qui signifie qu'en déplaçant un seul point de contrôle, on ne modifie qu'une portion de la courbe d'ensemble.[147]

Une courbe B-spline de degré n avec m points de contrôle est constituée de $m - n$ segments de courbe de Bézier. Ces segments ont tous une continuité C^2 aux points de jonction. Par exemple, une courbe cubique (degré 3) avec 10 points de contrôle a 7 segments. Toute courbe de Bézier de degré arbitraire peut être convertie en une B-spline et toute B-spline peut être convertie en une ou plusieurs courbes de Bézier. Dans sa forme déroulée, les B-splines n'interpolent aucun de ses points de contrôle, tandis que la courbe de Bézier fixe automatiquement ses extrémités. Cependant, les B-splines peuvent être forcées d'interpoler n'importe lequel de ses m points de contrôle sans le répéter, ce qui n'est pas possible avec la

courbe de Bézier. En général, on peut affirmer que la courbe B-spline nécessite plus de calculs, mais est beaucoup plus flexible et agréable à utiliser, raison pour laquelle elle fait désormais partie de presque tous les environnements de développement graphique sérieux. Le seul véritable inconvénient par rapport à la courbe de Bézier est que les mathématiques sous-jacentes peuvent être assez gênantes et intimidantes au début.

II.3. Les critères statistiques pour la sélection de modèle

L'étape d'étude statistique est nécessaire pour l'analyse des courbes paramétriques et pour sélectionner le modèle le plus précise parmi les deux modèles cités précédemment. Aussi, pour confirmer que les deux modèles proposés sont exacts pour la prédiction, une validation externe du modèle est recommandée. Pour l'évaluation du modèle le plus réussi, on utilise quatre indicateurs statistiques. Ces indicateurs sont les plus appropriés et les plus efficaces pour évaluer et comparer la façon dont différents modèles s'adaptent aux mêmes données[158].

II.3.1. Coefficient de détermination (R^2)

Le coefficient de détermination (R^2) est considéré comme la mesure d'ajustement la plus largement utilisée dans la modélisation de régression linéaire, mais, selon certains auteurs, elle a été mal utilisée [159]. Après la publication d'Anscombe sur R^2 [160], diverses critiques ont été émises quant à son utilisation comme critère de sélection de modèle. L'analyse de l'auteur est devenue célèbre, lorsqu'il a proposé une considération sur quatre séries de données différentes qui ont abouti à la même valeur de R^2 dans l'ajustement du modèle linéaire, le soi-disant « quatuor d'Anscombe ». Kvalseth [159] a discuté des nombreux pièges potentiels liés à l'utilisation du R^2 par inadvertance. Certains auteurs considèrent cette mesure comme archaïque et avec de nombreuses restrictions[161, 162].

L'une des caractéristiques de R^2 est que l'augmentation du nombre de paramètres provoque une augmentation concomitante de sa valeur, donnant la fausse impression qu'un certain modèle est meilleur qu'un autre. Un autre point est que les modèles avec différents nombres de coefficients ne peuvent pas être comparés directement par R^2 . Par conséquent, le R^2 ajusté devrait être utilisé plutôt [163].

Alors le coefficient de détermination mesure l'adéquation entre un modèle issu d'une régression linéaire simple ou multiple et les données observées (ou les réalisations des

variables aléatoires) qui ont permis de l'établir. Certes, il a ses imperfections, mais son utilité n'a d'égale que sa simplicité.

$$R^2 = \frac{\sum_{i=1}^n \left(\hat{F}_i - \bar{F} \right)^2}{\sum_{i=1}^n \left(F_i - \bar{F} \right)^2} \quad (29)$$

Où:

R^2 : est le coefficient de détermination.

F_i : est la valeur mesurée (réelle).

\hat{F}_i : est la valeur prédite.

\bar{F} : est la moyenne des valeurs.

n : est la taille de l'échantillon.

II.3.2. Erreur quadratique moyenne (RMSE)

C'est la racine carrée du MSE (Mean Square Error ou MCE moyenne des carrés des erreurs). On d'autre termes, c'est la moyenne arithmétique des carrés des écarts entre prévisions du modèle et observations.

C'est la valeur à minimiser dans le cadre d'une régression simple ou multiple. La méthode est fondée sur la nullité de la moyenne des résidus. Mais la moyenne de leurs carrés n'est généralement pas nulle. Cette moyenne n'est autre que la Variance Résiduel que l'on cherche à minimiser.

Si l'on compare deux estimateurs sans biais, le meilleur est bien sûr celui qui présente la MCE la plus faible.

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(F_i - \hat{F}_i \right)^2} \quad (30)$$

$RMSE$: est l'erreur quadratique moyenne.

Cette quantité est l'une des plus utilisées pour évaluer l'intérêt prédictif d'un modèle.

L'erreur quadratique moyenne (RMSE) et l'erreur absolue moyenne (MAE) sont régulièrement utilisées dans les études d'évaluation de modèles. Willmott et Matsuura (2005)

ont suggéré que la RMSE n'est pas un bon indicateur de la performance moyenne du modèle et pourrait être un indicateur trompeur de l'erreur moyenne, et donc la MAE serait une meilleure mesure à cette fin. Alors que certaines préoccupations concernant l'utilisation de la RMSE soulevées par Willmott et Matsuura (2005) et Willmott et al. (2009) sont valides, l'évitement proposé de RMSE en faveur de MAE n'est pas la solution. Citant les articles susmentionnés, de nombreux chercheurs ont choisi MAE plutôt que RMSE pour présenter leurs statistiques d'évaluation de modèle lorsque la présentation ou l'ajout des mesures RMSE pourrait être plus bénéfique [164].

II.3.3. Erreur absolue moyenne (MAE)

L'erreur absolue moyenne (EAM ou MAE (Mean Absolute Error)) : est la moyenne arithmétique des valeurs absolues des écarts.

$$MAE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\left| F_i - \hat{F}_i \right| \right) \quad (31)$$

Un des avantages de l'indicateur MAE est qu'il donne une meilleure idée de la qualité de prédiction

II.3.4. Erreur absolue moyenne en pourcentage (MAPE)

L'erreur absolue moyenne en pourcentage (Mean Absolute Percentage Error, alias MAPE) : moyenne des écarts en valeur absolue par rapport aux valeurs observées.

C'est donc un pourcentage et par conséquent, un indicateur pratique de comparaison. Hélas, l'inconvénient est que le MAPE ne peut s'appliquer qu'à des valeurs strictement positives.

L'erreur absolue moyenne en pourcentage (MAPE) est l'une des mesures les plus largement utilisées de la précision des prévisions, en raison de ses avantages d'indépendance d'échelle et d'interprétabilité. Cependant, MAPE présente l'inconvénient majeur de produire des valeurs infinies ou indéfinies pour des valeurs réelles nulles ou proches de zéro.

$$MAPE = \frac{100\%}{n} \sum_{i=1}^n \left(\left| \frac{F_i - \hat{F}_i}{|F_i|} \right| \right) \quad (32)$$

Finalement, ces quatre indicateurs servent surtout à comparer plusieurs modèles ou prévisions par rapport à une série d'observations, ou encore plusieurs méthodes entre elles. Les indicateurs permettent aussi la comparaison entre séries d'écarts.

Conclusion :

Dans ce chapitre, les modèles de représentation proposées ont été abordées avec détails, selon trois étapes.

Pour la première étape, nous avons fait une définition mathématique des erreurs intra-axes d'une machine-outil à commande numérique. Dans la deuxième étape, on a fait une explication détaillée pour les fondements mathématiques des courbes paramétriques (Bézier et B-spline). Dans la troisième étape, on a fait une présentation pour les quatre critères statistiques (R^2 , RMSE, MAE et MAPE).

Compte tenu de l'importance de l'étude statistique des données, nous utiliserons les quatre critères pour choisir le modèle le plus précise parmi les deux modèles mentionnés précédemment et pour confirmer que les deux modèles proposés sont exacts pour la prédiction et la modélisation des erreurs intra-axes.

CHAPITRE III :
Méthode expérimentale

III.1 Introduction

Cette partie décrit les procédures et les techniques expérimentales utilisées pour l'acquisition des données afin d'établir les modèles représentatifs des erreurs intra-axes de la machine-outil. Le matériel utilisé (les appareils de mesure, les trois machines testées, laser, capteurs, équipements des machines...etc.), les procédures et les conditions expérimentales sont discutées. Des détails sur l'installation des équipements utilisés pendant les divers essais sont également fournis.

III.2. Matériel utilisé

L'étalonnage d'une machine-outil à 5 axes peut être un processus très complexe, long et coûteux, particulièrement quand le temps d'arrêt de machine est considéré. Une méthode d'étalonnage utilisant la technologie de laser 5/6D peut réduire la complexité, la période et les dépenses de l'étalonnage à 5 axes. L'équipement portatif peut être facilement employé et les écarts d'un axe peuvent être mesurés simultanément.

Le système de mesure laser 5/6D a la capacité de mesurer simultanément tous les écarts d'un axe linéaire ou angulaire. Il a été développé pour l'évaluation rapide des erreurs de machine-outil. Le système se compose d'une tête laser, d'une unité d'alimentation en énergie, de capteurs environnementaux et de l'unité du capteur 5/6-D. Les unités optiques incluent l'interféromètre, un miroir de rotation, le rétro réflecteur et le matériel de support associé.

La tête de laser est la source de rayon laser utilisé pour cinq des six mesures. La mesure restante (roulis) est faite par l'utilisation d'une paire de niveaux électroniques. L'interféromètre est normalement monté directement sur la tête laser. L'unité d'alimentation en énergie fournit la puissance de fonctionnement au laser et sert comme point d'interface entre le capteur électronique et l'ordinateur. Le capteur 5D inclut un rétro réflecteur employé avec l'interféromètre pour mesurer l'exactitude linéaire de déplacement, un niveau électronique d'exactitude élevée pour mesurer le roulis et le système de capteur optique employé pour détecter des variations angulaires (tangage et lacet) et de rectitudes pendant le procédé de mesure.

Le miroir de rotation est utilisé pour refléter le rayon laser le long d'une voie de déviation en effectuant des mesures le long des axes multiples. La voie de déviation peut être un autre axe ou une diagonale aux axes.

Trois machines-outils à commande numérique ont été testées (Figures III-1 à III-3). Les types et les caractéristiques de ces machines sont donnés dans le Tableau III-1.

Tableau III-1. Caractéristiques de trois machines testées

	Centre d'usinage Matsuura MC.760 VX de cinq axes	Centre d'usinage Mitsui Seiki HU40-T de cinq axes	Centre d'usinage Huron KX 8 cinq de cinq axes
Technologie d'entraînement	Systèmes d'entraînement à vis à billes	Systèmes d'entraînement à vis à billes	Systèmes d'entraînement à vis à billes
Contrôleur	Contrôleur Yasnac MX3	Contrôleur Fanuc 15iMa	Contrôleur Siemens 40D
Technologie de guidage	Roulements hydrostatiques	Glissières prismatiques	Glissières linéaires à roulement à billes
Déplacements sur les axes X/Y/Z	760/440 /485 [mm]	611/562/710 [mm]	650/700/450 [mm]
Appareil de mesure utilisé	5/6D API	5/6D API	Interféromètre laser Renishaw

La figure III-1 montre un montage du laser 6D pour les essais sur l'axe X de la MOCN Matsuura MC.760 VX.

Pour faciliter le montage de la tête laser sur la table de la machine et avoir un intervalle maximal de mesure, une plaque en acier a été fixée rigidement sur la table de la machine.



Figure III-1 - Montage pour mesurer les erreurs suivant l'axe X pour la machine-outil Matsuura MC-760 VX

La mesure (roulis) est faite par l'utilisation d'une paire de niveaux électroniques. L'unité d'alimentation en énergie fournit la puissance de fonctionnement au laser et sert comme point d'interface entre le capteur électronique et l'ordinateur. Le capteur 5D inclut un rétro réflecteur employé avec l'interféromètre pour mesurer l'exactitude linéaire de déplacement, un niveau électronique d'exactitude élevée pour mesurer le roulis et le système de capteur optique employé pour détecter des variations angulaires (tangage et lacet) et de rectitudes pendant le procédé de mesure. Le miroir de rotation est utilisé pour refléter le rayon laser le long d'une voie de déviation en effectuant des mesures le long des axes multiples.

La Matsuura MC-760 VX (Matsuura Machinery Corp., Fukui, Japon), est la première machine testée. Elle est structurée d'une vis à billes et de palier hydrostatiques. Ainsi, des capteurs de température et d'air ont été attachés à la plaque en acier par magnétisme. À ses côtés sont placés les capteurs de pression atmosphérique et d'humidité pour surveiller les effets environnementaux.

La deuxième machine testée est le centre d'usinage à cinq axes, Mitsui Seiki HU40-T (Mitsui Seiki USA, Franklin Lakes, NJ), avec systèmes d'alimentation par vis à billes et

glissières linéaires avec roulements à rouleaux. Elle permet aussi l'usinage des composantes de moteurs d'avion et l'usinage à grand effort de coupe (voir figure III-2).



Figure III-2 - MOCN Mitsui Seiki (HU40.T)

Huron KX 8-cinq (Huron Graffenstaden, Illkirch, France), est le troisième centre de fraisage à cinq axes avec entraînement par vis à billes et roulement à billes linéaire diapositives. Elle permet l'usinage en 5 axes simultanés et sur 5 faces, de l'ébauche à la finition, de toutes les pièces complexes comme les moules d'injection, les pièces aéronautiques ou les pièces pour la mécanique de précision.



Figure III-3 - MOCN HURON KX 8 –five

Pour évaluer la validité de l'approche proposée et la généralité des modèles proposés, une troisième machine (MOCN HURON KX 8 –five) a été testée à l'aide du système de mesure par interféromètre laser Renishaw.

III.3. Procédure expérimental

Dans cette partie on explique précisément le procédé d'installation, de mesure et les moyens nécessaires (laser, capteurs, équipements des machines) avec une manipulation précise pour l'acquisition des données afin d'établir des modèles représentatifs des erreurs intra-axe de la machine-outil à commande numérique.

Premièrement, la tête laser doit être fixée sur le chariot de l'axe à mesurer avec une base magnétique qui est liée rigidement à la table de la machine, avec une position fournie. La course doit être suffisante le long de l'axe choisi. Dans l'autre partie de la machine-outil, le mandrin porte un capteur 5D qui reçoit et reflète le rayon laser.

Malgré la stabilisation précise du laser pour l'obtention des mesures des positions linéaires, il reste insuffisant à cause des paramètres environnementaux ambiants, car les valeurs de la température de l'air, de la pression atmosphérique et de l'humidité relative affecteront la longueur d'onde dans l'aire du rayon laser. Pour cela, un capteur de température atmosphérique doit être placé aussi près que possible de la ligne de mesure du rayon laser avec aussi, un capteur de pression qui doit être monté à la même hauteur que la zone de travail.

Des programmes de mesure en code G (annexe A) ont été chargés directement sur le contrôleur de la machine-outil sous essai et ont été vérifiés afin d'éviter tout risque de collision. Pour avoir une bonne stabilité, le laser peut être allumé environ 20 minutes avant la prise de mesure.

Le programme de code G a été utilisé pour déplacer la machine d'une position statique à une autre le long d'une trajectoire rectiligne sur la course disponible selon une instruction G01 de déplacement d'avance linéaire à une vitesse d'avance commandée de 1000 mm/min, en s'arrêtant quelques secondes à chaque pose.

Pour réduire les erreurs de trajet mort, la tête laser et le capteur 6D ont été déplacés à la position la plus proche possible lors de l'initialisation à zéro.

Les paramètres qu'on doit indiquer pour créer le programme de déplacement articulaire sont :

- Le nombre de courses que le contrôleur fera par les cibles indiquées ;
- La direction de chaque passe. Ceci peut être unidirectionnel ou bidirectionnel ;
- Le temps d'arrêt à chaque position avant de passer à la suivante ;
- Une distance de dépassement, qui indique la région d'inversion de direction aux fins de course de l'axe ;
- La vitesse d'avance pour déplacer la table mobile d'une position à la suivante.

Les allers retours permettent l'évaluation du jeu d'inversion pour chaque axe. Ceci signifie que deux lectures de la position de la table mobile ont été prises à chaque cible par course, ce qui révélera l'erreur d'inversion à chaque position de cible (Figure III-4).

Puisque la température de machine s'élèvera lors du fonctionnement, des mouvements de préchauffage ont été exécutés avant la prise de mesure. Ainsi, cet effet sera inclus dans l'étalonnage. Le programme CNC déplace la machine au prochain point de mesure. Quand le point final est atteint, le programme CNC renverse la direction de la course de machine, puis arrête à chaque point de mesure pour permettre au programme 5/6D de lire les données de la direction opposée. Quand le point initial est atteint, la première course est accomplie. La machine doit alors dépasser le premier point de mesure pour commencer la prochaine course. Ce processus est répété jusqu'à ce que toutes les courses aient été accomplies.

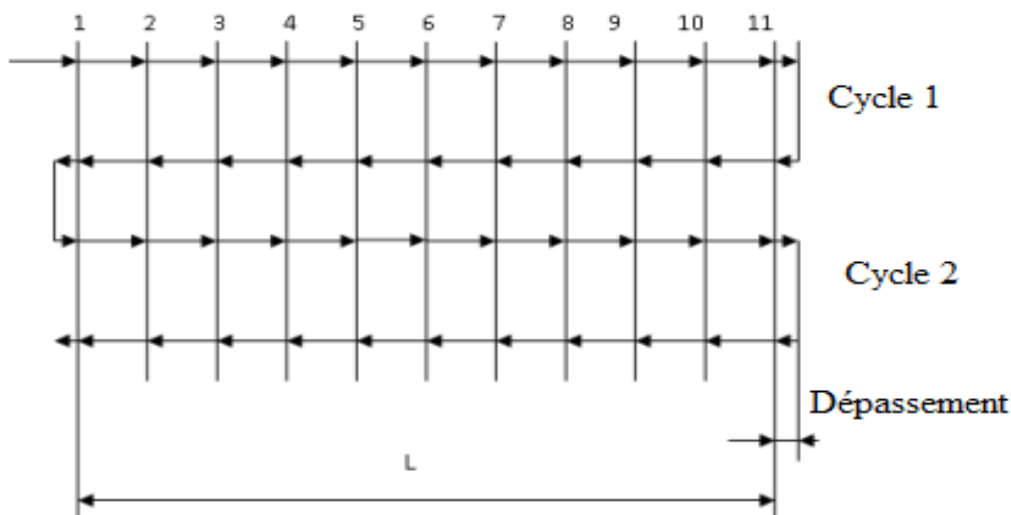


Figure III-4 - Schéma des déplacements de la table avec distance de dépassement

La méthodologie a été mise en œuvre de manière à ce que chaque axe linéaire de la machine-outil CNC soit mesuré séparément. Par conséquent, pour les mesures prises le long

de l'axe X (le cas de la machine Matsuura MC.760 VX), les coordonnées des axes immobiles durant le test étaient, $Y = -215,810$ mm, $Z = -124,540$ mm, $A = 0,0^\circ$ et $C = 180^\circ$. Alors que, les coordonnées des axes fixes lors de la mesure le long de l'axe Y étaient : $X = -384,664$ mm, $Z = -124,377$ mm, $A = 0,0^\circ$ et $C = 0,0^\circ$. Enfin, lors de la mesure le long de l'axe Z, les coordonnées des axes fixes étaient $X = -365,396$ mm, $Y = -235,435$ mm, $A = 0,0^\circ$ et $C = 0,0^\circ$.

III.4. Conditions expérimentales pour les mesures

Un exemple des conditions expérimentales pour les mesures suivant trois axes (X, Y, Z) du MOCN Mitsui HU40-T est présenté dans cette partie.

III.4.1. Suivant l'axe X

Le capteur de température de l'air a été attaché à la plaque en acier par magnétisme. À ses côtés, sont placés les capteurs de pression atmosphérique et d'humidité pour surveiller les effets environnementaux.

La plaque en acier a été fixée rigidement sur la table de la machine, elle a été réalisée spécialement pour ce type de mesure. Son rôle est de faciliter le montage de la tête laser sur la table de la machine et d'avoir un intervalle maximal de mesure.

Les conditions expérimentales étaient comme suit :

- Nom de fichier : HU40-T_X
- Position initiale $X = -605$ mm ; position finale $X = 0$ mm ;
- Intervalle = 5 mm ;
- Nombre de cibles = 122 ;
- Nombre de cycles = 3 ;
- Type de course bidirectionnelle ;

Conditions environnementales :

- Pression atmosphérique = 747.3 mm Hg ;
- Température de l'air = 21.5°C ;
- Humidité = 50% ;

III.4.2. Suivant l'axe Y

Pour tester l'axe Y, un miroir de rotation a été utilisé pour refléter le rayon laser le long de la voie de cet axe.

Les conditions expérimentales pour mesurer suivant l'axe Y étaient comme suit :

- Nom de fichier : HU40-T_Y
- Position initiale Y = -555 mm ;
- Position finale Y = -5 mm ;
- Intervalle = 5 mm ;
- Nombre de cibles = 111 ;
- Nombre de cycles = 3 ;
- Type de course bidirectionnelle ;

Condition environnementale :

- Pression atmosphérique moyenne = 756.9 mm Hg ;
- Température de l'air moyenne = 21.8 C° ;
- Humidité moyenne = 50 % ;

III.4.3.Suivant l'axe Z

Après la mesure suivant l'axe Y, le miroir est réorienté de façon à ce que le rayon laser soit reflété le long de l'axe Z.

Les conditions expérimentales pour mesurer suivant l'axe Z étaient comme suit :

- Nom de fichier : HU40-T_Z
- Position initiale Z = -555 mm ;
- Position finale Z = 5 mm ;
- Intervalle = 5 mm ;
- Nombre de cibles = 112 ;
- Nombre de cycles = 3 ;
- Type de course bidirectionnelle ;

Condition environnementale :

- Pression atmosphérique moyenne = 739.4 mm Hg ;
- Température de l'air moyenne = 22.1 C° ;
- Humidité = 50 % ;

III.5 Procédures d'installation et d'alignement

Ce protocole explique les procédures d'installation et d'alignement utilisées pour la prise des données sur la machine-outil à commande numérique Matsuura par le laser 5/6D. Pour plus de détail, voir le manuel d'utilisation de laser 5/6D [165].

III.5.1 Procédure d'installation du laser

On place la tête laser à l'endroit choisi pour la mesure. On a vérifié que l'endroit choisi fournira la course suffisante le long de tout l'axe pour obtenir les mesures désirées. On place visuellement le laser le long du centre de l'axe choisi. On fixe le montage de laser au lit de la machine (ou d'un plat attaché au lit) en tournant la commande sur la base magnétique.

Le niveau de référence doit être placé près du laser et orienté dans le bon sens.

III.5.2 Procédure d'installation du capteur 6-D

Le capteur 6-D a été monté sur la broche de machine utilisant un dispositif de fixation magnétique.

Le capteur 6-D est équipé d'un chapeau tournant contenant un petit miroir enfoncé qui sert comme cible d'alignement, qui est utilisé pour l'alignement initial.

III.5.3 Procédure d'installation des capteurs environnementaux

Le capteur de pression atmosphérique peut être situé à n'importe quel endroit commode, mais devrait être situé à la même hauteur que la zone de travail. La pression atmosphérique sera la même dans toute une altitude, mais changera selon la hauteur.

Le capteur de température atmosphérique devrait être situé près du centre du chemin à mesurer, sans interférer le procédé de mesure.

III.5.4 Procédures d'alignement détaillé

Les paragraphes suivants contiennent des procédures détaillées pour effectuer l'alignement final entre la source (laser) et la cible (capteur 6-D). Avant de lancer ces procédures, il faut bien vérifier pour assurer qu'ils ont été accomplis :

- Le programme de mesure a été chargé dans l'ordinateur.

- Le matériel approprié exigé pour la mesure a été installé et tous les ajustements initiaux ont été effectués. Les ajustements initiaux incluent le placement de la source et la cible pour assurer que le rayon laser heurte le point approprié sur la cible.
- Tous les câbles d'interface entre la commande et l'unité d'alimentation d'énergie et le laser, les capteurs et l'ordinateur ont été installés.
- Le laser a été allumé assez longtemps (normalement 10-20 minutes).

III.5.4.1 Procédures d'alignement pour des mesures sur l'axe X

Une compréhension des règles d'alignement suivantes fournira une base pour toutes les procédures en détail (voir figure III-5).

- Quand le laser et le capteur sont à la séparation minimale, on ajuste la position latérale du capteur relativement au laser par le positionnement de lit de la machine.
- Quant à la séparation maximale, on ajuste l'orientation du laser par l'utilisation des vis d'approche sur le montage d'alignement rapide de laser.
- Quant à la séparation maximale, on ajuste l'angle avec les vis d'approches placées sur la sonde 5/6-D.

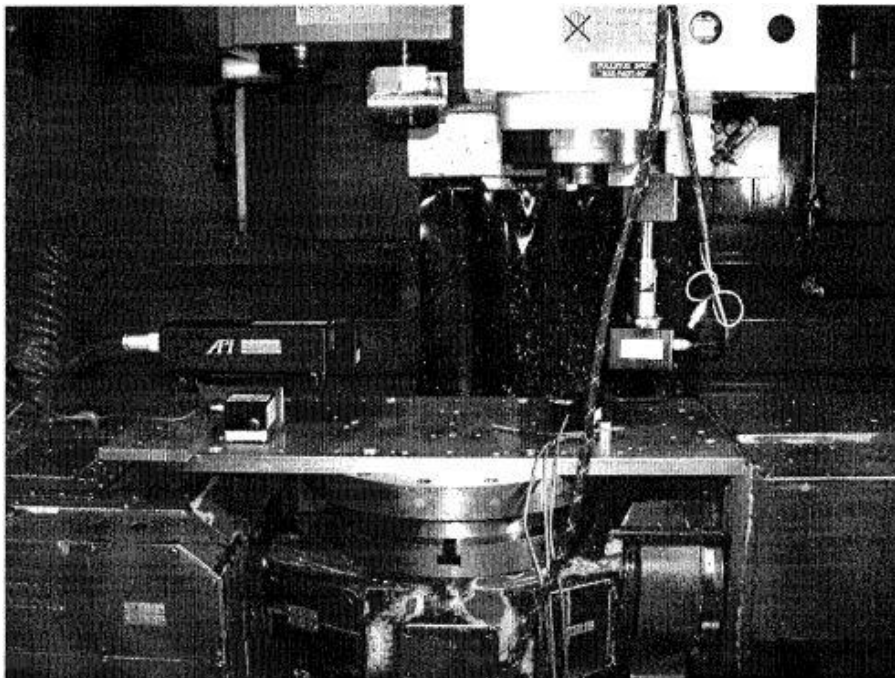


Figure III-5-Montage du laser 6 D pour mesurer suivant l'axe X du Matsuura

III.5.4.2 Procédures d'alignement pour des mesures sur l'axe Y

Après installation du miroir de rotation, le procédé suivant fournira les règles d'alignement pour l'axe Y (voir figures III-6 et III-7).

1. On met le capteur 6 -D le plus loin du miroir de rotation. On vérifie que le faisceau de renvoi est centré au port supérieur de la tête de laser. On ajuste le miroir de rotation pour obtenir une lecture linéaire sur l'écran initial d'installation. L'alignement initial peut exiger d'ajuster le miroir en libérant le verrou sur la base magnétique et en déplaçant le miroir. L'alignement additionnel est accompli en desserrant les deux vis sur le goujon liant le montant de rotation de miroir avec l'axe de la base magnétique et plaçant le miroir pour obtenir une lecture linéaire dans le parcours. Quand ce niveau est réalisé, on serre les vis et on ferme la base magnétique pour fixer le miroir. L'alignement fin du miroir est accompli avec les deux vis placées sur l'arrière du miroir. Les vis déplacent le faisceau reflété gauche ou droit le long de l'axe X ou en haut et en bas le long de l'axe Z. Les deux vis d'approche sont interdépendantes. En conséquence, il peut être nécessaire de répéter les ajustements pour obtenir des lectures de mesure linéaire et intensité de 80% avant de procéder à l'étape 2.
2. On met le capteur en position de mesure la plus étroite (le plus étroitement au miroir de rotation). On ajuste la position de machine pour obtenir des lectures d'une rectitude avec une intensité de laser plus grand que 80% sur l'affichage de l'écran d'installation.
3. On répète les étapes 1 et 2 pour obtenir des valeurs acceptables pour la rectitude sur l'écran d'installation montré sur le moniteur d'ordinateur.
4. Quand les étapes 1 à 3 ont été accomplies, l'alignement final est accompli en ajustant les deux vis sur le capteur 6-D. Avec la cible à la position de fin (le plus loin du miroir), on ajuste les vis de A et de B, placées du côté du capteur, pour obtenir des valeurs acceptables d'angle sur l'écran d'installation. Puisque ces deux ajustements sont interdépendants, il peut être nécessaire de répéter les ajustements plusieurs fois. Quand la plus petite lecture est réalisée, la lecture d'intensité linéaire, angulaire et la rectitude devrait être plus grande que 80%.
5. On active la boîte de présentation de niveau différentielle. En utilisant le bouton d'ajustement approprié, on ajuste chaque niveau séparément à moins de 50 arcs seconds.

Quand toutes les procédures d'installation et d'alignement ont été remplies, le procédé de mesure peut être commencé.



Figure III-6- Montage du laser 6 D pour mesurer suivant l'axe Y du Matsuura (vue 1)



Figure III-7- Montage du laser 6 D pour mesurer suivant l'axe Y du Matsuura (vue 2)

III.5.4.3 Procédures d'alignement pour des mesures sur l'axe Z

1. On met le capteur 6-D à la position de fin (le plus loin du miroir de rotation). On vérifie que le faisceau de renvoi est centré au port supérieur de la tête de laser. On ajuste le miroir de rotation pour obtenir la lecture d'intensité maximale sur l'écran d'installation initial. L'alignement initial peut exiger d'ajuster le miroir en libérant le verrou sur la base magnétique et en déplaçant le miroir. L'alignement additionnel est accompli en desserrant les deux vis sur le goujon liant le montant de rotation de miroir avec l'axe de la base magnétique et plaçant le miroir pour le niveau d'intensité maximum. Quand ce niveau est réalisé, on serre les vis et on ferme la base magnétique pour fixer le miroir. L'alignement fin du miroir est accompli avec les deux vis placées sur l'arrière du miroir. Les vis déplacent le faisceau reflété gauche ou droit le long de l'axe Y ou en avant et en arrière le long de l'axe X. Les deux vis d'approches sont interdépendantes. En conséquence, il peut être nécessaire de répéter les ajustements pour obtenir la lecture d'intensité la plus élevée avant de procéder à l'étape 2 (voir figure III-8).
2. On met le capteur en position de mesure la plus étroite (le plus étroitement au miroir de rotation). On ajuste la position de machine pour obtenir des lectures d'une rectitude avec une intensité de laser plus grande que 80% sur l'affichage de l'écran d'installation (voir figure III-9).
3. On répète les étapes 1 et 2 pour obtenir des valeurs acceptables pour la rectitude sur l'écran d'installation montré sur le moniteur d'ordinateur.
4. Quand les étapes 1 à 3 ont été accomplies, l'alignement final est accompli en ajustant les deux vis sur le capteur 6 -D. Avec la cible à la position de fin (le plus loin du miroir), on ajuste les vis de A et de B, placée du côté du capteur, pour obtenir des valeurs acceptables d'angle sur l'écran d'installation. Puisque ces deux ajustements sont interdépendants, il peut être nécessaire de répéter les ajustements plusieurs fois. Quand la plus petite lecture est réalisée, la lecture d'intensité linéaire, angulaire et la rectitude devrait être plus grande que 80%.

Veillez noter que la mesure de roulis ne fonctionne pas en mesurant un axe qui est parallèle à la pesanteur.

Quand toutes les procédures d'installation et d'alignement ont été remplies, le procédé de mesure peut être commencé.

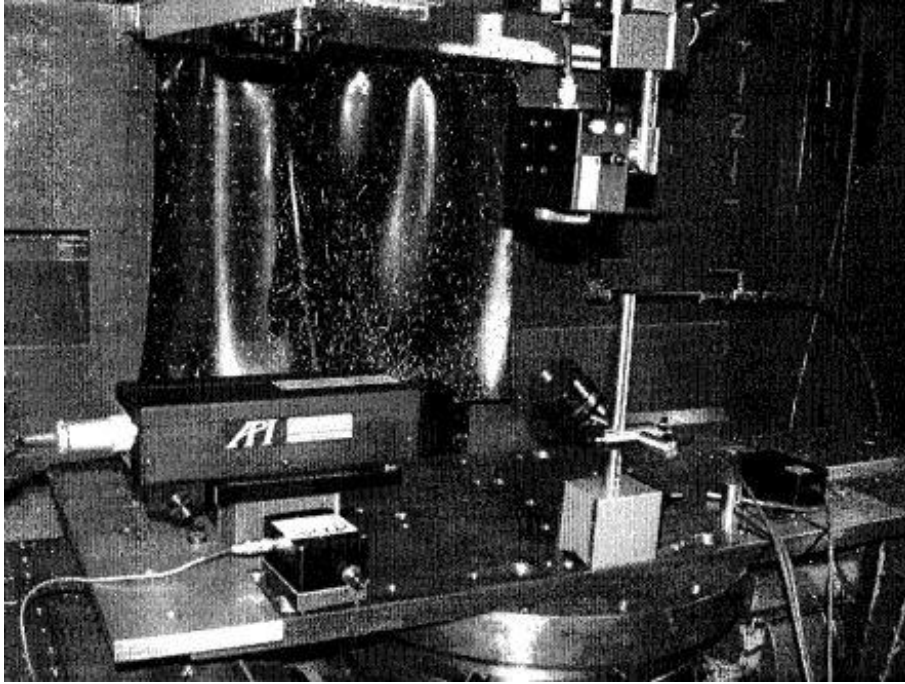


Figure III-8- Montage du laser 6 D pour mesurer suivant l'axe Z du Matsuura

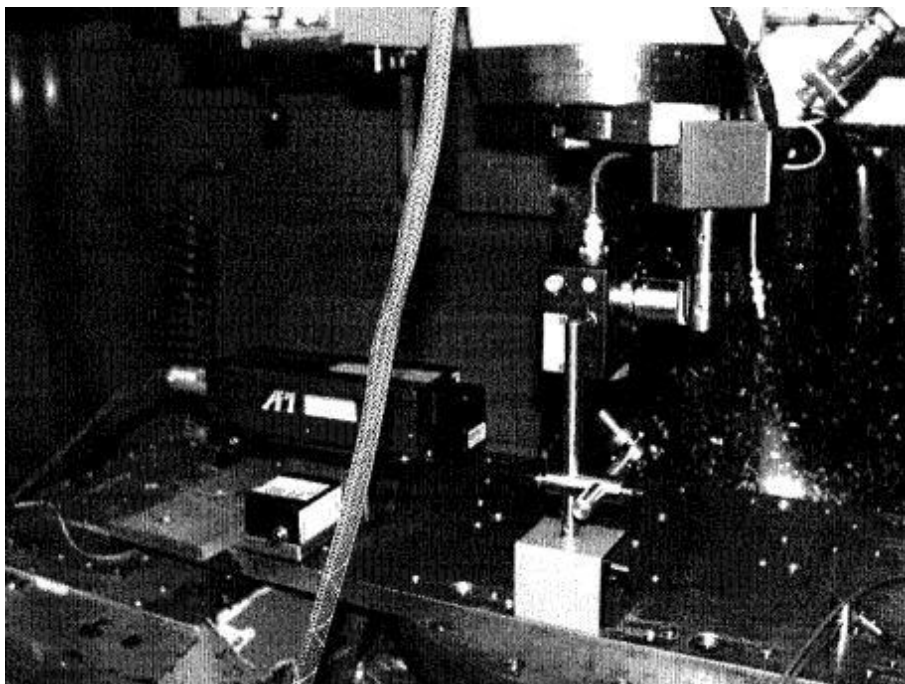


Figure III-9- Montage du laser 6 D pour mesurer suivant l'axe Z du Matsuura en position de mesure la plus étroite

Conclusion :

Ce chapitre contient tous les moyens et les matériels utilisés qui nous ont permis d'obtenir les données des erreurs intra-axes (erreur de positionnement, rectitude verticale et horizontale, tangage, lacet).

Une manipulation précise et des procédures d'installation a été suivi dans cette partie pour l'acquisition des données afin d'établir des modèles représentatives des erreurs intra-axes des machines-outils à commande numérique.

De plus, des procédures d'alignement et d'installations pour le capteur laser 6D et les capteurs environnementales (pour suivre les conditions de pression et de température) suivant les trois axes X, Y, Z ont été également détaillés dans ce chapitre.

CHAPITRE IV :
Résultats et discussion

IV .1. Introduction

Dans ce chapitre, on présente la reproductibilité des résultats expérimentaux qui ont été prises avec des incréments différents d'un axe à un autre suivant la course disponible de l'écart de positionnement articulaire pour les trois machines-outils. La répétabilité de positionnement, l'exactitude et le jeu d'inversion pour les trois axes (X Y Z) des trois machines-outils ont été également évaluées.

Pour la plupart des mesures de précision traitant les erreurs intra-axes de machine-outil, la répétabilité de positionnement et l'exactitude sont sensibles à la direction de l'approche [22]. Par conséquent, dans cette étude, toutes les mesures ont été prises bi directionnellement afin d'identifier l'effet du jeu d'inversion.

Les données collectées sont également utilisées pour mieux comprendre comment les erreurs intra-axes sont corrélées.

IV .2. Reproductibilité des résultats de la machine Matsuura

Un protocole d'essai basé sur la division de la course de chaque axe en sous courses qui se chevauchent dans une partie bien définie a été élaboré pour étudier la reproductibilité des résultats. Les courses des axes de la machine ont été divisées en deux ou trois sous-courses, suivant la plage de chaque axe. Un schéma illustratif des sous course de l'axe Y de la MOCN Matsuura est présenté à la figure IV-1.

Par la suite, à titre d'exemple, les figures IV-2, IV-3 et IV-4 montrent les résultats de test de reproductibilité pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Matsuura.

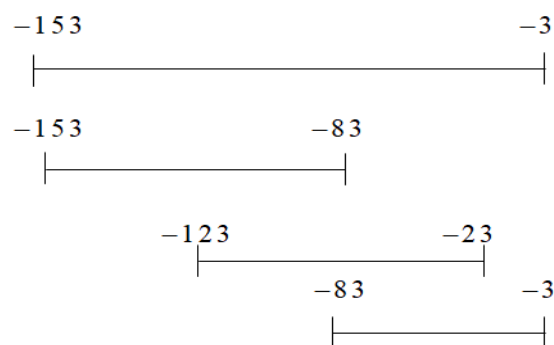


Figure IV-1- Division de la course totale en trois sous-courses égales pour l'axe Y de la MOCN (Matsuura)

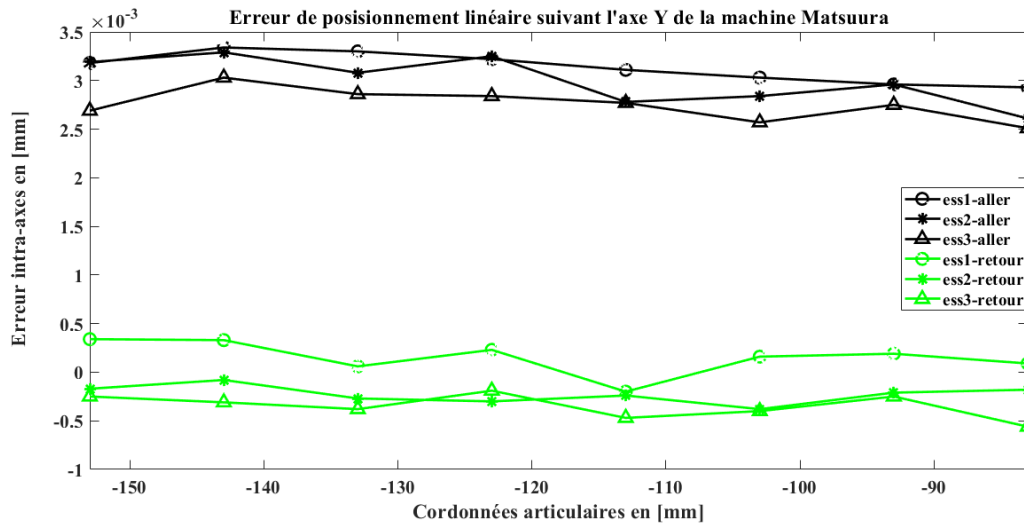


Figure IV-2 - Reproductibilité du résultat de l'écart E_{YY} de -153 à -83 mm pour l'axe Y de la MOCN (Matsuura)

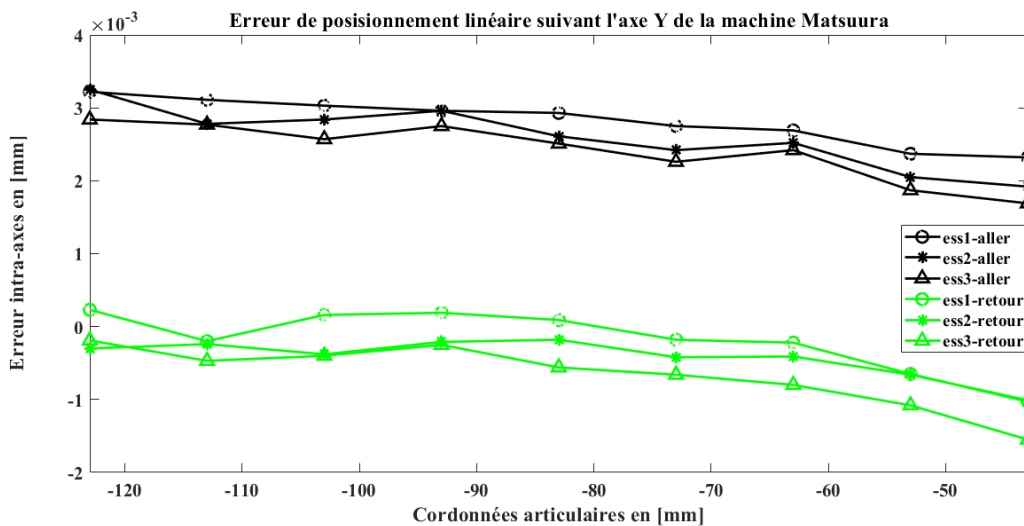


Figure IV-3 - Reproductibilité du résultat de l'écart E_{YY} de -123 à -23 mm pour l'axe Y de la MOCN (Matsuura)

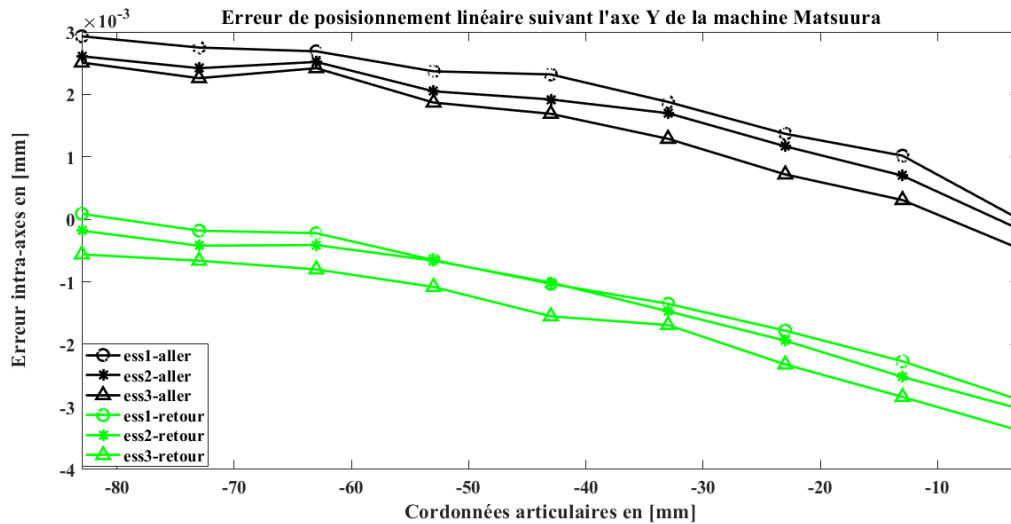


Figure IV-4 - Reproductibilité du résultat de l'écart E_{YY} de -83 à -3 mm pour l'axe Y de la MOCN (Matsuura)

IV .3. Analyse de la répétabilité de positionnement, de la précision et des erreurs de jeu des trois machines testées

Pour chaque axe de la machine testée, la répétabilité de positionnement et la précision sont calculées selon la norme ISO 230–2 [158].

$$R_i = \max [2S_i \uparrow + 2S_i \downarrow + |B_i|; R_i \uparrow; R_i \downarrow] \tag{10}$$

Où i présente les positions de cibles

Tel que $R_i \uparrow = 4S_i \uparrow$

$$R_i \downarrow = 4S_i \downarrow$$

Les paramètres suivants donnent une mesure de la répétabilité de positionnement de l'axe de la machine :

$R_i \uparrow$ est la répétabilité de positionnement unidirectionnelle pour la direction aller ;

$R_i \downarrow$ est la répétabilité de positionnement unidirectionnelle pour la direction retour ;

R est la répétabilité de positionnement bidirectionnelle.

L'écart type pour les directions aller et retour S_i peut être calculé par les formules suivantes :

$$S_i \downarrow = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{j=1}^n (Y_{ij} \downarrow - \bar{Y}_i \downarrow)^2} \tag{11}$$

$$S_i \uparrow = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{j=1}^n (Y_{ij} \uparrow - \bar{Y}_i \uparrow)^2} \quad (12)$$

et $n \geq 3$

L'exactitude bidirectionnelle est :

$$A = \max \left[\bar{Y}_i \uparrow + 2S_i \uparrow; \bar{Y}_i \downarrow + 2S_i \downarrow \right] - \min \left[\bar{Y}_i \uparrow - 2S_i \uparrow; \bar{Y}_i \downarrow - 2S_i \downarrow \right] \quad (13)$$

La différence entre la moyenne des erreurs intra-axes pour les directions aller et retour à chaque position de cible s'appelle le jeu d'inversion à une position.

Le maximum des valeurs absolues de jeu d'inversion à toutes les positions de cible le long de l'axe est la valeur de jeu d'inversion de l'axe [158].

$$B = \max [|B_i|] \quad (14)$$

$$\text{Tel que } B_i = \bar{Y}_i \downarrow - \bar{Y}_i \uparrow \quad (15)$$

La valeur moyenne unidirectionnelle des erreurs intra-axes pour chaque direction est calculée par :

$$\bar{Y}_i \uparrow = \frac{1}{n} \sum Y_{ij} \uparrow \quad (16)$$

$$\bar{Y}_i \downarrow = \frac{1}{n} \sum Y_{ij} \downarrow \quad (17)$$

Il est important de mentionner que les essais pour évaluer l'exactitude de positionnement sont effectués sans aucun genre de compensation sur le contrôleur de la machine.

IV .3.a.Résultat de la MOCN Matsuura MC.760 VX

Appliquons maintenant ces définitions à l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Matsuura. Leur analyse donne une répétabilité de positionnement bidirectionnelle $R = 4.6 \mu\text{m}$, une exactitude $A=7.7 \mu\text{m}$ et un jeu d'inversion maximal $B = 3.3 \mu\text{m}$ (voir figure IV-5).

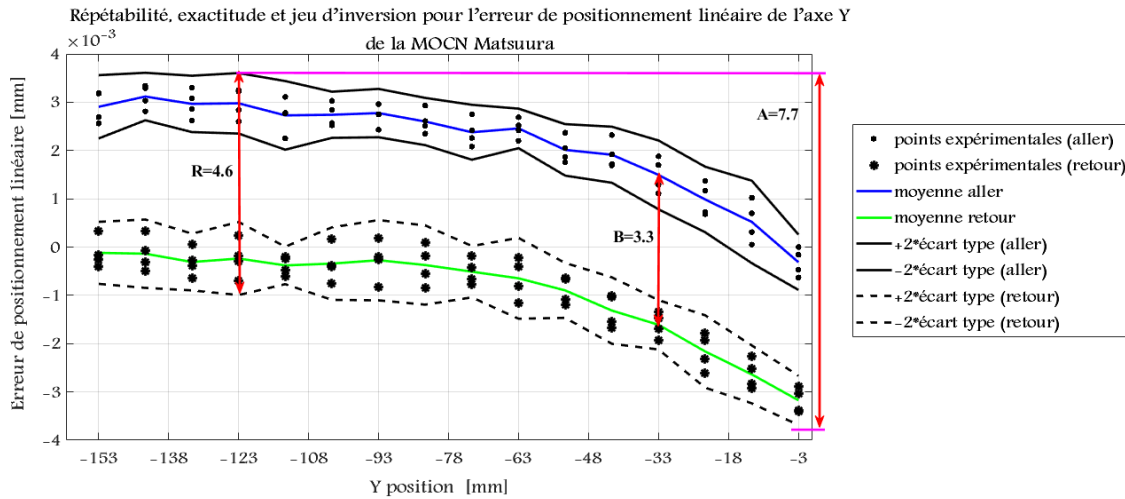


Figure IV-5 - Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Matsuura

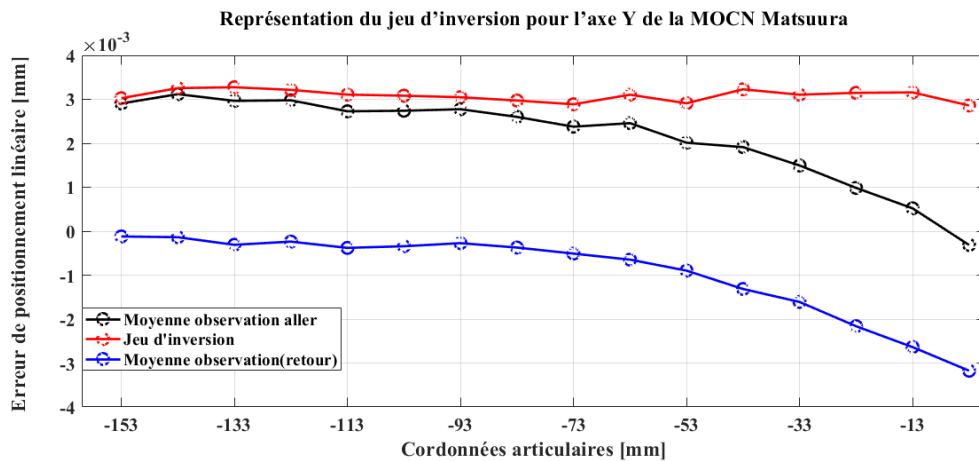


Figure IV-6 - Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Matsuura

Suivant l'axe X de la MOCN Matsuura, l'analyse donne une répétabilité de positionnement bidirectionnelle $R = 2\mu\text{m}$, une exactitude $A=7.9\mu\text{m}$ et un jeu d'inversion maximal $B = 0.7\mu\text{m}$ (voir figure IV-7).

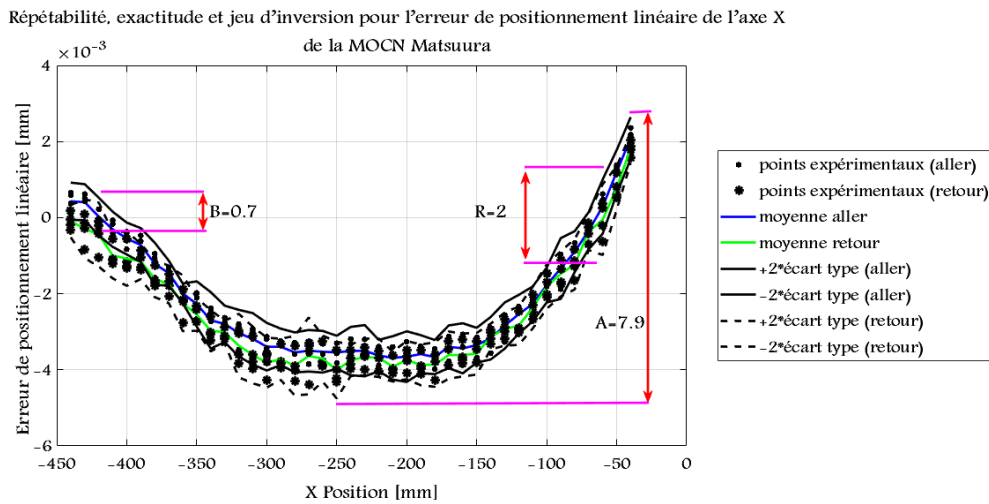


Figure IV-7 - Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la MOCN Matsuura

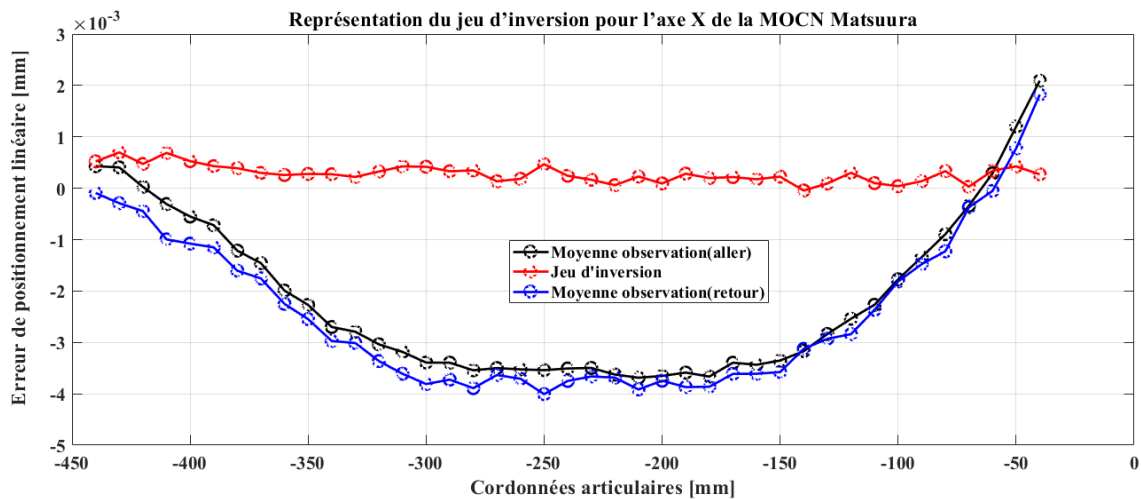


Figure IV-8 - Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Matsuura

L'analyse montre que, l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Matsuura, a une répétabilité de positionnement bidirectionnelle $R = 13,3\mu\text{m}$, une exactitude $A=17,2\mu\text{m}$ et un jeu d'inversion maximal $B = 12, 1\mu\text{m}$ (voir figure IV-9).

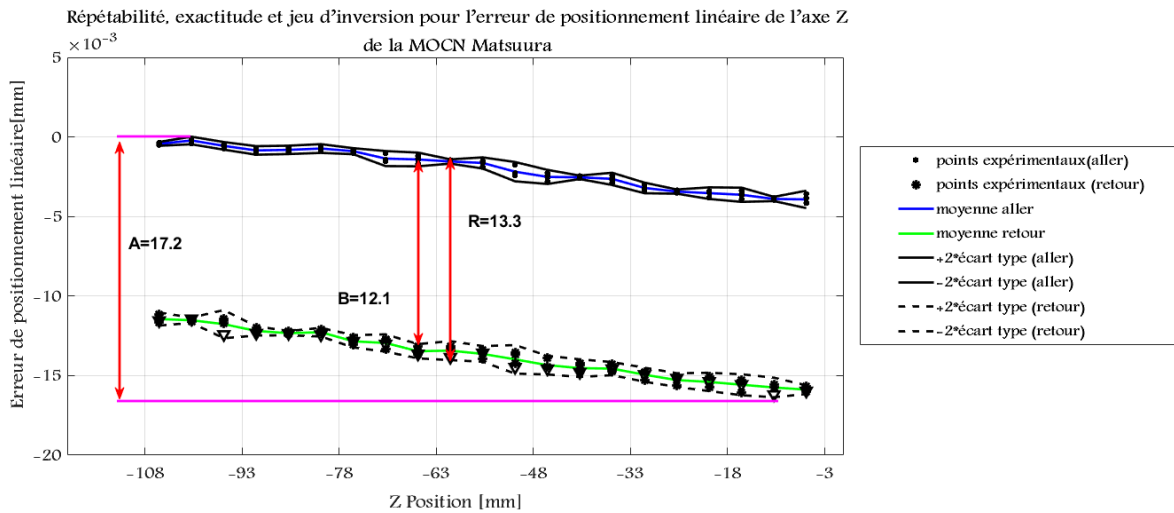


Figure IV-9 - Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Matsuura

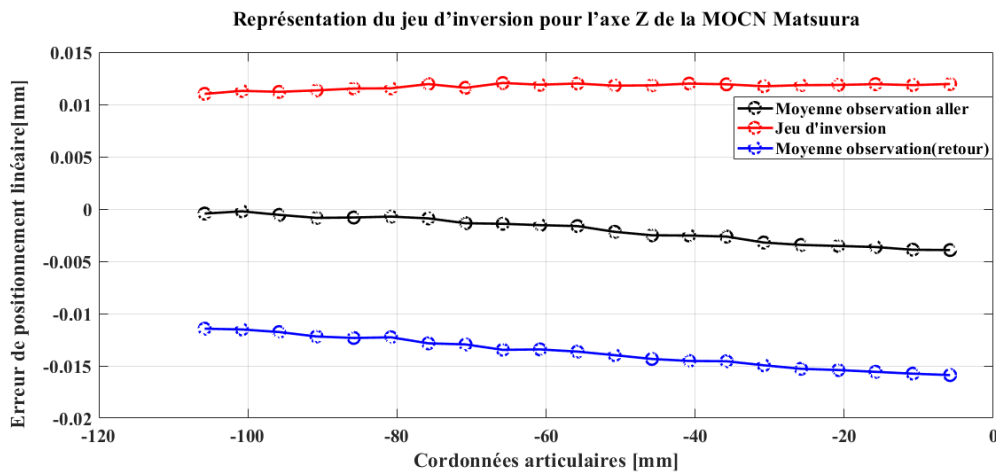


Figure IV-10 - Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Matsuura

Commen montre la figure IV-10, le jeu d'inversion suivant l'axe Z pour l'erreur de positionnement linéaire de la machine Matsuura est très grand par rapport aux deux autres axes X et Y (figure IV-6 et IV-8). Cela est probablement dû à la force de gravité qui est parallèle à l'axe Z. Il est à noter que par rapport aux deux autres machines testées, la Matsuura MC-760 VX est la plus ancienne et peut être affectée par l'usure due à son utilisation quotidienne, notamment sur l'axe Z exposé à la gravité.

IV .3.b.Résultat de la MOCN Mitsui Seiki HU40-T

L'axe X de la MOCN Mitsui, a une répétabilité de positionnement bidirectionnelle $R = 8.5\mu\text{m}$, une exactitude $A=27.2\mu\text{m}$ et un jeu d'inversion maximal $B = 2.1\mu\text{m}$ (voir figure IV-11).

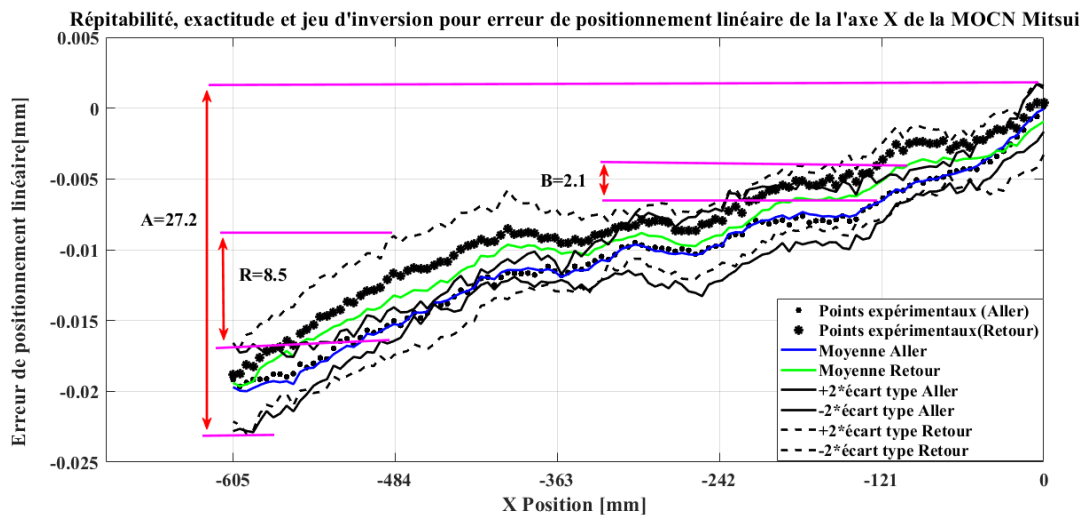


Figure IV-11 - Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la MOCN Mitsui

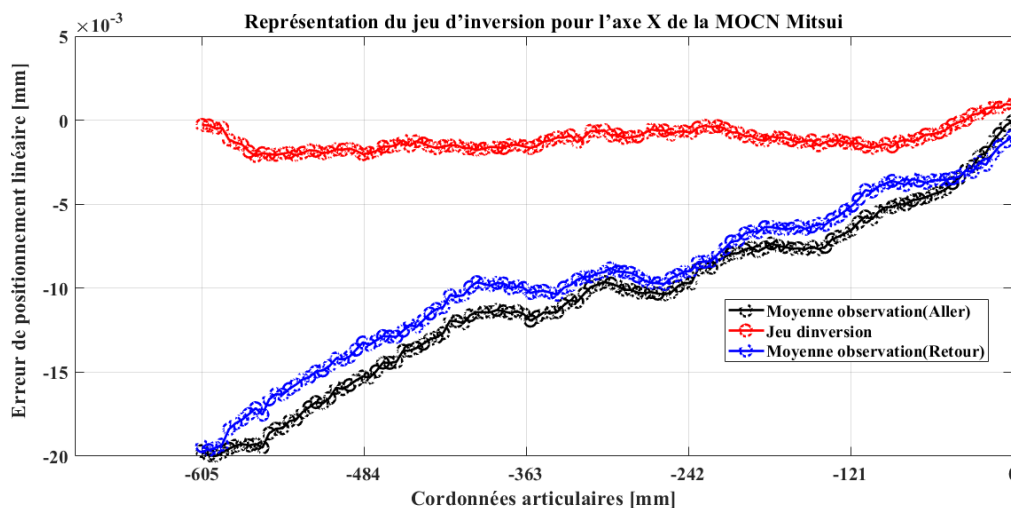


Figure IV-12 - Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la MOCN Mitsui

Pour l'axe Y de la MOCN Mitsui, la répétabilité de positionnement bidirectionnelle $R = 8.4\mu\text{m}$, l'exactitude $A=16.1\mu\text{m}$ et le jeu d'inversion maximal $B = 1.8\mu\text{m}$ (figure IV-13).

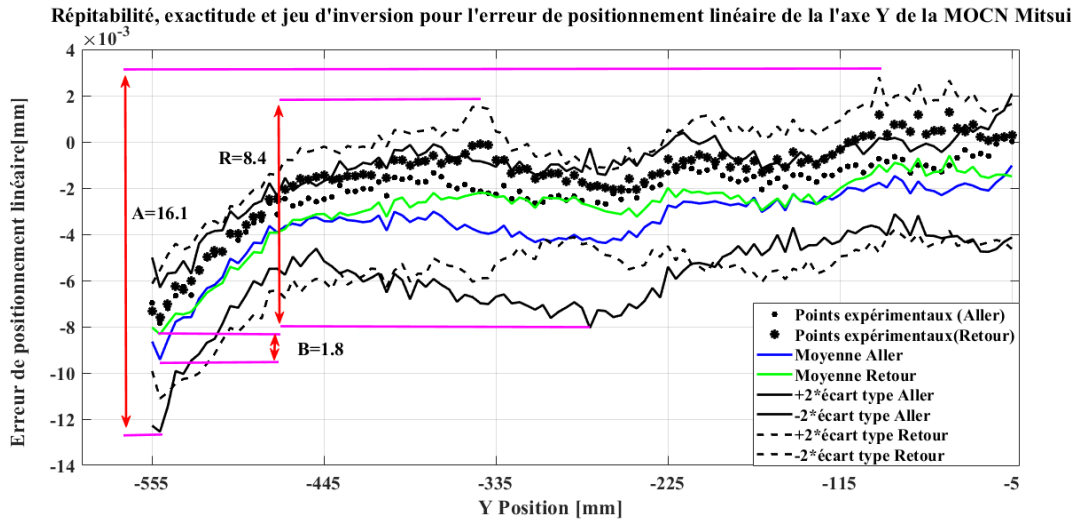


Figure IV-13 - Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Mitsui

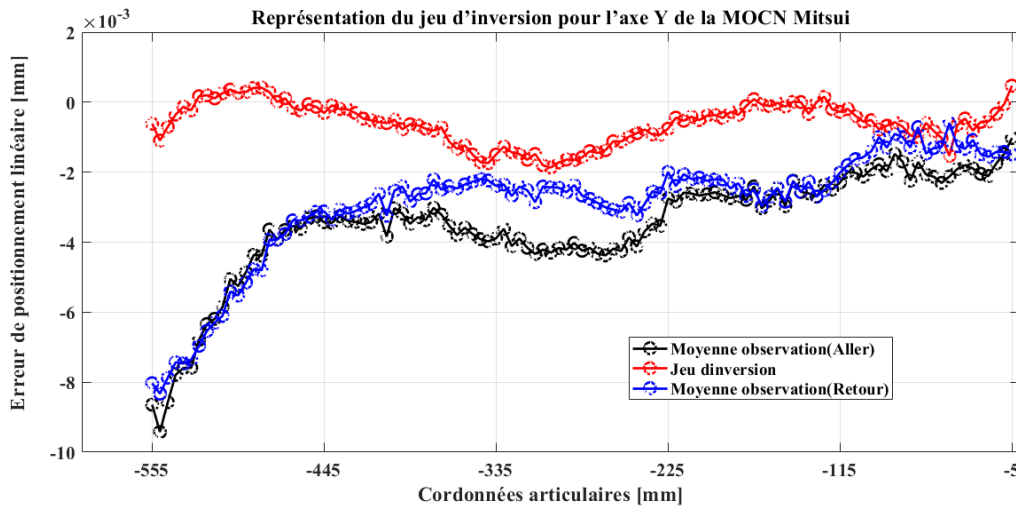


Figure IV-14 - Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la MOCN Mitsui

L'axe Z de la même machine a une répétabilité de positionnement bidirectionnelle $R = 6.7\mu\text{m}$, une exactitude $A=17.2\mu\text{m}$ et un jeu d'inversion maximal $B = 1.5\mu\text{m}$ (figure IV-15).

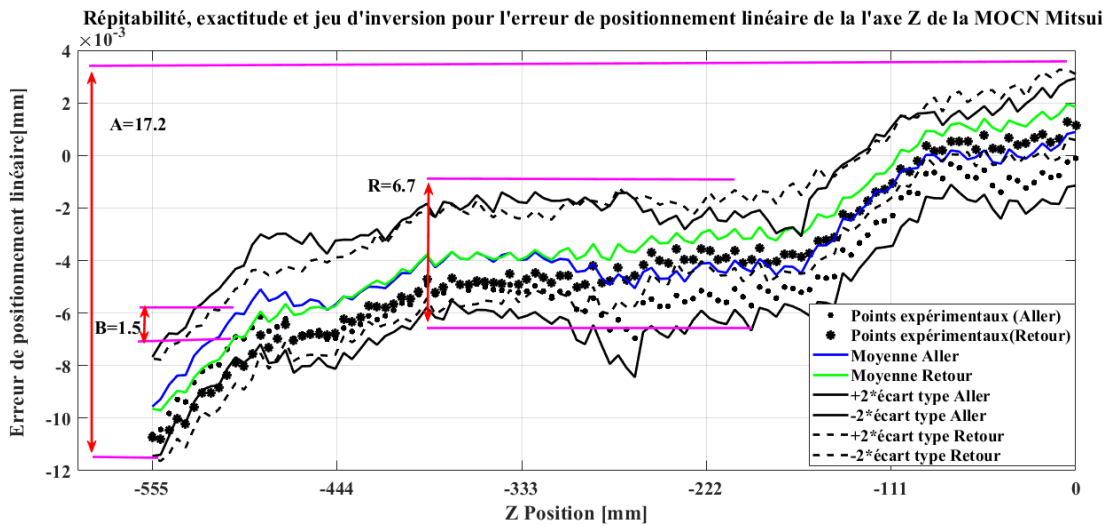


Figure IV-15 - Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Mitsui

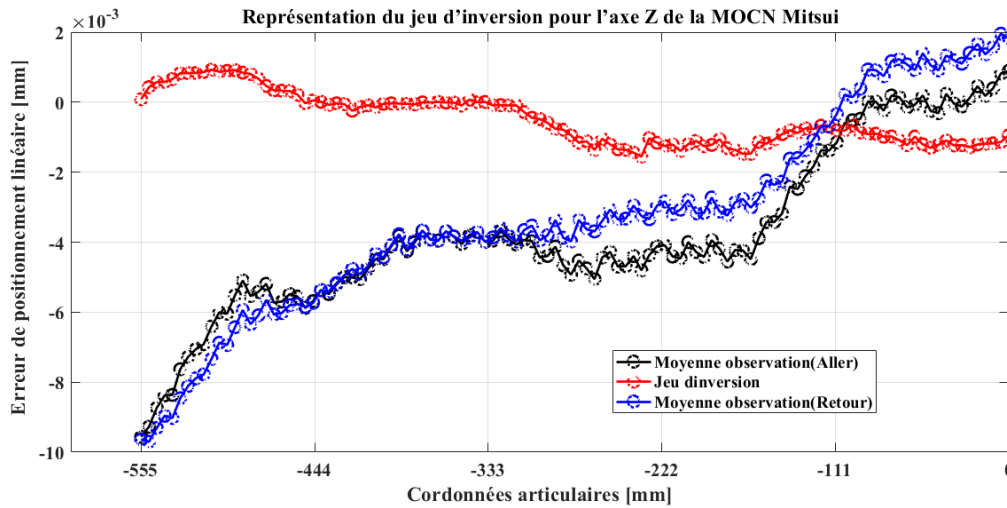


Figure IV-16 - Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Mitsui

IV .3.c.Résultat de la MOCN Huron 8-five KX

Figure IV-17 montre que selon l'axe X de la MOCN Huron, la répétabilité de positionnement bidirectionnelle $R = 1.5\mu\text{m}$, l'exactitude $A=30\mu\text{m}$ et le jeu d'inversion maximal $B = 0.6\mu\text{m}$.

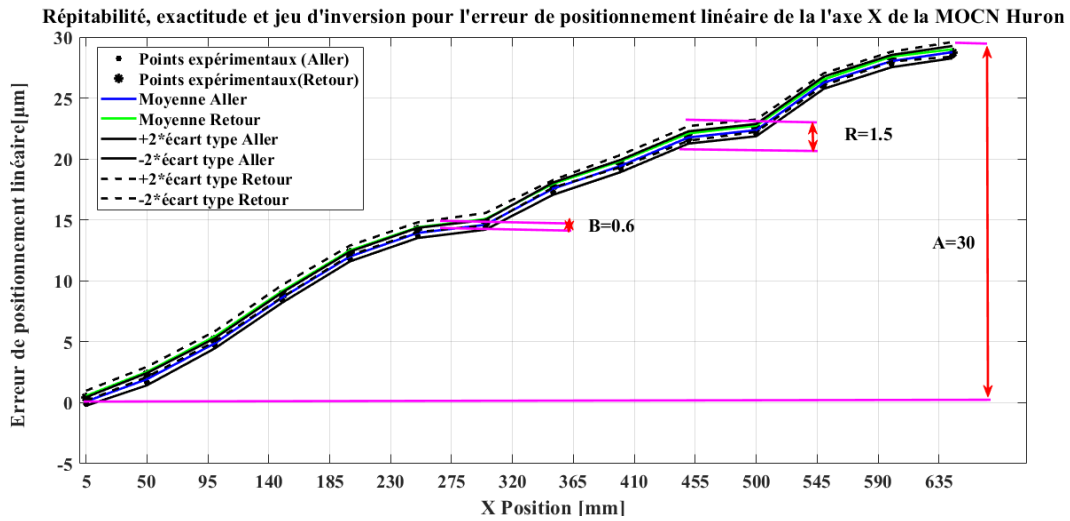


Figure IV-17 - Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la MOCN Huron

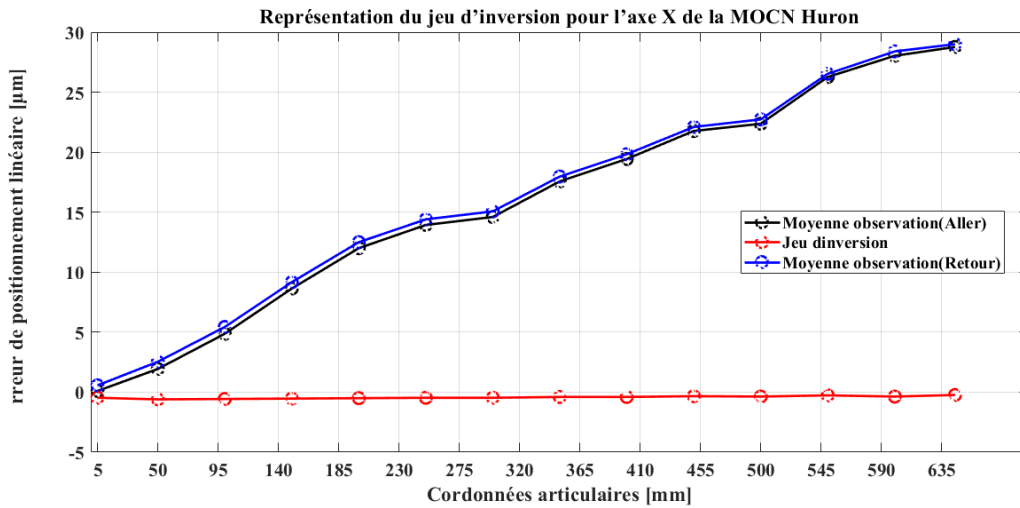


Figure IV-18 - Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la MOCN Huron

L'analyse suivant l'axe Y de la MOCN Huron donne une répétabilité de positionnement bidirectionnelle $R = 1.1\mu\text{m}$, une exactitude $A=15.8\mu\text{m}$ et un jeu d'inversion maximal $B = 0.7\mu\text{m}$ (figure IV-19).

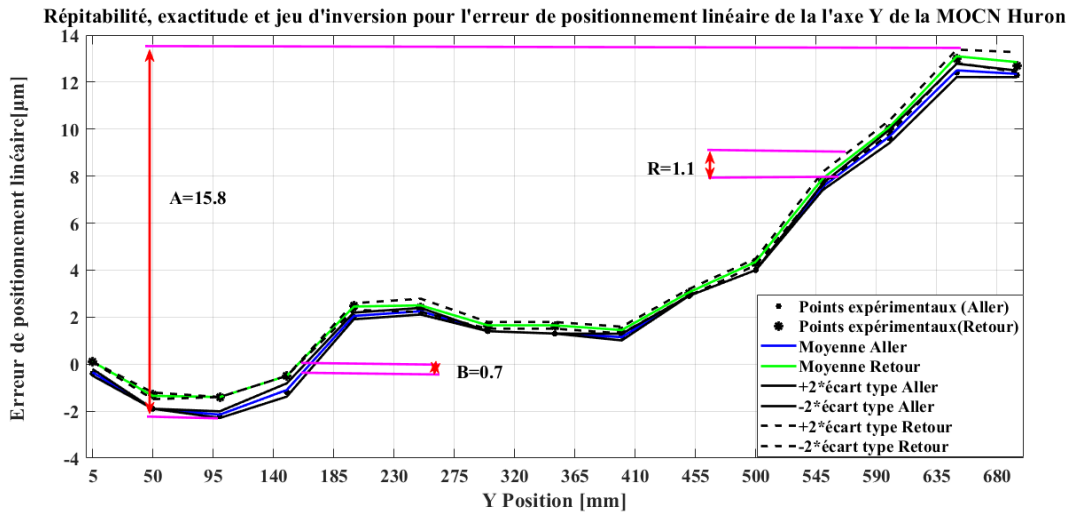


Figure IV-19 - Répétabilité, exactitude et jeu d’inversion pour l’erreur de positionnement linéaire de l’axe Y de la MOCN Huron

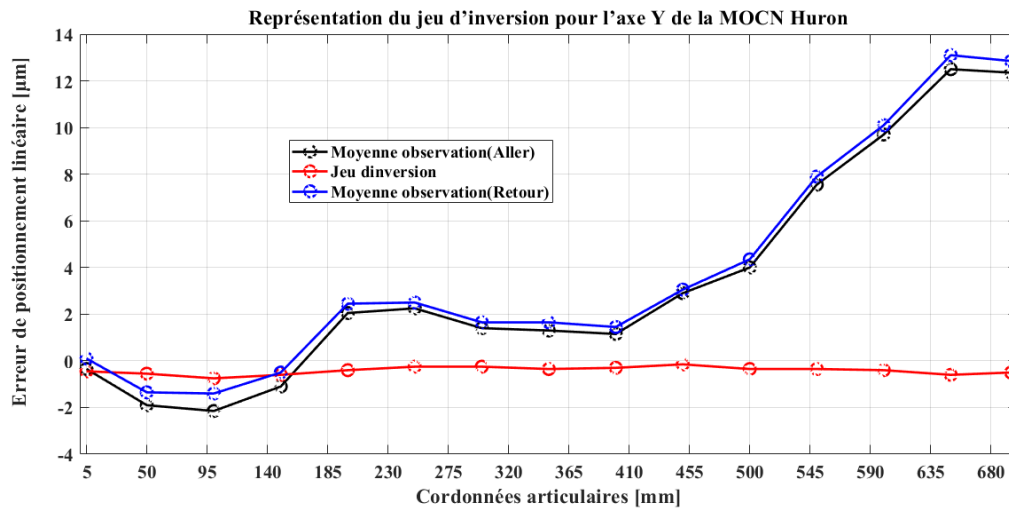


Figure IV-20 - Représentation du jeu d’inversion pour l’erreur de positionnement linéaire de l’axe Y de la MOCN Huron

Pour l’axe Z, l’analyse donne une répétabilité de positionnement bidirectionnelle $R = 1.1\mu\text{m}$, une exactitude $A=6.8\mu\text{m}$ et un jeu d’inversion maximal $B = 0.2\mu\text{m}$ (figure IV-21).

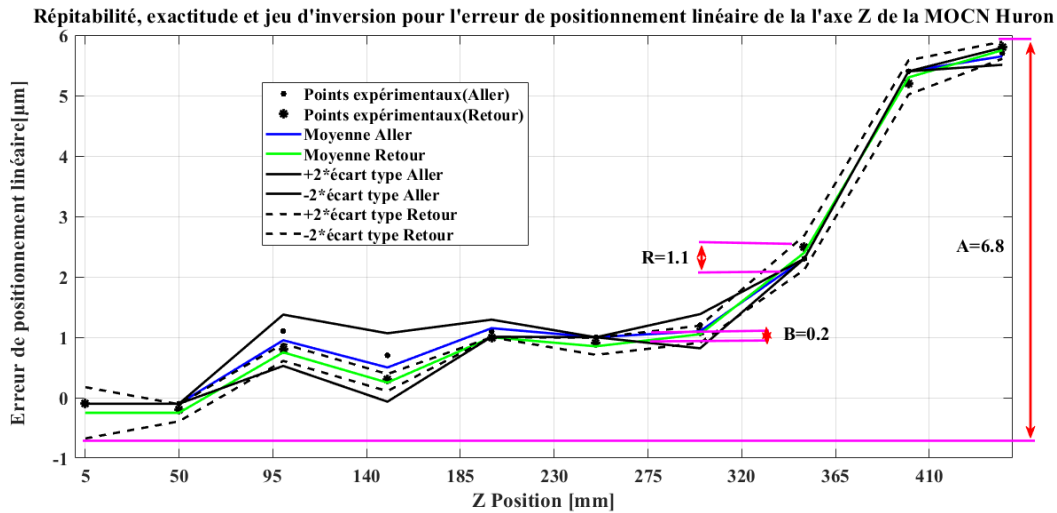


Figure IV-21 - Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Huron

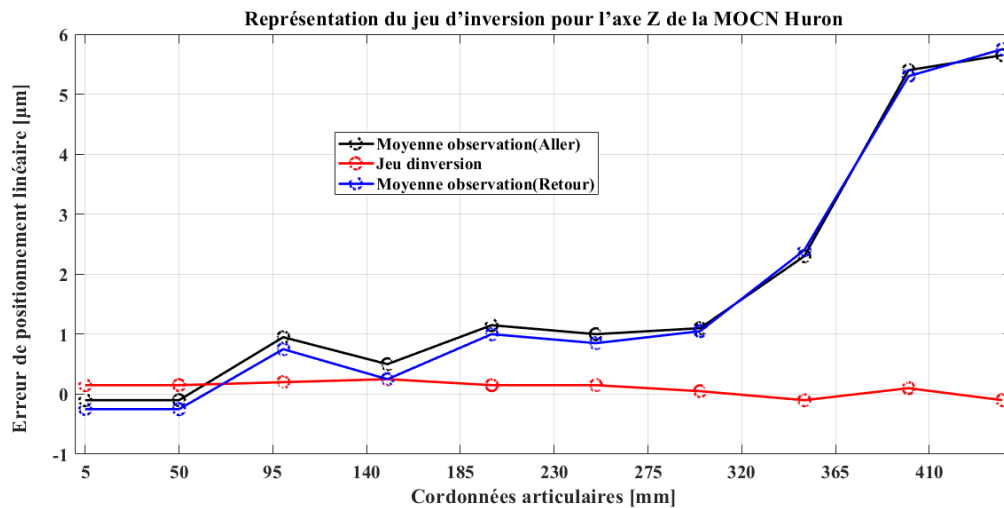


Figure IV-22 - Représentation du jeu d'inversion pour l'erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la MOCN Huron

IV .3.d.Comparaison des trois machines

Le tableau IV-1, présente les résultats de l'erreur de positionnement linéaire en termes d'exactitude, jeux d'inversion et répétabilité bidirectionnelle évalués selon la Norme ISO 230-2 pour les trois axes X, Y et Z des trois machines. Ce tableau montre que la machine Matsuura MC-760 VX donne les meilleurs résultats en termes d'exactitude pour les axes X et Y. Toujours en termes d'exactitude, les résultats montrent également, que la machine Huron KX 8-five fournit les pires résultats.

En revanche, les résultats montrent que Huron KX 8-five est la plus répétable et donne un jeu d'inversion minimale quel que soit l'axe testé.

Tableau IV-1 - Répétabilité, exactitude et jeu d'inversion pour quelques écarts de positionnement linéaire

		Exactitude bidirectionnel (μm)	Jeu d'inversion(Bachlash) (μm)	Répétabilité bidirectionnel (μm)
M1	X	7.8503	0.6975	2.0203
	Y	7.7465	3.2750	4.6115
	Z	17,1625	12 ,0525	13,2957
M2	X	27.2140	2.1333	8.5207
	Y	16.1737	1.8667	8.4935
	Z	17.2241	1.5567	6.7869
M3	X	30.0033	0.6000	1.5197
	Y	15.8157	0.7500	1.1657
	Z	6.8814	0.2500	1.1314

Il est bien connu que les erreurs systématiques affectent la précision tandis que les erreurs aléatoires affectent la répétabilité. Généralement, les erreurs systématiques et quels que soient leurs types peuvent être compensées et diminuer jusqu'à la limite de répétabilité. Par contre, les erreurs aléatoires sont incompensables. Alors, une machine avec une mauvaise exactitude et une bonne répétabilité est toujours plus appropriée qu'une machine exacte, mais moins répétable.

La plus importante remarque à tirer des figures de l'axe Z de la machine Matsura est le décalage entre les résultats de deux directions aller et retour. Cela est expliqué par le jeu d'inversion qui dépasse le 12 μm . Les résultats montrent également que cette machine reste toujours la plus mauvaise en termes de jeu d'inversion, même pour les axes X et Y (Tableau IV-1). Il est à noter que la Matsuura MC-760 VX fabriquée dans les années 80 est la plus ancienne machine en comparaison avec les deux autres machines testées.

On peut conclure de ces résultats que la Matsuura était sujette à une usure excessive due à l'utilisation quotidienne surtout sur l'axe Z exposé à la gravité. D'autre part, les

résultats de la machine Mitsui Seiki HU40-T montrent que cette dernière souffre d'une mauvaise répétabilité qui dépasse dans certain cas le 8 μm (Tableau IV-1).

Ces résultats restent déroutants en particulier pour une machine dédiée pour l'usinage haute performance. Le jeu d'inversion pour la Huron est le plus serré, car elle ne dépasse pas le 0.8 μm dans le pire des cas (Tableau IV-1).

IV .4. Évaluation de la corrélation entre les erreurs intra-axes

Comme présenté précédemment, l'imprécision des machines-outils et par conséquent des pièces usinées est causées par une multitude d'erreurs. Certaines erreurs sont liées aux performances volumétriques de la machine-outil qui sont dues principalement aux erreurs intra-axes. Pour étayer l'hypothèse de corrélation entre les écarts pour chaque axe, le coefficient de corrélation entre chaque deux écarts est calculé. Le coefficient de corrélation donne des informations sur l'existence d'une relation linéaire entre les deux grandeurs considérées.

L'analyse des données de la machine Matsuura présentée dans les tableaux IV-2 à IV-4 montrent le degré de corrélation entre les différents écarts des machines testées.

Selon Taylor [166] un coefficient de corrélation en valeur absolue $r \leq 0.35$ représente généralement une corrélation faible. Entre 0.36 et 0.67, la corrélation est considérée comme modeste ou modéré et pour un $0.68 \leq r \leq 0.89$, la corrélation est considérée comme forte ou élevée. Finalement, pour un $r \geq 0.9$ la corrélation est considérée très forte.

IV.4.a. Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes suivant l'axe X

Concernant les résultats de l'axe X, le tableau IV-2 montre qu'il n'y a pas de corrélation entre l'erreur de positionnement linéaire E_{XX} et l'écart de rectitude E_{YX} . La corrélation entre l'erreur de positionnement linéaire E_{XX} et l'écart de rectitude E_{ZX} a été trouvé modeste. Cependant, une corrélation forte a été observée entre l'erreur de positionnement linéaire E_{XX} et les écarts angulaires E_{CX} et E_{BX} . La corrélation entre les deux composantes de rectitude E_{YX} et E_{ZX} a été trouvée modeste. Ces résultats montrent également que la corrélation entre l'écart de rectitude E_{YX} et l'écart angulaire E_{CX} est nulle. De plus, la corrélation entre l'écart de rectitude E_{YX} et l'écart angulaire E_{BX} est faible. D'autre part, aucune corrélation n'a été observée entre E_{ZX} et E_{BX} . La corrélation entre E_{CX} et E_{ZX} et E_{BX} a été trouvée modeste et faible respectivement.

Il est à noter que l'erreur de rectitude d'un axe linéaire est définie comme la distance entre deux lignes parallèles suivant la direction générale de l'axe, qui contient exactement tous les points de mesure. Alors, toute pente doit être éliminée des données.

Tableau IV-2. Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes de l'axe X

x-axis	E_{XX}	E_{YX}	E_{ZX}	E_{BX}	E_{CX}
E_{XX}	1	-0.02	0.37	0.70	0.82
E_{YX}		1	0.50	0.18	0.06
E_{ZX}			1	0.03	0.30
E_{BX}				1	0.37
E_{CX}					1

Tableau IV-3. Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes de l'axe Y

y-axis	E_{XY}	E_{YY}	E_{ZY}	E_{AY}	E_{CY}
E_{XY}	1	0.30	0.26	-0.19	-0.06
E_{YY}		1	0.24	-0.83	0.84
E_{ZY}			1	-0.59	0.67
E_{AY}				1	-0.76
E_{CY}					1

IV.4.b. Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes suivant l'axe Y

Pour les résultats de l'axe y, le tableau IV-3 confirme que la corrélation entre l'erreur de positionnement linéaire et les deux écarts angulaires E_{AY} et E_{CY} reste toujours forte. Cependant, une corrélation modeste a été observée entre l'écart de rectitude E_{ZY} et les deux écarts angulaires E_{AY} et E_{CY} . La corrélation entre l'écart de rectitude E_{XY} et les écarts E_{ZY} , E_{AY} et E_{CY} est généralement faible.

IV.4.c. Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes suivant l'axe Z

Contrairement aux résultats précédents, pour l'axe Z le tableau IV-4 montre qu'il y a une forte corrélation entre E_{XZ} et les deux écarts angulaires E_{AZ} et E_{BZ} . De plus, le tableau IV-4 confirme encore une fois l'existence de la corrélation forte entre l'erreur de positionnement linéaire et les écarts angulaires. On observe également pour la deuxième fois l'existence de la corrélation forte entre les deux écarts angulaires E_{AZ} et E_{BZ} .

Tableau IV-4. Coefficients de corrélation entre les erreurs intra-axes de l'axe Z

z-axis	E_{XZ}	E_{YZ}	E_{ZZ}	E_{AZ}	E_{BZ}
E_{XZ}	1	0.51	-0.68	0.96	-0.75
E_{YZ}		1	-0.17	0.66	-0.40
E_{ZZ}			1	-0.96	0.81
E_{AZ}				1	-0.74
E_{BZ}					1

IV.4.1. Principe d'Abbe et Bryan et leur effet sur la corrélation entre les erreurs

Il est communément admis que les trois erreurs de translation (erreur de positionnement linéaire et les erreurs de rectitude) des machines-outils peuvent être significativement affectées par les trois erreurs angulaires (tangage, lacet et roulis) dues aux principes d'Abbe et Bryan.

IV.4.1.a. Effet d'erreur d'Abbe sur l'erreur de positionnement linéaire

Lors de la mesure des erreurs de positionnement linéaire avec un interféromètre laser, l'erreur d'Abbe a un effet significatif comme le montrent les figures. IV.23 (a et b), le mouvement d'erreur angulaire E_{BX} autour de l'axe B (lacet) et le mouvement d'erreur angulaire E_{CX} autour de l'axe C (tangage) contribuent aux erreurs de positionnement linéaire dues aux erreurs d'Abbe.

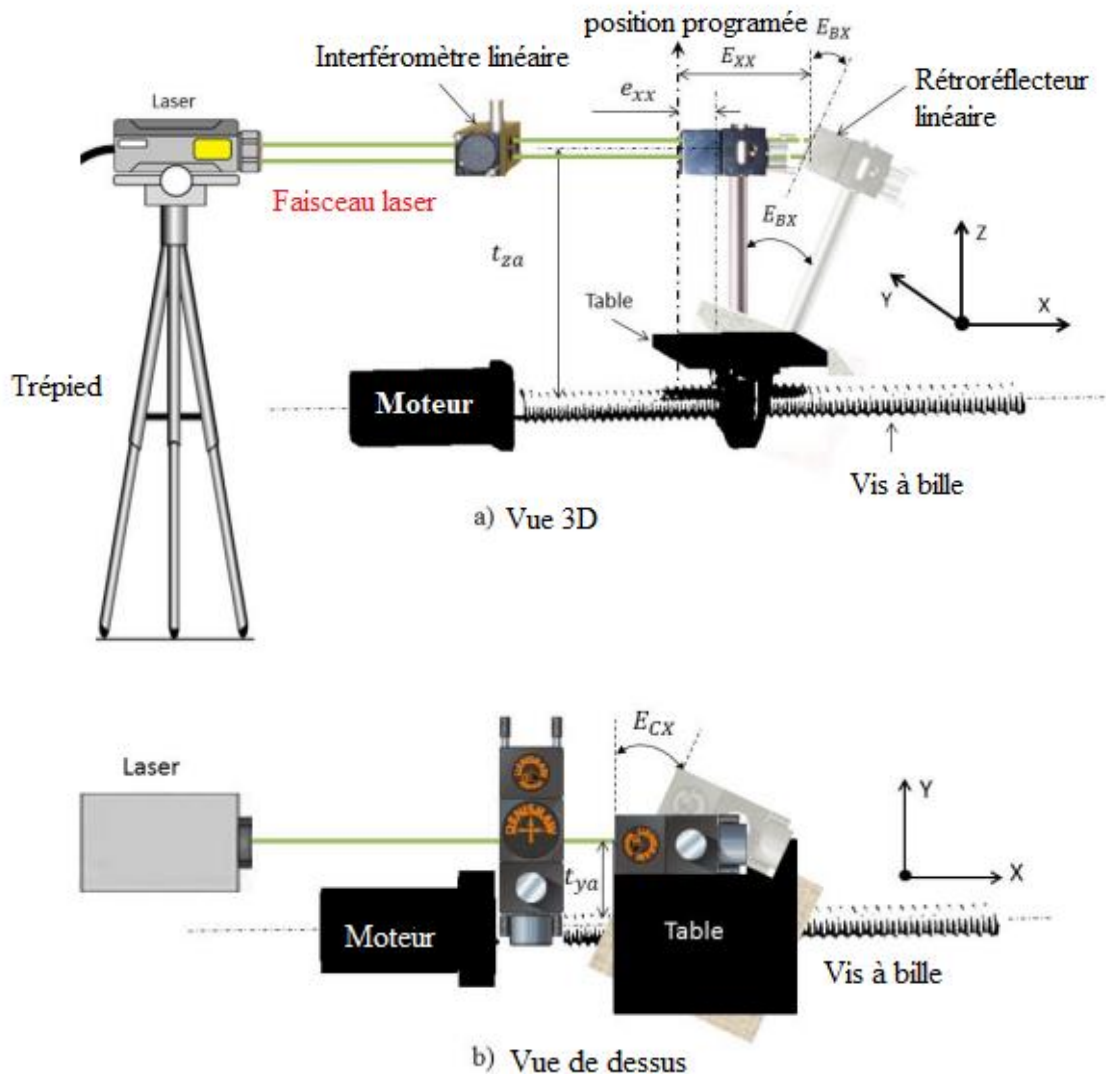


Figure IV-23- Mesure de l'erreur de positionnement linéaire avec erreur d'Abbe

Selon le principe d'Abbe, l'erreur de positionnement linéaire mesurée par le système d'interféromètre laser en tout point de l'enveloppe de travail de la machine-outil peut être affecté par des erreurs angulaires, et leurs effets sont amplifiés par le décalage d'Abbe selon l'équation suivante :

$$E_{XX} = e_{XX} - E_{CX} * t_{ya} + E_{BX} * t_{za} \tag{18}$$

Où e_{XX} est l'erreur de positionnement linéaire choisie arbitrairement au niveau de la vis à billes, E_{XX} est l'erreur de positionnement linéaire mesurée avec l'interféromètre laser et t_{za} , t_{ya} est le décalage d'Abbe dans les directions Y et Z respectivement. L'équation (18) démontre également la forte corrélation entre l'erreur E_{XX} et les deux erreurs angulaires E_{CX} et E_{BX} , présentées dans le tableau IV-2.

IV.4.1.b. Effet d'erreur de Bryan sur les erreurs rectitudes

A l'inverse du principe d'Abbe, qui concerne les erreurs de positionnement linéaire, le principe de Bryan est principalement appliqué sur les erreurs de rectitude horizontale et verticale des machines-outils.

Les figures IV-24 et IV-25 montrent l'effet du décalage de Bryan sur l'erreur de rectitude horizontale de la table mobile.

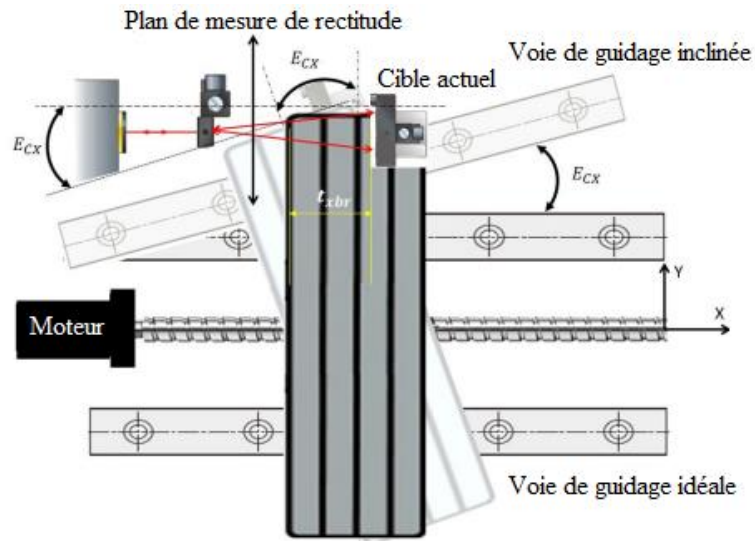


Figure IV-24 - Erreur angulaire de mouvement autour de l'axe C (E_{CX}) en raison de guidages horizontalement non parallèles

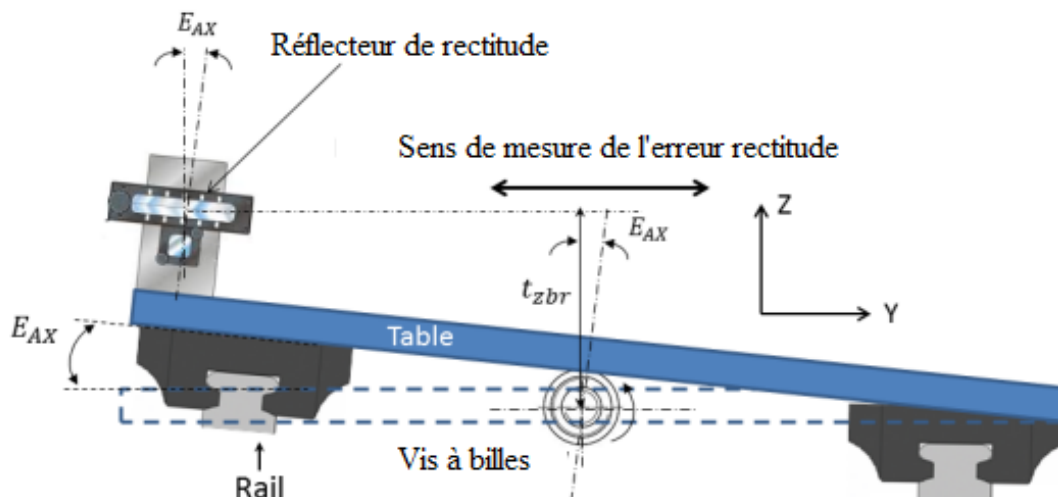


Figure IV-25- Erreur angulaire de mouvement autour de l'axe A (roulis ; E_{AX}) et son effet sur l'erreur de rectitude horizontale

L'erreur de rectitude horizontale mesurée peut être dérivée selon le principe de Bryan comme suit :

$$E_{YX} = e_{YX} + E_{CX} * t_{xbr} - E_{AX} * t_{zbr} \quad (19)$$

Où E_{YX} est l'erreur de rectitude horizontale mesurée et e_{YX} est l'erreur rectitude horizontale au niveau de la vis à billes.

De même, l'erreur de rectitude verticale mesurée peut être calculée selon le principe de Bryan comme suit :

$$E_{ZX} = e_{ZX} - E_{BX} * t_{xbr} + E_{AX} * t_{ybr} \quad (20)$$

Où E_{ZX} est l'erreur de rectitude verticale mesurée et e_{ZX} est l'erreur de rectitude verticale au niveau de la vis à billes. Les effets des erreurs de Bryan et angulaires sur l'erreur de rectitude verticale sont illustrés sur les Figures IV-26 et IV-27.

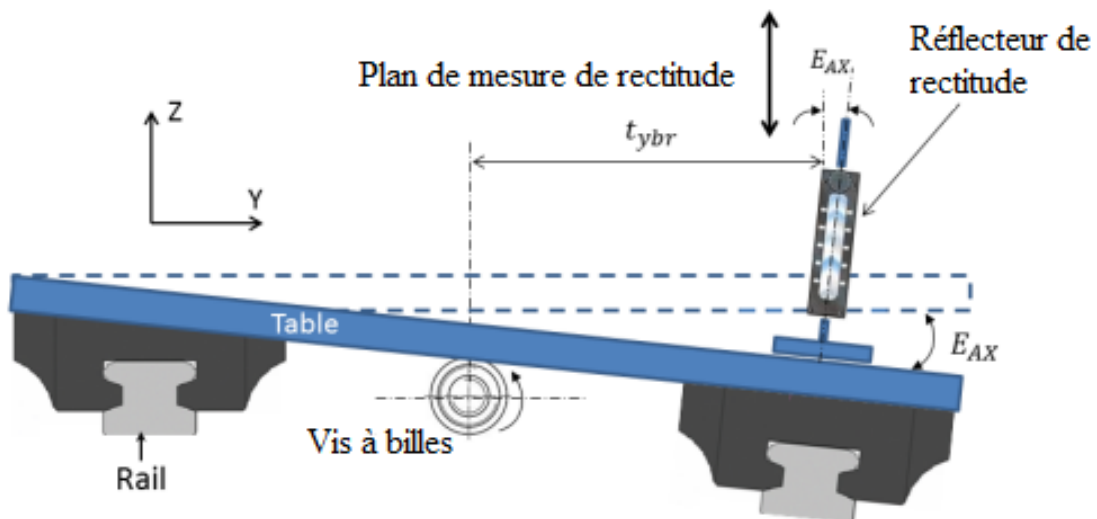


Figure IV-26- Erreur angulaire de mouvement autour de l'axe A (roulis) et son effet sur l'erreur de rectitude verticale.

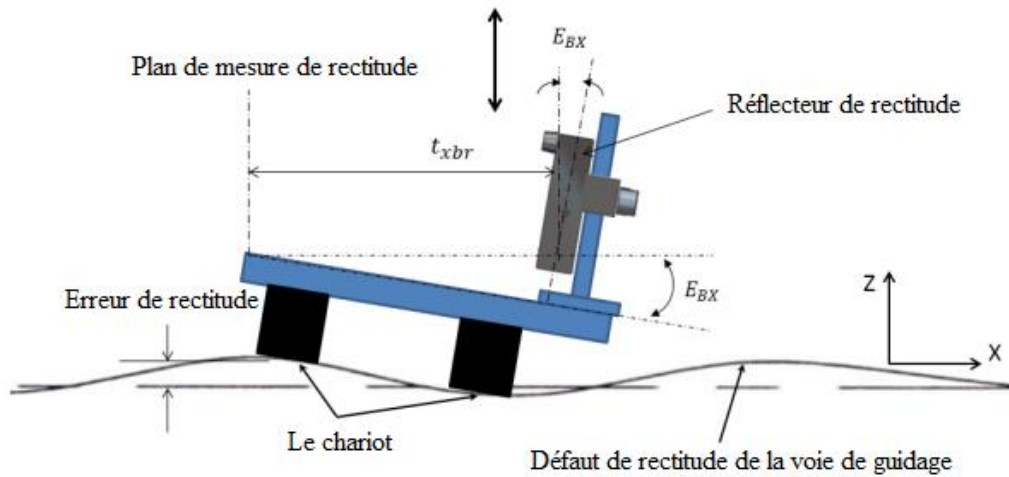


Figure IV-27- Erreur angulaire de mouvement autour de l'axe B (lacet) et son effet sur l'erreur de rectitude verticale.

Selon les équations 19-20 et les figures IV-24-27, le mouvement d'erreur angulaire autour de l'axe C (tangage) et de l'axe A (roulis) affectera l'erreur de rectitude horizontale des quantités $E_{CX} * t_{xbr}$ et $E_{AX} * t_{zbr}$ respectivement, tandis que le mouvement d'erreur angulaire autour de l'axe B (lacet) et de l'axe A (roulis) affectera l'erreur de rectitude horizontale des quantités $E_{BX} * t_{xbr}$ et $E_{AX} * t_{ybr}$ respectivement. De plus, plus le décalage de Bryan est grand, plus la corrélation entre le tangage, le roulis, le lacet et l'erreur de rectitude est élevée. Cela signifie que la position du réflecteur de rectitude sur la table de la machine a un grand effet sur la mesure erreur de rectitude.

IV .5. Modélisation des erreurs intra-axes

Il est bien connu que l'étalonnage indirect des erreurs de machine-outil consiste en la mesure des erreurs volumétriques avec un instrument de mesure approprié et l'utilisation d'un modèle paramétrique linéaire établissant les relations entre les erreurs intra-axes, les erreurs de liaison et les erreurs volumétriques mesurées. Cette méthode nécessite généralement d'utiliser une fonction de représentation pour chaque erreur intra-axe et de lier les erreurs avec des nombres optimaux de coefficients ou de points de contrôle. Moins de coefficients (moins de points de contrôle) signifient moins d'inconnues et un meilleur conditionnement numérique de la matrice jacobienne d'identification. De plus, l'efficacité de l'identification des paramètres repose principalement sur l'analyse des propriétés de la matrice jacobienne. Les coefficients estimés (points de contrôle) sont améliorés lorsque le jacobien a un conditionnement faible. Des études antérieures [11] Ont montré expérimentalement qu'un modèle polynomial de degré quatre est suffisant pour représenter les erreurs intra-axes d'une

machine-outil à commande numérique. Cependant, les polynômes ont été critiqués pour leur rigidité et leur extrapolation très limitée. Pour tenir compte de ces limitations, des modèles paramétriques à 5 points de contrôle équivalents à un modèle polynomial à 5 coefficients (degré 4) sont testés pour représenter les erreurs intra-axes. La présente étude montre qu'un modèle de Bézier de degré 1 à 3 ne répond pas aux critères de sélection requis, et fournit un résidu supérieur à la répétabilité de la machine. Cependant, un modèle de Bézier du quatrième degré avec 5 points de contrôle apparaît plus robuste, fournissant des résidus identiques à celui du modèle polynomial, et satisfaisant aux critères de sélection car le résidu est dans la plage de répétabilité de l'axe testé (Figs IV. 28-30).

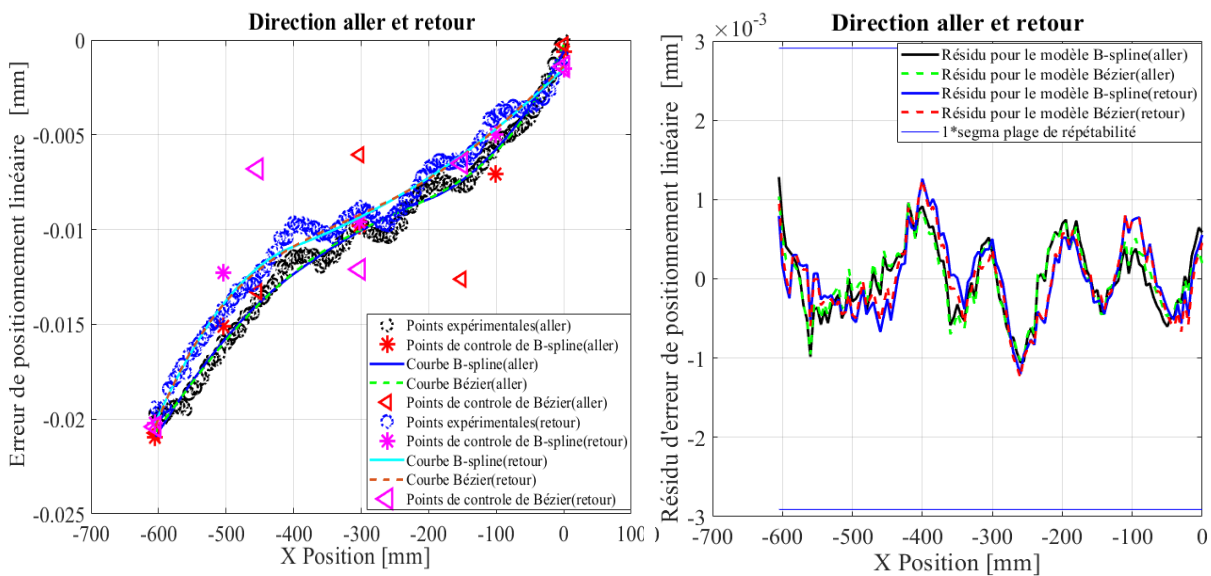


Figure IV-28. Erreur de positionnement linéaire de l'axe X de la machine Mitsui Seiki HU40

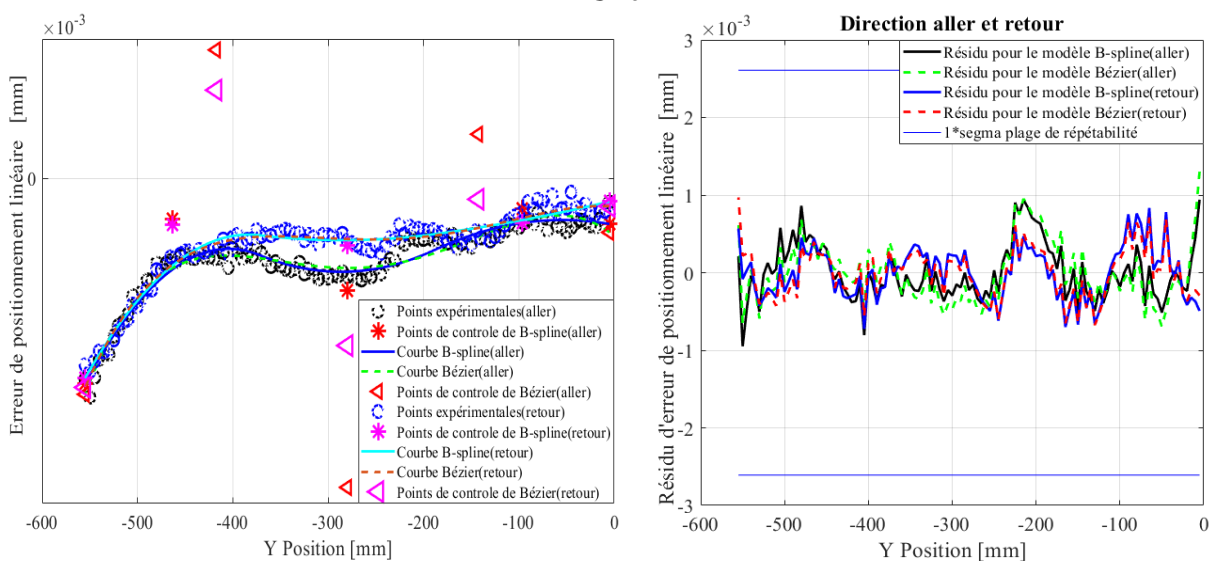
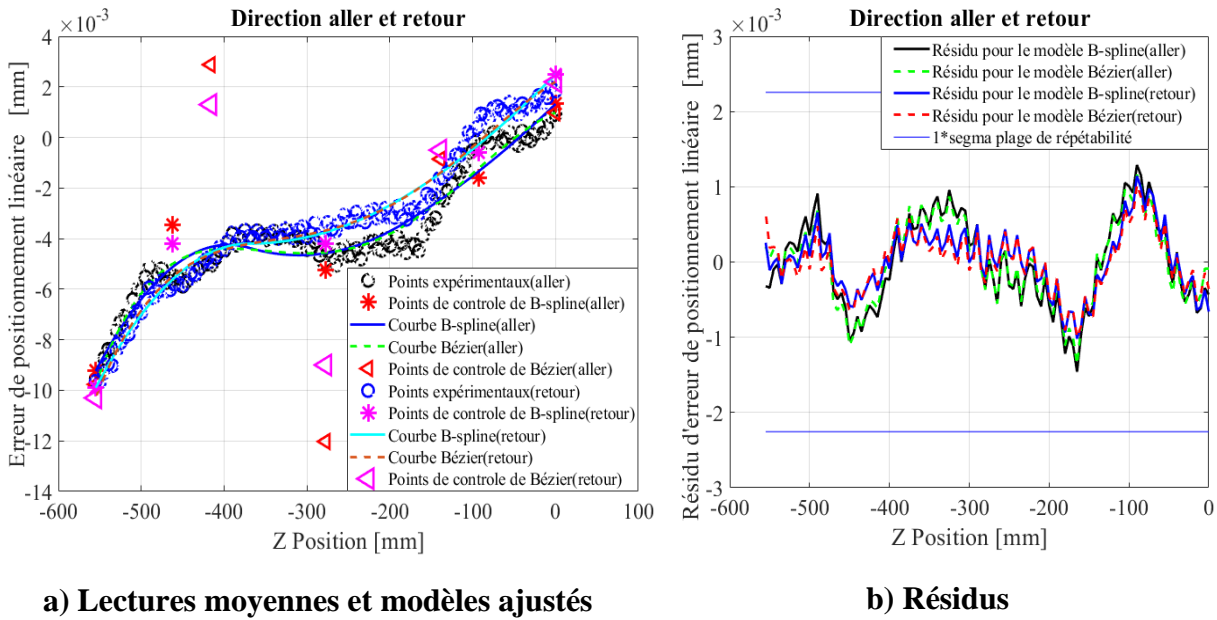


Figure IV-29. Erreur de positionnement linéaire de l'axe Y de la machine Mitsui Seiki HU40

D'autre part, les résultats montrent également qu'un modèle B-spline du second degré avec 5 points de contrôle répond bien au critère de sélection (Figs. 28-30). Le décalage entre les deux courbes (aller et retour) sur les Figs. 28, 29 et 30 indiquent l'influence de l'erreur de jeu d'inversion.



a) Lectures moyennes et modèles ajustés **b) Résidus**
Figure IV-30. Erreur de positionnement linéaire de l'axe Z de la machine Mitsui Seiki HU40

Les équations 22 et 24 montrent les modèles de Bézier et B-spline sélectionnés, respectivement.

Pour le modèle de Bézier:

$$P(u) = \sum_{i=0}^{n=4} B_{i,4}(u) \cdot P_i \tag{21}$$

$$P(u) = B_{0,4}(u) \cdot P_0 + B_{1,4}(u) \cdot P_1 + B_{2,4}(u) \cdot P_2 + B_{3,4}(u) \cdot P_3 + B_{4,4}(u) \cdot P_4 \tag{22}$$

Pour le modèle de B-spline:

$$P(u) = \sum_{i=0}^{n=4} N_{i,3}(u) \cdot P_i \tag{23}$$

$$P(u) = N_{0,3}(u) \cdot P_0 + N_{1,3}(u) \cdot P_1 + N_{2,3}(u) \cdot P_2 + N_{3,3}(u) \cdot P_3 + N_{4,3}(u) \cdot P_4 \tag{24}$$

Les fonctions de base $B_{i,4}(u)$ et $N_{i,3}(u)$, $i = 0,1, \dots, 4$; sont calculés selon les équations (1) et (5), respectivement.

Après un processus d'optimisation approprié, les courbes spline et de Bézier sont entièrement définies si les points de contrôle P_i et les fonctions de base $B_{i,n}$ et $N_{i,n}$ sont bien définis.

Dans cette étude, un vecteur de nœuds uniforme et fixe est utilisé. En fixant le vecteur de nœud, seuls les points de contrôle doivent être optimisés. Cela permet de réduire le problème d'ajustement B-spline à un problème de moindres carrés linéaires.

Les points de contrôle de Bézier et B-spline des équations 22 et 24 peuvent être estimés à l'aide de la méthode des moindres carrés. Ainsi, les points de contrôle ($P_i, i = 0, 1, \dots, 4$) de chaque modèle de l'erreur intra-axe sont estimés et présentés dans les tableaux B1 à B6 en annexe.

Comme expliqué précédemment, quatre indices statistiques ont été utilisés pour sélectionner le modèle le plus précis. Dans un premier temps, l'approche de sélection a été appliquée sur les résultats de la machine de Matsuura. Afin d'évaluer la généralité des modèles sélectionnés, des tests supplémentaires ont été effectués sur deux autres types de machines-outils avec différents contrôleurs et technologies de guidage. Le tableau IV-5 montre les erreurs de positionnement linéaire des trois machines testées. En prenant le modèle polynomial comme référence, on peut voir dans le tableau 6 que les deux modèles sont adéquats et ont un R-carré très élevé. De plus, les résultats montrent que les quatre indices statistiques des modèles polynomiaux et de Bézier sont identiques. En outre, les quatre indices statistiques des modèles de Bézier et B-spline sont presque les mêmes, le modèle B-spline ayant un petit avantage en termes de précision de prédiction.

Les résultats des erreurs de tangage (Figs IV. 31 et 32) et de lacet (Figs IV. 33 et 34) présentés dans le tableau IV-6 montrent que les deux modèles restent adéquats dans la plupart des cas. On peut également observer sur les Figures IV. 31-34 que le jeu d'inversion de l'erreur de lacet est supérieur à celui de l'erreur de tangage.

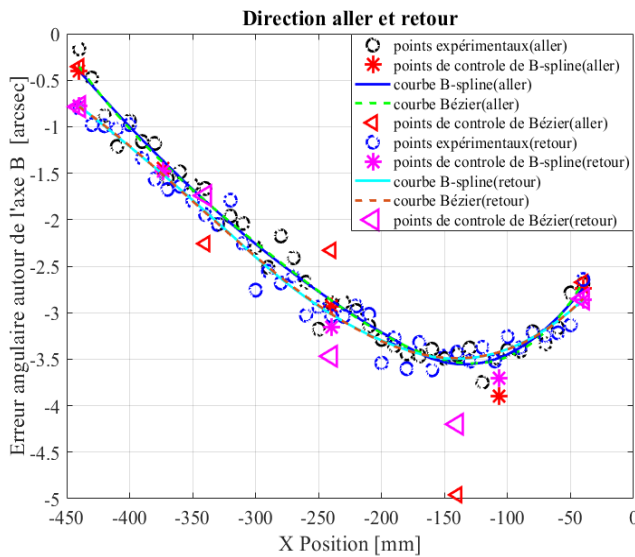
L'approche est également évaluée sur de nouveaux résultats obtenus à partir de la machine Huron 8-five KX avec le système de mesure par interféromètre laser Renishaw. Les figures IV. 35 à 37 montrent les résultats des erreurs de positionnement linéaire des trois axes de la machine Huron. Ils montrent que les deux modèles offrent une qualité d'ajustement élevée.

Les erreurs de rectitude horizontale et verticale de la machine Huron sont présentées sur les figures IV. 38 et 39. On peut voir à partir de ces figures que l'amplitude des erreurs de rectitude est faible par rapport aux erreurs de positionnement linéaire. De plus, le jeu latéral est faible et, dans certains cas, négligeable. En revanche, un examen plus attentif de ces

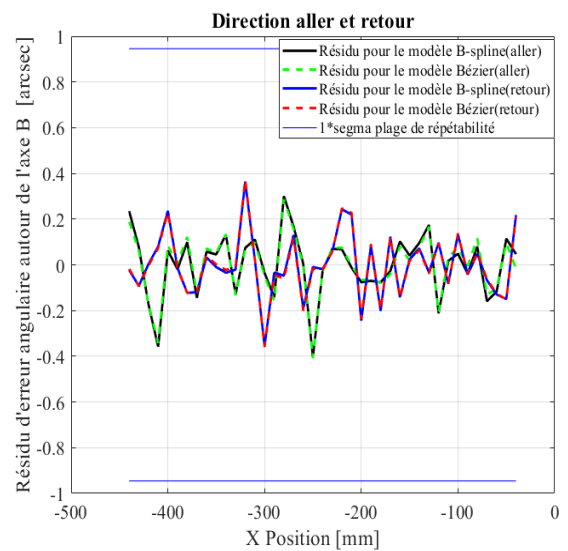
figures révèle que la capacité des modèles à représenter les erreurs de rectitude diminue grâce à la faible amplitude des erreurs de rectitude, qui dans certains cas est proche de la répétabilité de la lecture.

Tableau IV-5. Comparaison des indices statistiques des trois modèles pour les erreurs de positionnement linéaire des trois machines testées

Type d'erreur	Indices statistiques	Matsuura						Mitsui Seiki						Huron					
		Aller			Retour			Aller			Retour			Aller			Retour		
		Poly	Bz	Bs	Poly	Bz	Bs	Poly	Bz	Bs	Poly	Bz	Bs	Poly	Bz	Bs	Poly	Bz	Bs
E_{XX}	R^2	0.98	0.98	0.99	0.98	0.98	0.98	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99
	RMSE (μm)	0.17	0.17	0.15	0.19	0.19	0.18	0.43	0.43	0.47	0.49	0.49	0.49	0.70	0.70	0.70	0.70	0.70	0.69
	MAE (μm)	0.13	0.13	0.12	0.16	0.16	0.15	0.36	0.36	0.39	0.40	0.40	0.40	0.62	0.62	0.62	0.61	0.61	0.60
	MAPE %	16.6	16.6	13.8	26.7	26.7	25.3	8.3	8.3	10.0	6.1	6.1	6.1	50.2	50.2	54.3	12.2	12.2	12.7
E_{YY}	R^2	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.94	0.94	0.94	0.96	0.96	0.96	0.93	0.93	0.94	0.94	0.94	0.94
	RMSE (μm)	0.80	0.80	0.80	0.48	0.48	0.43	0.39	0.39	0.37	0.32	0.32	0.34	1.20	1.20	1.20	1.17	1.17	1.16
	MAE (μm)	0.70	0.70	0.70	0.40	0.40	0.38	0.31	0.31	0.29	0.26	0.26	0.28	1.11	1.11	1.11	1.1	1.1	1.1
	MAPE %	3.58	3.58	3.60	12.33	12.33	10.88	10.95	10.95	9.76	12.30	12.30	13.92	66.61	66.61	66.75	127.2	127.2	126.0
E_{ZZ}	R^2	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.95	0.95	0.93	0.98	0.98	0.98	0.93	0.93	0.93	0.95	0.95	0.95
	RMSE (μm)	0.13	0.13	0.13	0.10	0.10	0.10	0.54	0.54	0.60	0.40	0.40	0.43	0.51	0.51	0.52	0.47	0.47	0.48
	MAE (μm)	0.11	0.11	0.11	0.08	0.08	0.08	0.45	0.45	0.51	0.32	0.32	0.35	0.43	0.43	0.43	0.40	0.40	0.40
	MAPE %	12.06	12.06	11.97	0.60	0.60	0.60	171.87	171.87	193.83	21.47	21.47	24.74	102.9	102.9	83.92	55.90	55.90	50.18

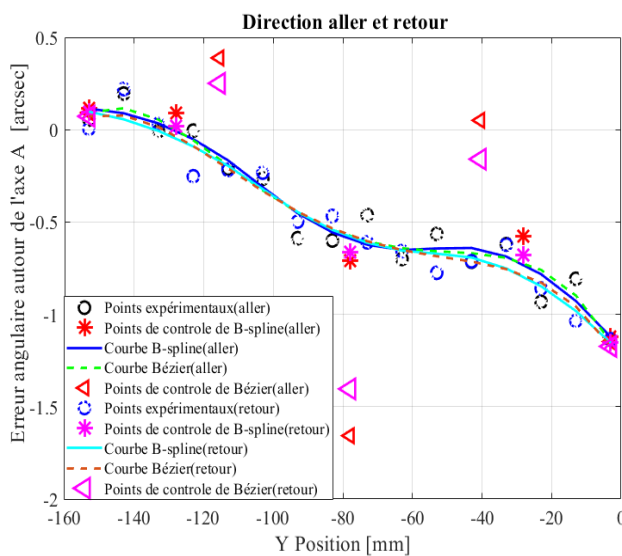


a) Lectures moyennes et modèles ajustés

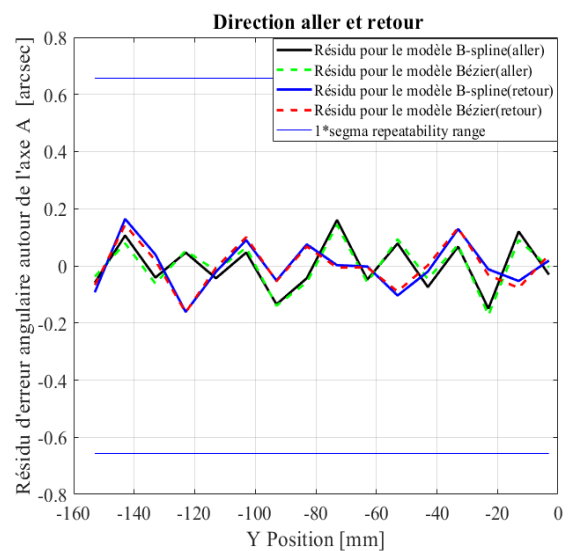


b) Résidus

Figure IV-31. Erreur angulaire autour de l'axe B de l'axe X (E_{BX}) pour la machine Matsuura

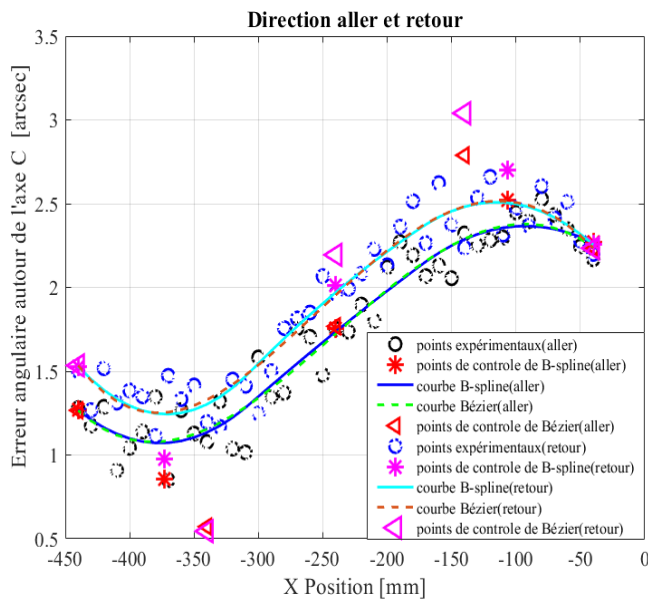


a) Lectures moyennes et modèles ajustés

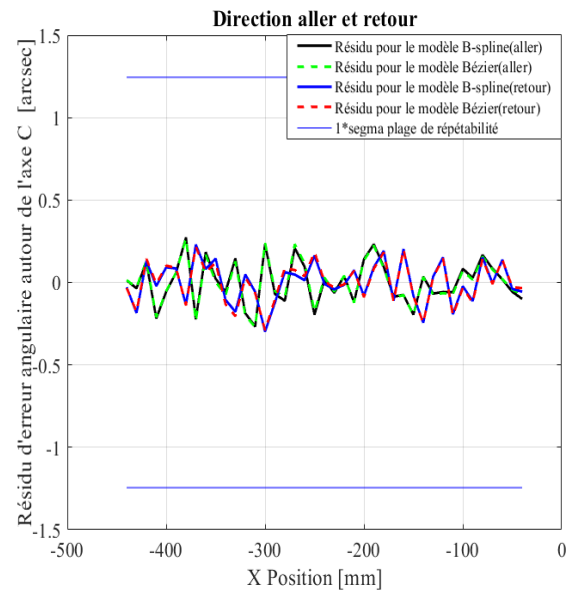


b) Résidus

Figure IV-32. Erreur angulaire autour de l'axe A de l'axe Y (E_{AY}) pour la machine Matsuura

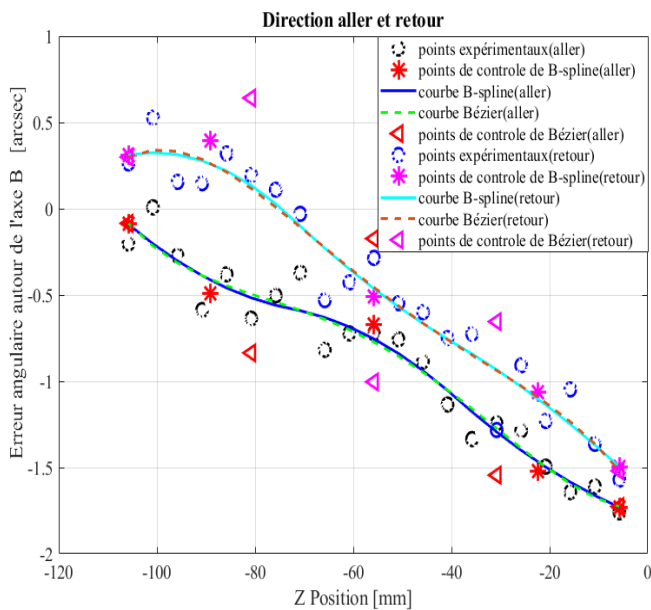


a) Lectures moyennes et modèles ajustés

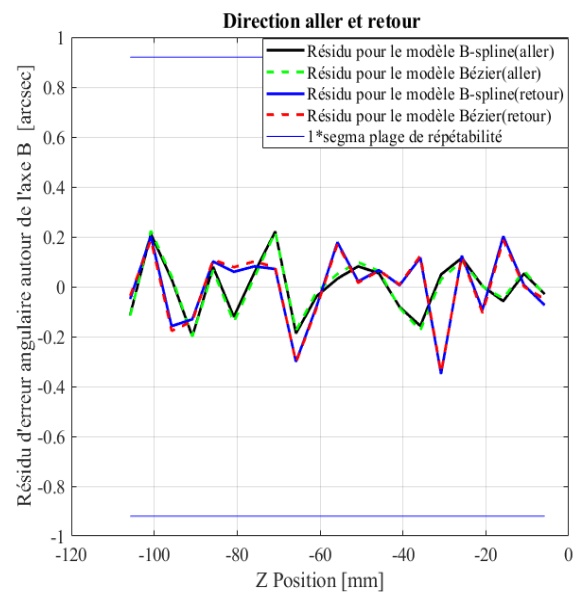


b) Résidus

Figure IV-33. Erreur angulaire autour de l'axe C de l'axe X (E_{CX}) pour la machine Matsuura



a) Lectures moyennes et modèles ajustés



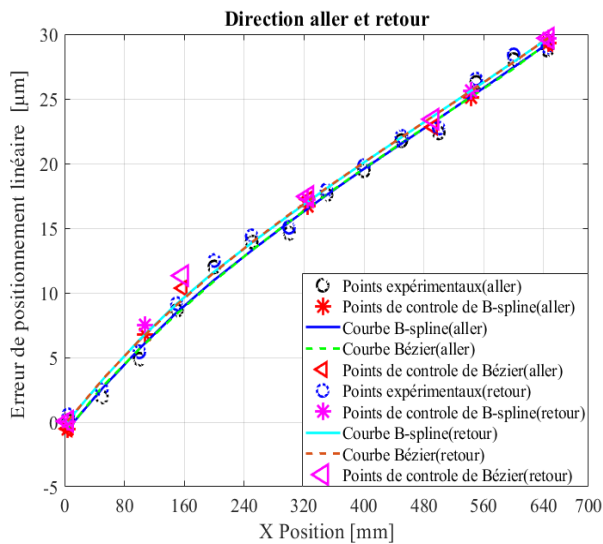
b) Résidus

Figure IV-34. Erreur angulaire autour de l'axe B de l'axe Z (E_{BZ}) pour la machine Matsuura

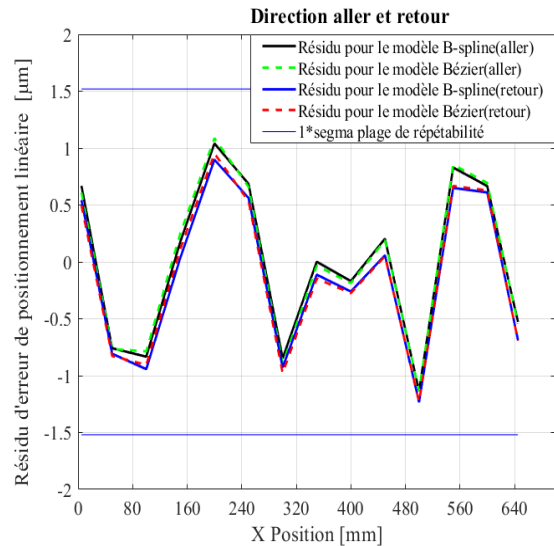
Tableau IV-6. Comparaison des indices statistiques des trois modèles pour les erreurs angulaires des machines Matsuura et Mitsui Seiki

Type d'erreur	Indices statistiques	Matsuura						Mitsui Seiki					
		Aller			Retour			Aller			Retour		
		Poly	Bz	Bs	Poly	Bz	Bs	Poly	Bz	Bs	Poly	Bz	Bs
E_{BX}	R^2	0.98	0.98	0.98	0.97	0.97	0.97	0.83	0.83	0.82	0.75	0.75	0.75
	RMSE (arcsec)	0.13	0.13	0.14	0.14	0.14	0.14	0.19	0.19	0.19	0.22	0.22	0.22
	MAE (arcsec)	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.15	0.15	0.15	0.18	0.18	0.18
	MAPE %	7.85	7.85	8.67	4.60	4.60	4.64	8.8	8.8	9.8	10.2	10.2	11.2
E_{CX}	R^2	0.93	0.93	0.93	0.93	0.93	0.93	0.80	0.80	0.79	0.91	0.91	0.91
	RMSE (arcsec)	0.13	0.13	0.13	0.12	0.12	0.12	0.19	0.19	0.20	0.15	0.15	0.15
	MAE (arcsec)	0.11	0.11	0.11	0.10	0.10	0.10	0.15	0.15	0.15	0.11	0.11	0.11
	MAPE %	7.56	7.56	7.67	6.09	6.09	6.03	9.5	9.5	8.5	11.2	11.2	10.9
E_{AY}	R^2	0.75	0.75	0.76	0.72	0.72	0.72	0.93	0.93	0.93	0.96	0.96	0.96
	RMSE (arcsec)	0.13	0.13	0.13	0.15	0.15	0.15	1.97	1.97	1.97	2.00	2.00	2.00
	MAE (arcsec)	0.12	0.12	0.12	0.11	0.11	0.11	1.52	1.52	1.52	1.71	1.71	1.71
	MAPE %	13.2	13.2	12.1	15.2	15.2	14.3	7.8	7.8	6.7	7.6	7.6	5.9
E_{CY}	R^2	0.95	0.95	0.94	0.95	0.95	0.95	0.76	0.76	0.78	0.75	0.75	0.78
	RMSE (arcsec)	0.09	0.09	0.09	0.08	0.08	0.08	0.78	0.78	0.77	0.68	0.68	0.68
	MAE (arcsec)	0.07	0.07	0.08	0.06	0.06	0.06	0.67	0.67	0.66	0.59	0.59	0.59
	MAPE %	8.2	8.2	9.1	7.77	7.77	7.2	12.2	12.2	11.3	12.8	12.8	14.1
E_{AZ}	R^2	0.95	0.95	0.95	0.94	0.94	0.94	0.79	0.79	0.80	0.74	0.74	0.72
	RMSE (arcsec)	0.12	0.12	0.11	0.15	0.15	0.15	0.20	0.20	0.19	0.1751	0.1751	0.17
	MAE (arcsec)	0.09	0.09	0.09	0.12	0.12	0.12	0.16	0.16	0.16	0.14	0.14	0.14
	MAPE %	15.3	15.3	14.2	13.86	13.86	11.05	15.3	15.3	15.1	16.44	16.44	15.44
E_{BZ}	R^2	0.83	0.83	0.84	0.87	0.87	0.87	0.92	0.92	0.92	0.94	0.94	0.94
	RMSE (arcsec)	0.09	0.09	0.09	0.13	0.13	0.13	0.14	0.14	0.14	0.13	0.13	0.13
	MAE (arcsec)	0.07	0.07	0.07	0.11	0.11	0.11	0.11	0.11	0.11	0.11	0.11	0.11
	MAPE %	11.73	11.73	13.12	14.37	14.37	12.92	13.5	13.5	10.1	9.32	9.32	9.42

La plupart des résidus présentés ci-dessus montrent un comportement périodique non capturé par les modèles. Ce comportement périodique est souvent de fréquence relativement élevée, ce qui est difficile à capturer avec les modèles de Bézier ou B-spline. Ce type de comportement nécessite des modèles complémentaires avec des fonctions périodiques.

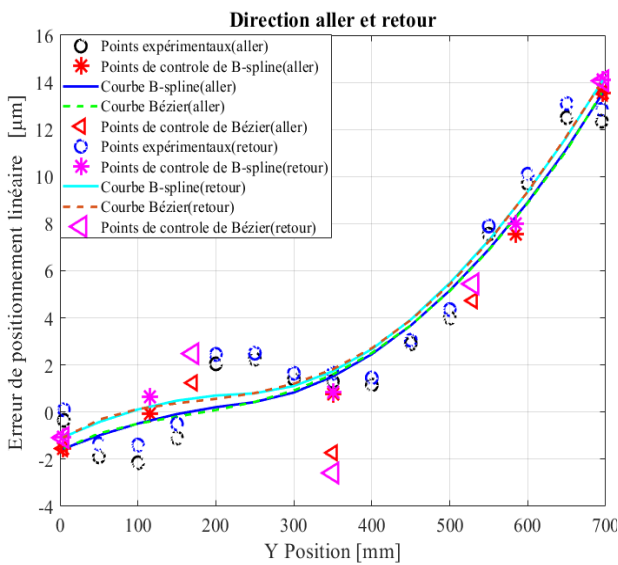


a) Lectures moyennes et modèles ajustés

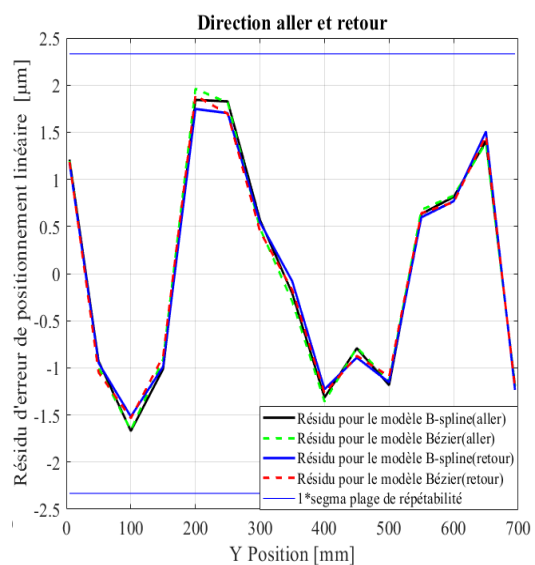


b) Résidus

Figure IV-35. Erreur de positionnement linéaire de l'axe X (E_{XX}) pour la machine Huron 8-five KX

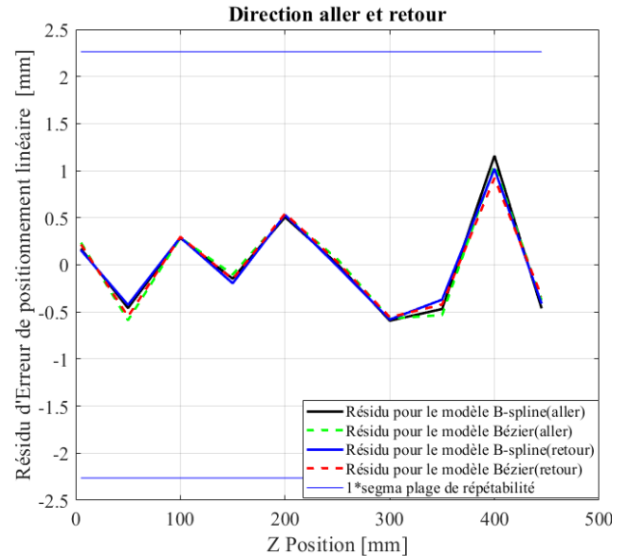
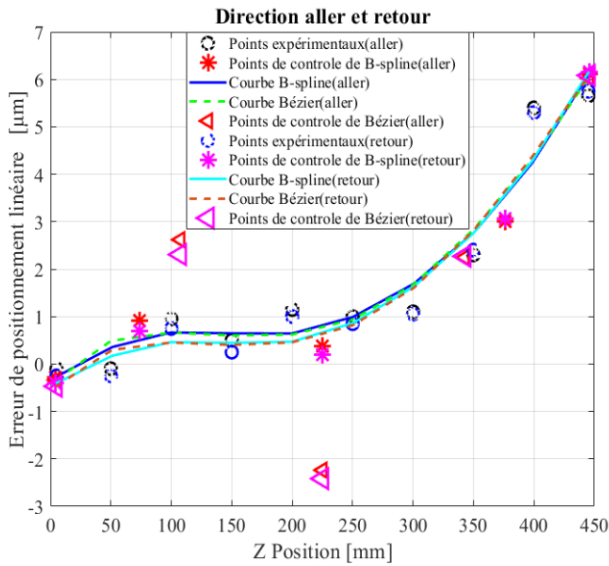


a) Lectures moyennes et modèles ajustés



b) Résidus

Figure IV-36. Erreur de positionnement linéaire de l'axe Y (E_{YY}) pour la Huron 8-five KX



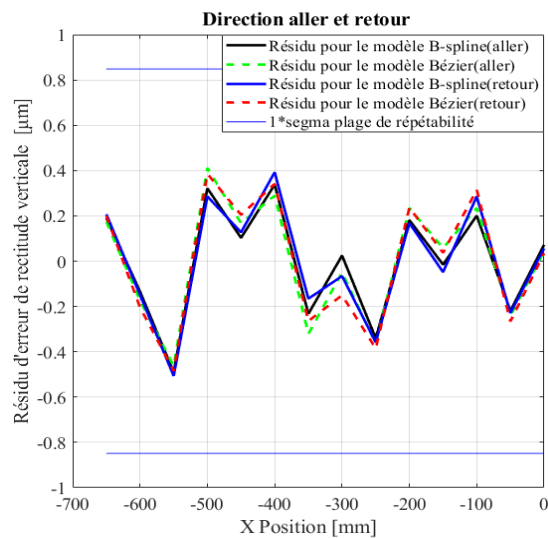
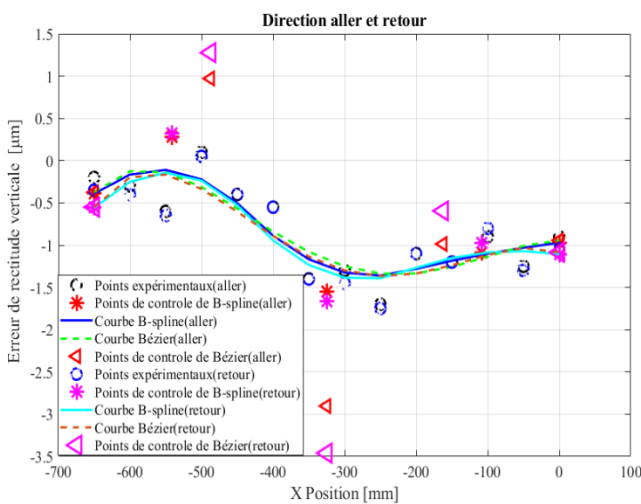
a) Lectures moyennes et modèles ajustés

b) Résidus

Figure IV-37. Erreur de positionnement linéaire de l'axe Z (E_{ZZ}) pour la Huron 8-five KX

Cependant, les modèles testés représentent bien l'oscillation basse fréquence résultant de la variation lente de l'erreur géométrique le long de l'axe mesuré.

Globalement, et du point de vue de la métrologie des machines-outils, les modèles B-spline et Bézier présentent des caractéristiques très compétitives dans toutes les comparaisons. De plus, la flexibilité et la dérivabilité [167, 168] de ces modèles contribuent à leur statut d'alternatives aux modèles polynomiaux pour la modélisation des erreurs intra-axes, et donc, ils peuvent être intégrés dans la matrice jacobienne des erreurs géométriques lors de la processus d'étalonnage indirect d'une machine-outil à commande numérique.



a) Lectures moyennes et modèles ajustés

b) Résidus

Figure IV-38. Erreur de rectitude verticale de l'axe X-axis (E_{ZX}) pour la Huron 8-five KX

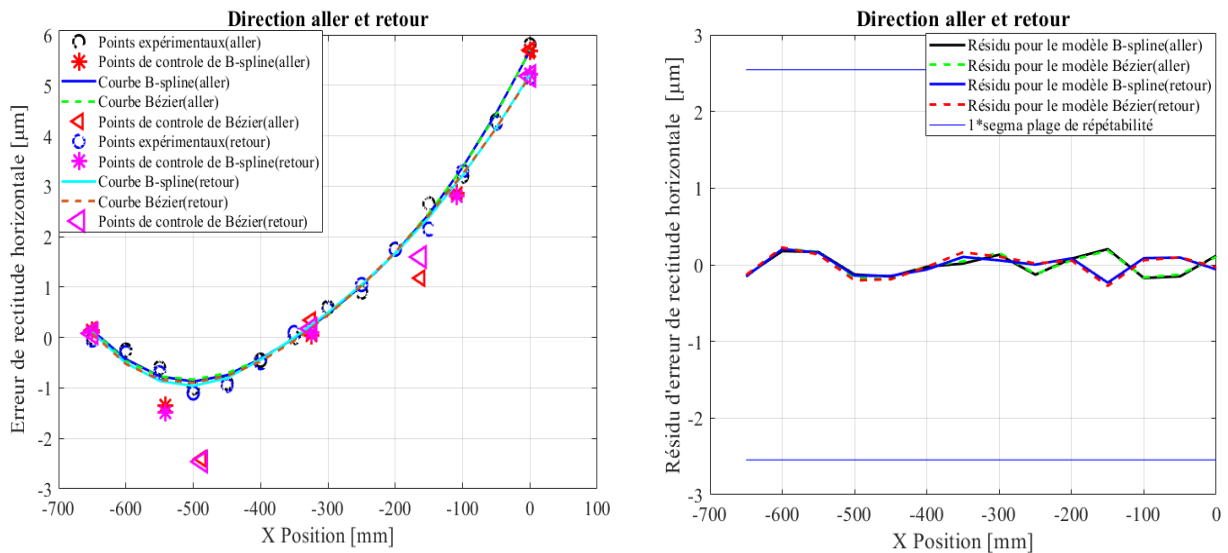


Figure IV-39. Erreur de rectitude horizontale de l'axe X-axis (E_{YX}) pour la Huron 8-five KX

Conclusion :

La reproductibilité des résultats expérimentaux de l'écart de positionnement articulaire pour les trois machines-outils sont présentée dans ce chapitre.

Les résultats montrent que la superposition des courbes de mesures obtenue sur les sous-courses pour chaque écart donne une allure semblable à l'allure globale des tests obtenues sur toute la course de l'écart mesuré ce qui montre la reproductibilité des résultats.

Une comparaison a été effectuée entre les trois machines-outils concernant la répétabilité de positionnement, l'exactitude et le jeu d'inversion pour les trois axes (X Y Z).

Le coefficient de corrélation entre les différentes erreurs intra-axes pour chaque axe prismatique pour les trois machines-outils est calculé. Les résultats assurent que les trois erreurs de translation (erreur de positionnement linéaire et les erreurs de rectitude) des machines-outils peuvent être significativement affectées par les trois erreurs angulaires (tangage, lacet et roulis) dues aux principes d'Abbe et Bryan.

Deux modèles de prédiction (Bézier et B-spline) ont été développés et évalués dans ce chapitre. Sur la base des données expérimentales, les points de contrôle de chaque modèle ont été estimés.

Pour choisir le degré du modèle et le nombre de points de contrôle de manière rigoureuse, des critères statistiques ont été appliqués. D'autre part, une technique d'évaluation

et de comparaison des performances statiques de trois machines-outils CNC est également présentée dans ce chapitre.

Globalement, les modèles B-spline et Bézier présentent des caractéristiques très compétitives dans toutes les comparaisons. Aussi les deux modèles offrent une qualité d'ajustement élevée.

Conclusion générale

Conclusion générale:

L'évaluation de la corrélation entre les erreurs intra-axes et la modélisation des différentes erreurs de machine-outil sont des tâches fondamentales pour l'amélioration de la performance de ces machines. Tester le degré de corrélation entre les différentes erreurs intra-axiales est crucial lorsqu'il s'agit de l'étalonnage et de la modélisation rapides des erreurs de la machine-outil. La détection d'une corrélation significative peut conduire à une réduction significative du modèle d'erreur de la machine-outil en omettant certaines erreurs redondantes ou corrélées et donne donc une estimation plus fiable des paramètres restants dans le modèle d'erreur de la machine-outil pendant le processus d'étalonnage. Dans ce travail, une étude comparative basée sur une analyse statistique est réalisée afin de valider l'hypothèse concernant la corrélation entre les erreurs intra-axes d'un même axe. De plus, deux modèles de prédiction (Bézier et B-spline) ont été développés et évalués dans cette thèse. Sur la base des données expérimentales, les points de contrôle de chaque modèle ont été estimés. Pour choisir le degré du modèle et le nombre de points de contrôle de manière rigoureuse, des critères statistiques ont été appliqués. D'autre part, une technique d'évaluation et de comparaison des performances statiques de trois machines-outils CNC avec différents contrôleurs et technologies de guidage a été présentée et testée utilisant deux instruments de mesure différents. Chaque machine a été mesurée dans la course disponible de son enveloppe de travail. La répétabilité de positionnement, la précision et les erreurs de jeu d'inversion des trois machines testées ont été mesurés sur la course disponible de l'enveloppe de travail de chaque machine.

Sur la base des expériences et des analyses menées, les observations suivantes ont été faites :

- Il a été constaté que les machines testées se comportent différemment, et que la précision bidirectionnelle statique de l'axe X de ces machines varie entre 7.4 μm et 29.8 μm . Tandis que, pour l'axe Y elle varie entre 7.3 μm et 15.8 μm et entre 6.4 μm et 16.4 μm pour l'axe Z.
- Le résultat montre que la machine Matsuura MC-760 VX fournit les meilleurs résultats en termes de précision bidirectionnelle pour les axes X et Y.

- La machine Huron KX 8-five fournit les pires résultats en termes de précision bidirectionnelle, alors que c'est la machine la plus répétable, et donne le moins d'erreurs de jeu d'inversion parmi tous les axes testés.
- Le jeu d'inversion de la machine Huron est le plus petit et ne dépasse pas $0,8 \mu\text{m}$ dans le pire des cas.
- Le point le plus important qui peut être tiré des résultats est le jeu d'inversion impressionnant de la machine Matsuura, qui dépasse $12 \mu\text{m}$ (cas de l'axe Z). Cela pourrait s'expliquer par le fait que la Matsuura MC-760 VX est la plus ancienne par rapport aux deux autres machines testées, et peut être affectée par l'usure due à son utilisation quotidienne, notamment sur l'axe Z exposé à la gravité.
- Les résultats montrent qu'il n'y a pas de corrélation entre l'erreur de positionnement linéaire E_{XX} et l'erreur de rectitude horizontale E_{YX} . Cependant, une forte corrélation a été observée entre l'erreur de positionnement linéaire et l'erreur de tangage et de lacet. Cette observation a été confirmée pour les trois machines testées.
- Aucune corrélation n'a été observée entre l'erreur de rectitude horizontale E_{YX} et l'erreur de lacet E_{BX} . De même, aucune corrélation n'a été observée entre l'erreur de rectitude E_{ZX} et E_{CX} .
- L'analyse des résidus montre qu'un modèle de Bézier de degré quatre et un modèle B-spline de degré deux, tous deux à cinq points de contrôle, satisfont aux critères de sélection.
- En termes de satisfaction des critères de performance, les deux modèles suggérés sont adéquats, mais le modèle B-spline fonctionne légèrement mieux en termes de précision de prédiction.
- Afin de généraliser notre approche, des tests complémentaires ont été réalisés sur deux autres types de machines avec des contrôleurs et des technologies de guidage différents. Les résultats montrent que les deux modèles proposés restent valides.

- Cette étude montre que les modèles paramétriques peuvent être utilisés avec succès comme alternatives aux modèles polynomiaux pour la modélisation des erreurs intra-axes d'une machine-outil à commande numérique.

Perspectives

Perspectives :

L'objectif principal de la thèse est la modélisation des erreurs intra-axes dans le cadre de l'étalonnage indirect et de la simulation d'erreurs volumétriques afin d'évaluer la précision de la pièce usinée.

Cependant, pour une évaluation complète des capacités des modèles paramétriques pour prédire les erreurs volumétriques d'une machine-outil, le modèle sélectionné doit être intégré dans la matrice jacobienne des erreurs intra-axes lors du processus d'étalonnage indirect d'une machine-outil à commande numérique.

De plus, la rigidité statique et la stabilité dynamique de la machine-outil doivent être prises en compte durant le processus d'étalonnage indirect. Car, les nouvelles conceptions de machines-outils permettent des avances de transfert et de coupe élevées et une accélération et une décélération accrues, les instabilités dues aux effets d'inertie peuvent entraîner des erreurs plus importantes que les erreurs géométriques.

Bibliographie

Bibliographie:

- [1] R. Ramesh, M. Mannan, and A. Poo, "Error compensation in machine tools—a review: part I: geometric, cutting-force induced and fixture-dependent errors," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 40, pp. 1235-1256, 2000.
- [2] N. L. de Lacalle and A. L. Mentxaka, *Machine tools for high performance machining*: Springer Science & Business Media, 2008.
- [3] M. Slamani, R. Mayer, and M. Balazinski, "Concept for the integration of geometric and servo dynamic errors for predicting volumetric errors in five-axis high-speed machine tools: an application on a XYZ three-axis motion trajectory using programmed end point constraint measurements," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 65, pp. 1669-1679, 2013.
- [4] N. I. 230-1, "Code d'essais des machines-outils - Partie 1 : Exactitude géométrique des machines fonctionnant à vide ou dans des conditions quasi-statiques.," 2012.
- [5] N. I. 230-7, "Code d'essais des machines-outils - Partie 7 : Exactitude géométrique des axes de rotation," 2007.
- [6] Y. Abbaszadeh-Mir, J. Mayer, G. Cloutier, and C. Fortin, "Theory and simulation for the identification of the link geometric errors for a five-axis machine tool using a telescoping magnetic ball-bar," *International Journal of Production Research*, vol. 40, pp. 4781-4797, 2002.
- [7] H. Schwenke, W. Knapp, H. Haitjema, A. Weckenmann, R. Schmitt, and F. Delbressine, "Geometric error measurement and compensation of machines—an update," *CIRP annals*, vol. 57, pp. 660-675, 2008.
- [8] J.-R. Chen, B.-L. Ho, H.-W. Lee, S.-P. Pan, and T.-H. Hsieh, "Geometric Error Measurement of Machine Tools Using Autotracking Laser Interferometer," *Sensors and Materials*, vol. 30, pp. 2429-2435, 2018.
- [9] J. S. Chen, T. W. Kou, and S. H. Chiou, "Geometric error calibration of multi-axis machines using an auto-alignment laser interferometer," *Precision Engineering*, vol. 23, pp. 243-252, 1999.
- [10] W. C. AW Khan, ", Une méthodologie pour la compensation systématique des erreurs géométriques dans les machines-outils à cinq axes," *Int J Adv Manuf Technol* (2011) 53: 615–628.

-
- [11] B. A. ELJ Bohez, Ch. Sinlapeecheewa, TMM Shein, DT Lap, G. Belforte, "Identification systématique des erreurs de corps rigides géométriques des fraiseuses 5 axes, Conception assistée par ordinateur," 39(4), 2007, 229-244,.
- [12] A. El Ouafi, M. Guillot, and A. Bedrouni, "Accuracy enhancement of multi-axis CNC machines through on-line neurocompensation," *Journal of Intelligent Manufacturing*, vol. 11, pp. 535-545, 2000.
- [13] S.-H. Yang, K.-H. Kim, Y. Park, and S.-G. Lee, "Error analysis and compensation for the volumetric errors of a vertical machining centre using a hemispherical helix ball bar test," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 23, pp. 495-500, 2004.
- [14] C. M. Daniel, "Analysis and modeling of angular errors in precision sliding motion with application to machine tools," 1999.
- [15] É. p. D. d. g. mécanique and M. Slamani, *Modélisation des écarts cinématiques articulaires par les polynômes*: École polytechnique de Montréal, 2004.
- [16] R. Guiassa, "Méthodes de compensation des erreurs d'usinage utilisant la mesure sur machines-outils," École Polytechnique de Montréal, 2012.
- [17] T. Ekinci and J. Mayer, "Relationships between straightness and angular kinematic errors in machines," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 47, pp. 1997-2004, 2007.
- [18] K. Xing, X. Rimpault, J. Mayer, J.-F. Chatelain, and S. Achiche, "Five-axis machine tool fault monitoring using volumetric errors fractal analysis," *CIRP Annals*, vol. 68, pp. 555-558, 2019.
- [19] J. Mayer, "Five-axis machine tool calibration by probing a scale enriched reconfigurable uncalibrated master balls artefact," *CIRP annals*, vol. 61, pp. 515-518, 2012.
- [20] V. Kiridena and P. M. Ferreira, "Kinematic modeling of quasistatic errors of three-axis machining centers," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 34, pp. 85-100, 1994.
- [21] X. Chen, A. Geddam, and Z. Yuan, "Accuracy improvement of three-axis CNC machining centers by quasi-static error compensation," *Journal of Manufacturing Systems*, vol. 16, pp. 323-336, 1997.
- [22] A. H. Slocum, *Precision machine design*: Society of Manufacturing Engineers, 1992.
- [23] A. W. Khan and C. Wuyi, "Systematic geometric error modeling for workspace volumetric calibration of a 5-axis turbine blade grinding machine," *Chinese Journal of Aeronautics*, vol. 23, pp. 604-615, 2010.

-
- [24] P. Schellekens, N. Rosielle, H. Vermeulen, M. Vermeulen, S. Wetzels, and W. Pril, "Design for precision: current status and trends," *Cirp Annals*, vol. 47, pp. 557-586, 1998.
- [25] H. A. M. Spaan, "Software error compensation of machine tools," 1995.
- [26] H. L. J. Liang, J. Yuan, and J. Ni, , "'A comprehensive error compensation system for correcting geometric, thermal, and cutting force-induced errors," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 13, pp. 708-712., 1997.
- [27] S. Mekid and T. Ogedengbe, "A review of machine tool accuracy enhancement through error compensation in serial and parallel kinematic machines," *International Journal of Precision Technology*, vol. 1, pp. 251-286, 2010.
- [28] O. A. Gomez-Acedo E., and Lopez de la Calle L. N., , "A method for thermal characterization and modeling of large gantry-type machine tools," " *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 62, pp. 875–886, , 2012.
- [29] R. Ramesh, M. Mannan, and A. Poo, "Error compensation in machine tools—a review: Part II: thermal errors," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 40, pp. 1257-1284, 2000.
- [30] J. Zhu, J. Ni, and A. J. Shih, "Robust machine tool thermal error modeling through thermal mode concept," *Journal of manufacturing science and engineering*, vol. 130, 2008.
- [31] T. Cano, F. Chapelle, J.-M. Lavest, and P. Ray, "A new approach to identifying the elastic behaviour of a manufacturing machine," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, pp. 1569-1577, 2008.
- [32] M. Weck, P. McKeown, R. Bonse, and U. Herbst, "Reduction and compensation of thermal errors in machine tools," *CIRP annals*, vol. 44, pp. 589-598, 1995.
- [33] J. Bryan, "International status of thermal error research (1990)," *CIRP annals*, vol. 39, pp. 645-656, 1990.
- [34] J. Mayr, "Beurteilung und Kompensation des Temperaturganges von Werkzeugmaschinen," ETH Zurich, 2009.
- [35] Y. Altintas, C. Brecher, M. Weck, and S. Witt, "Virtual machine tool," *CIRP annals*, vol. 54, pp. 115-138, 2005.
- [36] L. Andolfatto, S. Lavernhe, and J. Mayer, "Evaluation of servo, geometric and dynamic error sources on five-axis high-speed machine tool," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 51, pp. 787-796, 2011.

-
- [37] H. Paris, G. Peigne, and R. Mayer, "Surface shape prediction in high speed milling," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, pp. 1567-1576, 2004.
- [38] M. Slamani, R. Mayer, M. Balazinski, S. H. Zargarbashi, S. Engin, and C. Lartigue, "Dynamic and geometric error assessment of an XYZ axis subset on five-axis high-speed machine tools using programmed end point constraint measurements," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 50, pp. 1063-1073, 2010.
- [39] G. T. Chiu and B. Yao, "Adaptive robust contour tracking of machine tool feed drive systems-a task coordinate frame approach," in *Proceedings of the 1997 American Control Conference (Cat. No. 97CH36041)*, 1997, pp. 2731-2735.
- [40] W. Zhao, J. Zhang, H. Liu, and X. Yang, "New evaluation method on the precision of NC machine tools," *Engineering Science*, vol. 15, pp. 93-98, 2013.
- [41] L. Zhong, Q. Bi, N. Huang, and Y. Wang, "Dynamic accuracy evaluation for five-axis machine tools using S trajectory deviation based on R-test measurement," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 125, pp. 20-33, 2018.
- [42] U. Heisel and M. Gringel, "Machine tool design requirements for high-speed machining," *CIRP annals*, vol. 45, pp. 389-392, 1996.
- [43] D. Kono, S. Weikert, A. Matsubara, and K. Yamazaki, "Estimation of dynamic mechanical error for evaluation of machine tool structures," *International journal of automation technology*, vol. 6, pp. 147-153, 2012.
- [44] P.-J. Barre, R. Bearee, P. Borne, and E. Dumetz, "Influence of a jerk controlled movement law on the vibratory behaviour of high-dynamics systems," *Journal of Intelligent and Robotic Systems*, vol. 42, pp. 275-293, 2005.
- [45] M. Ahlem, "Développement d'un simulateur pour simuler les erreurs d'une machine-outil à commande numérique durant un trajet circulaire," UNIVERSITE MOHAMED BOUDIAF-M'SILA, 2017.
- [46] M. D. Oussama., "Méthodes de suivi l'état des machines –outils par barre à billes. ," année universitaire : 2014 / 2015
- [47] H.-j. Xia, W.-c. Peng, X.-b. Ouyang, S.-j. Wang, and X. Chen, "Identification of geometric errors of rotary axis on multi-axis machine tool based on kinematic analysis method using double ball bar," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 122, pp. 161-175, 2017.
- [48] P. Dostal, M. Sadilek, J. Dubskey, and P. Szkandera, "Accuracy of Machine Tools," *MM Science Journal*, vol. 2020, pp. 3832-3836, 2020.

-
- [49] S.-T. Lin, "A laser interferometer for measuring straightness," *Optics & Laser Technology*, vol. 33, pp. 195-199, 2001.
- [50] A. C. Okafor and Y. M. Ertekin, "Vertical machining center accuracy characterization using laser interferometer: part 1. Linear positional errors," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 105, pp. 394-406, 2000.
- [51] W. T. Lei, & Hsu, Y. Y., " Accuracy test of five-axis CNC machine tool with 3D probe–ball. Part I: design and modeling.," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(10), 1153-1162., 2002.
- [52] W. T. Lei, & Hsu, Y. Y. , "Accuracy test of five-axis CNC machine tool with 3D probe-ball. Part II: errors estimation.," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(10), 1163-1170., 2002.
- [53] M. Paweł and P. Bartosz, "Rapid method to determine accuracy and repeatability of positioning of numerically controlled axes," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 137, pp. 1-12, 2019.
- [54] P. Zhang, Y. Chen, C. Zhang, J. Zha, and T. Wang, "Influence of geometric errors of guide rails and table on motion errors of hydrostatic guideways under quasi-static condition," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 125, pp. 55-67, 2018.
- [55] J. Li, F. Xie, X.-J. Liu, W. Li, and S. Zhu, "Geometric error identification and compensation of linear axes based on a novel 13-line method," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 87, pp. 2269-2283, 2016.
- [56] M. Wan, Y. Liu, and W. Zhang, "A new algorithm for the identification of CNC geometric errors," *Procedia CIRP*, vol. 56, pp. 293-298, 2016.
- [57] H. F. F. d. Castro, "Uncertainty analysis of a laser calibration system for evaluating the positioning accuracy of a numerically controlled axis of coordinate measuring machines and machine tools," *Precision Engineering*, vol. 32, pp. 106-113, 2008.
- [58] B. Bringmann, A. Küng, and W. Knapp, "A measuring artefact for true 3D machine testing and calibration," *CIRP annals*, vol. 54, pp. 471-474, 2005.
- [59] S. Aguado, D. Samper, J. Santolaria, and J. J. Aguilar, "Identification strategy of error parameter in volumetric error compensation of machine tool based on laser tracker measurements," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 53, pp. 160-169, 2012.
- [60] S. Zargarbashi and J. Mayer, "Single setup estimation of a five-axis machine tool eight link errors by programmed end point constraint and on the fly measurement with

-
- Capball sensor," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 49, pp. 759-766, 2009.
- [61] S. Weikert, "R-test, a new device for accuracy measurements on five axis machine tools," *CIRP annals*, vol. 53, pp. 429-432, 2004.
- [62] J. Wang, J. Guo, G. Zhang, and H. Wang, "The technical method of geometric error measurement for multi-axis NC machine tool by laser tracker," *Measurement science and technology*, vol. 23, p. 045003, 2012.
- [63] H. J. Pakh, Y. S. Kim, and J. H. Moon, "A new technique for volumetric error assessment of CNC machine tools incorporating ball bar measurement and 3D volumetric error model," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 37, pp. 1583-1596, 1997.
- [64] M. Holub, F. Bradac, Z. Pokorny, and A. Jelinek, "Application of a ballbar for diagnostics of cnc machine tools," *MM Sci J (December)*, pp. 2601-2605, 2018.
- [65] S. Aguado, J. Santolaria, D. Samper, and J. J. Aguilar, "Protocol for machine tool volumetric verification using commercial laser tracker," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 75, pp. 425-444, 2014.
- [66] J. Wang and J. Guo, "Research on volumetric error compensation for NC machine tool based on laser tracker measurement," *Science China Technological Sciences*, vol. 55, pp. 3000-3009, 2012.
- [67] T. Erkan, J. R. Mayer, and Y. Dupont, "Volumetric distortion assessment of a five-axis machine by probing a 3D reconfigurable uncalibrated master ball artefact," *Precision Engineering*, vol. 35, pp. 116-125, 2011.
- [68] N. A. Mchichi and J. Mayer, "Axis location errors and error motions calibration for a five-axis machine tool using the SAMBA method," *Procedia CIRP*, vol. 14, pp. 305-310, 2014.
- [69] K. Xing, J. Mayer, and S. Achiche, "Machine Tool Volumetric Error Features Extraction and Classification Using Principal Component Analysis and K-Means," *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, vol. 2, p. 60, 2018.
- [70] B. ISO, "Test Code for Machine Tools–Part 1: Geometric Accuracy of Machines Operating Under No-Load or Quasi-Static Conditions," *ISO230-1*, 2012.
- [71] K. Xing, S. Achiche, and J. Mayer, "Five-axis machine tools accuracy condition monitoring based on volumetric errors and vector similarity measures," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 138, pp. 80-93, 2019.
- [72] M. Givi and J. Mayer, "Volumetric error formulation and mismatch test for five-axis CNC machine compensation using differential kinematics and ephemeral G-code,"

-
- The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 77, pp. 1645-1653, 2015.
- [73] N. B. R. Fesperman, K. Elliott, J. Ellis, A. Grabowski, S. Ludwick, S. Maneuf, B. and S. W. O'Connor, ", Methods for performance evaluation of single axis positioning systems: ", *A new standard. American Society of Precision Engineering 56(Annual meeting): p. 498-504.*, , 2013. .
- [74] Renishaw, ", XL laser measurement system manual.," 2011.
- [75] Y.-Q. Wang, J.-K. Wu, H.-B. Liu, K. Kang, and K. Liu, "Geometric accuracy long-term continuous monitoring using strain gauges for CNC machine tools," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 98, pp. 1145-1153, 2018.
- [76] V. Plapper and M. Weck, "Sensorless machine tool condition monitoring based on open NCs," in *Proceedings 2001 ICRA. IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No. 01CH37164)*, 2001, pp. 3104-3108.
- [77] B. Montavon, P. Dahlem, M. Peterek, M. Ohlenforst, and R. H. Schmitt, "Modelling machine tools using structure integrated sensors for fast calibration," *Journal of manufacturing and materials processing*, vol. 2, p. 14, 2018.
- [78] G. W. Vogl, M. Calamari, S. Ye, and M. A. Donmez, "A sensor-based method for diagnostics of geometric performance of machine tool linear axes," *Procedia Manufacturing*, vol. 5, pp. 621-633, 2016.
- [79] G. W. Vogl, M. A. Donmez, and A. Archenti, "Diagnostics for geometric performance of machine tool linear axes," *CIRP annals*, vol. 65, pp. 377-380, 2016.
- [80] L. Haitao, G. Junjie, D. Yufen, W. Jindong, and H. Xinrong, "Identification of geometric deviations inherent to multi-axis machine tools based on the pose measurement principle," *Measurement Science and Technology*, vol. 27, p. 125008, 2016.
- [81] S. Aguado, D. Samper, J. Santolaria, and J. Aguilar, "Towards an effective identification strategy in volumetric error compensation of machine tools," *Measurement Science and Technology*, vol. 23, p. 065003, 2012.
- [82] S. Ibaraki, T. Hata, and A. Matsubara, "A new formulation of laser step-diagonal measurement—two-dimensional case," *Precision Engineering*, vol. 33, pp. 56-64, 2009.

-
- [83] J. Mayr, J. Jedrzejewski, E. Uhlmann, M. A. Donmez, W. Knapp, F. Härtig, K. Wendt, T. Moriwaki, P. Shore, and R. Schmitt, "Thermal issues in machine tools," *CIRP annals*, vol. 61, pp. 771-791, 2012.
- [84] M. Givi and J. Mayer, "Validation of volumetric error compensation for a five-axis machine using surface mismatch producing tests and on-machine touch probing," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 87, pp. 89-95, 2014.
- [85] Z. Y. Han, H. Y. Jin, Y. L. Liu, and H. Y. Fu, "A review of geometric error modeling and error detection for CNC machine tool," in *Applied Mechanics and Materials*, 2013, pp. 627-631.
- [86] Z. Zhang, Z. Liu, L. Cai, Q. Cheng, and Y. Qi, "An accuracy design approach for a multi-axis NC machine tool based on reliability theory," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 91, pp. 1547-1566, 2017.
- [87] G. Zhong, C. Wang, S. Yang, E. Zheng, and Y. Ge, "Position geometric error modeling, identification and compensation for large 5-axis machining center prototype," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 89, pp. 142-150, 2015.
- [88] A. Yuen and Y. Altintas, "Geometric Error Compensation With a Six Degree-of-Freedom Rotary Magnetic Actuator," *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 140, 2018.
- [89] S. Xiang and Y. Altintas, "Modeling and compensation of volumetric errors for five-axis machine tools," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 101, pp. 65-78, 2016.
- [90] S. Xiang, H. Li, M. Deng, and J. Yang, "Geometric error analysis and compensation for multi-axis spiral bevel gears milling machine," *Mechanism and Machine Theory*, vol. 121, pp. 59-74, 2018.
- [91] H. Tang, J.-a. Duan, S. Lan, and H. Shui, "A new geometric error modeling approach for multi-axis system based on stream of variation theory," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 92, pp. 41-51, 2015.
- [92] H. Tang, Z. Zhang, C. Li, and T. J. Ko, "A geometric error modeling method and trajectory optimization applied in laser welding system," *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, vol. 20, pp. 1423-1433, 2019.
- [93] B. Yang, G. Zhang, Y. Ran, and H. Yu, "Kinematic modeling and machining precision analysis of multi-axis CNC machine tools based on screw theory," *Mechanism and Machine Theory*, vol. 140, pp. 538-552, 2019.

-
- [94] Z. H. Y. J. J. Hui and Y. Xiaodong, "Real-time Error Compensation for the Two Turntable Five-axis NC Machine Tools [J]," *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 21, 2010.
- [95] L. Wu-fa, G. Zhen-bang, and W. Qin-que, "Investigation on Kane dynamic equations based on screw theory for open-chain manipulators," *Applied Mathematics and Mechanics*, vol. 26, pp. 627-635, 2005.
- [96] W. Peng, H. Xia, S. Wang, and X. Chen, "Measurement and identification of geometric errors of translational axis based on sensitivity analysis for ultra-precision machine tools," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 94, pp. 2905-2917, 2018.
- [97] M. Slamani, J. Mayer, and G. Cloutier, "Modeling and experimental validation of machine tool motion errors using degree optimized polynomial including motion hysteresis," *Experimental Techniques*, vol. 35, pp. 37-44, 2011.
- [98] D. X. e. P. G. A. Lasemi ". " Identification précise et compensation des erreurs géométriques des machines-outils à commande numérique 5 axes utilisant une double barre à billes ". " Science et technologie de mesure, 27(5), p.055004. 2016.
- [99] J. Lin, Y. Zhang, X. Zhang, W. Li, and W. Lin, "Parametric Modeling of Geometric Errors for CNC Machine Tools Based on Chebyshev Polynomial," in *2018 IEEE 3rd Advanced Information Technology, Electronic and Automation Control Conference (IAEAC)*, 2018, pp. 2293-2297.
- [100] Y. Abbaszadeh-Mir, "Etalonnage geometrique des machines-outils par barre a billes en vue de predire leur performance (French and English text)," 2003.
- [101] M. B. M. Bartoň, F. Rist, O. Sliusarenko et H. Pottmann ", "Géométrie et planification de mouvement d'outil pour l'usinage CNC adapté à la courbure",," ACM Trans. Graphique. 40(4) , p. 1-16, 2021, <https://doi.org/10.1145/3450626.3459837>.
- [102] C. T. C. Lartigue, M. Ritou, D. Dumur, ", CN Haute Performance pour HSM au moyen de Trajectoires Polynomiales," , *Annales du CIRP*, 53/1:317-320, 2004.
- [103] P. B. A. Calleja, H. González, M. Barton, M. et LL de Lacalle, ", Usinage CNC de flanc 5 axes de haute précision avec des outils coniques,". *Int J Adv Manuf Technol* 97, 1605–1615 (2018). <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2033-7>.
- [104] X. Zuo, B. Li, J. Yang, and X. Jiang, "Integrated Geometric Error Compensation of Machining Processes on CNC Machine Tool," *Procedia CIRP*, vol. 8, pp. 135-140, 2013.
- [105] G. Fu, H. Gong, J. Fu, H. Gao, and X. Deng, "Geometric error contribution modeling and sensitivity evaluating for each axis of five-axis machine tools based on POE

- theory and transforming differential changes between coordinate frames," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 147, p. 103455, 2019.
- [106] S. Zhu, G. Ding, S. Qin, J. Lei, L. Zhuang, and K. Yan, "Integrated geometric error modeling, identification and compensation of CNC machine tools," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 52, pp. 24-29, 2012.
- [107] H. Liu, J. Chen, H. Xiang, and R. Yang, "Geometric error measurement and compensation for NC machine tools," in *Proceedings of the 2018 2nd International Conference on Automation, Control and Robots*, 2018, pp. 10-15.
- [108] Y.-T. Chen, P. More, C.-S. Liu, and C.-C. Cheng, "Identification and compensation of position-dependent geometric errors of rotary axes on five-axis machine tools by using a touch-trigger probe and three spheres," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 102, pp. 3077-3089, 2019.
- [109] S. Ibaraki, I. Yoshida, and T. Asano, "A machining test to identify rotary axis geometric errors on a five-axis machine tool with a swiveling rotary table for turning operations," *Precision Engineering*, vol. 55, pp. 22-32, 2019.
- [110] B. Wu, Y. Yin, Y. Zhang, and M. Luo, "A new approach to geometric error modeling and compensation for a three-axis machine tool," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 102, pp. 1249-1256, 2019.
- [111] C. Wu, J. Fan, Q. Wang, R. Pan, Y. Tang, and Z. Li, "Prediction and compensation of geometric error for translational axes in multi-axis machine tools," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 95, pp. 3413-3435, 2018.
- [112] V. Kiridena and P. M. Ferreira, "Computational approaches to compensating quasistatic errors of three-axis machining centers," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 34, pp. 127-145, 1994.
- [113] K. Tong, E. A. Lehtihet, and S. Joshi, "Software compensation of rapid prototyping machines," *Precision Engineering*, vol. 28, pp. 280-292, 2004.
- [114] K. K. Tan, S. Huang, and H. Seet, "Geometrical error compensation of precision motion systems using radial basis function," *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 49, pp. 984-991, 2000.
- [115] S. Yang, J. Yuan, and J. Ni, "Accuracy enhancement of a horizontal machining center by real-time error compensation," *Journal of Manufacturing Systems*, vol. 15, pp. 113-124, 1996.
- [116] E. L. Bohez, "Compensating for systematic errors in 5-axis NC machining," *Computer-Aided Design*, vol. 34, pp. 391-403, 2002.

-
- [117] M. Tsutsumi and A. Saito, "Identification and compensation of systematic deviations particular to 5-axis machining centers," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, pp. 771-780, 2003.
- [118] C. Wu, J. Fan, Q. Wang, and D. Chen, "Machining accuracy improvement of non-orthogonal five-axis machine tools by a new iterative compensation methodology based on the relative motion constraint equation," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 124, pp. 80-98, 2018.
- [119] F. Peng, J. Ma, W. Wang, X. Duan, P. Sun, and R. Yan, "Total differential methods based universal processing algorithm considering geometric error for multi-axis NC machine tool," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 70, pp. 53-62, 2013.
- [120] X. Zhou, Z. Jiang, B. Song, X. Tang, and S. Zheng, "A compensation method for the geometric errors of five-axis machine tools based on the topology relation between axes," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 88, pp. 1993-2007, 2017.
- [121] J. Li, B. Mei, C. Shuai, X.-j. Liu, and D. Liu, "A volumetric positioning error compensation method for five-axis machine tools," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 103, pp. 3979-3989, 2019.
- [122] J. Yang, J. Mayer, and Y. Altintas, "A position independent geometric errors identification and correction method for five-axis serial machines based on screw theory," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 95, pp. 52-66, 2015.
- [123] Y. Liu, M. Wan, W.-J. Xing, Q.-B. Xiao, and W.-H. Zhang, "Generalized actual inverse kinematic model for compensating geometric errors in five-axis machine tools," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 145, pp. 299-317, 2018.
- [124] Y. Liu, M. Wan, Q.-B. Xiao, and W.-H. Zhang, "Identification and compensation of geometric errors of rotary axes in five-axis machine tools through constructing equivalent rotary axis (ERA)," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 152, pp. 211-227, 2019.
- [125] X. Zhong, H. Liu, X. Mao, B. Li, and S. He, "Influence and error transfer in assembly process of geometric errors of a translational axis on volumetric error in machine tools," *Measurement*, vol. 140, pp. 450-461, 2019.
- [126] J. Chen, S. Lin, and B. He, "Geometric error compensation for multi-axis CNC machines based on differential transformation," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 71, pp. 635-642, 2014.

-
- [127] J.-x. Chen, S.-w. Lin, and X.-l. Zhou, "A comprehensive error analysis method for the geometric error of multi-axis machine tool," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 106, pp. 56-66, 2016.
- [128] G. Fu, J. Fu, Y. Xu, and Z. Chen, "Product of exponential model for geometric error integration of multi-axis machine tools," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 71, pp. 1653-1667, 2014.
- [129] G. Fu, J. Fu, H. Shen, and Y. Xu, "Product-of-exponential formulas for precision enhancement of five-axis machine tools via geometric error modeling and compensation," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 81, pp. 289-305, 2015.
- [130] I. Kovács and T. Várady, "P-Bézier and P-Bspline curves—new representations with proximity control," *Computer Aided Geometric Design*, vol. 62, pp. 117-132, 2018.
- [131] J. M. Langeron, E. Duc, C. Lartigue, and P. Bourdet, "A new format for 5-axis tool path computation, using Bspline curves," *Computer-Aided Design*, vol. 36, pp. 1219-1229, 2004.
- [132] M.-Y. Cheng, M.-C. Tsai, and J.-C. Kuo, "Real-time NURBS command generators for CNC servo controllers," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 42, pp. 801-813, 2002.
- [133] W. Lei and M. Sung, "NURBS-based fast geometric error compensation for CNC machine tools," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, pp. 307-319, 2008.
- [134] M. Elhoseny, A. Tharwat, and A. E. Hassanien, "Bezier curve based path planning in a dynamic field using modified genetic algorithm," *Journal of Computational Science*, vol. 25, pp. 339-350, 2018.
- [135] H.-T. Yau and J.-B. Wang, "Fast Bezier interpolator with real-time lookahead function for high-accuracy machining," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 47, pp. 1518-1529, 2007.
- [136] Z. Qiao, T. Wang, Y. Wang, M. Hu, and Q. Liu, "Bézier polygons for the linearization of dual NURBS curve in five-axis sculptured surface machining," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 53, pp. 107-117, 2012.
- [137] J. J. De Santiago-Perez, R. A. Osornio-Rios, R. Romero-Troncoso, and L. Morales-Velazquez, "FPGA-based hardware CNC interpolator of Bezier, splines, B-splines and NURBS curves for industrial applications," *Computers & Industrial Engineering*, vol. 66, pp. 925-932, 2013.

-
- [138] R. V. Fleisig and A. D. Spence, "A constant feed and reduced angular acceleration interpolation algorithm for multi-axis machining," *Computer-Aided Design*, vol. 33, pp. 1-15, 2001.
- [139] R. T. Farouki and Y.-F. Tsai, "Exact Taylor series coefficients for variable-feedrate CNC curve interpolators," *Computer-aided design*, vol. 33, pp. 155-165, 2001.
- [140] S.-S. Yeh and P.-L. Hsu, "The speed-controlled interpolator for machining parametric curves," *Computer-Aided Design*, vol. 31, pp. 349-357, 1999.
- [141] H. N. Fitter, A. B. Pandey, D. D. Patel, and J. M. Mistry, "A review on approaches for handling Bézier curves in CAD for manufacturing," *Procedia Engineering*, vol. 97, pp. 1155-1166, 2014.
- [142] S. C. Veldhuis, "Modelling and compensation of errors in five-axis machining," 1998.
- [143] É. p. D. d. g. mécanique and S. Hajzargarbashi, *Métrie des machines-outils cinq axes par barre-à-billes et par fermeture de chaîne cinématique*: École polytechnique de Montréal, 2009.
- [144] S. Ibaraki and W. Knapp, "Indirect measurement of volumetric accuracy for three-axis and five-axis machine tools: a review," *International Journal of Automation Technology*, vol. 6, pp. 110-124, 2012.
- [145] W. Knapp, "Trends and future possibilities of ISO standards for machine tools," *Laser Metrol. Mach. Perform. X*, pp. 331-321, 2013.
- [146] M. A. Donmez, D. Blomquist, R. Hocken, C. Liu, and M. Barash, "A general methodology for machine tool accuracy enhancement by error compensation," *Precision Engineering*, vol. 8, pp. 187-196, 1986.
- [147] A. Zidna, "Contribution à la modélisation des carreaux troués," Université Paul Verlaine-Metz, 1990.
- [148] R. T. Farouki, "The Bernstein polynomial basis: A centennial retrospective," *Computer Aided Geometric Design*, vol. 29, pp. 379-419, 2012.
- [149] W. Peng, H. Xia, X. Chen, Z. Lin, Z. Wang, and H. Li, "Position-dependent geometric errors measurement and identification for rotary axis of multi-axis machine tools based on optimization method using double ball bar," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 99, pp. 2295-2307, 2018.
- [150] H. Pottmann and G. Farin, "Developable rational Bézier and B-spline surfaces," *Computer Aided Geometric Design*, vol. 12, pp. 513-531, 1995.
- [151] G. Farin, "Class a Bézier curves," *Computer Aided Geometric Design*, vol. 23, pp. 573-581, 2006.

-
- [152] G. Xu and G.-Z. Wang, "AHT Bézier curves and NUAHT B-spline curves," *Journal of Computer Science and Technology*, vol. 22, pp. 597-607, 2007.
- [153] V. Pateloup, E. Duc, and P. Ray, "Bspline approximation of circle arc and straight line for pocket machining," *Computer-Aided Design*, vol. 42, pp. 817-827, 2010.
- [154] S. L. Omirou and A. K. Barouni, "Integration of new programming capabilities into a CNC milling system," *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 21, pp. 518-527, 2005.
- [155] Y. BENSID, "Etude des courbes de Bézier et des B-splines," Université d'Oran1-Ahmed Ben Bella, 2011.
- [156] C. F. Borges and T. Pastva, "Total least squares fitting of Bézier and B-spline curves to ordered data," *Computer Aided Geometric Design*, vol. 19, pp. 275-289, 2002.
- [157] C. Cai, G. Wang, Y. Wen, J. Pei, X. Zhu, and W. Zhuang, "Superconducting transition temperature T_c estimation for superconductors of the doped MgB₂ system using topological index via support vector regression," *Journal of superconductivity and novel magnetism*, vol. 23, pp. 745-748, 2010.
- [158] "ISO 230-2, Test code for machine tools—Part 2: determination of Accuracy and Repeatability of Positioning of Numerically Controlled Axes.," *International Organization for Standardization*, Geneva (1997).
- [159] T. O. Kvålseth, "Cautionary note about R^2 ," *The American Statistician*, vol. 39, pp. 279-285, 1985.
- [160] F. J. Anscombe, "Graphs in statistical analysis," *The american statistician*, vol. 27, pp. 17-21, 1973.
- [161] A. D. McQuarrie and C.-L. Tsai, *Regression and time series model selection*: World Scientific, 1998.
- [162] K. P. Burnham, "Model selection and multimodel inference," *A practical information-theoretic approach*, 1998.
- [163] D. C. Porter and D. Gujarati, "Basic econometrics," ed: New York: McGraw-Hill Irwin, 2009.
- [164] T. Chai and R. R. Draxler, "Root mean square error (RMSE) or mean absolute error (MAE)?—Arguments against avoiding RMSE in the literature," *Geoscientific model development*, vol. 7, pp. 1247-1250, 2014.
- [165] "Automated Précision Incorporated. 5/6D laser. Version 4.0. [Logiciel].," *Rockville. Fichier informatique.*, . 2003.
- [166] R. Taylor, "Interpretation of the correlation coefficient: a basic review," *Journal of diagnostic medical sonography*, vol. 6, pp. 35-39, 1990.

- [167] M. Duncan, "Bézier Curves II. In: Applied Geometry for Computer Graphics and CAD(2005). ," *Springer Undergraduate Mathematics Series. Springer, London.*, https://doi.org/10.1007/1-84628-109-1_7.
- [168] L. A. P. a. W. Tiller. , "The NURBS book.," *Berlin: Springer.*, (1997), .

Annexes

Annexe A

Programmes de mesure en code G

Programme O56

O56

G90G54;

M98P71L5;

M30;

Programme O71

O71;

G01X0.F100;

G04P6000;

M98P72L40;

GO 1 G90X-402.F 1000;

G04P6000;

G01X-400;

G04P6000;

M98P73L40;

G90G01X2.F1000;

G04P6000;

M99;

Programme O72

O72

G91X-10;

G04P6000;

M99;

Programme O73

O73

G91X+10;

G04P6000;

M99;

Annexe B

Tableau B1. Points de contrôle estimés des modèles de Bézier (Bz) et B-spline (Bs) pour les erreurs intra-axes dans la direction aller de l'axe X de la machine-outil Matsuura.

Axe	Type d'erreur		Points de contrôle				
			P0	P1	P2	P3	P4
X	E_{XX}	Bz	(-440;0.0009)	(-340;-0.0040)	(-240 ; -0.0033)	(-140 ; -0.0065)	(-40 ; 0.0019)
		Bs	(-440 ; 0.0008)	(-373.3333; -0.0021)	(-240 ; -0.0040)	(-106.6667; -0.0032)	(-40 ; 0.0019)
	E_{YX}	Bz	(-440 ; 0.0004)	(-340; -0.0012)	(-240 ; -0.0011)	(-140 ; 0.0016)	(-40 ; -0.0010)
		Bs	(-440 ; 0.0004)	(-373.3333; -0.0007)	(-240 ; -0.0004)	(-106.6667; 0.0004)	(-40 ; -0.0009)
	E_{ZX}	Bz	(-440 ; 0.0018)	(-340; 0.0018)	(-240 ; 0.0008)	(-140 ; 0.0011)	(-40 ; -0.0001)
		Bs	(-440 ; 0.0018)	(-373.3333; -0.0011)	(-240 ; -0.0000)	(-106.6667; 0.0007)	(-40 ; -0.0001)
	E_{BX}	Bz	(-440 ; 1.2661)	(-340; 0.5727)	(-240 ; 1.7685)	(-140 ; 2.7887)	(-40 ; 2.2401)
		Bs	(-440 ; 1.2671)	(-373.3333; 0.8572)	(-240 ; 1.7518)	(-106.6667; 2.5186)	(-40 ; 2.2672)
	E_{CX}	Bz	(-440 ; -0.3541)	(-340; -2.2577)	(-240 ; -2.3297)	(-140 ; -4.9578)	(-40 ; -2.6731)
		Bs	(-440 ; -0.3999)	(-373.3333; -1.4440)	(-240 ; -2.9325)	(-106.6667; -3.8968)	(-40 ; -2.7370)

Tableau B2. Points de contrôle estimés des modèles de Bézier (Bz) et B-spline (Bs) pour les erreurs intra-axes dans la direction retour de l'axe X de la machine-outil Matsuura.

Axe	Type d'erreur		Points de contrôle				
			P0	P1	P2	P3	P4
X	E_{XX}	Bz	(-440 ; 0.0002)	(-340 ; -0.0040)	(-240 ; -0.0040)	(-140 ; -0.0062)	(-40 ; 0.0016)
		Bs	(-440 ; 0.0002)	(-373.3333; -0.0024)	(-240 ; -0.0043)	(-106.6667; -0.0033)	(-40 ; 0.0015)
	E_{YX}	Bz	(-440 ; 0.0008)	(-340 ; -0.0013)	(-240 ; 0)	(-140 ; 0.0010)	(-40 ; -0.0002)
		Bs	(-440 ; 0.0008)	(-373.3333; -0.0005)	(-240 ; 0.0000)	(-106.6667; 0.0005)	(-40 ; -0.0002)
	E_{ZX}	Bz	(-440 ; 0.0010)	(-340 ; -0.0038)	(-240 ; 0.0008)	(-140 ; 0.0004)	(-40 ; -0.0008)
		Bs	(-440 ; 0.0010)	(-373.3333; -0.0017)	(-240 ; -0.0004)	(-106.6667; 0.0001)	(-40 ; -0.0008)
	E_{BX}	Bz	(-440 ; 1.5339)	(-340 ; 0.5452)	(-240 ; 2.1945)	(-140 ; 3.0397)	(-40 ; 2.2344)
		Bs	(-440 ; 1.5291)	(-373.3333; 0.9752)	(-240 ; 2.0141)	(-106.6667; 2.7032)	(-40 ; 2.2561)
	E_{CX}	Bz	(-440 ; -0.7852)	(-340 ; -1.7416)	(-240 ; -3.4682)	(-140 ; -4.1992)	(-40 ; -2.8521)
		Bs	(-440 ; -0.7792)	(-373.3333; -1.4835)	(-240 ; -3.1575)	(-106.6667; -3.7022)	(-40 ; -2.8602)

Tableau B3. Points de contrôle estimés des modèles de Bézier (Bz) et B-spline (Bs) pour les erreurs intra-axes dans la direction aller de l'axe Y de la machine-outil Matsuura.

Axe	Type d'erreur		Points de contrôle				
			P0	P1	P2	P3	P4
Y	E_{XY}	Bz	(-153 ; 0.0030)	(-115.5; 0.0032)	(-78; 0.0022)	(-40.5 ; 0.0030)	(-3; -0.0003)
		Bs	(-153; 0.0030)	(-128; 0.0030)	(-78; 0.0026)	(-28;0.0016)	(-3 ; -0.0003)
	E_{YY}	Bz	(-153 ; -0.0017)	(-115.5; 0.0034)	(-78; -0.0015)	(-40.5 ; 0.0017)	(-3; -0.0009)
		Bs	(-153 ; -0.0016)	(-128 ; 0.0011)	(-78; 0.0004)	(-28; 0.0004)	(-3 ; -0.0009)
	E_{ZY}	Bz	(-153 ; 0.0003)	(-115.5; -0.0018)	(-78; 0.0021)	(-40.5 ; 0.0001)	(-3; -0.0004)
		Bs	(-153 ; 0.0003)	(-128 ; -0.0007)	(-78; 0.0006)	(-28; 0.0001)	(-3 ; -0.0005)
	E_{AY}	Bz	(-153 ; -0.1087)	(-115.5; -0.4848)	(-78; 0.0558)	(-40.5; 0.0922)	(-3; 0.5173)
		Bs	(-153 ; -0.1101)	(-128 ; -0.3112)	(-78; -0.0644)	(-28; 0.2790)	(-3 ; 0.5034)
	E_{CY}	Bz	(-153 ; 0.0928)	(-115.5; 0.3883)	(-78; -1.6571)	(-40.5 ; 0.0505)	(-3; -1.1476)
		Bs	(-153 ; 0.1139)	(-128 ; 0.0885)	(-78; -0.7114)	(-28; -0.5750)	(-3 ; -1.1217)

Tableau B4. Points de contrôle estimés des modèles de Bézier (Bz) et B-spline (Bs) pour les erreurs intra-axes dans la direction retour de l'axe Y de la machine-outil Matsuura.

Axe	Type d'erreur		Points de contrôle				
			P0	P1	P2	P3	P4
Y	E_{XY}	Bz	(-153 ; -0.0001)	(-115.5; -0.0008)	(-78; 0.0006)	(-40.5 ; -0.0010)	(-3; -0.0032)
		Bs	(-153 ; -0.0001)	(-128; -0.0004)	(-78; -0.0002)	(-28; -0.0017)	(-3 ; -0.0032)
	E_{YY}	Bz	(-153 ; -0.0020)	(-115.5; 0.0040)	(-78; -0.0022)	(-40.5 ; 0.0023)	(-3; -0.0012)
		Bs	(-153 ; -0.0020)	(-128 ; 0.0013)	(-78; 0.0003)	(-28; 0.0005)	(-3 ; -0.0012)
	E_{ZY}	Bz	(-153 ; 0.0000)	(-115.5; -0.0012)	(-78; 0.0008)	(-40.5 ; 0.0007)	(-3; -0.0004)
		Bs	(-153 ; 0.0002)	(-128 ; -0.0006)	(-78; 0.0003)	(-28; 0.0002)	(-3 ; -0.0004)
	E_{AY}	Bz	(-153 ; -0.4944)	(-115.5; 0.5543)	(-78; -0.7596)	(-40.5; 0.7521)	(-3; 0.2967)
		Bs	(-153 ; -0.4831)	(-128 ; 0.0485)	(-78; -0.0748)	(-28; 0.4602)	(-3 ; 0.3059)
	E_{CY}	Bz	(-153 ; 0.0724)	(-115.5; 0.2508)	(-78; -1.4037)	(-40.5 ; -0.1597)	(-3; -1.1734)
		Bs	(-153 ; 0.0976)	(-128 ; 0.0196)	(-78-0.6647)	(-28; -0.6775)	(-3 ; -1.1535)

Tableau B5. Points de contrôle estimés des modèles de Bézier (Bz) et B-spline (Bs) pour les erreurs intra-axes dans la direction aller de l'axe Z de la machine-outil Matsuura.

Axe	Type d'erreur		Points de contrôle				
			P0	P1	P2	P3	P4
Z	E_{XZ}	Bz	(-105.8; -0.0003)	(-80.8; -0.0008)	(-55.8; -0.0011)	(-30.8; -0.0038)	(-5.8; -0.0039)
		Bs	(-105.8; -0.0004)	(-89.1333; -0.0006)	(-55.8; -0.0017)	(-22.4667; -0.0036)	(-5.8; -0.0039)
	E_{YZ}	Bz	(-105.8; 0.0004)	(-80.8; -0.0003)	(-55.8; 0.0009)	(-30.8 ; -0.0001)	(-5.8; 0.0000)
		Bs	(-105.8; 0.0004)	(-89.1333; 0.0000)	(-55.8; 0.0004)	(-22.4667; 0.0000)	(-5.8; 0.0000)
	E_{ZZ}	Bz	(-105.8; -0.0001)	(-80.8; -0.0001)	(-55.8; -0.0003)	(-30.8 ; 0.0006)	(-5.8; 0.0002)
		Bs	(-105.8; -0.0001)	(-89.1333; -0.0001)	(-55.8; -0.0000)	(-22.4667; 0.0003)	(-5.8 ; 0.0002)
	E_{AZ}	Bz	(-105.8; -0.0854)	(-80.8; -0.8358)	(-55.8; -0.1734)	(-30.8 ; -1.5442)	(-5.8; -1.7265)
		Bs	(-105.8; -0.0899)	(-89.1333; -0.4915)	(-55.8; -0.6707)	(-22.4667; -1.5193)	(-5.8 ; -1.7302)
	E_{BZ}	Bz	(-105.8; -0.5004)	(-80.8; 0.4365)	(-55.8; -0.2125)	(-30.8 ; 0.3819)	(-5.8; 0.2103)
		Bs	(-105.8; -0.4967)	(-89.1333; 0.0422)	(-55.8; 0.0752)	(-22.4667; 0.2673)	(-5.8 ; 0.2168)

Tableau B6. Points de contrôle estimés des modèles de Bézier (Bz) et B-spline (Bs) pour les erreurs intra-axes dans la direction retour de l'axe Z de la machine-outil Matsuura.

Axe	Type d'erreur		Points de contrôle				
			P0	P1	P2	P3	P4
Z	E_{XZ}	Bz	(-105.8; -0.0114)	(-80.8; -0.0124)	(-55.8; -0.0137)	(-30.8; -0.0152)	(-5.8; -0.0159)
		Bs	(-105.8; -0.0114)	(-89.1333; -0.0121)	(-55.8; -0.0137)	(-22.4667; -0.0154)	(-5.8; -0.0159)
	E_{YZ}	Bz	(-105.8; -0.0003)	(-80.8; 0.0005)	(-55.8; -0.0004)	(-30.8 ; -0.0000)	(-5.8; 0.0001)
		Bs	(-105.8; -0.0003)	(-89.1333; 0.0001)	(-55.8; -0.0001)	(-22.4667; -0.0001)	(-5.8; 0.0001)
	E_{ZZ}	Bz	(-105.8; 0.0004)	(-80.8; 0.0003)	(-55.8; 0.0001)	(-30.8 ; 0.0004)	(-5.8; 0.0001)
		Bs	(-105.8; 0.0004)	(-89.1333; 0.0003)	(-55.8; 0.0002)	(-22.4667; 0.0003)	(-5.8 ; 0.0001)
	E_{AZ}	Bz	(-105.8; 0.2994)	(-80.8; 0.6414)	(-55.8; -1.0039)	(-30.8 ; -0.6544)	(-5.8; -1.5193)
		Bs	(-105.8; 0.3124)	(-89.1333; 0.3938)	(-55.8; -0.5061)	(-22.4667; -1.0620)	(-5.8 ; -1.4955)
	E_{BZ}	Bz	(-105.8; -0.3291)	(-80.8; -0.6675)	(-55.8; 0.1214)	(-30.8 ; 0.5665)	(-5.8; 0.4474)
		Bs	(-105.8; -0.3260)	(-89.1333; -0.5214)	(-55.8; 0.0558)	(-22.4667; 0.4946)	(-5.8 ; 0.4583)

Résumé/Abstract/ملخص

ملخص:

يعد اختبار أهمية الارتباط بين الأخطاء المختلفة داخل المحور أمرًا بالغ الأهمية عندما يتعلق الأمر بالمعايرة السريعة ونمذجة أخطاء ماكينة الأداة. يمكن أن يؤدي اكتشاف أهمية الارتباط إلى انخفاض كبير في نموذج خطأ ماكينة الأداة عن طريق حذف بعض الأخطاء الزائدة أو المترابطة ، وبالتالي ينتج عنه تقدير أكثر موثوقية للمعلمات المتبقية في نموذج خطأ ماكينة الأداة أثناء عملية المعايرة. على الرغم من أهميتها ، إلا أن اختبار أهمية الارتباط بين الأخطاء المختلفة داخل المحور على أساس تجريبي وإحصائي لم يتم تقييمه بطريقة صارمة.

يقدم هذا العمل أيضًا دراسة تجريبية حول استخدام النماذج البارامترية لنمذجة الأخطاء داخل المحور لماكينة الأداة ذات التحكم العددي في سياق المعايرة غير المباشرة. تم اختبار ثلاث ماكينات الأداة ذات التحكم العددي مع وحدات تحكم وتقنيات توجيه مختلفة باستخدام أداتين قياس مختلفتين. تم وصف ومقارنة نموذجين تنبؤيين مثل منحنيات Bézier و B-spline لأول مرة في هذا العمل. يتم تقييم كلا النموذجين بشكل تجريبي من أجل الدقة والكفاءة التنبؤية باستخدام أربعة معايير تقييم ومجموعة بيانات جديدة من الآلات الثلاثة المختبرة. علاوة على ذلك ، يتم إجراء تحليلات إضافية لتقييم العلاقة بين جميع الأخطاء داخل المحور التي تم اختبارها. تظهر النتائج أن هناك علاقة قوية بين أخطاء تحديد المواقع وأخطاء الانحراف والانعراج لجميع الآلات المختبرة. تظهر النتائج أيضًا أن كلا النموذجين مناسبان مع ميزة صغيرة لمنحنيات B-spline. علاوة على ذلك، مع نفس العدد من نقاط التحكم ($n=5$) يوفر النموذجان بواقى أقل من تكرار الآلة لمعظم الأخطاء داخل المحور التي تم اختبارها. ومن ثم ، تؤكد هذه الدراسة التجريبية أن نموذج Bezier من الدرجة الرابعة ونموذج B-spline من الدرجة الثانية ، وكلاهما مع خمس نقاط تحكم كافية لتمثيل أخطاء حركة المفصل لمكينات الأداة CNC المختبرة.

Abstract:

Testing the significance of correlation between the different intra-axis errors is crucial when it comes to the fast calibration and modeling of machine tool errors. Detecting a significance of correlation can lead to a significant reduction in the machine tool error model by omitted certain redundant or correlated errors and hence yields a more reliable estimation of the remaining parameters in the machine tool error model during the calibration process. In spite of its importance, testing the significance of correlation between the different intra-axis errors on an experimental and statistical basis was not evaluated in a rigorous way. In this paper, a statistical analysis-based comparative study is carried out in order to validate the assumption concerning the correlation between the intra-axis errors of the same axis. This work also presents an experimental study on the use of parametric models for the modeling of intra-axis errors of numerically controlled machine tools in the context of indirect calibration. Three CNC machine tools with various controllers and guidance technologies were tested using two different measuring instruments. Two predictive models such as Bézier and B-spline curves are described and compared for the first time in this work. Both models are experimentally evaluated for accuracy and predictive efficiency using four evaluation criteria and new data set from the three tested machines. Results show that there is a strong correlation between the positioning errors and the pitch and yaw errors for all tested machine. The results also show that both models are appropriate with a small advantage to the B-spline curves. Moreover, with the same number of control points ($n=5$) the two models provide residuals lower than the repeatability of the machine for most intra-axis errors tested. Hence, this experimental study confirms that a Bézier model of degree four and a B-spline model of degree two, both with five control points are sufficient to represent the joint motion errors for the tested CNC machine tools.

Résumé:

Tester l'importance de la corrélation entre les différentes erreurs intra-axes est crucial lorsqu'il s'agit de l'étalonnage et de la modélisation rapides des erreurs de la machine-outil. La détection d'une importance de corrélation peut conduire à une réduction significative du modèle d'erreur de la machine-outil en omettant certaines erreurs redondantes ou corrélées et donne donc une estimation plus fiable des paramètres restants dans le modèle d'erreur de la machine-outil pendant le processus d'étalonnage. Malgré son importance, le test de la significativité de la corrélation entre les différentes erreurs intra-axes sur une base expérimentale et statistique n'a pas été évalué de manière rigoureuse. Dans cet article, une étude comparative basée sur une analyse statistique est réalisée afin de valider l'hypothèse concernant la corrélation entre les erreurs intra-axes d'un même axe. Ce travail présente également une étude expérimentale sur l'utilisation de modèles paramétriques pour la modélisation des erreurs intra-axes des machines-outils à commande numérique dans le cadre de la calibration indirecte. Trois machines-outils CNC dotées de divers contrôleurs et technologies de guidage ont été testées à l'aide de deux instruments de mesure différents. Deux modèles prédictifs tels que les courbes de Bézier et B-spline sont décrits et comparés pour la première fois dans ce travail. Les deux modèles sont évalués expérimentalement pour leur précision et leur efficacité prédictive à l'aide de quatre critères d'évaluation et d'un nouvel ensemble de données provenant des trois machines testées. Les résultats montrent qu'il existe une forte corrélation entre les erreurs de positionnement et les erreurs de tangage et de lacet pour toutes les machines testées. Les résultats montrent également que les deux modèles sont appropriés avec un petit avantage pour les courbes B-spline. De plus, avec le même nombre de points de contrôle ($n=5$) les deux modèles fournissent des résidus inférieurs à la répétabilité de la machine pour la plupart des erreurs intra-axes testées. Par conséquent, cette étude expérimentale confirme qu'un modèle de Bézier de degré quatre et un modèle B-spline de degré deux, tous deux avec cinq points de contrôle, sont suffisants pour représenter les erreurs de mouvement des articulations pour les machines-outils à commande numérique testées.