



HAL
open science

Modélisation et caractérisation des défauts de structure de machine-outil 5 axes pour la mesure in-process

Fabien Viprey

► **To cite this version:**

Fabien Viprey. Modélisation et caractérisation des défauts de structure de machine-outil 5 axes pour la mesure in-process. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université Paris Saclay (COMUE), 2016. Français. NNT : 2016SACLN071 . tel-01416209

HAL Id: tel-01416209

<https://theses.hal.science/tel-01416209>

Submitted on 14 Dec 2016

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

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

NNT : 2016SACLN071



THESE DE DOCTORAT
DE
L'UNIVERSITE PARIS-SACLAY
PREPAREE A
L'ÉCOLE NORMALE SUPERIEURE PARIS-SACLAY

ECOLE DOCTORALE N° 579 Smemag
Sciences mécaniques et énergétiques, matériaux et géosciences

Spécialité Génie Mécanique

Par

Monsieur Fabien VIPREY

**Modélisation et caractérisation des défauts de structure de
machine-outil 5 axes pour la mesure in-process**

Thèse présentée et soutenue à l'ENS Paris-Saclay, le 18 novembre 2016 :

Composition du jury :

M. Ray Pascal	Professeur des Universités, Ecole des Mines de Saint-Etienne	Président
M. Mayer René	Professeur titulaire, Ecole Polytechnique de Montréal, LRFV	Rapporteur
M. Linares Jean-Marc	Professeur des Universités, Université d'Aix-Marseille, ISM UMR CNRS	Rapporteur
M. Gibaru Olivier	Professeur des Universités, ENSAM de Lille, LSIS UMR CNRS	Examinateur
M. Tournier Christophe	Professeur des Universités, ENS Paris-Saclay, LURPA	Directeur de thèse
M. Lavernhe Sylvain	Maître de Conférences, ENS Paris-Saclay, LURPA	Co-encadrant
M. Noura Hichem	Chargé de recherche (HDR), LCM (LNE-Cnam)	Co-encadrant

À mes parents,

à mon frère.

« Ce n'est pas parce que les choses sont difficiles que nous n'osons pas, c'est parce que nous n'osons pas qu'elles sont difficiles. »

Sénèque

Avant-propos

Je tiens à sensibiliser le futur lecteur en l'informant qu'une version numérique (.pdf) est disponible en libre accès sur internet :



<http://www.theses.fr/s144703>

Une impression hâtive du document dans sa totalité peut être évitée si celle-ci n'est pas indispensable.

Notre environnement est fragile, merci de n'imprimer une partie ou l'ensemble de ce document qu'en cas de nécessité.

Merci à vous.



Remerciements

*« Je sais que je plais pas à tout le monde...
Mais quand je vois à qui je plais pas, je m'demande si ça me dérange vraiment. »*

Dikkenek, Jean-Claude

*« L'important n'est pas ce qu'on a fait de moi
mais ce que je fais moi-même de ce qu'on a fait de moi. »*

Jean-Paul Sartre

Sans un encadrement d'une très grande qualité, je n'aurais pas pu aller aussi loin dans ma réflexion, dans le développement, dans l'expérimentation et dans la valorisation de mes travaux. C'est pourquoi je tiens à remercier particulièrement Christophe Tournier, mon Directeur de thèse (la majuscule n'est pas de trop). Malgré tes fonctions actuelles de directeur du LURPA et de professeur, tu as toujours su consacrer du temps pour me permettre d'évoluer de manière ascendante. Je te remercie pour ta confiance, ta capacité à me permettre de toujours tirer le meilleur de moi-même, de m'avoir laissé une grande autonomie et d'avoir, tout simplement, cru en moi.

Je remercie ensuite Hichem Nouira pour m'avoir fait confiance et recruté au LNE dans le cadre de l'EMRP JRP-IND62 TIM. Tes questions, ta volonté de me laisser faire de la recherche, de réfléchir, de trouver par moi-même ; toutes ces conditions de travail m'ont permis de me remettre toujours en question, et de me construire dans ce milieu industriel et scientifique. Les premiers temps de collaboration avec toi, Hichem, ont été éprouvants, mais à long terme, d'un bénéfice incroyable. La confiance que tu m'as accordée pour me plonger entièrement dans le consortium européen du JRP-IND62 TIM, me laisser présenter l'ensemble de mes résultats devant les partenaires, et me donner les tâches de rédaction des livrables m'a fait grandir encore un peu plus professionnellement et personnellement. Tout cela, accompagné de la gestion et de l'orchestration totale de l'intercomparaison m'ont permis d'asseoir ma position dans ce consortium. Je le constate désormais avec les échanges que j'ai avec les partenaires du projet. Je tiens aussi pour cela à remercier l'ensemble du consortium du projet pour ces messages, ces attentions ainsi que les discussions scientifiques échangées.

Je terminerai les remerciements de l'encadrement, par ceux adressés à Sylvain Lavernhe. Depuis mes débuts à l'ENS, il y a désormais 7 ans, tu m'as apporté bon nombre de connaissances,

et de compétences dans le domaine du génie mécanique, mais pas seulement. Tu as largement contribué à ma réussite professionnelle. Merci pour ta confiance et ta très très très grande disponibilité pour discuter sur des points techniques et technologiques. Cela a largement contribué à l'aboutissement de mes travaux. Les confrontations de points de vue, certes chronophages, mais si enrichissantes, ont toujours été constructives. En parallèle de ton très grand professionnalisme, tu as su laisser la place à un intérêt pour ma personne, ma vie professionnelle et personnelle, parfois autour de verre(s) en déplacement, autour de barbecues, ou de « caches » ! Cela nous a permis d'avoir des discussions sur nos passions et familles respectives hors du contexte professionnel. Tes qualités humaines ont été essentielles à notre collaboration durant ma thèse. Je souhaite également remercier ta petite famille, tes beaux parents et tout particulièrement Danielle T.

Merci à vous trois de m'avoir accordé plus de liberté de travail que ce qu'un doctorant puisse espérer, de m'avoir accompagné dans mon cheminement de pensée et durant cette vingtaine de déplacements dont la majeure partie était à l'étranger. Vous avez été pour moi trois moteurs, trois freins, trois garde-fous, six oreilles attentives, trois regards aiguisés et trois critiques hors paires.

Ces remerciements vont ensuite à mon jury de thèse. Je remercie Pascal Ray pour avoir présidé ce jury. Merci à vous et à Olivier Gibaru d'avoir examiné mes travaux dans le peu de temps imparti.

Je remercie également mes deux rapporteurs René Mayer et à Jean-Marc Linares. Merci à vous deux d'avoir accepté de rapporter mes travaux de thèse, pour vos questions d'une très grande pertinence et pour les échanges particulièrement constructifs. Merci pour les repas et les verres échangés durant ces trois années.

Je tiens à vous remercier, rapporteurs et examinateurs pour la grande attention et l'intérêt portés à mes travaux avec toute l'expertise qui se doit.

Je remercie François T., Luc M., Yann Q., Nabil A., et Hichem N. pour m'avoir aidé dans la mise au point de ce 18 novembre. Vos ultimes conseils ont grandement participé à faire de ce jour une réussite. Ensuite, je tiens à exprimer ma reconnaissance auprès de mes collègues du [LNE-Cnam](#) (de Nîmes, de Paris et les rencontres faites sur le site de Trappes), les permanents du LURPA qui ont toujours manifesté de l'intérêt à mes travaux. Je remercie également l'équipe pédagogique du DGM qui m'a apporté les connaissances et compétences en sciences industrielles, mais aussi le soutien et l'aide aux tâches administratives : Danielle M. et Pierre-Alain B., l'ensemble des enseignants, mais aussi Francis V., Dominique M., et Philippe C. Je remercie l'équipe pédagogique de l'IUT de Cachan pour leur confiance, leur apport scientifique et humain au cours des mes heures d'enseignement : Viviane et Bernard A., Laurent Pe., Vincent G., Pierre-André G., William F., Étienne L., Pascal M., Lionel H., Serge B, Véronique D. et Bernard P.

Je remercie les doctorants avec une pensée particulière à Marie R S., Laureen G., Lorène D. et Julien N. qui ont quasiment terminé, qui débutent ou débiteront leur rédaction. JE vous souhaite bon courage et de garder toujours confiance en vous. Je remercie aussi les jeunes doctorants et les docteurs qui par le CIVIL ont permis d'égayer les pauses et les soirées au ou en dehors du [LURPA](#).

Merci aux anciens du CIVIL : Champa le « désoreillé », PAB3000 l'aéré, Zeus le Lika Boy, Micky le rigolo, Martinsite Junior le bodybuildé, Baloo le Bacagnôle, Virgile le papa, Xavier le VPop Corn. Comment pourrais-je oublier de te remercier Dr. Kamélia B. ? Que le vent te porte là où tu le souhaites !

Je remercie aussi mes amis de promotion composant la HJV : les Gweniettes, et les Jenluches. Ensemble nous avons déjà bien fait les fous, j'espère que cela continuera. Il y a aussi les Marjmaths, et les Sonthonnax qui m'ont fait l'honneur de me demander d'être leur témoin, et toi, beau Papillon, pour nos élans de folie durant des soirées souvent trop arrosées ! Je remercie aussi Geoffrey L., tu m'as beaucoup apporté. La preuve se traduit par cette amitié indéfectible depuis 13 ans mon ami ! Je remercie Thomas Tourres T^2 d'être venu depuis Gloucester (GB, « ah bon ? ! ») pour ma soutenance. Je remercie les Manos qu'ils soient de la Villa Curial (Slyos, Mathos, Akwel et les pigeons), en Corée (Bambi Boule) ou de la RATP (attention à la marche, Pépé Gillette !). Les soirées avec ces vieilles Meuh-Meuhs autour d'innombrables pintes de lager, stout, IPA, de délicieux rhums arrangés, sont gravées dans ma mémoire et mon épaule !

Merci Anne-Sophie L. pour ta patience, ta gentillesse, ton soutien, et tes relectures. Ces derniers mois n'ont pas toujours été simples à gérer, même si « tu l'as fait avec plaisir » comme tu le dis si bien !

Merci mes AMIS.

Je remercie aussi Claudy Focan même s'il n'a « pas le temps à faire ça, matériellement pas le temps », Jérôme Niel pour ses Tutos où l'« on apprend en s'amusant » et Laurent Baffy pour son dictionnaire. Mais aussi ces poètes de la langue française que sont Georges Brassens, Jacques Brel et Raymond Devos et sans oublier La Chanson du Dimanche, Augustines, Les Cowboys Fringants, Walk Off the Earth, Mumford and Sons et j'en passe... Ils ont tous contribué, avec bien d'autres, à emmener mon esprit un peu plus loin que la métrologie des machines.

Je terminerai mes remerciements par ma famille qui m'a épaulé durant toutes ces années et ce 18 novembre et surtout les trois personnes les plus chères à mon cœur : mes parents, et mon frère. Votre amour, votre soutien, vos attentions, vos qualités, votre éducation, votre savoir-vivre, votre sens de la famille et du partage, vos qualités professionnelles reconnues ont fait de moi ce que je suis aujourd'hui. Vous me permettez d'avoir un exemple solide sur lequel je m'appuie pour me bâtir, exemple dont je suis très fier. Je vous aime.

Je ne manquerai pas de te saluer, toi, lecteur, pour la motivation qui te mène ou qui va te mener à lire le présent document et pour l'intérêt que tu prêteras, je l'espère, à son contenu.

Merci.

Respectueusement,

Dr. Fabien VIPREY

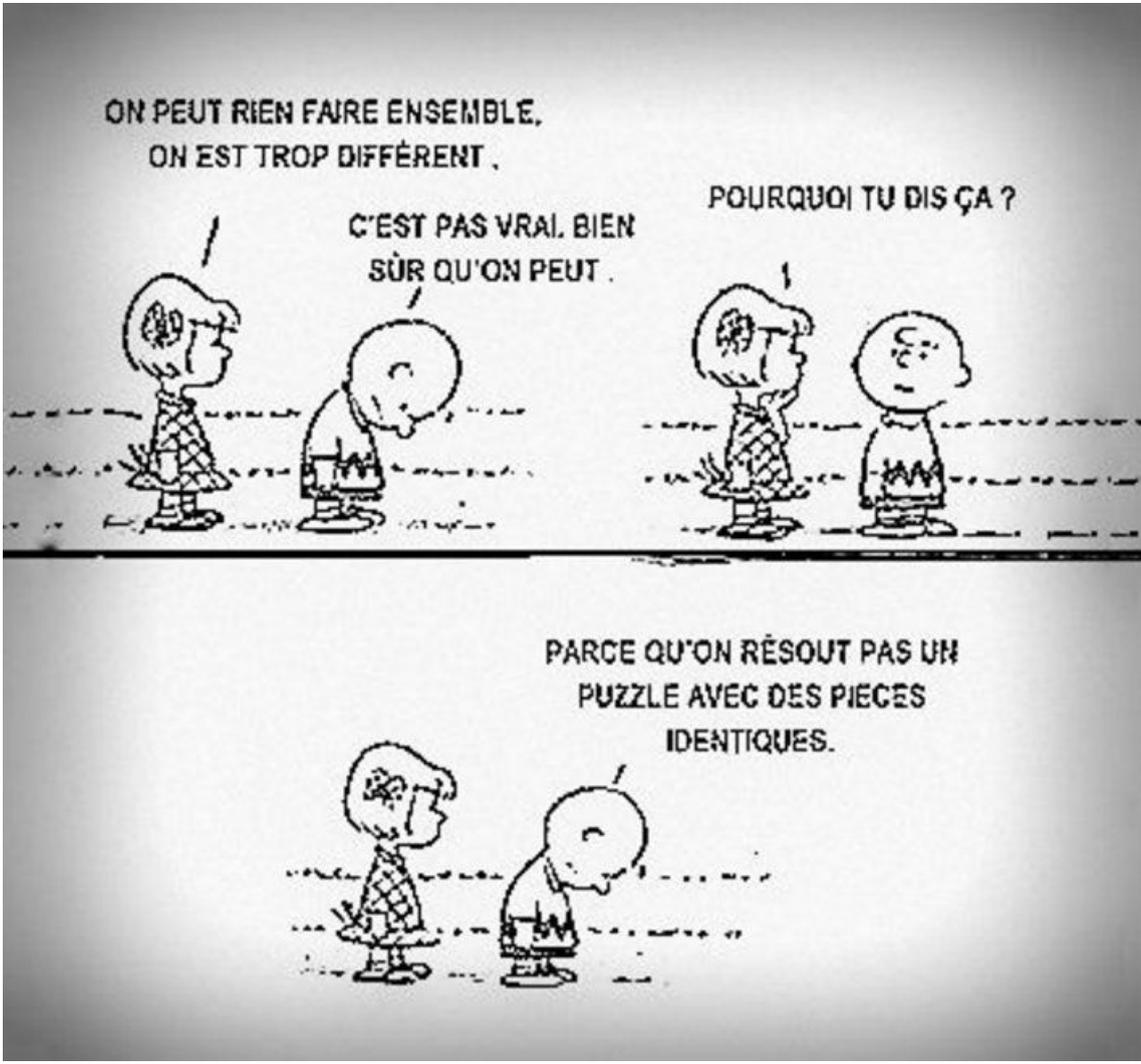


Table des matières

Avant-propos	vii
Remerciements	ix
Table des matières	xiii
Table des figures	xix
Liste des tableaux	xxvii
Liste d'acronymes	xxix
Nomenclature	xxxiii
Nomenclature des erreurs géométriques	xxxix
Glossaire	xliv
Introduction	1
1 Sources d'écarts engendrant l'erreur volumétrique	5
1 Processus de mesure en ligne	7
2 Maîtrise de la mesure sur MO	11
2.1 Erreur volumétrique et exactitude volumétrique	11
2.2 Décomposition de l'erreur volumétrique	15
3 Sources d'erreur volumétrique	16
3.1 Erreurs quasi statiques	17
3.1.1 Erreurs géométriques	17
3.1.2 Erreurs géométriques : erreurs de mouvement	17
3.1.3 Erreurs géométriques : erreurs de position et d'orientation d'axe .	21
3.2 Erreurs thermiques	25
3.3 Erreurs de chargement statique	28
3.4 Erreurs dynamiques	28
3.5 Synthèse	30
4 Modélisation des erreurs géométriques	31
4.1 Modélisation des erreurs de mouvements	31
4.2 Modélisation et simplification des erreurs de position et d'orientation d'axe	32

4.3	Synthèse de la modélisation géométrique	37
5	Caractérisation des erreurs géométriques	38
5.1	Cales étalons	38
5.2	Cales à gradins	38
5.3	Barres à boules	39
5.3.1	Fixed Ball Bar (FBB)	40
5.3.2	Telescopic Magnetic Ball Bar (TMBB)	40
5.3.3	Barres à boules multiples	41
5.4	Barres à trous	42
5.5	Plaques à boules et plaques à trous	43
5.6	Autres étalons matériels	44
5.7	Systèmes optiques et interférométrie laser	45
5.8	Autres techniques	47
5.9	Synthèse des moyens de mesures des erreurs géométriques	48
6	Objectifs des travaux de thèse	49
2	La Multi-Feature Bar (MFB) :	
	Un nouvel étalon matériel pour l'identification d'erreurs géométriques sur machines	53
1	Introduction	55
2	Barre à trous existante au LNE	56
2.1	Avantages de la barre à trous	58
2.2	Limites de la barre à trous	59
3	Une nouvelle géométrie innovante : la Multi-Feature Bar (MFB)	60
3.1	Définition du motif	61
3.1.1	Définition du repère local	64
3.2	Choix du matériau	66
3.3	Définition du solide : attributs techniques et fabrication	68
3.3.1	Mise en position de la MFB	68
3.3.2	Maintien en position de la MFB	70
4	Étalonnage de la MFB	71
4.1	Étalonnage des rectitudes : mise en œuvre d'une méthode de retournement	73
4.2	Étalonnage de l'erreur de positionnement linéaire : mise en œuvre d'une méthode de compensation	75
4.3	Application sur MMT traçable	77
4.4	Résultats d'étalonnage	77
4.4.1	Impact de la définition de la ligne droite de référence sur les rectitudes	80
4.4.2	Impact de la construction du repère sur les incertitudes-types	81
5	Intercomparaison de la MFB au sein du projet TIM	84
5.1	Mise en place de l'intercomparaison	85
5.2	Résultats de l'intercomparaison	85
5.3	Comportement géométrique de la MFB lors du maintien en position	89
5.4	Définition des valeurs de référence d'étalonnage de la MFB	91
6	Conclusion	93

3	Modélisation d'une structure 5 axes	95
1	Introduction	97
2	Modélisation géométrique de la boucle structurelle	98
2.1	Modèle géométrique au nominal - Application au centre UGV Mikron UCP 710	99
2.2	Modèle géométrique biaisé	101
2.2.1	Modèle géométrique biaisé d'un axe générique	101
2.2.2	Propagation dans la structure du centre UGV Mikron UCP 710	103
3	Particularisation du modèle géométrique 5 axes	106
3.1	Cas du modèle géométrique nominal	107
3.2	Cas du modèle géométrique biaisé	107
3.3	Définition du biais géométrique	109
4	Identification d'erreurs géométriques de la structure par la mesure du biais	115
4.1	Stratégie d'identification des erreurs de mouvement de l'axe X	116
4.1.1	Erreur de positionnement linéaire E_{XX}	116
4.1.2	Erreur de rectitude horizontale E_{YX}	118
4.1.3	Erreur de rectitude verticale E_{ZX}	119
4.1.4	Erreur angulaire de mouvement E_{AX}	120
4.1.5	Erreur angulaire de mouvement E_{BX}	122
4.1.6	Erreur angulaire de mouvement E_{CX}	123
4.2	Stratégie d'identification des erreurs de mouvement de l'axe Y	125
4.3	Stratégie d'identification des erreurs de mouvement de l'axe Z	128
4.4	Autre utilisation possible de la MFB : Identification des erreurs d'orientation d'axes linéaires	130
5	Conclusion	131
4	Application du modèle à l'étalonnage d'une structure 5 axes : identification d'erreurs de mouvement par utilisation de la MFB	133
1	Introduction	135
2	Développement d'un système de mesure : Le LURPALpeur	136
2.1	Intégration physique d'un palpeur 3D	137
2.2	Synchronisation des mesures de position et du déclenchement palpeur	137
2.3	Chaîne d'acquisition	139
2.4	Qualification de la boucle métrologique	139
2.5	Mise en évidence d'une dérive de la boucle métrologique	143
2.6	Synthèse	145
3	Identification des erreurs de mouvement des axes linéaires de la MO à l'aide de la MFB	146
4	Évaluation des incertitudes de mesures	149
5	Identification avec un Laser Tracer	153
5.1	Incertitudes de mesure du Laser Tracer	156
6	Confrontation des résultats issus des deux méthodes	159
7	Conclusion	162

5	Identification des erreurs d'emplacement et d'orientation d'axe	163
1	Introduction	165
2	Retour sur le modèle géométrique précédemment développé	167
3	Stratégie de mesure pour l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe	168
3.1	Principe d'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe . . .	170
4	Etude de la sensibilité du biais géométrique en fonction des erreurs et des paramètres du modèle	172
4.1	Rang de la matrice de sensibilité	173
4.2	Aptitude des combinaisons à caractériser l'erreur volumétrique	175
5	Expérimentation sur le centre UGV Mikron UCP 710	178
5.1	Mesure effective du biais géométrique	178
5.1.1	Choix des configurations articulaires mesurées	179
5.1.2	Résultats de mesures	180
5.2	Identification des erreurs géométriques	183
5.3	Résidu d'identification	184
6	Validation sur d'autres configurations	187
7	Performance du processus d'identification face au bruit de mesure	187
7.1	Mise en place d'indicateurs de performance	187
7.2	Résultats de performance du processus d'identification face au bruit de mesure	189
8	Étude de l'effet des erreurs de mouvement identifiées par MFB	192
8.1	Principe de compensation des erreurs de mouvement identifiées par MFB .	192
8.2	Localisation de la compensation des erreurs de mouvement	193
8.3	Résultats de la modélisation du biais induit par les erreurs de mouvement .	194
8.4	Impact de la compensation sur l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe	196
8.5	Résidu d'identification après compensation	197
9	Conclusion	199
	Conclusions et perspectives	201
	Références	209
1	Normes	209
2	Références bibliographiques	212
3	Références sites web, et documentations techniques	225
4	Références produites	229
	Annexes	I
A	Cylindre des moindres carrés	I
B	Plan des moindres carrés	V
C	Points de déformation minimale	IX
D	Etalonnage de la MBF par le LNE, avant et après l'intercomparaison	XV

E	Annexe relative au développement du Lurpalpeur	XVII
F	Rotation 3D et simplification à l'ordre 1	XIX
G	Illustration de la matrice de sensibilité sur un exemple simple	XXIII
H	Identification des erreurs d'orientation d'axes linéaires	XXVII

Table des figures

1	Projet européen JRP-IND62 TIM.	2
	(a) Schématique de pensée du projet JRP-IND62 TIM [TIM Website, 2015].	2
	(b) Partenaires du projet TIM.	2
1.1	Processus d'élaboration de pièce par enlèvement de matière, à partir de [Tournier, 2001].	7
1.2	Les différentes stratégies de mesures lors du processus d'élaboration de pièces.	9
1.3	Dispositifs expérimentaux de mesure sur MO.	10
	(a) Mesure par ballbar, d'après Renishaw [Renishaw, 2016a].	10
	(b) Mesure par interféromètre laser, d'après EMCI [EMCI, 2016].	10
1.4	Erreur volumétrique dans un contexte 5 axes de réalisation ou de mesure de pièce sur MO.	12
1.5	Composantes d'incertitude de mesure d'après l'ISO 14253-2 :2011 [NF ISO 14253-2, 2011].	13
1.6	Diagramme de causes à effets sur la mesure en ligne et grandeurs d'influence associées à partir des données issues de [JCGM 200, 2012; NF ISO 14253-2, 2011; NF ISO 17025, 2005; NF ISO 5725-1, 1994; Bluteau, 1999; Hennebelle, 2007; Viprey, 2013].	14
1.7	Sources d'erreurs issues de la Machine-Outil à Commande Numérique (MOCN), de l'activité de réalisation et grandeurs d'influence associées, d'après [Mekid et Ogedengbe, 2010; Ramesh <i>et al.</i> , 2000a,b].	15
1.8	Similitudes entre les caractéristiques d'un système de mesure et les erreurs de mesure.	16
	(a) Caractéristiques intrinsèques d'un système de mesure d'après [JCGM 200, 2012]	16
	(b) Erreurs de mesure d'après [NF ISO 14253-2, 2011; Slocum, 1992].	16
1.9	Sources d'erreur volumétrique.	17
1.10	Erreurs de mouvement d'un axe linéaire X.	18
1.11	Effet de $E_{AX}(X)$ sur $E_{YX}(X)$ et $E_{ZX}(X)$	19
1.12	Effet de $E_{BX}(X)$ sur la rectitude apparente verticale et l'erreur de positionnement linéaire apparente.	20
1.13	Matérialisation du principe d'Abbe.	20
	(a) Non-respect du principe d'Abbe dans le cas d'une mesure au pied à coulisse.	20
	(b) Respect du principe d'Abbe dans le cas d'une mesure au palmer.	20
1.14	Erreurs de mouvement d'un axe de rotation C.	21
1.15	Types de constructions normalisées de lignes droites de références d'après [NF ISO 230-1, 2012].	22
	(a) droite de référence de la zone minimale	22
	(b) droite de référence des moindres carrés	22
	(c) droite de référence des points limites	22

1.16	Ligne moyenne d'axe de rotation.	23
1.17	Erreur géométrique associée à une ligne droite de référence (cas d'un axe linéaire suivant X).	23
1.18	Erreur géométrique associée à une ligne moyenne d'axe (cas d'un axe de rotation suivant Z).	24
1.19	Diagramme des causes et des effets thermiques sur MO, selon [Bryan, 1990].	26
1.20	Modélisation du comportement thermique d'un centre UGV 5 axes, selon [Turek <i>et al.</i> , 2010].	27
1.21	Spindle Error Analyser [IBSPE, 2014].	28
1.22	Contributeur de l'erreur volumétrique selon [Andolfatto <i>et al.</i> , 2011].	30
	(a) Décomposition de l'erreur volumétrique totale.	30
	(b) Contributions des différentes erreurs en fonction de l'avance F	30
1.23	Diagrammes polaires d'erreur de mouvement selon [NF ISO 230-7, 2007].	32
1.24	Liste de paramètres d'erreur pour caractériser complètement une MO 5 axes, selon [NF ISO 230-1, 2012].	34
1.25	Méthodologie de la reconstruction virtuelle selon [Diolez, 2006].	34
1.26	Étalon de longueur d'après [NF ISO 10360-2, 2009], extrait de [Flack, 2011].	39
1.27	Cale à gradins de type Koba d'après [Hennebelle, 2007].	39
1.28	Fixed Ball Bar (FBB) d'après [Precisionballs, 2016b].	40
1.29	Systèmes de mesures Renishaw.	41
	(a) Telescopic Magnetic Ball Bar (TMBB) [Renishaw, 2016a].	41
	(b) Machine Checking Gauge (MCG) [Renishaw, 2016c].	41
1.30	Exemple d'utilisation d'une barre à boules multiples, d'après [Trapet <i>et al.</i> , 2006].	41
1.31	Barre à trous d'après [Lim et Burdekin, 2002].	43
1.32	Plaques à boules et à trous.	44
	(a) Plaque à boules du NPL selon [Peggs et McKeown, 1989], extrait de [Flack, 2011].	44
	(b) Plaque à trous de la PTB selon [Wendt, 2015].	44
	(c) Plaque à boules selon [Bringmann et Knapp, 2009].	44
1.33	Étalon en treillis d'après [Trapet, 2015].	45
1.34	Systèmes Lasers Tracers proposés par eTalon (photographies extraites de [eTalon, 2016]).	46
	(a) Laser Tracer Next Generation.	46
	(b) Laser Tracer MT (LBB).	46
1.35	Systèmes de mesure industriels (R-test).	48
	(a) Système commercial Optifive, extrait de [EMCI, 2016].	48
	(b) Rotary analyser, extrait de [IBSPE, 2014].	48
1.36	Articulation des travaux de thèse.	52
2.1	Intégration de l'étalon matériel : la MFB dans la chaîne de traçabilité métrologique.	57
2.2	Géométrie existante de la barre à trous au sein du LNE : modèle et matérialisation.	57
	(a) Modèle de la barre à trous du LNE.	57
	(b) Matérialisation de la barre à trous du LNE.	57
2.3	Paramètres intrinsèques de la barre à trous du LNE : E_{xx} et E_{yx}	58

2.4	Schéma illustratif de l'ajout d'un troisième paramètre intrinsèque : E_{zx} .	60
2.5	Plans locaux assurant une répartition 3D des points.	60
2.6	Le CDT en fonction de la conductivité [Ashby, 2005].	67
2.7	Modèle 3D retenu de la MFB et détail d'un motif.	68
2.8	Déformée minimale de la MFB comparée à la déformée sur les points d'Airy.	69
2.9	MIP isostatique et MAP de la MFB par un montage en éléments modulaires.	70
2.10	Solution technologique de MAP de la MFB.	71
(a)	Solution technologique : vue du côté de la liaison rotule.	71
(b)	Coupe de la solution technologique : vue de côté des liaisons linéaire annulaire et ponctuelle.	71
2.11	Principe de retournement : identification de la rectitude horizontale $E_{yx_{MFB}}$ de la MFB.	74
(a)	Schéma de principe.	74
(b)	Relation entre la mesure et les erreurs intrinsèques de la MFB et de la MMT : zoom sur un point d'intérêt O_i .	74
2.12	Conditions d'alignement de la MFB lors de l'étalonnage.	75
2.13	Relation entre la mesure et les erreurs de positionnement linéaire de la MFB et de la MMT : zoom sur un point d'intérêt O_i .	76
2.14	Koba-Step du LNE utilisée pour identification de l'erreur de positionnement linéaire apparente de l'axe de la MMT.	76
2.15	Protocole d'étalonnage.	78
(a)	Logigramme résumant brièvement le protocole d'étalonnage.	78
(b)	Trajectoire de palpation des 316 points à palper sur l'ensemble des motifs.	78
2.16	Dispositif expérimental d'étalonnage de la MMT et de la MFB.	79
(a)	Koba-Step.	79
(b)	MFB.	79
2.17	Résultats d'étalonnage de la MFB dans le cas où O_1 et O_{12} sont utilisés pour la construction de R_{MFB} .	80
(a)	Erreur de positionnement linéaire de la MFB : $E_{xx_{MFB}}$.	80
(b)	Erreurs de rectitude de la MFB : $E_{yx_{MFB}}$ et $E_{zx_{MFB}}$ par rapport à la droite de référence des points limites : \vec{x}_{MFB} .	80
2.18	Résultats d'étalonnage des rectitudes de la MFB définies par rapport à d'autres lignes droites de référence.	82
(a)	Erreurs de rectitude de la MFB : $E_{yx_{MFB}}$ et $E_{zx_{MFB}}$ par rapport à la droite de référence des moindres carrés.	82
(b)	Erreurs de rectitude de la MFB : $E_{yx_{MFB}}$ et $E_{zx_{MFB}}$ par rapport à la droite de référence de la zone minimale.	82
2.19	Résultats d'étalonnage de la Multi-Feature Bar (MFB) dans le cas où O_1 et O_6 sont utilisés pour la construction de R_{MFB} .	83
(a)	Erreur de positionnement linéaire de la MFB : $E_{xx_{MFB}}$.	83
(b)	Erreurs de rectitude de la MFB : $E_{yx_{MFB}}$ et $E_{zx_{MFB}}$.	83
2.20	Illustration des étalonnages chez chacun des participants (LNE, CMI, UM, PTB, LNE).	86
(a)	LNE	86
(b)	CMI	86
(c)	UM	86
(d)	PTB	86

(e) LNE	86
2.21 Résultats d'intercomparaison des 3 paramètres intrinsèques de la MFB : E_{xxMFB} , E_{yxMFB} et E_{zxMFB}	87
(a) Erreurs de positionnement linéaire E_{xxMFB}	87
(b) Erreurs de rectitude horizontale E_{yxMFB}	87
(c) Erreurs de rectitude verticale E_{zxMFB}	87
2.22 Manipulation expérimentale de la répétabilité de serrage.	89
(a) Impact du serrage sur la déformation effective de la MFB.	89
(b) Impact du serrage sur la longueur de la MFB.	89
2.23 Solutions technologiques de MIP isostatique.	90
(a) Liaison isostatique par palonnier selon [Moore, 1970; Slocum, 1992].	90
(b) Lame flexible composant la liaison isostatique de découplage [Vissière, 2013].	90
2.24 Ecart moyen entre les 3 paramètres étalonnés par les partenaires et les valeurs de référence.	92
(a) Ecart moyen entre E_{xxMFB} étalonnée par les partenaires et la valeur de référence.	92
(b) Ecart moyen entre E_{yxMFB} étalonnée par les partenaires et la valeur de référence.	92
(c) Ecart moyen entre E_{zxMFB} étalonnée par les partenaires et la valeur de référence.	92
3.1 Objectifs intermédiaires à l'identification d'erreurs géométriques.	98
3.2 Cinématique [w C' A' b X Y Z (C1) t] de la Mikron UCP 710.	100
3.3 Modèle géométrique générique d'axe $i + 1$ biaisé.	101
3.4 Modèle géométrique générique d'axe déployé à l'ensemble de la boucle structurale 5 axes.	104
3.5 Volume de travail nominal : lieu des points atteignables par le nez de broche.	108
3.6 Exemple de système de référence X, Y, Z et des erreurs d'orientations d'axes résultantes.	109
3.7 Comparaison de la stratégie habituelle de mesure de l'erreur volumétrique dans l'espace des tâches, et de la stratégie présentement adoptée dans ces travaux : mesure du biais géométrique sur les règles de mesures.	111
3.8 Mise en exergue du biais géométrique dans un cas simple.	112
3.9 Définition du biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{mod}$	113
3.10 Mesure du biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{mes}$ pour chaque point d'intérêt O_i	115
3.11 Position de la MFB permettant l'identification de l'erreur de positionnement linéaire E_{XX} de l'axe X	116
3.12 Effet de l'erreur de tangage E_{BX} sur l'erreur de positionnement linéaire E_{XX} de l'axe X	118
3.13 Position de la MFB permettant l'identification de l'erreur angulaire de mouvement E_{AX} de l'axe X - 1 ^{er} cas.	120
3.14 Position de la MFB permettant l'identification de l'erreur de positionnement linéaire E_{AX} de l'axe X - 2 nd cas.	122
3.15 Résumé des configurations de la MFB et du palpeur dans le cas de l'identification des erreurs de mouvement de l'axe X	125
3.16 Résumé des configurations de la MFB et du palpeur dans le cas de l'identification des erreurs de mouvement de l'axe Y	126
3.17 Résumé des configurations de la MFB et du palpeur utilisés pour identifier les erreurs de mouvement de l'axe Z	128
4.1 Objectifs intermédiaires à l'identification d'erreurs géométriques.	136

4.2	Supports du palpeur RMP600 en Invar.	138
4.3	Modèle Simulink permettant le palpéage temps réel.	138
4.4	Interfacéage homme/machine en temps réel.	140
4.5	Illustration de qualification de la boucle métrologique.	141
	(a) Répétabilité sur cale étalon.	141
	(b) Répétabilité sur sphère étalon.	141
4.6	Illustration des distributions de dispersions de mesures sur cale étalon et sphère étalon.	142
	(a) Cale étalon : cas où $\vec{n} = -\vec{X}$	142
	(b) Sphère étalon : cas où $\vec{n} = +\vec{Z}$	142
4.7	Dérive temporelle sur les coordonnées du centre de sphère identifié.	143
4.8	Dérive temporelle sur les coordonnées du centre de sphère identifié.	144
4.9	Dispositif expérimental de palpéage sur MO : le LURPALpeur.	145
4.10	Identification des erreurs géométriques des trois axes linéaires de la Mikron UCP 710.	147
	(a) Position I.	147
	(b) Position III dans la configuration C=90°.	147
	(c) Position V dans la configuration C=90° et C1=180°.	147
4.11	Erreurs de mouvement de l'axe X, identifiées grâce à la MFB dans la période de juillet (période n° 1) et de décembre (période n° 2).	148
	(a) E_{XXapp} identifiée en juillet.	148
	(b) E_{XXapp} identifiée en décembre.	148
	(c) E_{YXapp} , et E_{ZXapp} identifiées en juillet.	148
	(d) E_{YXapp} , et E_{ZXapp} identifiées en décembre.	148
	(e) E_{AX} , E_{BX} , et E_{CX} identifiées en juillet.	148
	(f) E_{AX} , E_{BX} , et E_{CX} identifiées en décembre.	148
4.12	Représentation schématique de la Méthode de Monte-Carlo (MMC) pour l'évaluation de l'incertitude de mesure.	152
4.13	Quantification de l'incertitude de mesure associée à l'identification des erreurs de mouvement de l'axe X par utilisation de la MFB dans la période de décembre (période n° 2).	153
	(a) E_{XXapp} - impact de l'incertitude d'étalonnage de la MFB et des jauges.	153
	(b) E_{XXapp} - incertitude totale.	153
	(c) E_{YXapp} , et E_{ZXapp} - impact de l'incertitude d'étalonnage de la MFB et des jauges.	153
	(d) E_{YXapp} , et E_{ZXapp} - incertitude totale.	153
	(e) E_{AX} , E_{BX} , et E_{CX} - impact de l'incertitude d'étalonnage de la MFB et des jauges.	153
	(f) E_{AX} , E_{BX} , et E_{CX} - incertitude totale.	153
4.14	Laser tracer : description et technologie interne.	154
	(a) Description du Laser Tracer.	154
	(b) Technologie interne au Laser Tracer.	154
4.15	Différentes mises en place du Laser Tracer et de l'œil de chat au sein de la Mikron UCP 710.	155
	(a) Mise en place n° 1.	155

(b)	Mise en place n° 2.	155
(c)	Mise en place n° 3.	155
(d)	Mise en place n° 4.	155
(e)	Mise en place n° 4.	155
(f)	Mise en place n° 6.	155
4.16	Définition des trajectoires pour les 6 positions du laser et les 4 configurations de l'œil de chat - Trac-Calv3.0 [eTalon, 2015].	156
4.17	Erreurs de mouvement de l'axe X identifiées à l'aide du Laser Tracer.	158
(a)	Erreur de positionnement linéaire E_{XX}	158
(b)	Rectitudes E_{YX} et E_{ZX}	158
(c)	Erreur angulaires E_{AX} , E_{BX} et E_{CX}	158
4.18	Erreurs de mouvement linéaire d'axe linéaire X : identification grâce à la MFB et grâce au Laser Tracer.	160
(a)	Erreur apparente de positionnement linéaire E_{XX}	160
(b)	Erreurs apparentes de rectitudes E_{YX} , et E_{ZX}	160
4.19	Rectitudes apparentes dans le cas d'une même définition de lignes droites de référence.	161
4.20	Erreurs angulaires de mouvement de l'axe linéaire X : identification grâce à la MFB et grâce au Laser Tracer.	161
5.1	Système de mesure.	169
(a)	RMP600 - composant du LURPALpeur.	169
(b)	Sphère étalon.	169
5.2	Stratégie de palpation de la sphère étalon.	170
5.3	Méthodologie d'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe.	171
5.4	Effet de E_{BOC} sur la position du centre sphère en fonction de la valeur de C	173
5.5	Simulation basée sur des machines virtuelles.	176
5.6	Exemple de simulation et d'aide à la compréhension des effets des erreurs géométriques sur le comportement géométrique de la boucle structurelle.	176
5.7	Norme absolue et relative de l'erreur de simulation \mathbf{e}_v pour les 20 combinaisons identifiées sur $N_c = 50$ configurations articulaires.	177
5.8	Évolution du conditionnement de la matrice \mathbb{S} en fonction des paramètres de réglage.	180
5.9	Valeurs des $N_c=50$ configurations articulaires mesurées : \mathbf{q}_{mes}	181
(a)	Choix des valeurs de A et C sur les $N_c = 50$ configurations.	181
(b)	Valeurs de X , Y et Z déduites des valeurs de A et C sur les $N_c = 50$ configurations.	181
5.10	N_c configurations articulaires mesurées.	182
(a)	Illustration dans l'espace de travail des N_c configurations articulaires choisies.	182
(b)	Mesure effective du biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{mes}$	182
5.11	Composantes δX_{mes} , δY_{mes} , δZ_{mes} mesurées du biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{mes}$, et sa norme (dérive temporelle compensée).	182
5.12	Identification des erreurs de position et d'orientation d'axe avec compensation de la dérive temporelle de la boucle structurelle.	183
5.13	Dérive temporelle de la boucle structurelle durant la procédure de mesure.	184
5.14	Résidu d'identification $r(\hat{\mathbf{E}})$	186

5.15	Norme du résidu d'identification $\ r(\widehat{\mathbf{E}})\ $ calculé pour chacune des combinaisons d'erreurs $\widehat{\mathbf{E}} = \widehat{\mathbf{comb}} \mathbf{i}$.	186
5.16	Description de la mise en place d'indicateurs de performance du processus d'identification.	188
5.17	Étude des indicateurs 1, 3 et 4 dans le cas d'une méthode de SVD tronquée.	191
(a)	Écart quadratique : SVD tronquée avec propagation des effets du modèle.	191
(b)	Conditionnement des matrices \mathbb{S} tronquée.	191
(c)	Écart quadratique moyen : SVD tronquée avec propagation des effets du bruit.	191
(d)	Écart-type moyen associé à EQM : SVD tronquée avec propagation des effets du bruit.	191
(e)	Écart quadratique moyen : SVD tronquée avec propagation des effets du modèle et du bruit.	191
(f)	Écart-type moyen associé à EQM : SVD tronquée avec propagation des effets du modèle et du bruit.	191
5.18	Identification des erreurs de position et d'orientation d'axe avec compensation des effets des erreurs de mouvement d'axes linéaires (matérialisée en rouge) ainsi que de la dérive temporelle de la boucle structurelle.	194
5.19	Composantes $\delta X_{mod \hat{E}_{ij}}$, $\delta Y_{mod \hat{E}_{ij}}$, $\delta Z_{mod \hat{E}_{ij}}$ et norme du biais géométrique (modélisé) $\delta \mathbf{q}_{mod}(\hat{E}_{ij})$, engendrées par les erreurs de mouvement.	195
5.20	Impact de la compensation des effets des erreurs de mouvement sur $\delta \mathbf{q}_{mes}$.	196
(a)	Composantes et norme de $\delta \mathbf{q}_{mes}$ sans compensation.	196
(b)	Composantes et norme de $\delta \mathbf{q}_{comp}$ avec compensation.	196
5.21	Norme du résidu d'identification $\ r(\widehat{\mathbf{E}})\ $ calculé pour chacune des combinaisons d'erreurs $\widehat{\mathbf{E}} = \widehat{\mathbf{comb}} \mathbf{i}$ après compensation des effets des erreurs de mouvement.	198
A.1	General geometric identification method of surface [Bourdet, 1987].	I
A.2	Surface cylindrique nominale.	II
A.3	Diagramme succinct de l'algorithme d'association d'un cylindre des moindres carrés	III
B.1	Ecart δ_i entre une point de mesure M_i et un point théorique M_{thi} du plan.	V
B.2	Diagramme succinct de l'algorithme d'association de plan des moindres carrés	VIII
C.1	Paramétrage du problème de RdM	IX
C.2	Déformée de la poutre mise en position sur les points d'Airy (avec les valeurs (C.13)).	XIII
C.3	Déformée de la poutre mise en position sur les points de déformation minimale (avec les valeurs (C.13)).	XIV
C.4	Déformée de la poutre pour différentes valeurs de s (avec les valeurs (C.13)).	XIV
D.1	Résultats d'étalonnage de la MFB par le LNE : avant et après l'intercomparaison.	XVI
(a)	Erreur de positionnement linéaire E_{xxMFB} .	XVI
(b)	Erreur de rectitudes horizontale et verticale respectivement E_{yxMFB} et E_{zxMFB} .	XVI
F.1	Représentation plane des changements de base	XIX
F.2	Écarts engendrés par l'approximation au premier ordre de la matrice de rotation complète définie à l'équation (F.2) pour $E_{Ai} \in [-500 \mu rad; +500 \mu rad]$ et $E_{Ai} = E_{Bi} = E_{Ci}$	XXI

G.1	Ecart δX sur la composante X, dû à l'erreur de positionnement linéaire $E_{XX}(X)$. . .	XXIV
G.2	Ecart δY sur la composante Y, dû à l'erreur de rectitude horizontale $E_{YX}(X)$	XXV
G.3	Ecart δZ sur la composante Z, dû à l'erreur de roulis $E_{AX}(X)$	XXV
G.4	Ecart δX et δZ respectivement sur les composantes X et Z, dû à l'erreur de tangage $E_{BX}(X)$	XXV
H.1	Effet de E_{COY} sur une trajectoire circulaire.	XXVII
H.2	Identification d'erreur d'orientation de ligne droite de référence : Méthodes de diagonales croisées.	XXVIII
(a)	Paramétrage du problème d'identification d'une erreur de perpendicularité	XXVIII
(b)	Identification de E_{COY} par deux mesures.	XXVIII

Liste des tableaux

1.1	Résumé non exhaustif des modèles géométriques de MO 5 axes, et de leur simplification.	37
1.2	Contribution des erreurs de position et d'orientation d'axe sur l'erreur volumétrique mesurée.	37
1.3	Synthèse qualitative des moyens de caractérisation des erreurs géométriques en 3 axes.	48
2.1	MFB - Géométrie et point d'intérêt.	62
2.2	Construction du repère local de la MFB.	64
2.3	Propriétés thermo-mécaniques du Zérodur, de l'Invar (FeNi36), de l'Alumine ou oxyde d'aluminium (Al_2O_3), d'un acier S 235 et de l'aluminium (99,9%).	67
2.4	Conditions d'étalonnage.	77
2.5	Résultats d'étalonnage de la MFB.	79
2.6	Résultats et incertitudes-types d'étalonnage des rectitudes en fonction de la stratégie de construction de la ligne droite de référence.	81
2.7	Intercomparaison : détails de la condition de reproductibilité.	86
2.8	Résultats d'étalonnage de référence de la MFB à l'issue de l'intercomparaison.	91
3.1	Résumé des erreurs géométriques du modèle 5 axes.	106
3.2	Erreurs d'orientation d'axes considérées suivant le choix de la séquence ou du système de référence.	109
3.3	Résumé des erreurs géométriques : particularisation du modèle 5 axes générique.	115
4.1	Résultats de répétabilité de mesure de la boucle métrologique.	141
4.2	Durées caractéristiques de la procédure de mesure.	146
4.3	Conditions de répétition de la procédure de mesure.	147
4.4	Quantification des erreurs de mouvement de l'axe X.	149
4.5	Comparaison de la méthode LPI du GUM par rapport à la MMC du supplément 1 au GUM (d'après [JCGM 100, 2008; JCGM 101, 2008]).	151
4.6	Choix des lois de probabilité en fonction de l'information disponible pour les grandeurs d'entrée non corrélées de la MMC.	151
4.7	Incertitudes d'identification par utilisation de la MFB.	154
4.8	Incertitudes d'identification par utilisation du Laser Tracer.	157
5.1	Résumé des 31 erreurs de position et d'orientation d'axe du modèle 5 axes.	168
5.2	Résumé des contributions des erreurs de position et d'orientation d'axe sur le biais géométrique.	174
5.3	Résumé des combinaisons assurant un système linéaire régulier.	175

5.4	Résultats de la campagne de mesure de biais géométrique.	183
5.5	Résumé des combinaisons identifiées.	185
5.6	Qualification de l'identification.	186
5.7	Résumé des identifications servant à la vérification.	187
5.8	Qualification de l'identification via d'autres configurations parmi les N_c mesurées.	187
5.9	Résultats de performance du processus d'identification en fonction de la méthode et de l'indicateur.	189
5.10	Quantification de la modélisation du biais engendré par les \hat{E}_{ij}	195
5.11	Quantification de $\delta\mathbf{q}_{\text{comp}}$ par rapport aux valeurs mesurées et non compensées.	196
5.12	Effet de la compensation des effets des E_{ij} sur la combinaison normalisée identifiée.	197
5.13	Qualification de l'identification avant et après compensation des erreurs de mouvement d'axes linéaires E_{ij}	199
E.1	Caractéristiques techniques des 3 meilleurs palpeurs 3D pour MOCN sur le marché.	XVII

Liste d'acronymes

AFM	Microscope à Force Atomique (Page 135)
BNM	Bureau National de Métrologie (Page 84)
CAO	Conception Assistée par Ordinateur (Page 47)
CDT	Coefficient de Dilatation Thermique (Page xx, xxxiii, 25, 40, 48, 59, 60, 66, 69, 88, 149, 159)
CGPM	Conférence Générale des Poids et Mesures (Page 56)
CIPM	Comité International des Poids et Mesures (Page xlvii, 84, 88)
CMC	Calibration and Measurement Capabilities (Page 84)
CMI	Český Metrologický Institut (Laboratoire National de Métrologie (LNM) tchèque) (Page 85, 86, 88, 89)
CN	Commande Numérique (Page 1, 4, 10, 27, 28, 136, 138, 144, 145, 156, 161, 201, 203)
Cnam	Conservatoire national des arts et métiers (Page x, 56)
COFRAC	COmité FRançais d'ACcréditation (Page 76, 77, 142)
DCN	Directeur de Commande Numérique (Page 144, 203)
DMT	Structure Métrologique Dissociée (Page 135)
DTE	Dimension Théorique Exacte (Page 66, 71, 72, 75)
EM	Erreurs de Mouvement (Page 102)
EMRP	European Metrology Research Programme (Page ix, 1)

EPO	Erreurs de Position et d'Orientation (Page 102)
ETVE	Erreurs dues aux Variations de Température Ambiante ou Environmental Temperature Variation Errors (Page 26)
EURAMET	EUROpean Association of national METrology institutes (Page 1)
FAO	Fabrication Assistée par Ordinateur (Page 72)
FBB	Fixed Ball Bar (Page xiv, xx, 6, 39, 40, 48, 93, XXVII)
GUM	Guide to the expression of Uncertainty in Measurement (Page xxvii, 142, 150)
ISO	International Organization for Standardization (Page xix, 12, 13, 17, 23, 25, 33, 62, 84, 154, 165, 177)
JCGM	Joint Committee for Guides in Metrology (Page 142)
JRP-IND62 TIM	Joint Research Program-IND62 Traceable In-process dimensional Measurement (Page ix, xix, 1, 2, 55, 59, 66, 84, 85, 90, 93, 131, 162, 207)
LBB	Laser Ball Bar (Page xx, 46)
LCM	Laboratoire Commun de Métrologie (Page xxix, 55, 135)
LNE	Laboratoire National de Métrologie et d'Essais (LNM français faisant partie du Laboratoire Commun de Métrologie (LCM)) (Page ix, x, xx, xxi, xxv, 55, 56, 57, 58, 59, 63, 68, 71, 72, 76, 77, 83, 84, 85, 84, 86, 89, 91, 93, 135, 152, 202, 206, XVI)
LNM	Laboratoire National de Métrologie (Page xxix, xxx, xxxi, 1, 43, 55, 56, 84, 85, 86, 88, 93, 131, 135, 206)
LPI	Loi de Propagation d'Incertitude (Page xxvii, 150)
LURPA	Laboratoire Universitaire de Recherche en Production Automatisée de l'ENS Paris-Saclay (Page ix, x, 55, 97)
LVDT	Capteur Différentiel de Déplacement Linéaire ou Linear Variable Differential Transformer (Page 26, 40, 47, 109)

MIP	MIse en Position (Page xxi, xxii, 8, 15, 45, 50, 59, 61, 67, 68, 69, 75, 89, 90, 93, 112, 114, 131, 146, 152)
MAP	MAintien en Position (Page xxi, 8, 15, 44, 50, 59, 61, 69, 70, 77, 88, 89, 90, 93, 131, 146, 152)
MCG	Machine Checking Gauge (Page xx, 40, 48)
MFB	Multi-Feature Bar (Page xx, xxi, xxii, xxiii, xxiv, xxv, xxvii, xxxiii, xxxiv, 3, 55, 56, 60, 61, 62, 64, 65, 66, 67, 68, 69, 70, 71, 72, 73, 74, 75, 76, 77, 79, 77, 80, 81, 83, 84, 85, 86, 88, 89, 90, 91, 93, 94, 97, 106, 110, 114, 115, 116, 117, 118, 119, 120, 121, 122, 123, 124, 125, 127, 128, 129, 130, 131, 135, 137, 145, 146, 147, 149, 150, 152, 157, 159, 161, 162, 200, 202, 203, 206, 207, XVI)
MGD	Modèle Géométrique Direct (Page 97, 110)
MGI	Modèle Géométrique Inverse (Page 97, 109, 168)
MIRS	Metrology Institute of the Republic of Slovenia (LNM slovène) (Page 86, 88)
MMC	Méthode de Monte-Carlo (Page xxiii, xxvii, 150, 152)
MMT	Machine à Mesurer Tridimensionnelle (Page xxi, 3, 7, 8, 12, 31, 35, 37, 38, 39, 40, 41, 42, 43, 44, 45, 46, 47, 48, 55, 56, 58, 59, 63, 64, 71, 72, 73, 74, 75, 76, 77, 85, 86, 88, 89, 93, 98, 106, 130, 131, 139, 149, 157, 161, 162, 202, 207)
MO	Machine-Outil (Page xix, xx, xxiii, xxvii, xlvii, xlix, 1, 2, 3, 4, 8, 10, 11, 12, 16, 24, 25, 26, 27, 28, 29, 32, 33, 35, 36, 37, 39, 40, 42, 43, 44, 45, 46, 47, 48, 49, 50, 55, 56, 58, 59, 64, 66, 69, 70, 71, 73, 77, 83, 93, 94, 97, 98, 102, 106, 109, 115, 116, 130, 131, 135, 136, 137, 138, 139, 145, 149, 157, 159, 161, 162, 165, 175, 178, 180, 184, 190, 195, 199, 200, 201, 202, 203, 206, 207)
MOCN	Machine-Outil à Commande Numérique (Page xix, xxviii, 1, 3, 13, 15, 109, XVII)
MPE	Erreur Maximale Tolérée ou Maximal Permissible Error (Page 12, 44)
MR	Matériau de Référence (Page 66)
MRA	Arrangement de Reconnaissance Mutuelle ou Mutual Recognition Arrangement (Page xlvii, 84, 86, 88, 93, 206)
MRC	Matériau de Référence Certifié (Page 66)
MTH	Matrice de Transformation Homogène (Page 35, 100, 101, 102, 103, 167)

MV	Machine Virtuelle (Page xxxiii, 4, 50, 165, 175, 178, 184, 199, 204)
NPL	National Physical Laboratory (LNM britannique) (Page xx, 43)
PIGEs	Position Independent Geometric Error Parameters, ou Paramètres d'Erreurs Géométriques Indépendantes de la Position (Page 35)
POM	Prises d'Origine Machine (Page 136, 137)
PTB	Physikalisch-Technische Bundesanstalt (LNM allemand) (Page xx, 43, 85, 89)
RdM	Résistance des Matériaux (Page 69)
SCM	Système de Coordonnées Machine (Page 107, 137)
SI	Système International (Page 2, 7, 41, 44, 56, 71, 93, 109, 110, 135, 139, 202)
TMBB	Telescopic Magnetic Ball Bar (Page xiv, xx, 6, 35, 39, 40, 47, 48, 55, 93, 109, XXVII)
UGV	Usinage Grande Vitesse (Page xx, xxxiv, 26, 97, 99, 103, 136, 178, 190)
UM	Univerza v Mariboru (Laboratoire désigné slovène) (Page 85, 86, 88)
VIM	Vocabulaire International de Métrologie (Page 7, 9, 56, 83, 85)
WEDM	Wire Electrical Discharge Machining (Page 68, 72)

Nomenclature

α	Coefficient de Dilatation Thermique (CDT) ($\mu m/^{\circ}C/m$). (Page 60, 66)
$AXIS_i$	Axe de l'alésage HOL_i de la MFB. (Page 62)
$AXIS_j$	Axe du cylindre CYL_j de la MFB. (Page 62)
CYL_j	Cylindre constituant un motif élémentaire de la MFB. (Page xxxiii, 62)
d	Densité (s. unité). (Page 66)
δ	Longueur caractéristique des poka-yoké de la MFB. (Page 64, 71, 72, 73)
Δ	Direction de répétition des motifs et des points d'intérêts O_i de la MFB. (Page 62, 64)
δ	Biais géométrique 3D. (Page xxii, xxiv, xxv, xxviii, xxxiv, 110, 112, 113, 114, 115, 165, 166, 168, 169, 170, 171, 172, 173, 180, 181, 183, 184, 186, 187, 188, 189, 192, 193, 194, 195, 196, 197, 198)
e	Epaisseur de la MFB (mm). (Page 67, 88, IX, XII)
\mathbf{E}	Vecteur d'erreurs géométriques. (Page xxiv, 112, 113, 168, 169, 170, 171, 172, 173, 175, 176, 177, 178, 183, 186, 193)
E	Module de Young (GPa). (Page 66, X, XI, XII)
$\hat{\mathbf{E}}$	Vecteur d'erreurs géométriques identifié. (Page xxiv, xxv, 171, 175, 177, 178, 184, 186, 187, 188, 192, 193, 197, 198)
eqm	Ecart quadratique moyen. (Page 140, 141)
e_v	Erreur de simulation calculée via les Machines Virtuelles (MV). (Page xxiv, 177)

E_{xxMFB}	Erreur de positionnement linéaire des points d'intérêts O_i de la MFB. (Page xxi, xxii, xxv, xxxiv, 69, 72, 75, 76, 77, 79, 77, 81, 83, 86, 88, 91, XVI)
E_{yxMFB}	Erreur de rectitude horizontale des points d'intérêts O_i de la MFB. (Page xxi, xxii, xxv, xxxiv, 69, 72, 73, 77, 79, 77, 81, 83, 86, 88, 91, 117, XVI)
E_{zxMFB}	Erreur de rectitude verticale des points d'intérêts O_i de la MFB. (Page xxi, xxii, xxv, xxxiv, 69, 72, 73, 77, 79, 77, 81, 83, 86, 88, 91, 117, XVI)
H	Dureté (MPa). (Page 66)
HOL_i	Alésage constituant un motif élémentaire de la MFB. (Page xxxiii, 62)
I	Moment quadratique d'une section droite de la MFB par rapport à (G, \vec{z}) (mm^4). (Page IX, X, XI, XII)
k	Facteur d'élargissement (Page xlvi, 40, 76, 77, 139, 141, 142, 150, 152, 182)
Kc	Ténacité ($MPa.m^{1/2}$). (Page 66)
l	Largeur de la MFB (mm). (Page 67, 88, IX, XII)
L	Longueur de la MFB (mm). (Page 67, 68, 69, 88, IX, X, XI, XII, XIII)
λ	Conductivité thermique ($W.(m.K)^{-1}$). (Page 66, 69)
\vec{n}	Normale sortante de l'entité géométrique considérée sur la MFB. (Page xxiii, 142)
N	Nombre total de points d'intérêts O_i de la MFB. (Page xxxiii, 62, 66, 71, 72, 73, 75, 76, 115)
Nc	Nombre de configurations articulaires \mathbf{q} considérées lors de l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe. (Page xxiv, xxviii, 171, 172, 173, 175, 176, 177, 179, 180, 181, 183, 186, 187, 186, 187, 188, 189, 192, 194, 195, 196, 198)
Ncv	Nombre de configurations articulaires \mathbf{q} considérées lors de la vérification de l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe. (Page 186, 187)
O_i	Point d'intérêt n° i de la MFB ($i \in \llbracket 1 ; N \rrbracket$). (Page xxi, xxii, xxxiii, 59, 61, 62, 64, 65, 66, 71, 72, 73, 75, 77, 79, 81, 89, 91, 114, 115, 116, 117, 118, 119, 120, 121, 122, 123, 124, 125, 126, 127, 128, 129, 131, 150, 152)

PL_{L_j}	Plan constituant un motif élémentaire de la MFB . (Page 62)
PL_{R_j}	Plan constituant un motif élémentaire de la MFB . (Page 62)
PL_{REF}	Plan de référence de la MFB . (Page 64, 81)
ψ	Paramètres géométriques intrinsèques à la structure (dans le cas du centre UGV Mikron UCP 710 : m_x, m_y, m_z, b_y, b_z). (Page 97, 98, 101, 107, 108, 165, 168, 169, 172)
$P_{t\ nom}$	Point piloté nominal de l'effecteur, point extrémité (Page 12)
$P_{t\ eff}$	Point piloté effectif de l'effecteur, point extrémité (Page 12)
\mathbf{q}	Paramètres articulaires $[XYZAC]^T$. (Page xxii, xxiv, xxv, xxviii, xxxiii, 97, 98, 102, 110, 112, 114, 115, 165, 166, 168, 169, 170, 171, 172, 173, 175, 177, 178, 180, 181, 183, 184, 186, 187, 188, 189, 192, 193, 194, 195, 196, 197, 198)
q	Charge linéique uniformément répartie ($N.m^{-1}$). (Page IX, X, XI, XII, XIII)
r	Résidu d'identification. (Page xxiv, xxv, 184, 186, 187, 190, 197, 198)
Ra	Ecart moyen arithmétique du profil qui correspond à la moyenne des valeurs absolues des écarts entre le profil et une ligne moyenne de ce profil. (Page 68)
R_{MFB}	Repère local intrinsèque de la MFB , construit sur les entités géométriques des motifs. (Page xxi, xxxiv, 64, 65, 71, 72, 73, 77, 81, 83, 84, 89, 114, 116, 121, 123, 125, 131, 152)
\vec{x}_{MFB}	Axe de R_{MFB} : direction d'expression de l'erreur de positionnement linéaire $E_{xx_{MFB}}$ de la MFB . (Page xxi, 64, 65, 66, 71, 72, 77, 81, 88, 118)
\vec{y}_{MFB}	Axe de R_{MFB} : direction d'expression de l'erreur de rectitude horizontale $E_{yx_{MFB}}$ de la MFB . (Page 64, 71, 72, 73, 88)
\vec{z}_{MFB}	Axe de R_{MFB} : direction d'expression de l'erreur de rectitude verticale $E_{zx_{MFB}}$ de la MFB . (Page 64, 65, 67, 71, 72, 88)
s	Distance entre les points d'appuis symétriquement répartis par rapport au centre de la MFB . (Page xxv, 68, 69, IX, X, XI, XII, XIII)
\mathbb{S}	Matrice de sensibilité traduisant l'effet des erreurs géométriques sur le biais géométrique δ . (Page xxiv, xxv, 112, 113, 170, 171, 172, 173, 179, 183, 184, 187, 188, 189, 190, 193)

σ	Écart-type (Page xlvi, 77, 137)
τ	Paramètres géométriques de l'effecteur : J_X, J_Y, J_Z (Page 97, 98, 101, 107, 108, 112, 115, 165, 168, 169, 172, 192)
u	Incertitude-type (Page xlvi, 77, 79, 81, 91, 182)
U	Incertitude élargie (Page xlv, xlvi, 1, 40, 76, 86, 139, 141, 142, 152, 157, 182)
\mathbf{u}_{nom}	Vecteur directeur nominal de l'axe de l'outil (Page 12)
\mathbf{u}_{eff}	Vecteur directeur effectif de l'axe de l'outil (Page 12)
V_{XYZ}	Erreur volumétrique d'une structure 3-axes [wbXYZ(C1)t] (Page 11, 12, 112)
V_{CAXYZ}	Erreur volumétrique d'une structure 5-axes [wCABXYZ(C1)t] (Page 11, 175, 176, 177, 178)
\mathcal{V}_{XYZ}	Exactitude volumétrique d'une structure 3-axes [wbXYZ(C1)t] (Page 11)
\mathcal{V}_{CAXYZ}	Exactitude volumétrique d'une structure 5-axes [wCABXYZ(C1)t] (Page 11)
ξ	Paramètres géométriques relatifs au posage de la pièce ($a, b, c, d, e, f, g, h, i, p_x, p_y, p_z$). (Page 97, 98, 101, 107, 108, 112, 165, 168, 169, 172, 192)
X	Paramètre articulaire de l'axe X (Page xix, xxiv, xxv, xxvi, xxxiv, 18, 19, 99, 100, 102, 105, 107, 110, 112, 113, 117, 118, 119, 120, 121, 122, 123, 124, 125, 126, 127, 128, 129, 167, 168, 169, 170, 172, 173, 175, 180, 181, 186, 189, XXIII, XXIV)
Y	Paramètre articulaire de l'axe Y (Page xxiv, xxv, xxxiv, 99, 100, 102, 105, 107, 113, 117, 118, 119, 120, 121, 125, 126, 127, 129, 167, 168, 169, 170, 172, 173, 175, 180, 181, 186, XXIII, XXIV)
Z	Paramètre articulaire de l'axe Z (Page xxiv, xxvi, xxxiv, 99, 100, 102, 105, 107, 113, 117, 119, 121, 122, 126, 127, 128, 129, 167, 168, 169, 170, 172, 173, 175, 180, 181, 186, 189, XXIII, XXIV)
A	Paramètre articulaire de l'axe A (Page xxiv, xxxiv, 100, 102, 105, 106, 107, 108, 112, 139, 167, 168, 169, 170, 172, 173, 175, 178, 179, 180, 193)
B	Paramètre articulaire de l'axe B (Page 102)
C	Paramètre articulaire de l'axe C (Page xxiv, xxxiv, 20, 21, 100, 102, 105, 106, 107, 108, 112, 139, 167, 168, 169, 170, 172, 173, 175, 178, 179, 180, 181, 193)

C1 Paramètre articulaire du demi axe C1 (Page [100](#), [105](#), [106](#), [107](#), [108](#))

Nomenclature des erreurs géométriques

E_{XX}	Erreur de positionnement linéaire du mouvement de l'axe X. (Page xv, xxii, xxiv, xxv, 18, 96, 105, 106, 109, 112, 113, 114, 116, 117, 118, 120, 121, 123, 124, 146, 147, 149, 152, 157, 197, XXIII, XXIV)
E_{YX}	Erreur de rectitude de mouvement de l'axe X en direction de l'axe Y. (Page xv, xix, xxiv, xxv, 18, 19, 96, 105, 106, 113, 114, 118, 119, 120, 121, 146, 147, 149, 152, 157, XXIII, XXIV)
E_{ZX}	Erreur de rectitude de mouvement de l'axe X en direction de l'axe Z. (Page xv, xix, xxiv, 18, 19, 96, 105, 106, 113, 114, 119, 120, 121, 146, 147, 149, 152, 157, XXIII)
E_{AX}	Erreur de mouvement angulaire de l'axe X autour de l'axe de rotation A (roulis). (Page xv, xix, xxii, xxiv, xxvi, 18, 19, 96, 105, 106, 113, 114, 118, 119, 120, 121, 122, 149, 152, 157, XXIII, XXIV)
E_{BX}	Erreur de mouvement angulaire de l'axe X autour de l'axe de rotation B (tangage). (Page xv, xxii, xxiv, xxvi, 18, 96, 105, 106, 113, 114, 117, 118, 122, 123, 124, 149, 152, 157, XXIII, XXIV)
E_{CX}	Erreur de mouvement angulaire de l'axe X autour de l'axe de rotation C (lacet). (Page xv, xxiv, 18, 96, 105, 106, 113, 114, 117, 118, 123, 124, 149, 152, 157, XXIII)
E_{XY}	Erreur de rectitude de mouvement de l'axe Y en direction de l'axe X. (Page 105, 106, 113, 114, 125, 126, 146)
E_{YY}	Erreur de positionnement linéaire du mouvement de l'axe Y. (Page 105, 106, 113, 125, 126, 146, 197)
E_{ZY}	Erreur de rectitude de mouvement de l'axe Y en direction de l'axe Z. (Page 105, 106, 113, 125, 126, 146)
E_{AY}	Erreur de mouvement angulaire de l'axe Y autour de l'axe de rotation A (tangage). (Page 105, 106, 113, 114, 118, 121, 125, 126, 127)

E_{BY}	Erreur de mouvement angulaire de l'axe Y autour de l'axe de rotation B (roulis). (Page 105, 106, 113, 114, 117, 125, 126, 127)
E_{CY}	Erreur de mouvement angulaire de l'axe Y autour de l'axe de rotation C (lacet). (Page 105, 106, 113, 114, 125, 127)
E_{XZ}	Erreur de rectitude de mouvement de l'axe Z en direction de l'axe X. (Page 105, 106, 113, 114, 128)
E_{YZ}	Erreur de rectitude de mouvement de l'axe Z en direction de l'axe Y. (Page 105, 106, 113, 128, 129, 146)
E_{ZZ}	Erreur de positionnement linéaire du mouvement de l'axe Z. (Page 105, 106, 113, 128, 129, 146, 197)
E_{AZ}	Erreur de mouvement angulaire de l'axe Z autour de l'axe de rotation A. (Page 105, 106, 113, 114, 121, 128, 129)
E_{BZ}	Erreur de mouvement angulaire de l'axe Z autour de l'axe de rotation B. (Page 105, 106, 113, 114, 128, 129, 146)
E_{CZ}	Erreur de mouvement angulaire de l'axe Z autour de l'axe de rotation C. (Page 105, 106, 113, 114, 128, 129, 146)
E_{XA}	Erreur de mouvement axial de l'axe A. (Page 105, 106)
E_{YA}	Erreur de mouvement radial de l'axe A en direction de l'axe Y. (Page 105, 106)
E_{ZA}	Erreur de mouvement radial de l'axe A en direction de l'axe Z. (Page 105, 106)
E_{AA}	Erreur de positionnement angulaire de l'axe A autour de l'axe X. (Page 105, 106)
E_{BA}	Erreur de mouvement d'inclinaison de l'axe A autour de l'axe Y. (Page 105, 106)
E_{CA}	Erreur de mouvement d'inclinaison de l'axe A autour de l'axe Z. (Page 105, 106)
E_{XC}	Erreur de mouvement radial de l'axe C en direction de l'axe X. (Page 20, 106)
E_{YC}	Erreur de mouvement radial de l'axe C en direction de l'axe Y. (Page 20, 106)
E_{ZC}	Erreur de mouvement axial de l'axe C. (Page 20, 106)

E_{AC}	Erreur de mouvement d'inclinaison de l'axe C autour de l'axe X. (Page 20, 106)
E_{BC}	Erreur de mouvement d'inclinaison de l'axe C autour de l'axe Y. (Page 20, 106)
E_{CC}	Erreur de positionnement angulaire de l'axe C autour de l'axe Z. (Page 21, 106)
E_{XC1}	Erreur de mouvement radial de l'axe C1 en direction de l'axe X. (Page 105, 106)
E_{YC1}	Erreur de mouvement radial de l'axe C1 en direction de l'axe Y. (Page 105, 106)
E_{ZC1}	Erreur de mouvement axial de l'axe C1. (Page 105, 106)
E_{AC1}	Erreur de mouvement d'inclinaison de l'axe C1 autour de l'axe X. (Page 105, 106)
E_{BC1}	Erreur de mouvement d'inclinaison de l'axe C1 autour de l'axe Y. (Page 105, 106)
E_{CC1}	Erreur de positionnement angulaire de l'axe C1 autour de l'axe Z. (Page 105, 106)
E_{X0X}	Erreur de position zéro de l'axe X. (Page 23, 105, 106, 108, 113, 167, 173, 197)
E_{B0X}	Erreur d'orientation de l'axe X autour de la direction Y ; perpendicularité de X par rapport à l'axe Z. (Page 23, 105, 106, 109, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
E_{C0X}	Erreur d'orientation de l'axe X autour de la direction Z ; perpendicularité de X par rapport à l'axe Y. (Page 23, 105, 106, 109, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
E_{Y0Y}	Erreur de position zéro de l'axe Y. (Page 105, 106, 108, 113, 167, 173, 197)
E_{A0Y}	Erreur d'orientation de l'axe Y autour de la direction X ; perpendicularité de Y par rapport à l'axe Z. (Page 105, 106, 109, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
E_{C0Y}	Erreur d'orientation de l'axe Y autour de la direction Z ; perpendicularité de Y par rapport à l'axe X. (Page xxvi, 105, 106, 108, 109, 113, 114, 117, 130, 167, 173, 175, 183, 184, 187, 196, 197, XXVII, XXVIII, XXIX)
E_{Z0Z}	Erreur de position zéro de l'axe Z. (Page 105, 106, 108, 113, 167, 173, 197)
E_{A0Z}	Erreur d'orientation de l'axe Z autour de la direction X ; perpendicularité de Z par rapport à l'axe Y. (Page 105, 106, 108, 109, 113, 114, 118, 167, 173, 175, 183, 184, 187, 196, 197)

E_{B0Z}	Erreur d'orientation de l'axe Z autour de la direction Y ; perpendicularité de Z par rapport à l'axe X. (Page 105, 106, 108, 109, 113, 114, 117, 167, 173, 175, 183, 184, 187, 196, 197)
E_{Y0A}	Erreur de position de l'axe A dans la direction Y. (Page 105, 106, 167, 173)
E_{Z0A}	Erreur de position de l'axe A dans la direction Z. (Page 105, 106, 167, 173)
E_{A0A}	Erreur de position zéro de l'axe A. (Page 105, 106, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
E_{B0A}	Erreur d'orientation de l'axe A autour de la direction Y; perpendicularité de A par rapport à l'axe Z. (Page 105, 106, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
E_{C0A}	Erreur d'orientation de l'axe A autour de la direction Z ; perpendicularité de A par rapport à l'axe Y. (Page 105, 106, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
E_{X0C}	Erreur de position de l'axe C dans la direction X. (Page 24, 105, 106, 167, 173)
E_{Y0C}	Erreur de position de l'axe C dans la direction Y. (Page 24, 105, 106, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
E_{A0C}	Erreur d'orientation de l'axe C autour de la direction X; perpendicularité de C par rapport à l'axe Y. (Page 24, 105, 106, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
E_{B0C}	Erreur d'orientation de l'axe C autour de la direction Y ; perpendicularité de C par rapport à l'axe Z. (Page xxiv, 24, 105, 106, 167, 172, 173, 175, 183, 184, 187, 197)
E_{C0C}	Erreur de position zéro de l'axe C. (Page 24, 105, 106, 167, 173)
E_{X0C1}	Erreur de position de l'axe C1 dans la direction X. (Page 105, 106, 167)
E_{Y0C1}	Erreur de position de l'axe C1 dans la direction Y. (Page 105, 106, 167)
E_{A0C1}	Erreur d'orientation de l'axe C1 autour de la direction X; perpendicularité de C1 par rapport à l'axe Y. (Page 105, 106, 167)
E_{B0C1}	Erreur d'orientation de l'axe C1 autour de la direction Y ; perpendicularité de C1 par rapport à l'axe X. (Page 105, 106, 167)
E_{C0C1}	Erreur de position zéro de l'axe C1. (Page 105, 106, 167)

dx_t	Erreur de position de l'outil dans la direction X. (Page 103, 105, 106, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
dy_t	Erreur de position de l'outil dans la direction Y. (Page 103, 105, 106, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
dz_t	Erreur de position de l'outil dans la direction Z. (Page 103, 105, 106, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
da_t	Erreur d'orientation de l'outil autour de la direction X. (Page 103, 105, 106, 167, 172, 173)
db_t	Erreur d'orientation de l'outil autour de la direction Y. (Page 103, 105, 106, 167, 172, 173)
dc_t	Erreur d'orientation de l'outil autour de la direction Z. (Page 103, 105, 106, 167, 172)
dx_w	Erreur de position de la pièce dans la direction X. (Page 103, 105, 106, 167, 173, 175, 183, 184, 187, 197)
dy_w	Erreur de position de la pièce dans la direction Y. (Page 103, 105, 106, 167, 173, 175, 183, 184, 187, 197)
dz_w	Erreur de position de la pièce dans la direction Z. (Page 103, 105, 106, 167, 173, 175, 184, 187, 197)
da_w	Erreur d'orientation de la pièce autour de la direction X. (Page 103, 105, 106, 167)
db_w	Erreur d'orientation de la pièce autour de la direction Y. (Page 103, 105, 106, 167)
dc_w	Erreur d'orientation de la pièce autour de la direction Z. (Page 103, 105, 106, 167)

Glossaire

bilan d'incertitude	Formulation d'une incertitude de mesure et des composantes de cette incertitude, ainsi que de leur calcul et de leur combinaison. (Page 83)
boucle métrologique	Structure d'une machine de mesure, qui est un générateur de positions, constituée d'un ensemble de solides reliés par des liaisons paramétrables. Elle ne doit pas être confondu à la chaîne de mesure . (Page xxiii, xxvii, 9, 10, 50, 55, 129, 135, 139, 140, 141, 143, 144, 145, 150, 161)
boucle structurelle	Assemblage de composants qui maintient la position relative entre deux objets spécifiés. Une paire typique d'objets spécifiés est un outil de coupe et une pièce à usiner. (Page xxii, xxiv, xxv, xlv, 8, 10, 11, 17, 21, 27, 28, 33, 35, 36, 50, 55, 59, 94, 97, 99, 103, 104, 106, 107, 108, 109, 114, 115, 129, 131, 135, 139, 143, 144, 145, 150, 152, 157, 159, 161, 165, 172, 175, 176, 180, 182, 183, 184, 187, 190, 194, 200, 203)
budget d'incertitude	(pour une mesure ou un étalonnage) Déclaration résumant l'estimation des composantes d'incertitude qui contribuent à l'incertitude d'un résultat de mesure . (Page 12, 13)
chaîne d'acquisition	Chaîne qui a pour fonction de recueillir et transformer la grandeur à mesurer sous une forme adaptée à son exploitation. (Page 10, 50, 109, 139, 144, 145, 150, 161)
chaîne de mesure	Suite d'éléments d'un système de mesure qui constitue un seul chemin du signal depuis le capteur jusqu'à l'élément de sortie. (Page xlv)
chaîne de traçabilité métrologique	Succession d' étalons et d' étalonnages qui est utilisée pour relier un résultat de mesure à une référence. (Page xx, 48, 56, 203)

condition de répétabilité	Condition de mesurage dans un ensemble de conditions qui comprennent la même procédure de mesure , les mêmes opérateurs, le même système de mesure , les mêmes conditions de fonctionnement et le même lieu, ainsi que des mesurages répétés sur le même objet ou des objets similaires pendant une courte période de temps. (Page xlix , 83)
condition de reproductibilité	Condition de mesurage dans un ensemble de conditions qui comprennent des lieux, des opérateurs et des systèmes de mesure différents, ainsi que des mesurages répétés sur le même objet ou des objets similaires. (Page xxvii , xlix , 83, 84, 86, 89, 91)
conservation d'un étalon	Ou maintenance d'un étalon : ensemble des opérations nécessaires à la préservation des propriétés métrologiques d'un étalon dans des limites déterminées. La conservation comprend habituellement une vérification périodique de propriétés métrologiques choisies ou un étalonnage, un stockage dans des conditions appropriées et des précautions particulières lors de l'utilisation. (Page 44, 81, 86, 93)
dérive instrumentale	Variation continue ou incrémentale dans le temps d'une indication, due à des variations des propriétés métrologiques d'un instrument de mesure . (Page 15)
droite de référence de la zone minimale	Moyenne arithmétique de deux droites parallèles dans le plan de rectitude comprenant les écarts de rectitude mesurés et étant les plus rapprochées. (Page xxi , xlvi , 22, 79, 81)
droite de référence des moindres carrés	Droite pour laquelle la somme des carrés des écarts de rectitude mesurés est minimale. (Page xxi , xlvi , 22, 79, 80, 81)
droite de référence des points limites	Droite liant le premier et le dernier point des écarts de rectitude mesurés. (Page xxi , xlvi , 22, 64, 77, 79, 77, 79, 80, 81)
écart-type	Racine carrée de la variance ou moyenne quadratique des écarts par rapport à la moyenne d'une variable aléatoire ou d'une distribution statistique. Il caractérise la dispersion de la variable aléatoire ou de la distribution statistique en question. (Page xxxiv , xlvi , 79, 88)
erreur de zéro	Erreur au point de contrôle lorsque la valeur mesurée spécifiée est nulle. (Page 89)
erreur aléatoire	Composante de l' erreur de mesure qui, dans des mesurages répétés, varie de façon imprévisible. (Page 15, 73, 77, 147)

erreur systématique	Composante de l'erreur de mesure qui, dans des mesurages répétés, demeure constante ou varie de façon prévisible. (Page 15, 73, 86)
erreur de mesure	Différence entre la valeur mesurée d'une grandeur et une valeur de référence. (Page xlv, 10, 83, 93, 143, 172)
erreur de position et d'orientation d'axe	Erreur de position et d'orientation de la ligne droite de référence d'axe linéaire ou de ligne moyenne d'axe de rotation par rapport à l'axe nominal. (Page xxiv, xxv, xxvii, xxxiii, xlvi, 4, 17, 24, 25, 33, 35, 36, 47, 50, 97, 100, 108, 131, 165, 166, 167, 170, 173, 175, 176, 177, 178, 179, 181, 182, 183, 184, 186, 187, 189, 192, 194, 195, 196, 198, 199, 202, 204, 206, XX)
erreur de mouvement linéaire d'axe linéaire	Trois mouvements non intentionnels d'un composant mobile commandé se déplaçant le long d'une trajectoire (nominale) en ligne droite. (Page xxiv, 44, 152, 159)
erreur de mouvement	Mouvements linéaires et angulaires non désirés d'un composant commandé pour se déplacer le long d'une trajectoire (nominale) en ligne droite (axe linéaire), ou autour d'un axe de rotation (nominal). (Page xxii, xxiii, xxiv, xxv, xxvii, xxviii, xlvi, 3, 4, 17, 18, 20, 21, 23, 25, 31, 32, 35, 36, 45, 47, 50, 73, 97, 100, 106, 109, 116, 124, 125, 127, 128, 129, 131, 135, 147, 149, 152, 157, 159, 165, 166, 167, 178, 184, 192, 193, 194, 195, 196, 197, 198, 199, 200, 203, 204, 206, XX)
erreur angulaire de mouvement	Trois mouvements non intentionnels d'un composant mobile commandé se déplaçant le long d'une trajectoire (nominale) en ligne droite. (Page xxii, xxiv, 18, 31, 35, 44, 45, 114, 115, 120, 121, 129, 146, 147, 152, 159, 161, XX)
erreur géométrique	Terme désignant l'ensemble des erreurs de la géométrie d'une boucle structurelle. Cet ensemble inclut les erreurs de mouvement, ainsi que les erreurs de position et d'orientation d'axe de lignes droites de référence ou de lignes moyennes d'axes. (Page xxii, xxiv, xxvii, xxxiii, xxxiv, 3, 7, 15, 16, 17, 18, 26, 27, 28, 29, 33, 35, 37, 38, 39, 40, 41, 42, 43, 44, 46, 48, 49, 50, 55, 56, 57, 58, 59, 61, 66, 72, 74, 93, 97, 98, 101, 103, 106, 108, 109, 110, 112, 114, 131, 135, 149, 150, 152, 154, 156, 161, 165, 166, 167, 168, 172, 175, 177, 178, 192, 193, 199, 202, 203, 206)

erreur de rectitude	Mouvement involontaire dans l'une des deux directions orthogonales à la direction de l'axe linéaire commandé pour se déplacer le long d'un axe (nominal) de trajectoire en ligne droite. (Page xxi , xxii , xxxiii , xxxiv , 18 , 31 , 35 , 41 , 57 , 72 , 73 , 76 , 77 , 80 , 81 , 83 , 86 , 88 , 89 , 93 , 115 , 119 , 146 , 147 , 157 , 159 , 202)
erreur de positionnement linéaire	Exactitude de positionnement linéaire : mouvement involontaire dans la direction de l'axe linéaire commandé pour se déplacer le long d'un axe (nominal) de trajectoire en ligne droite. (Page xxi , xxii , xxxiii , xxxiv , 18 , 25 , 31 , 35 , 38 , 40 , 45 , 47 , 57 , 72 , 74 , 75 , 76 , 77 , 81 , 83 , 85 , 86 , 88 , 89 , 93 , 109 , 112 , 114 , 115 , 116 , 118 , 119 , 122 , 123 , 129 , 146 , 147 , 149 , 159 , 197 , 202)
erreur volumétrique	Erreur relative entre la position et l'orientation effective et nominale de l'outil par rapport à la pièce. (Page xix , xxii , xxxv , 3 , 11 , 12 , 15 , 16 , 17 , 25 , 27 , 28 , 29 , 33 , 35 , 36 , 44 , 49 , 50 , 97 , 109 , 111 , 112 , 114 , 131 , 135 , 165 , 167 , 175 , 176 , 177 , 178 , 184 , 201 , 202 , 203 , 204)
étalon	Réalisation de la définition d'une grandeur donnée, avec une valeur déterminée et une incertitude de mesure associée, utilisée comme référence. (Page xx , xxiii , xxiv , xlv , xlvi , xlvii , 2 , 3 , 4 , 31 , 37 , 38 , 39 , 40 , 41 , 42 , 43 , 44 , 48 , 50 , 55 , 56 , 57 , 59 , 60 , 61 , 63 , 66 , 71 , 73 , 75 , 84 , 85 , 86 , 93 , 109 , 110 , 116 , 131 , 142 , 143 , 146 , 169 , 202 , 203 , 204 , 206)
étalon de référence	Étalon conçu pour l'étalonnage d'autres étalons de grandeurs de même nature dans une organisation donnée ou en un lieu donné. (Page 76)
étalon voyageur	Étalon, parfois de construction spéciale, destiné au transport en des lieux différents. (Page 56 , 85)
étalon international	Étalon reconnu par les signataires d'un accord international (type CIPM MRA) pour une utilisation mondiale. (Page 56 , 135)
étalon national	Étalon reconnu par une autorité nationale pour servir, dans un état ou une économie, comme base à l'attribution de valeurs à d'autres étalons de grandeurs de la même nature. (Page 56 , 84 , 88)
étalon de travail	Étalon qui est utilisé couramment pour étalonner ou contrôler des instruments de mesure ou des systèmes de mesure. (Page 41 , 56)
étalon secondaire	Étalon établi par l'intermédiaire d'un étalonnage par rapport à un étalon primaire d'une grandeur de même nature. (Page 41 , 48 , 56)

étalon primaire	Étalon établi à l'aide d'une procédure de mesure primaire ou créé comme objet choisi par convention. (Page xlvi , 56)
étalonnage	Opération qui, dans des conditions spécifiées, établit en une première étape une relation entre les valeurs et les incertitudes de mesure associées qui sont fournies par des étalons et les indications correspondantes avec les incertitudes associées, puis utilise en une seconde étape cette information pour établir une relation permettant d'obtenir un résultat de mesure à partir d'une indication. (Page xxi , xxv , xxvii , xlv , xlvi , xlvi , 1, 3, 37, 38, 41, 43, 45, 48, 50, 55, 56, 57, 58, 59, 60, 63, 64, 65, 71, 72, 73, 75, 76, 77, 81, 83, 84, 85, 86, 88, 89, 91, 93, 94, 106, 114, 115, 131, 135, 152, 202, XVI)
étendue de mesure	Valeur absolue de la différence entre les valeurs extrêmes d'un intervalle nominal des indications. (Page 66)
exactitude de mesure	Etroitesse de l'accord entre une valeur mesurée et une valeur vraie d'un mesurande . (Page 7, 12, 37)
exactitude volumétrique	Amplitude maximale des écarts relatifs entre les positions réelle et idéale dans les direction des axes X, Y et Z et amplitude maximale des écarts d'orientation pour les axes A, B et C pour des mouvements selon les axes X, Y et Z dans le volume concerné, où les écarts sont des écarts relatifs entre la zone de la MO où se trouve l'outil et la zone où se trouve la pièce, pour des axes d'alignement primaire et secondaire spécifiés. (Page xxxv , 11, 12, 16, 35, 165, 199, 206)
facteur d'élargissement	Nombre supérieur à un, noté <i>k</i> , par lequel on multiplie une incertitude-type composée pour obtenir une incertitude élargie notée <i>U</i> . (Page xxxiii , 77, 142)
fidélité de mesure	Etroitesse de l'accord entre les indications ou les valeurs mesurées obtenues par des mesurages répétés du même objet ou d'objets similaires dans des conditions spécifiées. (Page xlix)
incertitude-type composée	Incetitude-type obtenue en utilisant les incertitudes-types individuelles associées aux grandeurs d'entrée dans un modèle de mesure. (Page xlvi)
incertitude de mesure	Paramètre non négatif qui caractérise la dispersion des valeurs attribuées à un mesurande , à partir des informations utilisées. (Page xlvi , xlvi , xlvi , 1, 7, 13, 38, 46, 47, 50, 71, 93, 142, 149, 156)

incertitude élargie	Produit noté U d'une incertitude-type composée et d'un facteur supérieur au nombre un. (Page xxxiv, xlvii, 140, 141, 142, 150, 152, 157)
incertitude-type	Incertitude de mesure notée u , exprimée sous la forme d'un écart-type noté σ . (Page xxvii, xxxiv, xlviii, 71, 75, 77, 81, 88, 91, 150, 152, 157, 194)
instrument de mesure	Dispositif utilisé pour faire des mesurages , seul ou associé à un ou plusieurs dispositifs annexes. (Page xlv, xlvii, 1, 2, 7, 16, 37, 55, 161, 162, 203)
intercomparaison	Campagne d'essais entre plusieurs laboratoires de mesurage d'un même échantillon afin de comparer leurs résultats de mesure . Les objectifs d'une campagne d' intercomparaison peuvent être : attribuer une valeur consensuelle à une caractéristique d'un objet, estimer l'exactitude d'une méthode, évaluer l'aptitude des laboratoires. (Page xxi, xxv, xxvii, xlviii, 56, 84, 85, 86, 89, 91, 93, 206, XVI)
ligne moyenne d'axe	Segment de ligne fixé par rapport aux axes de coordonnées de référence qui représente l'emplacement moyen de l'axe de rotation. (Page xlv, xlvi, 33, 101, 102, XX)
ligne droite de référence	Ligne droite s'ajustant selon des conventions spécifiées à la trajectoire d'un point fonctionnel et à laquelle sont rapportés les écarts et les paramètres de rectitude. La ligne droite de référence est issue des écarts mesurés en deux plans orthogonaux dans les limites de mesure. La droite de référence de la zone minimale ou la droite de référence des moindres carrés ou encore la droite de référence des points limites peuvent être utilisées. L'erreur minimale de rectitude est typiquement évaluée en utilisant la ligne droite minimale moyenne de zone de référence. Il est cependant recommandé d'évaluer l'erreur de rectitude comme l'erreur minimale issue de l'utilisation de la droite de référence des moindres carrés ou de la droite de référence des points limites , étant donné que les logiciels utilisant le calcul de zone minimale sont peu répandus. (Page xxi, xxiv, xxvii, xlv, xlvi, xlviii, 33, 79, 81, 83, 101, 102, 159, 161, XX)
matériau de référence certifié	Matériau de référence , accompagné d'une documentation délivrée par un organisme faisant autorité et fournissant une ou plusieurs valeurs de propriétés spécifiées avec les incertitudes et les traçabilités associées, en utilisant des procédures valables. (Page 61, 66)

matériau de référence	Matériau suffisamment homogène et stable en ce qui concerne des propriétés spécifiées, qui a été préparé pour être adapté à son utilisation prévue pour un mesurage ou pour l'examen de propriétés qualitatives. (Page xlvi , 66 , 93)
mesurage	Processus consistant à obtenir expérimentalement une ou plusieurs valeurs que l'on peut raisonnablement attribuer à une grandeur. (Page xlv , xlvi , xlix , 3 , 28 , 35 , 47 , 59 , 61 , 62 , 64 , 72 , 75 , 83 , 84 , 89 , 93 , 97 , 106 , 114 , 121 , 122 , 123 , 124 , 125 , 127 , 128 , 129 , 135 , 137 , 142 , 143 , 145 , 146 , 147 , 150 , 152 , 159 , 172 , 192)
mesurande	Grandeur que l'on veut mesurer ou défini comme la « grandeur particulière soumise à mesurage ». La spécification d'un mesurande nécessite la connaissance de la nature de grandeur et la description de l'état du phénomène, du corps ou de la substance dont la grandeur est une propriété, incluant tout constituant pertinent, et les entités chimiques en jeu. (Page xlvii , xlvi , xlix , 3 , 7 , 12 , 19 , 76 , 142 , 165 , 202)
performance volumétrique	Capacité d'une MO à réaliser les fonctions multi-axes voulues n'importe où dans le volume de travail de la machine ou dans un plus petit volume, comme convenu entre le fabricant/fournisseur et l'utilisateur. (Page 11 , 16 , 25 , 44 , 48 , 190 , 195 , 200)
procédure de mesure	Description détaillée d'un mesurage conformément à un ou plusieurs principes de mesure et à une méthode de mesure donnée, fondée sur un modèle de mesure et incluant tout calcul destiné à obtenir un résultat de mesure . (Page xxiv , xxvii , xlv , xlvii , 7 , 37 , 50 , 56 , 64 , 76 , 83 , 144 , 145 , 146 , 147 , 165 , 169 , 171 , 173 , 179 , 180 , 181 , 182 , 183 , 187 , 192 , 194 , 195 , 199 , 203 , 204 , 206)
réglage de zéro	Ajustage d'un système de mesure pour que le système fournisse une indication égale à zéro correspondant à une valeur égale à zéro de la grandeur à mesurer. (Page 89 , 139)
répétabilité de mesure	Fidélité de mesure selon un ensemble de conditions de répétabilité. (Page xxvii , 44 , 75 , 77 , 81 , 83 , 139 , 140 , 141 , 142 , 143 , 144)
reproductibilité de mesure	Fidélité de mesure selon un ensemble de conditions de reproductibilité. (Page 77 , 84 , 91 , 152)
résolution	Plus petite variation de la grandeur mesurée qui produit une variation perceptible de l'indication correspondante. (Page 89 , 138)

résultat de mesure	Ensemble de valeurs attribuées à un mesurande , complété par toute autre information pertinente disponible. (Page xlv, xlvii, xlviii, xlix, 1, 7, 8, 12, 13, 16, 44, 50, 55, 71, 75, 80, 85, 106, 135, 142, 144, 145, 182, 202)
système de mesure	Ensemble d'un ou plusieurs instruments de mesure et souvent d'autres dispositifs, comprenant si nécessaire réactifs et alimentations, assemblés et adaptés pour fournir des informations destinées à obtenir des valeurs mesurées dans des intervalles spécifiés pour des grandeurs de natures spécifiées. (Page xlv, xlvii, xlix, 1, 7, 8, 10, 12, 15, 37, 45, 50, 55, 56, 83, 93, 135, 136, 145, 161, 190)
traçabilité métrologique	Propriété d'un résultat de mesure selon laquelle ce résultat peut être relié à une référence par l'intermédiaire d'une chaîne ininterrompue et documentée d' étalonnages dont chacun contribue à l' incertitude de mesure . (Page 2, 3, 8, 46, 49, 50, 55, 56, 57, 71, 76, 93, 165, 169, 201, 202, 204)
valeur vraie	Valeur d'une grandeur compatible avec la définition de la grandeur. (Page xlvii, 59, 73, 86, 91, 202)
valeur de référence	Valeur d'une grandeur servant de base de comparaison pour les valeurs de grandeurs de même nature. (Page xlv, 86, 89, 91, 93, 202, 206)
valeur mesurée	Valeur d'une grandeur représentant un résultat de mesure . (Page xlv, xlvii, xlviii, 1, 72, 91)

Introduction

« *All progress, all success springs from thinking.* »

Thomas Edison

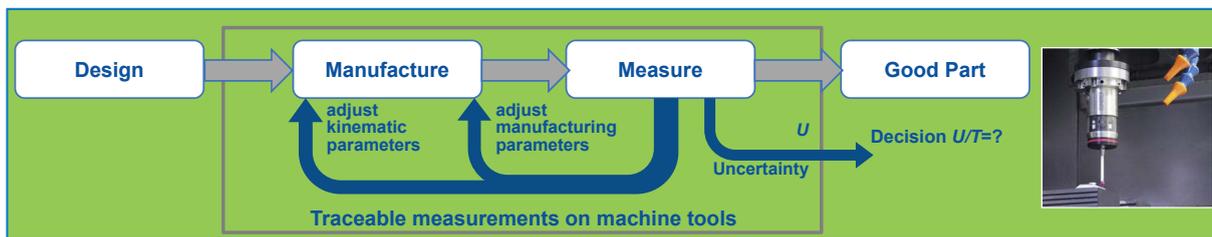
« *On donne généralement le nom de découverte à la connaissance d'un fait nouveau ; mais je pense que c'est l'idée qui se rattache au fait découvert qui constitue en réalité la découverte.* »

Claude Bernard

Les **MOCNs** sont des outils de production couramment utilisés dans l'industrie manufacturière. Le marché international (production et consommation) de la **Machine-Outil (MO)** est en nette augmentation cette dernière décennie malgré la crise financière de l'automne 2008 [**Gardner Research, 2015**]. En revanche, la concurrence forte a fait émerger de nouvelles structures de **MOs** dites multi-fonctionnelles. Elles assurent à l'utilisateur une grande diversité d'opérations possibles sur le même moyen de production en alliant productivité et qualité des entités géométriques fabriquées. Par conséquent, la complexité des pièces produites sur ce genre de **MOs** a fortement augmenté avec des gains en coût, qualité et temps de production. Cependant, malgré un besoin industriel clairement exprimé, ce nuancier de **MOs** dites multi-fonctionnelles disponibles sur le marché n'a pas encore à ce jour, la capacité de réaliser du contrôle traçable en ligne d'entités géométriques produites. Bien que de la mesure soit tout de même envisagée sur **MO** pour le réglage d'une production, ou pour des spécifications, dont les exigences sont compatibles avec les performances de la **MO**, celle-ci n'est pas traçable.

La mesure obtenue par une **MO** est souvent affectée par les limitations des corrections géométriques intégrées à la **Commande Numérique (CN)**, souvent obtenues dans des conditions assez éloignées des conditions réelles de service en atelier. En particulier les effets de l'environnement, de l'état thermique de la **MO**, son évolution au cours du temps, les modifications de structure liées au comportement dynamique, la maîtrise des trajectoires de l'effecteur sont autant de paramètres qui limitent les performances d'une **MO** comme **système de mesure** et ne permettent pas actuellement de statuer sur l'exactitude et le niveau d'incertitude du résultat. Par ailleurs, les conditions particulières de mesure sur **MOs** (température de la pièce usinée, effet du bridage, propreté des surfaces) impactent directement le choix des outils de mesure et la stratégie à employer.

Afin de se démarquer de la concurrence internationale notamment asiatique [Gardner Research, 2014], l'Europe dans le cadre de l'European Association of national METrology institutes (EURAMET), a proposé un projet européen de métrologie (European Metrology Research Programme (EMRP)) pour, à long terme, répondre à ce besoin industriel de réaliser des mesures traçables en ligne, en employant le moyen de production pour mesurer la pièce usinée (cas des MOCNs 3 et 5-axes). L'approche globale de ce projet a pour finalité de rendre la MO mesurante en garantissant la traçabilité des mesures avec un niveau d'incertitude U compatible avec les tolérances visées T et/ou améliorer ses performances vis-à-vis des tolérances réduites (Figure 1a). Ce projet européen intitulé Joint Research Program-IND62 Traceable In-process dimensional Measurement (JRP-IND62 TIM) est composé d'un consortium illustré à la figure 1b où sont mentionnés les partenaires européens financés par l'EURAMET (les LNM), ainsi que des partenaires non financés ou collaborateurs du projet regroupant des industriels et des laboratoires universitaires.



(a) Schématique de pensée du projet JRP-IND62 TIM [TIM Website, 2015].



(b) Partenaires du projet TIM.

Figure 1 – Projet européen JRP-IND62 TIM.

Dans ce contexte global, l'objectif de la thèse est de maîtriser la géométrie de la structure de la MO pour améliorer, à court terme, le processus de fabrication des pièces usinées et à long terme, envisager de la mesure sur MO. Finalement, l'objectif est d'être doté d'une MO dont le niveau d'exactitude est inférieur à $10 \mu m$ dans son volume de travail. Cette maîtrise de la géométrie est basée sur une modélisation de la structure. Elle peut passer par une mesure traçable à l'aide d'instruments de mesure dont le raccordement métrologique à une référence du Système International (SI) pourrait en assurer la traçabilité métrologique. La conception d'un instrument de mesure fournissant l'image de la structure directement par lecture d'un écart sur les règles de mesure des axes machine aurait pour objectif de quantifier l'écart entre le comportement géométrique réel et le

comportement géométrique nominal. Ainsi, si la pièce mesurée est un **étalon** raccordé au mètre **SI**, la mesure quasi statique de cet écart sur les règles sera par conséquent traçable. Cet écart, associé à une modélisation du comportement permettrait donc de procéder à l'identification de paramètres géométriques du modèle afin de prédire au mieux l'écart de comportement géométrique et par la suite de compenser cet écart numériquement soit :

- en temps réel lors de l'usinage ;
- sur le programme en amont de l'usinage ou de la mesure ;
- sur les coordonnées des points mesurés à la suite d'une opération de contrôle.

Le manuscrit est structuré en 5 chapitres. Le premier d'entre eux (Chapitre 1) détaille les sources d'écarts engendrant l'**erreur volumétrique**, autrement dit l'écart entre le comportement géométrique réel et le comportement géométrique nominal attendu d'une **MO**. Cette étude met en exergue la part de responsabilité importante des **erreurs géométriques** de la structure d'une **MO** dans cet écart de comportement. L'étude des modélisations existantes dans la littérature traduit une diversité des modèles géométriques. Cette diversité ne repose pas sur un consensus établi, c'est-à-dire que les modèles géométriques ne sont pas fondés sur une paramétrisation universelle des **erreurs géométriques**. En effet, la paramétrisation des erreurs reste très semblable d'un modèle à l'autre, en revanche, il n'est pas toujours possible ou nécessaire d'identifier séparément les paramètres. Cela engendre donc au final la présence d'une multitude de modèles géométriques dans la littérature.

Par ailleurs, l'étude des moyens de caractérisation de ces **erreurs géométriques** montre qu'ils sont souvent la cause d'un choix de modélisation, et les moyens existants sont développés principalement pour la caractérisation géométrique des **Machines à Mesurer Tridimensionnelles (MMTs)**. L'utilisation de ceux-ci est limitée sur **MO** de par leur conception, leurs matériaux, leur système de bridage souvent absent, l'accessibilité des **mesurandes** qui est limitée suivant la position de l'instrument. Le chapitre se termine enfin par la formulation de la problématique retenue ainsi que les objectifs s'y rattachant.

Le chapitre 2 présente la conception et la réalisation d'un nouvel **étalon** matériel thermo-invariant adapté à un environnement d'atelier. Il est utilisable sur **MMTs** mais conçu pour une utilisation sur **MOCNs**. Sa matérialisation physique est en mesure d'identifier 3 paramètres intrinsèques de la géométrie le long d'une direction. L'**étalonnage** des 3 paramètres intrinsèques de la **MFB** se fait par une méthode de retournement sur **MMT**, et les résultats obtenus sont validés par une intercomparaison européenne. Cet étalonnage à l'échelle européenne assurent la validation du protocole, la reconnaissance de cet **étalon** ainsi que sa **traçabilité métrologique**. Les paramètres étalonnés permettront ainsi d'identifier des **erreurs de mouvement** sur **MOCNs** par différents **mesurages**.

Le chapitre 3, quant à lui, détaille la modélisation géométrique d'une structure de **MO 5 axes**. Cette modélisation est basée sur un modèle nominal à partir duquel chacun des axes est modélisé biaisé par des **erreurs géométriques**. Ce modèle géométrique 5 axes est ensuite transformé et adapté dans le but d'identifier certains de ces paramètres. Pour ce faire, la mise en équation du

principe d'identification des **erreurs de mouvement** des axes linéaires à l'aide de l'**étalon** matériel précédemment développé est écrite. Le biais géométrique est exprimé à partir des règles de mesure comme étant l'écart géométrique entre le comportement quasi statique réel de la structure et le nominal.

Une fois la théorie de l'identification formulée, la mise en pratique sur **MO** réelle est réalisée dans le chapitre 4. Les **erreurs de mouvement** des axes linéaires sont identifiées avec une quantification du niveau d'incertitude des résultats. L'identification repose sur le développement matériel et logiciel d'un système de mesure. Ce développement est passé par l'intégration d'un palpeur 3D au sein de la **MO** avec synchronisation de celui-ci avec la mesure de position sur les règles de la machine. Il permet de déduire la valeur du biais géométrique de la mesure de position. L'intérêt majeur de la synchronisation repose sur la gestion du palpeur 3D ainsi que de la capture des positions, qui seront faites indépendamment de la **CN** industrielle. Par conséquent, la mesure n'est affectée par aucun traitement mal maîtrisé de la **CN** ou par aucune correction géométrique intégrée. Les résultats d'identification sont finalement confrontés à une méthode ayant recours à une technologie d'interférométrie laser (Laser Tracer), considérée comme la référence.

Le modèle géométrique développé au chapitre 3 est finalement utilisé pour mener l'identification des **erreurs de position et d'orientation d'axe** de la structure 5 axes étudiée. La stratégie d'identification repose de nouveau sur une mesure du biais géométrique sur les règles de mesures à partir du palpement d'une sphère **étalon**. Un ensemble de combinaisons d'**erreurs de position et d'orientation d'axe** qui sont susceptibles de décrire ce biais géométrique sont confrontées numériquement et physiquement. D'une part, par le développement d'une **Machine Virtuelle (MV)** qui permet de statuer sur le comportement de chaque combinaison à traduire l'écart de comportement géométrique de la structure ; d'autre part, ces combinaisons sont identifiées sur la machine réelle et finalement confrontées sur leur capacité à caractériser la mesure. Des étapes de validation des erreurs identifiées sur d'autres points de mesures et de validation de performance du processus d'identification par rapport au bruit de mesure ont été explorées. Finalement, le couplage de la modélisation des effets des **erreurs de mouvement** identifiées au précédent chapitre à l'identification des **erreurs de position et d'orientation d'axe** a été réalisé. Les essais expérimentaux démontrent la capacité du modèle à caractériser le biais géométrique mesuré en quasi statique.

Chapitre

1

Sources d'écarts engendrant l'erreur volumétrique

*« N'allez pas où le chemin peut mener,
allez au lieu où il n'y a pas de chemin et laissez une trace. »*

Ralph Waldo Emerson

Sommaire

1	Processus de mesure en ligne	7
2	Maîtrise de la mesure sur MO	11
2.1	Erreur volumétrique et exactitude volumétrique	11
2.2	Décomposition de l'erreur volumétrique	15
3	Sources d'erreur volumétrique	16
3.1	Erreurs quasi statiques	17
3.1.1	Erreurs géométriques	17
3.1.2	Erreurs géométriques : erreurs de mouvement	17
3.1.3	Erreurs géométriques : erreurs de position et d'orientation d'axe	21
3.2	Erreurs thermiques	25
3.3	Erreurs de chargement statique	28
3.4	Erreurs dynamiques	28
3.5	Synthèse	30
4	Modélisation des erreurs géométriques	31
4.1	Modélisation des erreurs de mouvements	31
4.2	Modélisation et simplification des erreurs de position et d'orientation d'axe	32
4.3	Synthèse de la modélisation géométrique	37
5	Caractérisation des erreurs géométriques	38
5.1	Cales étalons	38
5.2	Cales à gradins	38
5.3	Barres à boules	39
5.3.1	Fixed Ball Bar (FBB)	40
5.3.2	Telescopic Magnetic Ball Bar (TMBB)	40
5.3.3	Barres à boules multiples	41
5.4	Barres à trous	42
5.5	Plaques à boules et plaques à trous	43
5.6	Autres étalons matériels	44
5.7	Systèmes optiques et interférométrie laser	45
5.8	Autres techniques	47
5.9	Synthèse des moyens de mesures des erreurs géométriques	48
6	Objectifs des travaux de thèse	49

Ce premier chapitre présente le contexte de l'étude au travers une description du processus de mesure en ligne. Une analyse détaillée des sources d'erreurs et des grandeurs d'influence sur la mesure permet de mettre en évidence la nécessité des travaux de caractérisation de la géométrie d'une machine dans ce contexte de mesure. Un état de l'art des moyens d'évaluation des sources d'erreurs sur la mesure en ligne avec un intérêt particulier pour les **erreurs géométriques** et leur modélisation est effectué, pour finalement en extraire des problématiques scientifiques et techniques. Par la suite, ces problématiques seront traitées et exposées dans le manuscrit dont la chronologie est illustrée à la figure 1.36 comme épilogue de ce chapitre.

1 Processus de mesure en ligne

Le processus d'élaboration de pièce, malgré sa simplicité apparente, est une succession d'activités communicantes par un transfert d'informations et qui sont en réalité très complexes [Lavernhe, 2006]. Cette complexité ne permet pas une totale maîtrise du processus. La maîtrise non totale est due à des sources d'écarts présentes sur l'ensemble du processus [Prévost, 2011] réduisant la capacité à maîtriser la géométrie de pièces finies vis-à-vis de l'objectif initial à l'issue de la définition d'un besoin. La mesure du produit permet de statuer sur l'écart entre le réel et le besoin (figure 1.1), par rapport à des tolérances spécifiées dans le cahier des charges.

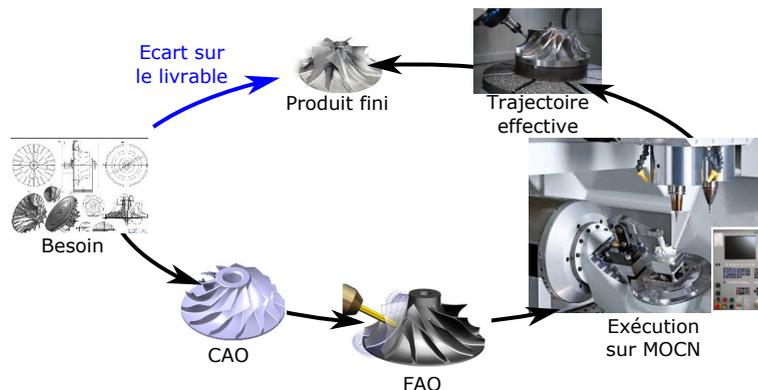


Figure 1.1 – Processus d'élaboration de pièce par enlèvement de matière, à partir de [Tournier, 2001].

Cette mesure peut se faire à l'aide d'instruments de mesure ou de systèmes de mesure dédiés [JCGM 200, 2012]. Ils dépendent de la nature du mesurande, c'est-à-dire de la grandeur que l'on veut mesurer selon le **Vocabulaire International de Métrologie (VIM)** [JCGM 200, 2012]. Mais les instruments sont choisis surtout en regard de la dimension du mesurande par rapport aux grandeurs de base du **Système International (SI)** d'unités et du niveau d'incertitude de mesure souhaité sur le **résultat de mesure**. Ainsi pour des pièces mécaniques, les systèmes de mesure classiquement utilisés peuvent aller du pied à coulisse, au micromètre, en passant par des systèmes de mesure de formes, jusqu'aux systèmes optiques de très faibles résolutions (p. ex. 0.5 nm dans le cas de l'interférométrie confocale chromatique). La **Machine à Mesurer Tridimensionnelle (MMT)** est un moyen couramment utilisé qui associe une grande adaptabilité à la **procédure de mesure** mise en place et un niveau d'**exactitude de mesure** pouvant aller de 10 μm à 0,1 μm .

Plusieurs stratégies de mesure au sens de Vacharankul et Mekid [Vacharanukul et Mekid, 2005] peuvent être envisagées telles qu'elles sont illustrées sur la figure 1.2 :

- la mesure hors-ligne (« post-processus ») qui est totalement découplée du processus d'élaboration de pièce (① figure 1.2). Elle se fait sur un moyen de contrôle dédié (P. ex. une MMT), pour un produit fini ou entre deux phases du processus, soit sur tous les produits de la série soit sur un échantillon. Il y a donc transfert de pièces de la ligne de production dans l'atelier vers la cellule de métrologie, et donc un passage de l'opérateur au métrologue. Malgré ce changement, ce type de mesure est très répandue, car elle offre un maximum de confiance sur les résultats de mesure et une traçabilité métrologique. En revanche, toutes les reprises sur le moyen de production afin d'apporter une correction à la géométrie du produit sont délicates, car de nouvelles Mises en Positions (MIPs), et MAintiens en Positions (MAPs) introduisent des erreurs de positionnement. Ces erreurs difficilement mesurables dans le flux de production impactent tout de même directement les géométries reprises. Ces raisons ont amené les industriels et de manière générale, les utilisateurs de Machine-Outil (MO) à entreprendre de la mesure en ligne ou in situ.
- la mesure in situ (② et ③ figure 1.2) se fait directement sur le moyen de production avec arrêt de l'activité de réalisation et sans démontage de la pièce. Ce type de mesure peut se faire soit sur pièce finie au même titre que la mesure hors-ligne, ou ponctuellement entre deux opérations au fil de la production. L'objectif est de contrôler la géométrie réalisée et pouvoir intervenir au plus vite par des actions correctrices sur le processus.
- la mesure in-process (④ figure 1.2), quant à elle, est menée en parallèle de l'enlèvement de matière sur le moyen de production sans arrêt de l'activité de réalisation. Ce type de mesure exige que les mesures de la pièce se fassent durant le processus d'élaboration qui engendre une géométrie finie. C'est pourquoi la mesure in-process est une stratégie au service de la productivité, puisque deux activités (de réalisation et de contrôle) sont intimement liées. Malgré tout, ce type de mesure est difficile à mettre en place, car l'environnement (coupe exothermique, présence de fluides, de copeaux) et la présence d'un outil en broche peuvent être un frein à son déploiement ainsi qu'une source perturbant la mesure [Shiraishi, 1989a]. La plupart des mesures in-process sont des mesures temps réel de paramètres du processus et non des mesures de la géométrie produite [Shiraishi, 1988, 1989b]. Ces mesures peuvent tout de même permettre une compensation de certaines dérives.

Par abus de langage, l'emploi du terme « in-process » est parfois utilisé pour décrire l'ensemble des mesures, ou processus de mesures au sein même ou proche de la chaîne de production. Ce point de vue est notamment celui du projet européen JRP IND62-TIM dans [Wendt, 2015]. Cette définition englobe donc la mesure in situ et in-process au sens de Vacharanukul et Mekid [Vacharanukul et Mekid, 2005] (définitions précédemment énoncées).

Quelle que soit son architecture, une MO est un agencement de groupes cinématiques, et de systèmes de mesure qui font partie intégrante de :

- la boucle structurelle. Cette boucle est définie comme l'assemblage de composants qui main-

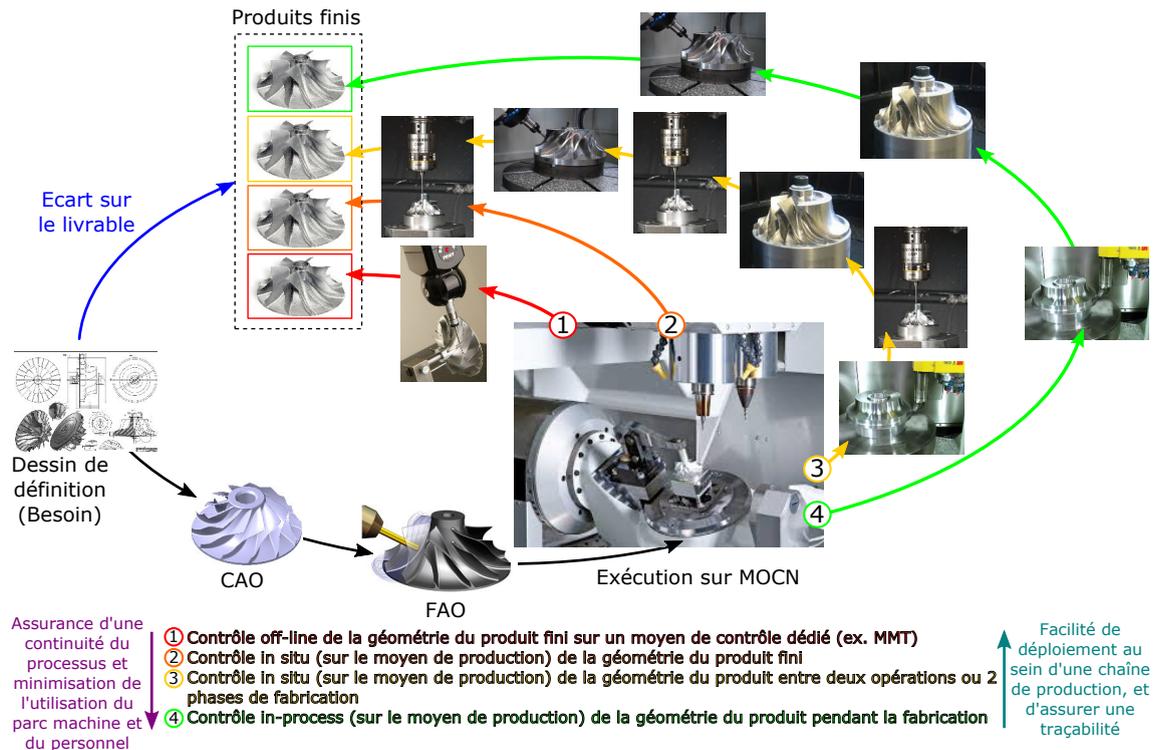


Figure 1.2 – Les différentes stratégies de mesures lors du processus d'élaboration de pièces.

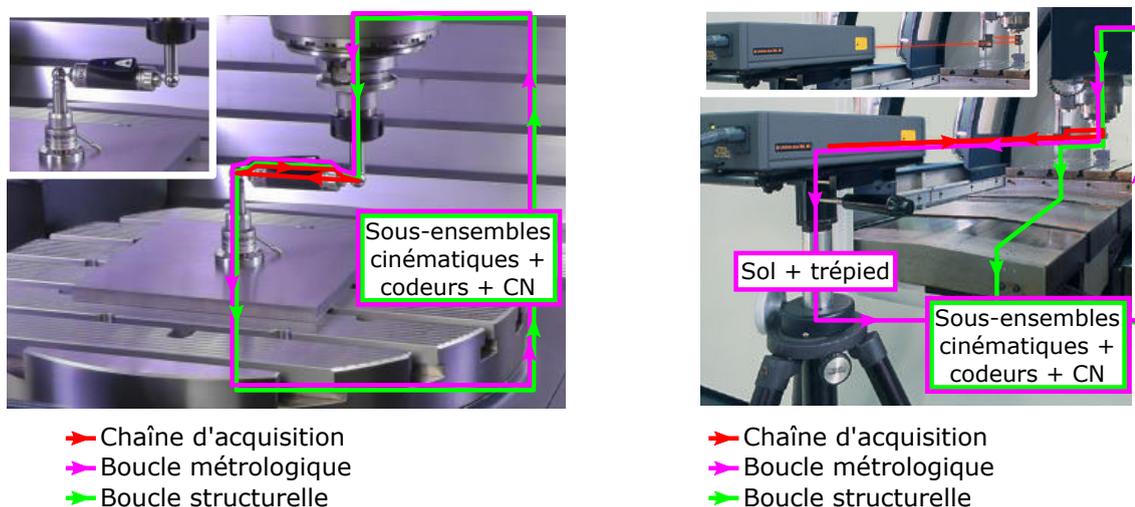
tient la position relative entre deux objets spécifiés [NF ISO 230-1, 2012]. Une paire typique d'objets spécifiés est un outil de coupe et une pièce à usiner. Dans ce cas, la **boucle structurelle** comprend la broche, les paliers et le logement de la broche, les liaisons et le bâti de la machine ainsi que les dispositifs de serrage de l'outil et de la pièce. Dans le cas des machines de grandes dimensions, la fondation (dalle en béton) fait également partie de la **boucle structurelle** Uriarte *et al.* [2013].

- la **boucle métrologique**. Cette boucle, quant à elle, est la structure d'une machine dite de mesure, qui est un générateur de positions, constituée d'un ensemble de solides qui sont reliés par des liaisons paramétrables [Leleu, 2000]. La solution classique consiste à créer une chaîne sérielle de solides et de liaisons cinématiques liant la pièce au système d'acquisition terminal. La qualité de mesure de la machine dépend des défauts élémentaires de chaque élément de la boucle métrologique. Les erreurs de chaque liaison et la flexibilité de chaque solide de la chaîne se cumulent pour caractériser l'exactitude finale [Slocum, 1992; Leleu, 2000]. Diolez [Diolez, 2006] définit très simplement la **boucle métrologique** comme la chaîne composée de solides et de capteurs, permettant de connaître la position du capteur par rapport à la pièce.

Cependant, la **boucle métrologique** ne doit pas être confondue avec la chaîne de mesure définie par le VIM [JCGM 200, 2012] comme étant la suite d'éléments d'un système de mesure qui constitue un seul chemin du signal depuis le capteur jusqu'à l'élément de sortie. La chaîne de mesure s'apparente donc plutôt à une **chaîne d'acquisition**. Cette dernière a pour fonction de recueillir et transformer la grandeur à mesurer sous une forme adaptée à son exploitation [Molinaro

et al., 2015]. Elle est constituée d'un ensemble d'éléments nécessaires à la capture des données (analogiques ou numériques) à leur transmission jusqu'au récepteur et à l'utilisateur des données capturées (l'homme ou la machine).

La mise en exergue des différences entre ces trois concepts que sont la **boucle structurelle**, la **boucle métrologique** et la **chaîne d'acquisition** est faite au travers de la figure 1.3. Il est possible d'observer que certains **systèmes de mesure** commerciaux font appel à des méthodes partiellement découplées de la **boucle structurelle**. En effet, la figure 1.3b contrairement à la figure 1.3a montre que la **boucle métrologique** est étendue au sol par l'utilisation d'un trépied. Par conséquent les sources de perturbations inhérentes au sol et au trépied, si elles ne sont pas maîtrisées, peuvent nuire à la qualité de la mesure. Par ailleurs, dans les deux applications, un déplacement de la structure permet d'évaluer un écart entre un trajet nominal et un trajet effectif. Or l'écart par rapport au nominal est mesuré par un **système de mesure** externe n'ayant pas forcément de couplage avec la machine soit par la récupération des informations codeurs soit en passant par la **Commande Numérique (CN)**. Comme le montre la figure 1.3, dans ces deux cas, la **chaîne d'acquisition** qui est mise en place et qui permet l'acquisition n'intègre pas les **systèmes de mesure** (c.-à-d. les codeurs linéaires ou incrémentaux) composant la **boucle métrologique** intrinsèque à la **MO**. Par conséquent l'image de la géométrie issue de la **boucle métrologique** peut ne pas être conforme à la géométrie de la **boucle structurelle**. De plus, la **CN** industrielle opère des transformations sur les valeurs brutes des codeurs en introduisant des compensations préenregistrées par le fabricant [Siemens, 2006b] ou des traitements mal maîtrisés par l'utilisateur. L'image de la **boucle structurelle** est donc pré compensée par la **CN**. Elle peut être « floutée » par la **CN**, à cause de perturbations, de retards d'acquisition dus au temps de cycle (4 à 12 ms), de même qu'une désynchronisation possible entre le déclenchement du capteur et la capitalisation d'informations par la **chaîne d'acquisition**.



(a) Mesure par ballbar, d'après Renishaw [Renishaw, 2016a].

(b) Mesure par interféromètre laser, d'après EMCI [EMCI, 2016].

Figure 1.3 – Dispositifs expérimentaux de mesure sur MO.

Comme il l'a été montré précédemment, la phase de mesurage peut se faire suivant plusieurs stratégies. Ainsi, quelle que soit son utilisation, la MO par sa **boucle structurelle** et sa **boucle métrologique** est un des éléments communs du processus d'élaboration ou de contrôle de pièce en ligne (in situ ou in-process). La maîtrise des sources d'**erreur de mesure** sur MO lors de la fabrication et surtout lors de la mesure en ligne est un pas de progrès nécessaire à l'amélioration de la qualité des pièces usinées et contrôlées.

2 Maîtrise de la mesure sur MO

2.1 Erreur volumétrique et exactitude volumétrique

La norme [NF ISO 230-1, 2012] définit l'exactitude de la MO par l'**exactitude volumétrique** notée V_{XYZ} d'une **boucle structurelle** 3 axes comme étant :

« l'amplitude maximale des écarts relatifs entre les positions réelle et idéale dans les directions des axes X, Y et Z et amplitude maximale des écarts d'orientation pour les axes A, B et C pour des mouvements selon les axes X, Y et Z dans le volume concerné, où les écarts sont des écarts relatifs entre la zone de la MO où se trouve l'outil et la zone où se trouve la pièce, pour des axes d'alignement primaire et secondaire spécifiés ».

Ainsi, cette **exactitude volumétrique** a 6 composantes : 3 composantes de position et 3 composantes d'orientation. Cette définition peut être reformulée comme étant l'écart relatif maximal en position et en orientation de l'effecteur par rapport à la pièce exprimé dans l'espace pièce. Cette définition peut être donc étendue à une structure multi axes plus complexe (4, 5, ou 6 axes, etc.). L'exactitude volumétrique est par conséquent un indicateur du critère de **performance volumétrique** de la MO à l'échelle du volume de travail.

Le critère de **performance volumétrique** d'une MO est spécifié dans la norme [NF ISO 230-1, 2012] par :

« La capacité d'une MO à réaliser les fonctions multi axes voulues n'importe où dans le volume de travail de la machine ou dans un plus petit volume, comme convenu entre le fabricant/fournisseur et l'utilisateur ».

L'ensemble des erreurs induites à la figure 1.7 et des causes associées sont responsables de cette **exactitude volumétrique**. Quelles que soient les positions de l'effecteur et de la pièce dans le volume de travail, il est possible de définir localement une **erreur volumétrique** notée V_{XYZ} (dans le cas d'une structure 3 axes). Cette **erreur volumétrique** V_{XYZ} , par analogie à l'**exactitude volumétrique**, peut être définie comme l'erreur relative entre la position et l'orientation effective et nominale de l'outil par rapport à la pièce pour un positionnement outil/pièce donné. Si elle est exprimée pour une structure 5 axes [wCAbXYZ(C1)t] [NF ISO 841, 2004; NF ISO 10791-6, 2014], cette **erreur volumétrique** sera notée V_{CAXYZ} et son maximum, l'**exactitude volumétrique**

sera noté \mathcal{V}_{CAXYZ} . Comme le montre la figure 1.4, elle peut être utilisée pour qualifier l'écart de positionnement aussi bien d'un outil que d'un système de mesure (p. ex. un palpeur). Elle peut s'exprimer comme le vecteur à six composantes exposé à l'équation 1.1 dans le cas d'une structure 3-axes.

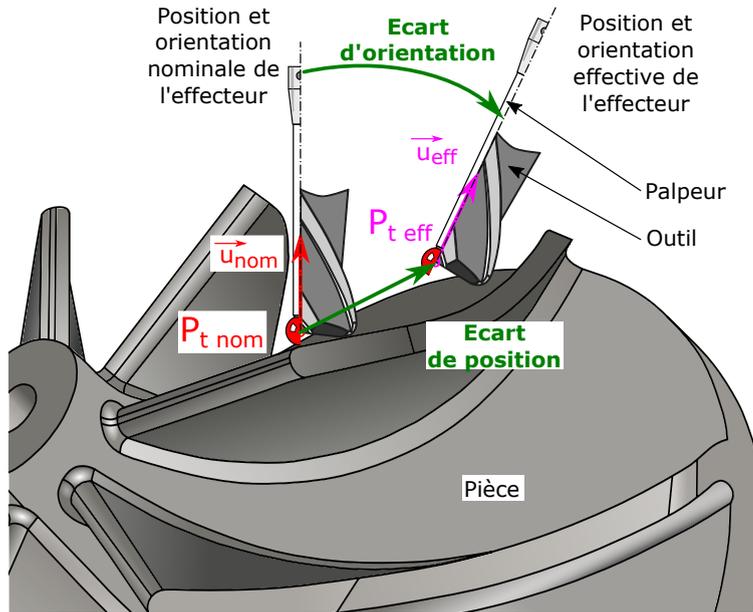


Figure 1.4 – Erreur volumétrique dans un contexte 5 axes de réalisation ou de mesure de pièce sur MO.

$$\mathbf{V}_{XYZ} = \begin{pmatrix} \overrightarrow{P_{t\,nom}P_{t\,eff}} \\ \mathbf{u}_{nom} - \mathbf{u}_{eff} \end{pmatrix}_{6 \times 1} = \begin{pmatrix} \delta x \\ \delta y \\ \delta z \\ \delta i \\ \delta j \\ \delta k \end{pmatrix} \quad (1.1)$$

L'exactitude volumétrique dans le cas d'une MO correspond à l'Erreur Maximale Tolérée ou Maximal Permissible Error (MPE) dans le cas d'une MMT selon [NF ISO 10360-1, 2001].

Cependant, cette exactitude volumétrique ne peut être comparée à l'exactitude de mesure d'un système de mesure. L'exactitude de mesure selon [JCGM 200, 2012] est définie comme « l'étroitesse de l'accord entre une valeur mesurée et une valeur vraie d'un mesurande ». Elle est souvent perçue comme la capacité d'un système de mesure à être fidèle et juste (Figure 1.8a), même si ces deux caractéristiques sont définies respectivement pour une infinité de mesures et des mesurages répétés [JCGM 200, 2012] et non pour une mesure. En résumé, l'exactitude de mesure caractérise une capacité locale d'un système de mesure, définie pour une mesure associée à une valeur vraie du mesurande comparable à l'erreur volumétrique alors que l'exactitude volumétrique est une capacité globale (volumétrique) d'une MO.

La norme ISO 14253-2 :2011 [NF ISO 14253-2, 2011] spécifie les composantes pouvant agir sur les **résultats de mesure** et le **budget d'incertitude** (figure 1.5). Ce budget, pour une mesure ou un étalonnage, est la déclaration résumant l'estimation des composantes d'incertitude qui contribuent à l'incertitude d'un résultat de mesure.

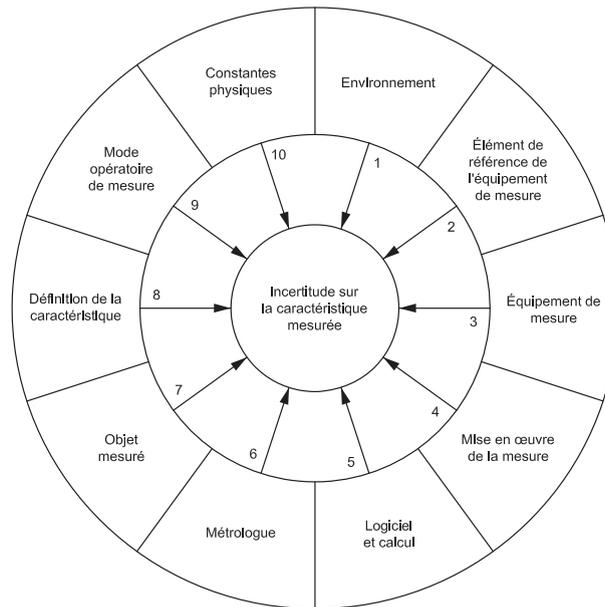


Figure 1.5 – Composantes d'incertitude de mesure d'après l'ISO 14253-2 :2011 [NF ISO 14253-2, 2011].

En détaillant chacune des composantes dans le cas de métrologie sur **Machine-Outil à Commande Numérique (MOCN)**, le diagramme de causes à effets résultant explicité à la figure 1.6 dénote une multitude de causes d'erreurs et d'**incertitudes de mesure**. Ce diagramme n'est pas exhaustif, mais se veut le plus complet possible. Souvent, la difficulté est que chacune des causes peut agir individuellement sur le **résultat de mesure** mais comme dans de nombreux cas, elles interfèrent les unes avec les autres et entraînent des erreurs et une **incertitude de mesure** supplémentaires. Dans les **budgets d'incertitude**, les composantes d'incertitude ayant le même effet peuvent être regroupées pour des raisons pratiques [JCGM 100, 2008; NF ISO 14253-2, 2011].

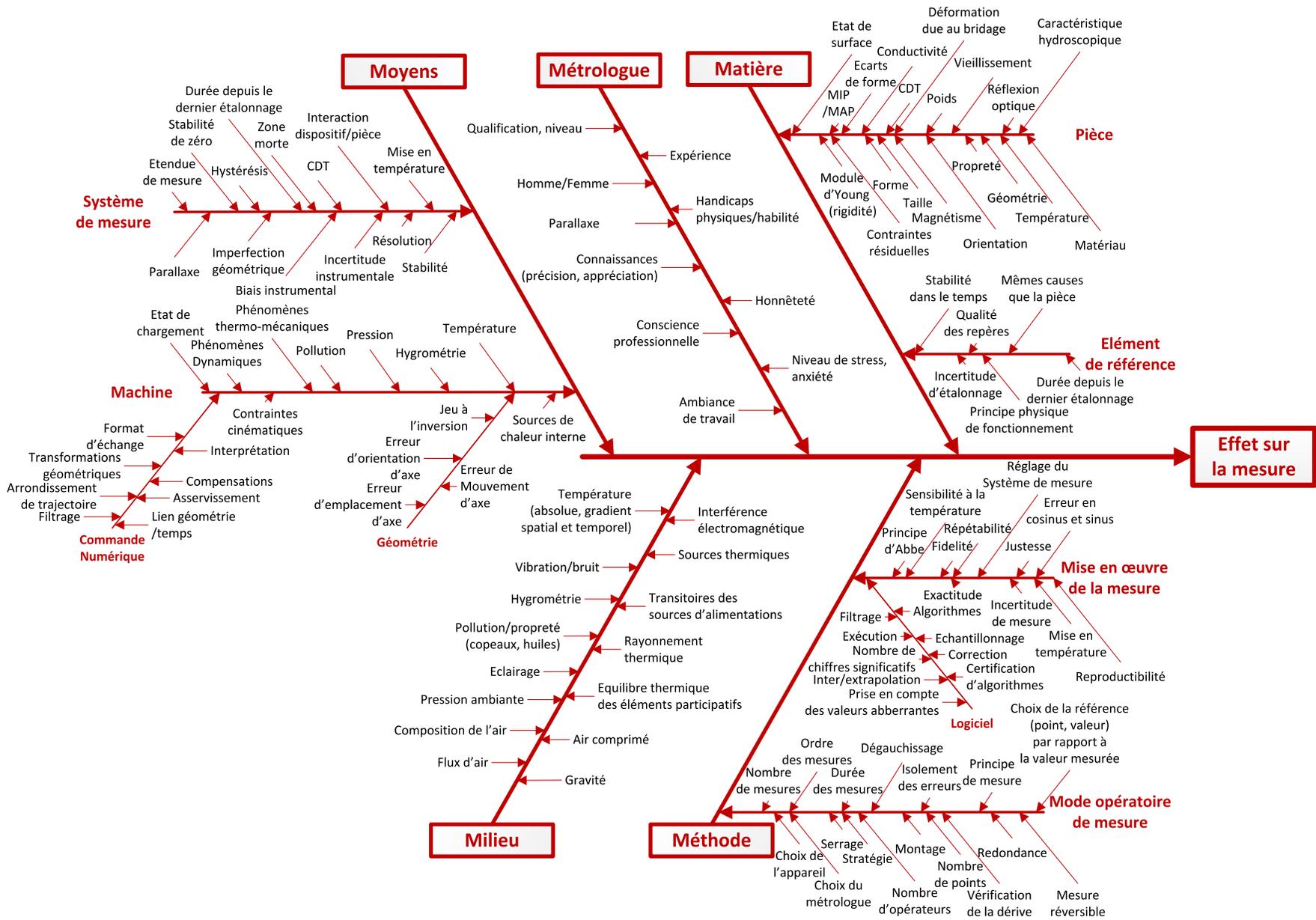


Figure 1.6 – Diagramme de causes à effets sur la mesure en ligne et grandeurs d'influence associées à partir des données issues de [JCGM 200, 2012; NF ISO 14253-2, 2011; NF ISO 17025, 2005; NF ISO 5725-1, 1994; Bluteau, 1999; Hennebelle, 2007; Viprey, 2013].

Les causes associées au milieu, à la matière et à la machine, mentionnées à la figure 1.6 sont communes au processus d'élaboration. Ramesh et al. [Ramesh *et al.*, 2000a] recensent d'une part l'ensemble des sources d'**erreurs géométriques** de la machine, ainsi que les sources d'erreurs liées aux stratégies choisies dans l'activité de réalisation de la pièce : les erreurs induites par le phénomène de coupe, et induites par la MIP et la MAP. Dans un second temps, ils recensent les sources d'erreurs induites par la thermique (c.-à-d. les sources de chaleur intrinsèques de la machine, les frottements entre les éléments cinématiques, l'effet Joule engendré par le phénomène de coupe) [Ramesh *et al.*, 2000b]. Mekid et Ogedengbe [Mekid et Ogedengbe, 2010] vont plus loin dans ce recensement de sources d'erreurs associées à la MOCN. L'ensemble de ces sources d'erreurs peut se résumer par la figure 1.7. Mekid détaille d'autant plus ce classement dans son ouvrage [Mekid, 2009].

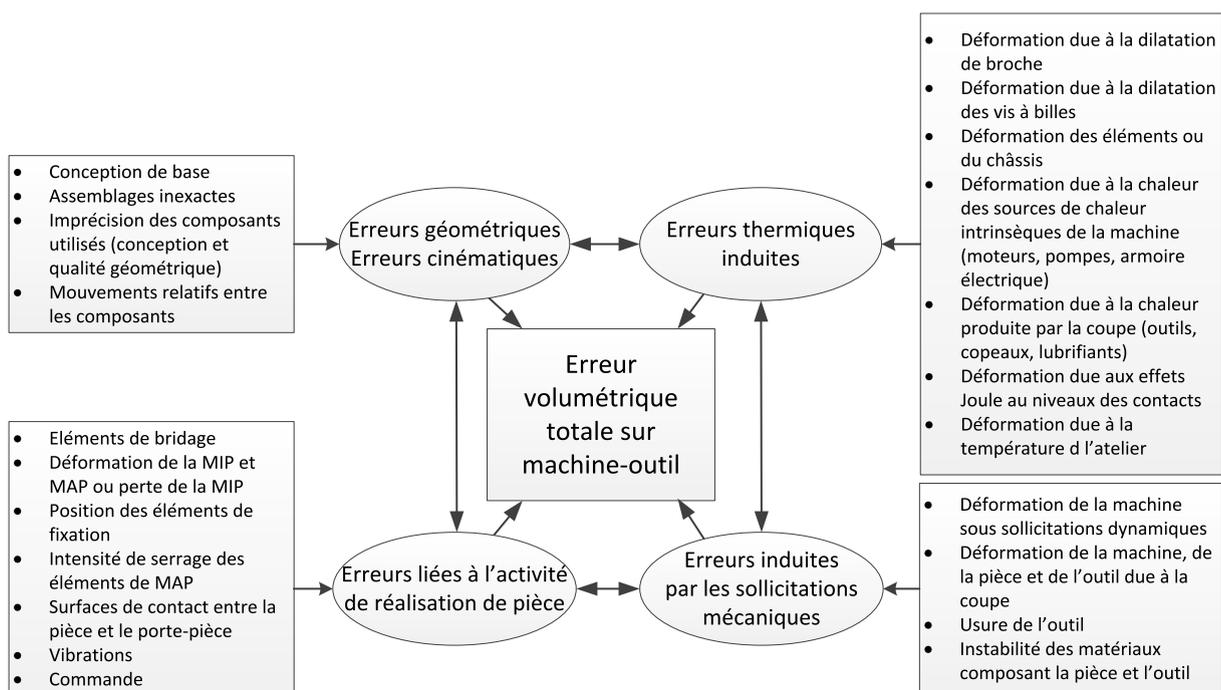


Figure 1.7 – Sources d'erreurs issues de la MOCN, de l'activité de réalisation et grandeurs d'influence associées, d'après [Mekid et Ogedengbe, 2010; Ramesh *et al.*, 2000a,b].

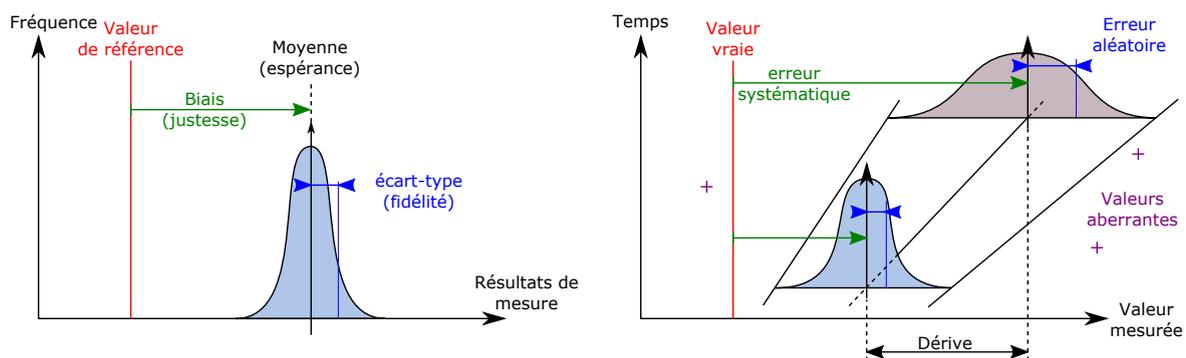
2.2 Décomposition de l'erreur volumétrique

Lors de la mesure de pièces, l'**erreur volumétrique**, associée à son incertitude, est un mélange d'erreurs connues et inconnues à partir d'un certain nombre de sources d'erreur (Figures 1.7 et 1.6). Mais globalement, l'**erreur volumétrique** peut être vue comme la conjugaison d'une **erreur systématique**, d'une **erreur aléatoire**, d'une potentielle **dérive instrumentale** et de valeurs aberrantes (Figure 1.8b). D'après Slocum [Slocum, 1992] et la norme [NF ISO 14253-2, 2011], les **erreurs systématiques** sont des erreurs ayant une valeur et un signe quantifiables sous des circonstances données. Elles sont compensables par un étalonnage et/ou une identification préalable [Mekid et Ogedengbe, 2010].

Quant aux **erreurs aléatoires**, elles peuvent avoir une valeur signée variable. Cette variation de signe et de valeurs dépend du **système de mesure**, de la méthode et de l'environnement [Mekid et Ogedengbe, 2010] (Figure 1.6). Les **erreurs aléatoires** peuvent être caractérisées par l'écart-type et le type de distribution tel que le montre le schéma 1.8b. Bien souvent, ce sont des **erreurs systématiques** causées par des grandeurs d'influence aléatoires non contrôlées [NF ISO 14253-2, 2011]. La valeur moyenne des **erreurs aléatoires** est souvent considérée comme une base d'évaluation de l'erreur systématique.

La **dérive instrumentale** est causée par des grandeurs d'influence non contrôlées et systématiques : souvent un effet temporel ou un effet d'usure (p. ex. un choc, le vieillissement).

Les valeurs aberrantes sont causées par des incidents non répétables dans la mesure impossibles à prévoir et caractériser (p. ex. bruit électrique ou mécanique, erreur humaine, parallaxes).



(a) Caractéristiques intrinsèques d'un système de mesure d'après [JCGM 200, 2012] (b) Erreurs de mesure d'après [NF ISO 14253-2, 2011; Slocum, 1992].

Figure 1.8 – Similitudes entre les caractéristiques d'un système de mesure et les erreurs de mesure.

Bilan :

La **MO** est l'un des maillons essentiels de l'activité de contrôle in situ et in-process puisqu'elle porte l'**instrument de mesure** ou l'outil et assure son déplacement et son positionnement. L'**erreur volumétrique** est une conséquence d'un grand nombre d'erreurs [Hocken et Pereira, 2011; Mekid, 2009; Rahman, 2004; Ramesh *et al.*, 2000a,b; Schwenke *et al.*, 2008; Slocum, 1992; Prévost, 2011] qui viennent dégrader l'**exactitude volumétrique** et les **performances volumétriques** de la MO.

L'assurance d'un résultat de mesure fiable et traçable sur MO passe par la mesure et par la compensation de cette erreur volumétrique.

Cette compensation a également pour effet d'améliorer la qualité des pièces usinées lorsqu'elle est mise en oeuvre et active lors de l'exécution des programmes d'usinage.

3 Sources d'erreur volumétrique

Les sources d'**erreur volumétrique** peuvent être classifiées en deux catégories : les erreurs dites quasi statiques et les erreurs dynamiques (Figure 1.9). Les erreurs quasi statiques comprennent des

erreurs géométriques, des erreurs thermiques et des erreurs de chargement statique. L'ensemble de ces catégories et sous-catégories peuvent interférer, par exemple par l'intermédiaire de couplages thermomécaniques au sein des erreurs quasi statiques.

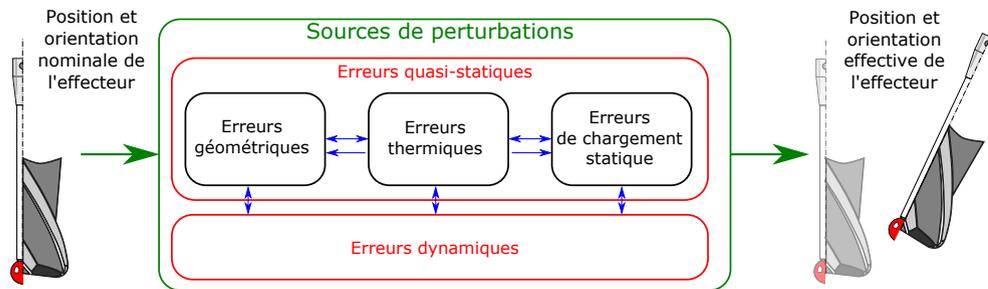


Figure 1.9 – Sources d'erreur volumétrique.

3.1 Erreurs quasi statiques

3.1.1 Erreurs géométriques

La **boucle structurelle** est composée de liaisons cinématiques élémentaires à un degré de liberté telles que des glissières et des liaisons pivots. En faisant l'hypothèse de solides infiniment rigides, chacune de ces liaisons cinématiques est constituée de deux ensembles cinématiques admettant donc un mouvement relatif de translation ou de rotation entre eux.

La norme [NF ISO 2806, 1996] définit un axe comme étant « *la direction dans laquelle une partie de la machine peut bouger dans un mode linéaire ou rotatif* ». La **boucle structurelle** est une succession d'axes dont le sens, la direction et la dénomination sont normalisés [NF ISO 841, 2004]. La définition normalisée d'axe introduit la notion de mouvement ainsi que la notion de direction de mouvement d'un solide ou ensemble cinématique par rapport à un autre. Ces deux notions sont en réalité biaisées par des écarts dus à la fabrication et à l'assemblage des solides ou ensembles cinématiques.

La norme ISO 230 définit deux catégories d'erreurs géométriques : les erreurs de mouvement d'axe et les erreurs de position et d'orientation d'axe.

3.1.2 Erreurs géométriques : erreurs de mouvement

Les **erreurs de mouvement**, comme le nom l'indique, sont des erreurs de mouvement non désirées d'un composant :

- dans le cas d'une liaison glissière, ces erreurs sont les « *mouvements linéaires et angulaires non désirés d'un composant commandé pour se déplacer le long d'une trajectoire (nominale) en ligne droite* » [NF ISO 230-1, 2012].
- dans le cas d'une liaison pivot, ce sont les « *variations de position et d'orientation de l'axe de rotation par rapport à ses axes de coordonnées de référence en fonction de l'angle de rotation de l'axe en rotation* » [NF ISO 230-7, 2007].

Ces erreurs sont donc dépendantes du mouvement de l'axe. Autrement dit, elles sont fonction de la position linéaire ou angulaire de l'axe en question. Ces positions seront par la suite nommées coordonnées articulaires ou paramètres articulaires, car ils sont intrinsèques aux articulations (aux liaisons cinématiques) de la **boucle structurelle**.

La définition des **erreurs géométriques** de mouvement est propre à chaque type de liaison cinématique élémentaire. Étant des mouvements non désirés, ces erreurs sont au nombre de six par liaison : trois erreurs de mouvements linéaires le long des trois directions, et de trois erreurs de mouvements angulaires autour des trois directions de l'espace 3D. À ces 6 paramètres peut s'ajouter un effet d'hystérésis appelé jeu à l'inversion, caractérisé par un mouvement non désiré ou un retard du mouvement lors du changement de direction dont le critère associé est l'exactitude bidirectionnelle de positionnement d'un axe [NF ISO 230-2, 2006].

3.1.2.1 Erreurs de mouvement d'un axe linéaire

La figure 1.10 présente l'ensemble des six **erreurs de mouvement** d'un axe linéaire dans le cas particulier d'un axe de direction X. L'ensemble des termes et des définitions associées est normalisé et indépendant de la direction nominale de mouvement [NF ISO 230-1, 2012].

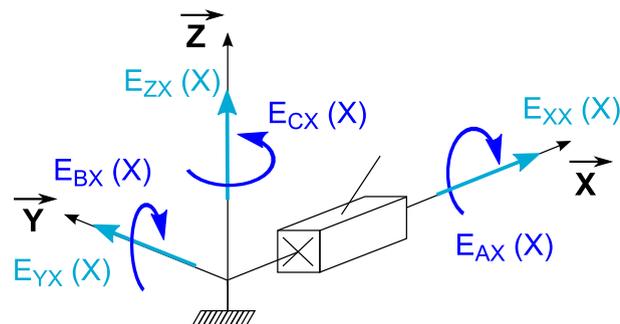


Figure 1.10 – Erreurs de mouvement d'un axe linéaire X.

- $E_{XX}(X)$: erreur de positionnement linéaire de l'axe X, dans la direction de mouvement ;
- $E_{YX}(X)$: erreur de rectitude de mouvement de l'axe X, en direction de l'axe Y ;
- $E_{ZX}(X)$: erreur de rectitude de mouvement de l'axe X, en direction de l'axe Z ;
- $E_{AX}(X)$: erreur de mouvement angulaire de l'axe X, autour de l'axe de rotation A (roulis) ;
- $E_{BX}(X)$: erreur de mouvement angulaire de l'axe X, autour de l'axe de rotation B (tangage¹) ;
- $E_{CX}(X)$: erreur de mouvement angulaire de l'axe X, autour de l'axe de rotation C (lacet¹).

L'**erreur de positionnement linéaire** est principalement due à la chaîne de transmission de puissance (moteur, accouplement, vis à billes, capteur de position), et à la partie contrôle. Les **erreurs**

1. les termes «tangage» et «lacet» sont uniquement utilisés pour les axes horizontaux. Les termes ne s'appliquent pas aux axes verticaux [NF ISO 230-1, 2012].

de rectitude sont une image des défauts géométriques de rectitudes des profilés ou surfaces guides. Les erreurs angulaires de mouvement, quant à elles, sont issues des défauts de forme des surfaces guides des éléments constituant la liaison cinématique. La courbure de ces surfaces n'étant pas nominale nulle, ces erreurs angulaires de mouvement ont un impact sur l'orientation du solide S_{i+1} par rapport au solide S_i (figure 1.11).

De plus, si l'on considère la position effective d'un point P du solide S_{i+1} , elle est biaisée par un effet des erreurs angulaires de mouvement. Par exemple, la figure 1.11 et les équations (1.2) et (1.3) traduisent l'effet de l'erreur de mouvement angulaire $E_{AX}(X)$ sur les rectitudes de mouvement du point P dans la direction X. Au niveau du point P, les rectitudes sont alors appelées rectitudes apparentes. Elles résultent de la rectitude intrinsèque de l'axe X et de l'effet de $E_{AX}(X)$ par le bras de levier d . L'équation (1.2) fait notamment référence au concept métrologique appelé erreur en sinus ou erreur d'Abbe où d constitue la distance d'Abbe [Abbe, 1890] alors que l'équation (1.3) fait référence à l'erreur en cosinus, couramment négligée.

Cet effet se généralise à toutes les erreurs angulaires (p. ex. $E_{BX}(X)$ à la figure 1.12), et est également rencontré lors de la définition de l'erreur de positionnement linéaire.

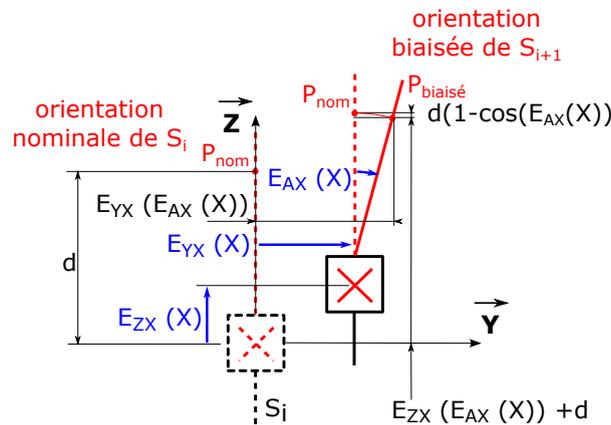


Figure 1.11 – Effet de $E_{AX}(X)$ sur $E_{YX}(X)$ et $E_{ZX}(X)$.

$$E_{YXapp} = E_{YX}(E_{AX}(X)) = E_{YX}(X) - d \times \sin(E_{AX}(X)) = E_{YX}(X) - d \times E_{AX}(X) \text{ (à l'ordre 1)} \quad (1.2)$$

$$E_{ZXapp} = E_{ZX}(E_{AX}(X)) = E_{ZX}(X) + d(1 - \cos(E_{AX}(X))) = E_{ZX}(X) \text{ (à l'ordre 1)} \quad (1.3)$$

Remarque : Le principe d'Abbe est énoncé de la manière suivante :

« Pour réaliser une bonne mesure, l'étalon de mesure doit être installé dans le prolongement de la côte à mesurer (mesurande). » [Abbe, 1890].

Le principe d'Abbe est mis en évidence par la Figure 1.13. La mesure à l'aide d'un pied à coulisse peut introduire une erreur d'Abbe due à la distance d'Abbe noté h (Figure 1.13a). C'est pourquoi

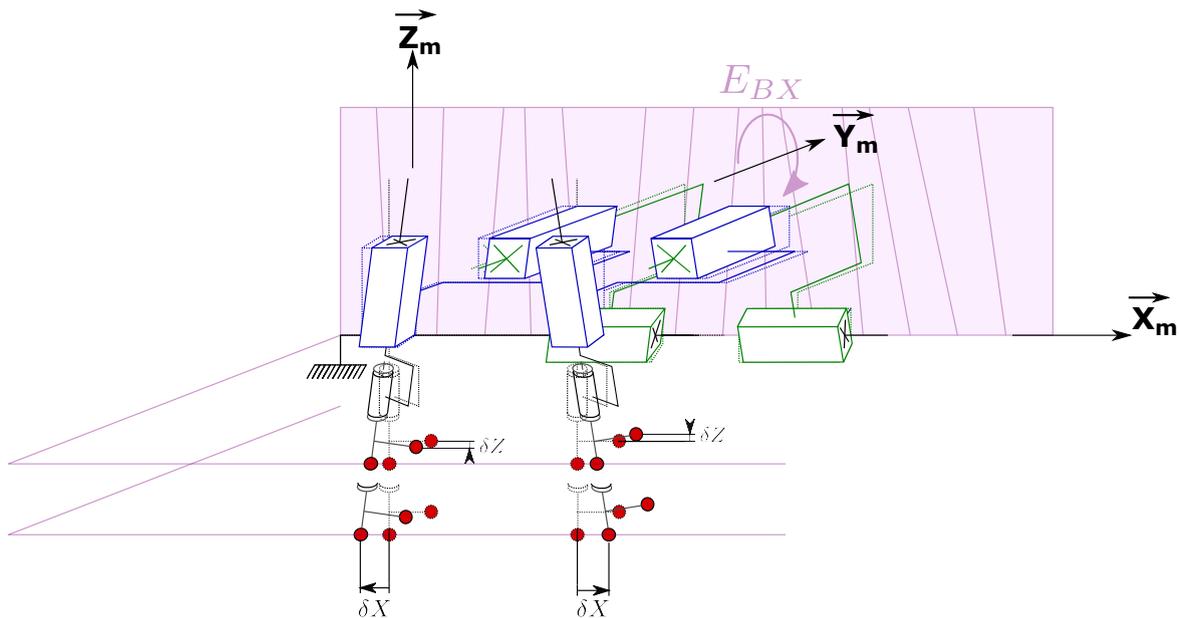
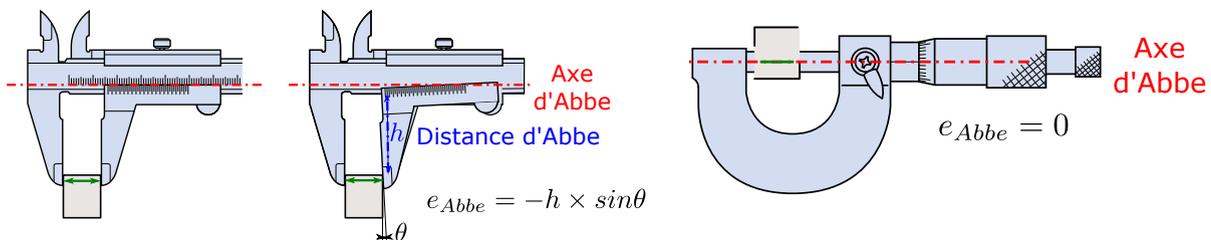


Figure 1.12 – Effet de $E_{BX}(X)$ sur la rectitude apparente verticale et l'erreur de positionnement linéaire apparente.

il est préférable de positionner le **mesurande** au plus près de la règle et du Vernier sur un pied à coulisse. Cette erreur est absente dans le cas d'un palmer (micromètre) (Figure 1.13b).



(a) Non-respect du principe d'Abbe dans le cas d'une mesure au pied à coulisse. (b) Respect du principe d'Abbe dans le cas d'une mesure au palmer.

Figure 1.13 – Matérialisation du principe d'Abbe.

3.1.2.2 Erreurs de mouvement d'un axe de rotation

La figure 1.14 présente les six **erreurs de mouvement** d'un axe de rotation dans le cas particulier d'un axe de direction Z. L'ensemble des termes et définitions associées est normalisé [NF ISO 230-7, 2007].z

- $E_{XC}(C)$: erreur de mouvement radial de C en direction de l'axe X ;
- $E_{YC}(C)$: erreur de mouvement radial de C en direction de l'axe Y ;
- $E_{ZC}(C)$: erreur de mouvement axial de C ;
- $E_{AC}(C)$: erreur d'inclinaison de mouvement de C autour de l'axe X ;

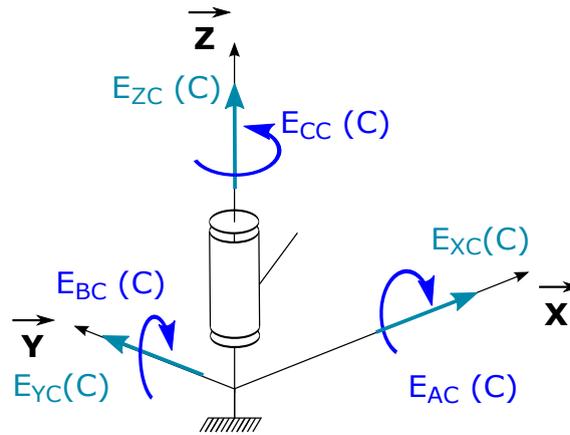


Figure 1.14 – Erreurs de mouvement d'un axe de rotation C.

- $E_{BC}(C)$: erreur d'inclinaison de mouvement de C autour de l'axe Y ;
- $E_{CC}(C)$: erreur de positionnement angulaire de l'axe C autour de l'axe Z.

De la même manière que pour les **erreurs de mouvement** d'axe linéaire, l'erreur de mouvement axial est due à la chaîne de transmission de puissance (moteur, accouplement, capteur de position, et à la partie contrôle). Les erreurs de mouvements (radiaux ou d'inclinaisons) sont issues principalement des défauts de forme de type circularité et cylindricité des éléments de guidage, de la sphéricité des billes dans les roulements, ainsi que de l'état de contrainte dans les composants.

Résumé du paramétrage normalisé des erreurs de mouvement :

Les erreurs de mouvements sont identifiées par la lettre E suivie d'un indice où :

- la première lettre est le nom de l'axe correspondant à la direction de l'**erreur de mouvement** ;
- la deuxième lettre correspond au nom de l'axe concerné.

La direction positive de l'erreur de mouvement linéaire accroît les valeurs de position positives et décroît les valeurs de position négatives [NF ISO 841, 2004].

3.1.3 Erreurs géométriques : erreurs de position et d'orientation d'axe

La partie précédente a eu pour objectif de caractériser la géométrie d'un axe seul. La définition d'axe, énoncée dans [NF ISO 2806, 1996] (cf. Section 3.1.1), introduit la notion de direction de mouvement. La **boucle structurelle** d'une machine est une boucle multi axes et est dotée de plusieurs directions de mouvements admissibles. Ces directions de mouvements peuvent être biaisées par des écarts géométriques inhérents à la fabrication et l'assemblage des constituants. Il est donc nécessaire de caractériser la géométrie entre l'ensemble des liaisons constituant la boucle. Ces écarts de géométrie, au même titre que les erreurs de mouvements, ont un impact sur la position et

l'orientation des deux organes terminaux de la boucle (l'effecteur et la pièce).

La caractérisation de la géométrie entre axes consiste à définir le positionnement relatif de lignes nominale-ment rectilignes les unes par rapport aux autres. Ces lignes sont directement associées à la direction moyenne du mouvement des axes en question. La norme [NF ISO 230-1, 2012] définit la direction générale de la ligne qui s'intitule :

- *ligne droite de référence* dans le cas d'axe linéaire. C'est « la ligne droite s'ajustant selon des conventions spécifiées à la trajectoire d'un point fonctionnel et à laquelle sont rapportés les écarts et les paramètres de rectitude ». Comme le montre la figure 1.15, cette ligne peut être construite comme une droite de référence de la zone minimale (figure 1.15a), ou la ligne droite de référence des moindres carrés (figure 1.15b) ou la droite de référence des points limites (figure 1.15c).
- *ligne moyenne d'axe* dans le cas d'axe de rotation. C'est « le segment de ligne fixé par rapport aux axes de coordonnées de référence qui représente l'emplacement moyen de l'axe de rotation ». Cette ligne moyenne est représentée à la figure 1.16.

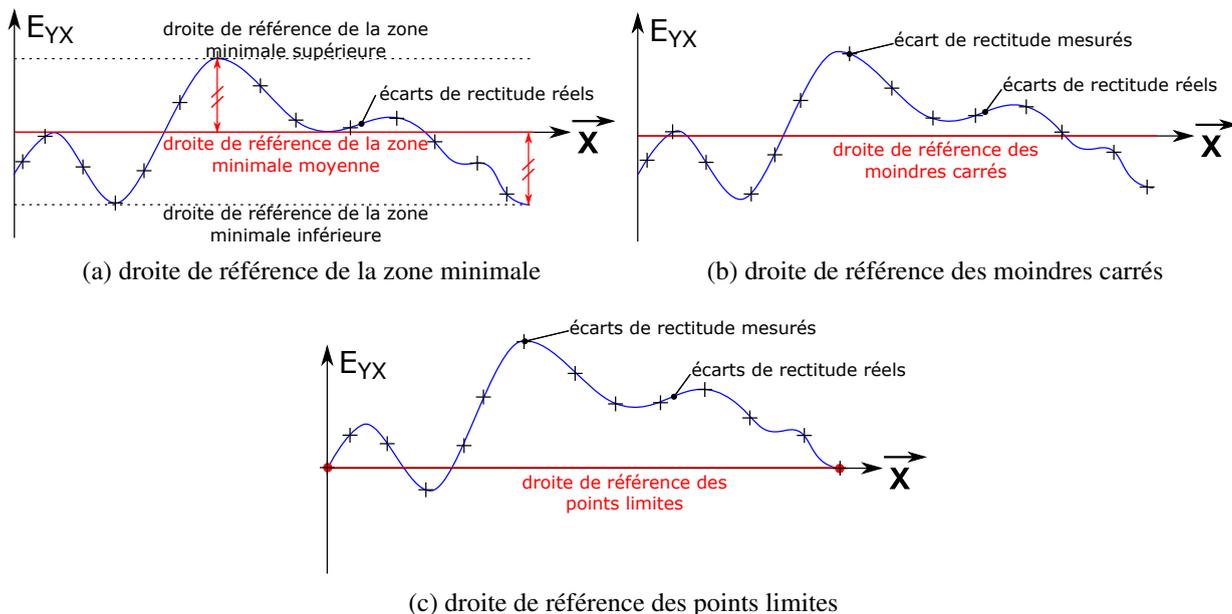


Figure 1.15 – Types de constructions normalisées de lignes droites de références d'après [NF ISO 230-1, 2012].

Suivant la définition de cette ligne, la caractérisation quantitative des écarts géométriques peut différer. La norme internationale n'impose rien à ce sujet ; la [NF ISO 230-1, 2012] propose seulement des stratégies de construction de lignes et leurs définitions. Le choix de la stratégie de construction de la ligne droite de référence est donc libre.

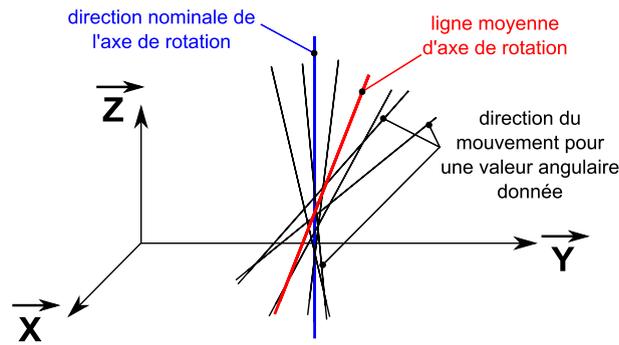


Figure 1.16 – Ligne moyenne d'axe de rotation.

La norme associe un nombre minimal de paramètres géométriques associés à chacune de ces lignes. Ces paramétrages sont exposés dans les parties 3.1.3.1 et 3.1.3.2 respectivement pour les axes linéaires et les axes de rotation.

3.1.3.1 Erreurs de position et d'orientation vis-à-vis d'une ligne droite de référence d'axe linéaire

Si les **erreurs de mouvement** ne sont pas considérées, une liaison glissière permet le déplacement d'un solide suivant une direction de l'espace. Les trajets d'un ensemble de points de ce solide le long de cette direction définissent un groupe de droites rectilignes et parallèles entre elles. Ainsi dans un espace tridimensionnel, la direction de mouvement est paramétrée par deux paramètres d'orientation et un paramètre de zéro [NF ISO 230-1, 2012], comme le montre la figure 1.17 :

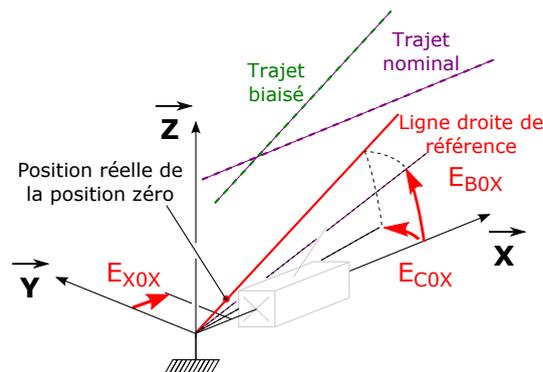


Figure 1.17 – Erreur géométrique associée à une ligne droite de référence (cas d'un axe linéaire suivant X).

- E_{B0X} : erreur d'orientation de l'axe X autour de la direction Y ; perpendicularité de X par rapport à l'axe Z ;
- E_{C0X} : erreur d'orientation de l'axe X autour de la direction Z ; perpendicularité de X par rapport à l'axe Y ;
- E_{X0X} : erreur de position zéro de l'axe X.

3.1.3.2 Erreurs de position et d'orientation d'axe de rotation par rapport à une ligne moyenne d'axe

De la même manière que pour l'axe linéaire, si les **erreurs de mouvement** ne sont pas considérées, une liaison pivot permet le déplacement d'un solide autour d'une direction de l'espace. Les trajets d'un ensemble des points de ce solide autour de cette direction définissent un groupe de cercles dont le centre est un point coïncident avec la direction de mouvement. Ces cercles appartiennent à des plans tous parallèles entre eux. Il est donc nécessaire de paramétrer la direction de l'axe qui est orthogonale aux plans, ainsi que sa position. Dans un espace tridimensionnel, la direction de mouvement est donc paramétrée par deux paramètres d'orientation, deux paramètres de position et un paramètre de zéro (ISO 230-7 [NF ISO 230-7, 2007]), comme le montre la figure 1.18.

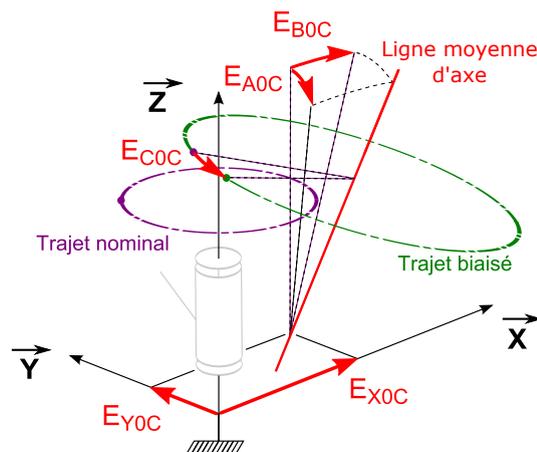


Figure 1.18 – Erreur géométrique associée à une ligne moyenne d'axe (cas d'un axe de rotation suivant Z).

- E_{X0C} : erreur de position de l'axe C dans la direction X ;
- E_{Y0C} : erreur de position de l'axe C dans la direction Y ;
- E_{A0C} : erreur d'orientation de l'axe C dans la direction X ; perpendicularité de C par rapport à l'axe Y ;
- E_{B0C} : erreur d'orientation de l'axe C dans la direction Y ; perpendicularité de C par rapport à l'axe X ;
- E_{C0C} : erreur de position zéro de l'axe C.

Résumé du paramétrage normalisé des erreurs de position et d'orientation d'axe :

Les **erreurs de position et d'orientation d'axe** sont identifiées par les notations suivantes :

- le premier caractère après la lettre E (pour erreur) est le nom de l'axe correspondant à la direction de l'erreur ;
- le second caractère est le numéral 0 (zéro) assorti d'un axe de référence choisi (donné) ;
- et le dernier caractère est le nom de l'axe concerné.

L'erreur de perpendicularité de l'axe Z par rapport à l'axe X devrait s'écrire $E_{B(0X)Z}$. Si l'axe X est axe de référence primaire ou secondaire du mouvement, il est possible de simplifier l'écriture par E_{B0Z} . La première notation $E_{B(0X)Z}$ serait dite relative [Ibaraki et Knapp, 2013] alors que la seconde serait dite absolue. La première notation permet de conserver un sens physique de l'erreur considérée puisqu'elle est définie localement dans le repère du solide précédent, et non dans un référentiel de coordonnées de la MO comme la deuxième notation. Il est donc nécessaire de garder à l'esprit que la définition qualitative n'étant pas la même, par conséquent la définition quantitative diffère. Ibaraki et Knapp [Ibaraki et Knapp, 2013] proposent une comparaison entre ces deux définitions.

Que ce soit dans le cas d'une liaison glissière ou d'une liaison pivot, les erreurs de position zéro introduites dans les **erreurs de position et d'orientation d'axe** peuvent être vues comme des offsets sur l'**erreur de positionnement linéaire** ou angulaire. Cette affirmation est faite dans la norme ISO 230-1 [NF ISO 230-1, 2012] et est prouvée lors de la mise en équation du chapitre 3. Cet offset est donc indépendant de la position de l'axe au sens strict du paramètre articulaire.

Afin de minimiser les effets des **erreurs de mouvement** et des **erreurs de position et d'orientation d'axe**, ces erreurs dites géométriques sont à évaluer et à corriger. Ces activités d'évaluation et de correction sont réparties dans le cycle de vie d'une machine. Certaines sont réalisées :

- chez le fabricant avant la mise en vente de la machine, afin d'assurer une **performance volumétrique** exigée par le client ou vendue par le fabricant (réglage initial) ;
- dans l'atelier ou salle de métrologie avant la mise en service (réglage d'installation) ;
- lors du changement de série, entre deux phases, entre deux opérations ou lors de maintenances préventives ou curatives (réglage en fonctionnement).

3.2 Erreurs thermiques

De nombreux travaux ont été menés durant ces dernières années. Parmi ces travaux, ceux de [Bryan, 1990], qui par une revue de littérature des effets thermiques sur MO (figure 1.19) dénote un faible engouement sur le plan industriel, alors que de nombreuses activités de recherche montrent que les phénomènes thermiques sont toujours la plus importante source d'erreurs dimensionnelles et apparentes de non répétabilité. En effet, les MOs sont installées dans des environnements thermiquement instables tels que des ateliers de production. Des changements de la température ambiante ou l'utilisation de fluides de refroidissement sont présents (p. ex. l'air conditionné, le refroidissement à l'eau, ou à l'huile). La composante de l'**erreur volumétrique** variable dans le temps inclut notamment cette instabilité thermique et les sources de chaleur internes de la machine. Les sources de chaleur internes sont les moteurs, l'électronique, ainsi que la chaleur dégagée par les frottements dans les éléments de guidages tels que les glissières, les roulements et les vis à billes [Srivastava *et al.*, 1995].

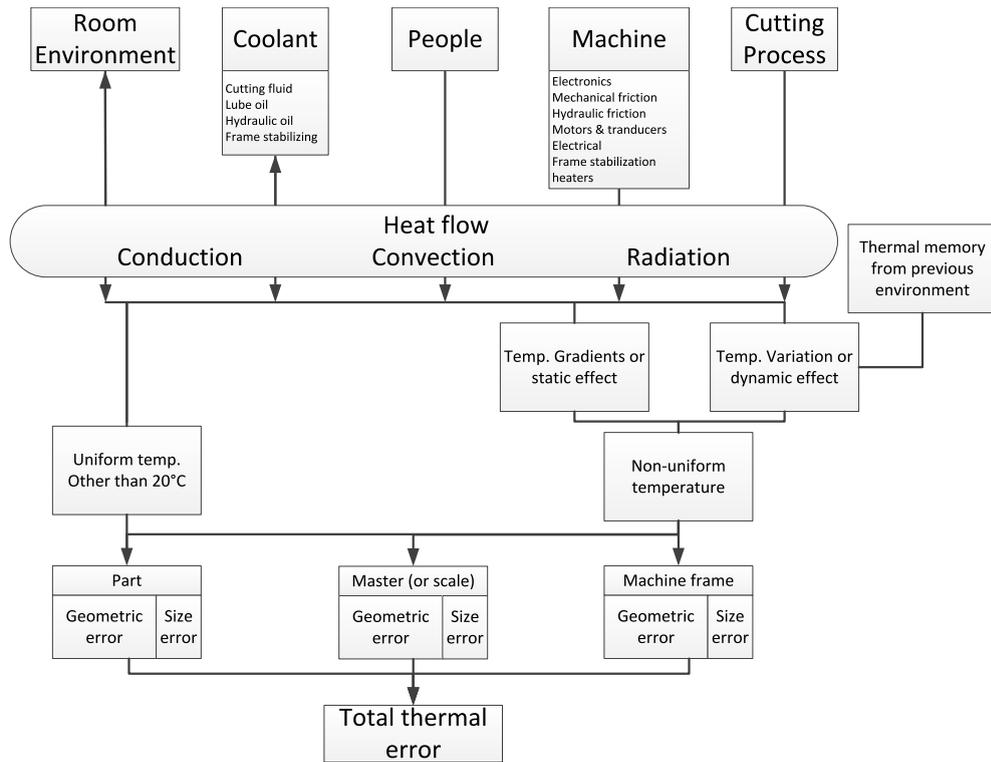


Figure 1.19 – Diagramme des causes et des effets thermiques sur MO, selon [Bryan, 1990].

Les gradients thermiques produisent des déformations significatives des composants de la machine et en conséquence des erreurs supplémentaires du positionnement effecteur/pièce [Diollez, 2006]. Dans le cas d'une poutre de longueur L et de hauteur h , monobloc, homogène, de Coefficient de Dilatation Thermique (CDT) noté α et pour une variation ΔT homogène de la température, les déformations les plus connues sont :

- les dilatations thermiques données par l'équation (1.4) ;

$$\Delta L = \alpha \times L \times \Delta T \quad (1.4)$$

- les déformations en flexion dues à un gradient thermique entre les deux faces d'une pièce monobloc donnée par l'équation (1.5), d'après [Slocum, 1992].

$$f = \frac{\alpha \times L^2 \times \Delta T}{2 \times h} \quad (1.5)$$

L'état thermique d'une MO affecte les erreurs géométriques des différentes articulations de machine et est généralement difficile à évaluer [Mekid, 2009]. L'effet des variations thermiques peut être caractérisé en mesurant le comportement géométrique/cinématique de la machine en fonction de la température.

Dans les années 90, une prise de conscience de ces problèmes inhérents de la thermique tant par les industriels que par la recherche académique a permis de nombreuses avancées sur des MO [Mayr et al., 2012]. Ces résultats sont aussi bien dans le domaine de la mesure, de la modélisation

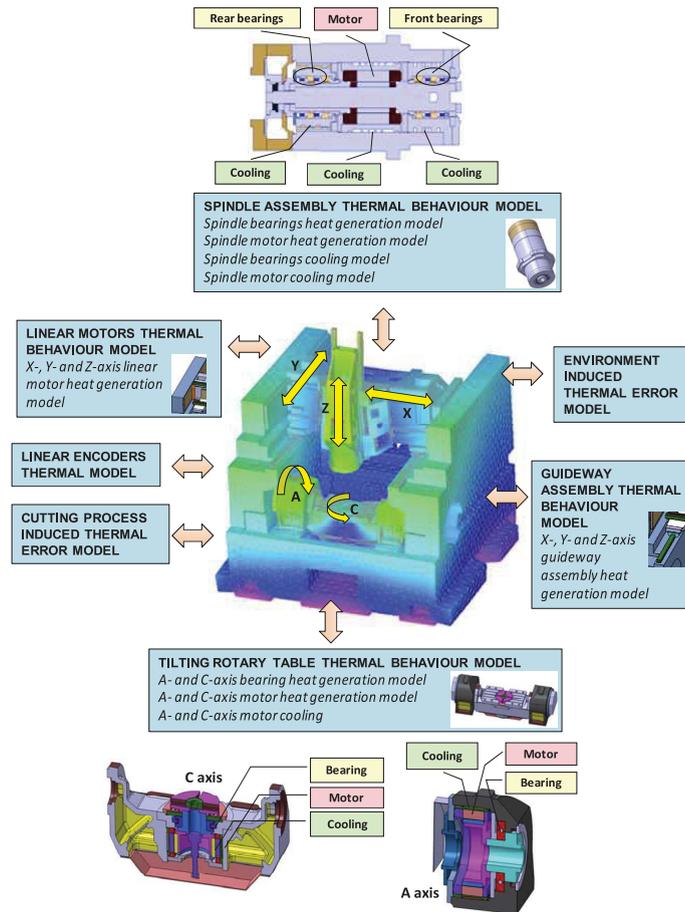


Figure 1.20 – Modélisation du comportement thermique d'un centre UGV 5 axes, selon [Turek *et al.*, 2010].

numérique, de la compensation des erreurs thermiques que la régulation thermique sur MO, et quelle que soit la cause comme le montre la figure 1.20 [Turek *et al.*, 2010].

Des méthodes d'analyses systématiques du comportement thermique des MOs sont spécifiées dans des normes telles que [NF ISO 230-3, 2007] relatives aux MOs en général, la [NF ISO 10791-10, 2007] relative aux centres d'usinage et la [NF ISO 13041-8, 2004] aux centres de tournage. Ces analyses comprennent des mesures causées par Erreurs dues aux Variations de Température Ambiante ou Environmental Temperature Variation Errors (ETVE), des mesures de distorsions thermiques causées par les broches principales et des mesures de distorsions thermiques dues aux déplacements des axes linéaires et de rotation (effet Joule). La mesure de la distorsion thermique relative entre l'outil et la pièce est commune à ces normes. Habituellement, elle se mesure à l'aide d'un mandrin d'essai qui est serré dans la broche et une installation composée de 5 capteurs de type LVDT ou capacitifs fixés sur la table de centres d'usinage (figure 1.21), ou dans le porte-outil dans le cas d'un centre de tournage. L'avantage des capteurs capacitifs (sans contacts) est qu'ils permettent une étude de la dynamique de comportement de la structure sous chargement thermique [Yang et Ni, 2005].



Figure 1.21 – Spindle Error Analyser [IBSPE, 2014].

3.3 Erreurs de chargement statique

L'**erreur volumétrique** est affectée par une variété de charges statiques qui entraînent la flexion des éléments constituant la **boucle structurelle** de la **MO**. Au cours de la phase d'installation d'une **MO**, il est nécessaire de prendre les précautions nécessaires afin d'éviter ce type de distorsion. En effet, pour éviter la perte de précision, la **MO** doit être mise en position en portant une attention particulière à la distribution des contacts. Certaines **MO** en service sont installées sur des fondations flottantes ou en utilisant des supports hydrostatiques pour des applications de haute exactitude. D'autres déformations résultent des déplacements des ensembles cinématiques et affectent directement les erreurs géométriques [Mekid, 2009; Schellekens *et al.*, 1998; Slocum, 1992]. Le poids de certains éléments est tellement important (plusieurs milliers de Newton) que la rigidité finie des supports devient insuffisante pour maintenir les déformations à des niveaux admissibles. Généralement, les constructeurs des **MO** appliquent un certain nombre de solutions permettant de corriger les effets des déformations dues à ce type de sollicitations mécaniques par le renforcement de la structure de la machine, ou des compensations au sein de la **CN** [Siemens, 2006b]. Le poids des éléments mobiles de la machine et le poids additionnel de la pièce peuvent causer des déformations statiques. Schwenke *et al.* dans [Schwenke *et al.*, 2008] parlent de comportement « quasi rigide » qui est identifiable par des mesures des **erreurs géométriques** sous différents chargements.

3.4 Erreurs dynamiques

Excepté les erreurs associées à l'interpolation et au contrôle des axes, la trajectoire exécutée sur **MO** est entachée d'une erreur causée par le comportement dynamique de la structure. Ces erreurs dynamiques apparaissent lorsque les forces de mesure, d'usinage ou dues à des accélérations mises en jeu ne permettent plus de considérer seulement le comportement quasi statique de la **boucle structurelle**. Des phénomènes vibratoires peuvent apparaître au sein même de la structure. La vibration est définie comme « *une oscillation physique de la structure d'une machine, découlant souvent de l'action d'une force d'excitation dynamique sur les propriétés physiques de masse, de raideur et d'amortissement de la machine* » [NF ISO 230-8, 2010]. Ces vibrations peuvent

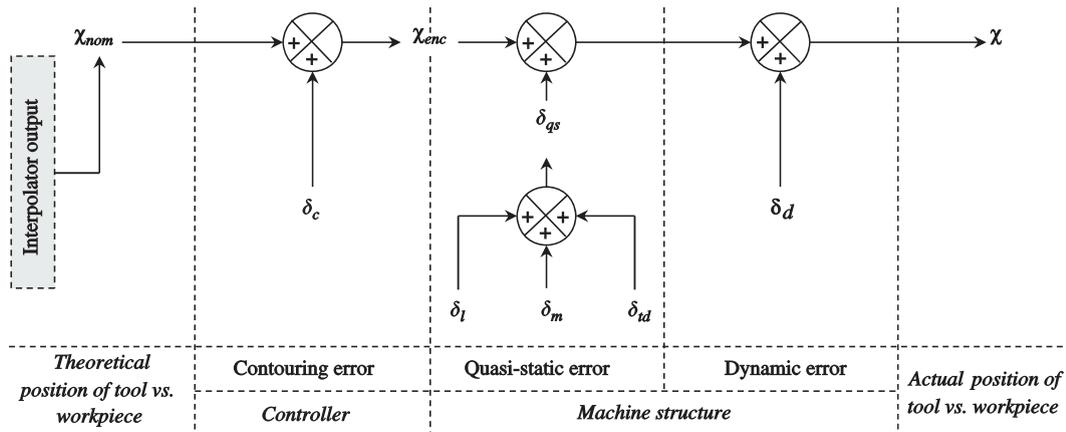
entraîner une déformation de la **boucle structurelle** de la machine considérée. Les fréquences de ces vibrations peuvent parfois être associées à celle de la broche lors du processus d'usinage ou de **mesurage**, ou peuvent être dues à des vibrations forcées lors du processus ou à du broutage. Ces phénomènes sont souvent transitoires ou aléatoires, et restent difficiles à compenser. Ceci est dû à l'amplitude très souvent inconnue et en particulier l'angle de phase des fréquences de vibration [Schwenke *et al.*, 2008].

Une identification par lecture directe des codeurs d'axes permet de compenser certaines vibrations lors d'usinage [Heidenhain, 2013], ou par ajout d'un retour de l'accélération mesurée dans la boucle de commande [Munoa *et al.*, 2015]. La norme [NF ISO 230-8, 2010] spécifie des essais par utilisation de transducteurs de type accéléromètres, ou par laser permettant de mesurer la réponse de la structure à une excitation relative (p. ex. électrohydraulique, piézoélectrique, ou électrodynamique) ou une excitation absolue (p. ex. un marteau d'impulsion, ou un excitateur électrohydraulique absolu).

Prévost [Prévost, 2011], a évalué des écarts de structure sous sollicitations dynamiques par deux méthodes. La première est une étude du niveau vibratoire comme réponse à une excitation par marteau d'impulsion, et la seconde comme réponse à une excitation réaliste d'usinage. Une modélisation de type hybride (un modèle de type masses concentrées, composé de multi corps solides reliés par des liaisons souples par éléments finis) [Altintas *et al.*, 2005; Zhang *et al.*, 2003] permettant la prédiction des écarts dus aux déformations de la machine sous chargement dynamique a été ensuite développée sur un centre d'usinage sollicitée en 3 axes.

Kono *et al.* [Kono *et al.*, 2012] proposent une analyse des effets des composants de la **boucle structurelle** d'une MO sur les erreurs dynamiques mesurées. Les composants étudiés sont les deux glissières d'axe X et Y. La mesure a été réalisée dans deux directions (X et Y) à des fréquences allant jusqu'à 200Hz. La mesure des erreurs dynamiques a été faite par deux méthodes : une mesure sur des trajectoires circulaires avec une échelle bidirectionnelle NF ISO 230-1 [2012] (codeur 2D de type KGM [Heidenhain, 2016]) et la seconde par étude de la réponse fréquentielle de la structure par 4 accéléromètres. À faible fréquence, les composants de la boucle structurelle jouent un rôle prédominant dans l'erreur dynamique observée qui est de l'ordre du micromètre et augmente lorsque le rayon de la trajectoire diminue.

Andolfatto [Andolfatto *et al.*, 2011] considère les erreurs dynamiques comme des erreurs supplémentaires s'ajoutant aux erreurs de contour induites par la CN et l'asservissement qui sont notées δ_c à la figure 1.22a, ainsi qu'aux erreurs dites quasi statiques δ_{qs} (c.-à-d. les erreurs géométriques δ_l et δ_m et thermiques δ_{td}). Ces erreurs dynamiques sont fonction de la vitesse d'avance de l'effecteur le long d'un trajet, mais leurs effets restent néanmoins de faibles contributeurs de l'**erreur volumétrique** totale (< 5%) par rapport aux **erreurs géométriques** (Figure 1.22b). Ceci est d'autant plus vrai dans un contexte de mesure où la vitesse d'avance n'excède pas 1000 mm/min.



(a) Décomposition de l'erreur volumétrique totale.

F (mm/min)	$\delta_c, \%$	$\delta_{qs}, \%$			$\delta_d, \%$
		$\delta_l, \%$	$\delta_m, \%$	$\delta_{td}, \%$	
1000	1.1	86.9	11.4	0.0	0.6
1800	1.7	85.9	11.3	0.4	0.7
3240	2.4	84.7	11.1	0.9	0.9
5832	3.9	82.6	10.8	1.1	1.5
10 498	6.5	77.7	10.2	2.3	3.3
18 896	9.5	72.8	9.5	3.3	4.8

(b) Contributions des différentes erreurs en fonction de l'avance F .

Figure 1.22 – Contributeur de l'erreur volumétrique selon [Andolfatto *et al.*, 2011].

3.5 Synthèse

Qu'elles soient de nature géométrique, thermique ou de chargement statique, les erreurs quasi statiques modifient la géométrie réelle de la machine et impactent son comportement cinématique. Les erreurs thermiques sont induites par des gradients temporels et spatiaux de température au sein de la MO, par ses éléments constitutifs et le procédé mis en jeu, ainsi qu'à l'extérieur par l'environnement. Les erreurs de chargement statique dépendent également du procédé mis en jeu, de la configuration articulaire de la MO à un instant donné, ainsi que de l'environnement par l'intermédiaire du contact entre le bâti et la dalle en béton. Ces erreurs peuvent être directement constatées par identification de leurs effets sur les erreurs géométriques de la MO, soit à différentes températures, soit sous différents types de chargements statiques [Bryan, 1990; Mayr *et al.*, 2012; Mekid, 2009; Schwenke *et al.*, 2008].

Ces erreurs dites quasi statiques impactent à plus de 70% l'erreur volumétrique totale, et la dynamique de la MO reste très limitée lors d'une mesure in situ [Mekid et Ogedengbe, 2010; Andolfatto *et al.*, 2011]. C'est pourquoi la suite de l'étude s'est orientée sur la modélisation et sur la caractérisation de ces erreurs géométriques.

4 Modélisation des erreurs géométriques

4.1 Modélisation des erreurs de mouvements

Malgré un paramétrage normalisé décrit dans la sous-section 3.1.2, il a pu être observé dans cette sous-section qu'il y a des interdépendances entre les **erreurs de mouvement** linéaires et les **erreurs de mouvement** angulaires. Ces interdépendances sont traitées différemment dans la littérature. Bringmann et Knapp [Bringmann et Knapp, 2009] traitent de cette interdépendance par modélisation des **erreurs de positionnement linéaire** et des **erreurs de rectitude** comme une somme d'harmoniques de séries de Fourier. Ils donnent un exemple de modélisation d'**erreur de positionnement linéaire** permettant de minimiser l'interdépendance entre les **erreurs de mouvement**. Cette modélisation d'**erreur de positionnement linéaire** est définie comme une somme de contributions qui comprend :

- un terme linéaire correspondant directement à la dilatation thermique moyenne de la règle de mesure ou de la vis à billes ;
- un terme cyclique qui correspond à l'effet du lacet de la vis à bille sur un tour de celle-ci ;
- un certain nombre d'harmoniques de Fourier.

Kiridena et Ferreira [Kiridena et Ferreira, 1994a] proposent une modélisation des erreurs de mouvements (**erreurs de positionnement linéaire** et les trois **erreurs angulaires de mouvement**) d'une structure 3 axes par des fonctions polynomiales de degré n appropriées. Ces polynômes sont fonction de la position articulaire de l'axe considéré. Les **erreurs de rectitude** sont définies comme des intégrales des **erreurs angulaires de mouvement**, traduisant l'interdépendance des erreurs. Ekinci et Mayer [Ekinci et Mayer, 2007] ont montré que le modèle intégrale n'est pas toujours valable et dépend de la longueur du patin et de la période spatiale des défauts de forme des éléments de guidage. Dans [Kiridena et Ferreira, 1994b], les paramètres du modèle de degré 1 sont identifiés par la mesure d'un **étalon** de type treillis. La méthode permet de modéliser les erreurs observées ($> 300\mu m$) avec une erreur maximale de $5\mu m$ et une répétabilité de $1\mu m$.

À l'inverse, Pahk et al. [Pahk *et al.*, 1997] proposent une modélisation polynomiale de degré 2 des erreurs en fonction de la position considérée. Les **erreurs angulaires de mouvement** (le lacet et le tangage) sont dérivées des **erreurs de rectitude**. Le jeu à l'inversion est considéré comme une constante signée en fonction du sens de déplacement. Sans considération d'interdépendance entre les erreurs linéaires et les erreurs angulaires, Slamani et al. [Slamani *et al.*, 2011] proposent une modélisation polynomiale de degré 3 ou 4 incluant les jeux à l'inversion par un terme constant. Le résidu calculé entre le modèle et la mesure est proche de la valeur de répétabilité de la machine.

Coorevits dans sa thèse [Coorevits, 1990] propose un modèle dit MPC fournissant une méthode générale de description des déformations des structures sous l'effet de la température. Cette modélisation consiste à superposer aux 18 fonctions décrivant les **erreurs de mouvement** d'une **MMT** des polynômes du second degré. Les polynômes sont de la forme $M + P \times \beta + C \times \beta^2$ où β représente la coordonnée en cause. Les coefficients M, P, C représentent respectivement un décalage Moyen, une Pente et une Courbure. Avec ce type de représentation, il devient alors possible de considérer que les perpendicularités deviennent redondantes (elles sont directement intégrées dans

ces paramètres).

Les **erreurs de mouvement** peuvent également se modéliser par des B-Splines [Zhu *et al.*, 2010]. Zhu *et al.* justifient cette utilisation par la nature et les variations des erreurs en fonction de la machine considérée. Le degré des B-Splines est choisi égal à 3 pour assurer une continuité C^2 (continuité en courbure). L'identification des erreurs se fait par mesure à l'aide d'une échelle bi-dimensionnelle de type KGM [Heidenhain, 2016]. La modélisation utilisée permet d'identifier la valeur de l'erreur le long de l'axe en ayant une information statistique telle que la dispersion entre le modèle et la mesure.

Les **erreurs de mouvement** d'axe de rotation sont en revanche plus délicates à modéliser. Soit elles sont mesurées de manière continue ou sur des valeurs discrètes et interpolées pour être utilisées comme telles dans les modèles, soit il est possible de les décomposer en modes. En effet, dans un diagramme polaire illustré à la figure 1.23, la norme [NF ISO 230-7, 2007] spécifie un mouvement d'erreur total compris entre deux mouvements enveloppes : un mouvement intérieur et un mouvement extérieur. Ce mouvement total est décomposable par :

- des modes synchrones : mouvement d'erreur ayant des fréquences qui sont des multiples entiers de la fréquence de rotation de l'axe considéré ;
- des modes asynchrones : mouvement d'erreur total observé à des fréquences différentes des multiples entiers de la fréquence de rotation ;
- un mouvement résiduel.

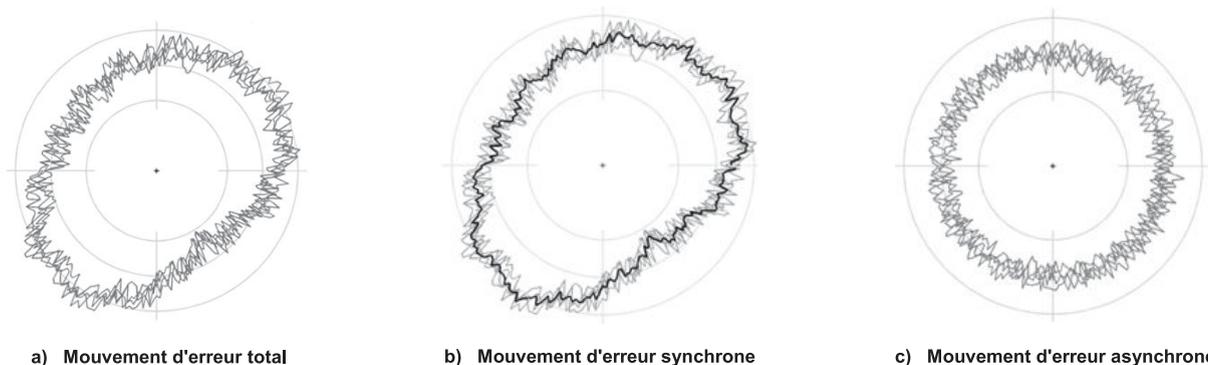


Figure 1.23 – Diagrammes polaires d'erreur de mouvement selon [NF ISO 230-7, 2007].

Par une méthode de séparation d'erreurs telles que des méthodes de retournement de Donaldson [Donaldson, 1972; Marsh *et al.*, 2010], de multi retournement [Whitehouse, 1976; Vissière, 2013] ou des méthodes dites multiprobes [Marsh, 2009; Marsh *et al.*, 2010], il est possible de modéliser et d'identifier les erreurs de mouvements d'un axe de rotation.

4.2 Modélisation et simplification des erreurs de position et d'orientation d'axe

La multifonctionnalité des **MOs** engendre une grande diversité d'architectures constituées d'un assemblage ou « empilage » d'axes dans le cas des structures sérielles. Par exemple, dans le cas

des centres d'usinages 5 axes, 2160 architectures sont possibles [Sato, 2006] et ce juste pour des structures à broche verticale. Par élimination des cas techniquement impossibles, Sato en déduit seulement 216 architectures possibles. Bohez, dans [Bohez, 2002], propose une classification des architectures possibles de MOs 5 axes. Il en déduit 360 architectures possibles composées de 3 axes linéaires et 2 axes de rotation. Ces 360 architectures sont ensuite classifiées en sous-groupes « $Gt/G'w$ ». Par exemple, le sous-groupe « $G1/G4'$ » comprend toutes les structures où l'outil (t) est supporté par un axe et la pièce (w) supportée par quatre axes. Cette typographie utilisant le prime est également normalisée [NF ISO 841, 2004].

Parmi les 360 architectures, il n'existe que 20 architectures largement utilisées qui sont les machines de type $R'R'$, dont il en existe qu'une seule de type $TTTR'R'$. Le choix de l'architecture dépend du volume de travail souhaité, de l'orientation angulaire souhaitée ainsi que de la gamme de produits usinés. Par conséquent cette diversité d'architecture engendre un grand nombre de modèles différents par leur nombre d'erreurs de position et d'orientation d'axes.

Par assemblage successif des ensembles cinématiques de la structure, il y a introduction d'erreurs de position et d'orientation de **ligne droite de référence** et de **ligne moyenne d'axe** les unes par rapport aux autres. Ces erreurs indépendantes du mouvement pouvant être modélisées par des constantes signées sont pour certaines redondantes. Cette redondance se traduit par un même effet sur l'**erreur volumétrique** dans le volume de travail de la MO. La norme [NF ISO 230-1, 2012] propose une simplification d'**erreurs de position et d'orientation d'axe** basée sur la construction d'un référentiel de coordonnées de la MO. Pour la construction du référentiel, à partir de la totalité des **erreurs de position et d'orientation d'axe** considérées, la norme spécifie une démarche où la simplification se fait par considération d'axes de référence et la construction d'une origine.

Pour une machine 3 axes, la simplification normalisée permet de passer d'un modèle à 9 paramètres d'**erreurs de position et d'orientation d'axe** à seulement 3 paramètres (cf. Figure 3.6 de la sous-section 3.2 du chapitre 3).

En revanche, la simplification spécifiée par la norme dans le cas d'une machine 5 axes (broche exclue), est un modèle à 8 paramètres illustré à la figure 1.24.

D'autres simplifications sont proposées dans la littérature. Notamment, Diolez [Diolez, 2006] qui, dans ses travaux, propose une méthodologie de reconstruction virtuelle et géométrique de machine permettant de connaître le nombre et la nature des **erreurs géométriques** liées au positionnement relatif des axes d'une machine. Cette méthodologie est illustrée à la figure 1.25. Le référentiel est construit axe par axe à partir de n'importe quel élément de la boucle structurelle (pièce, outil, autre élément). L'axe est introduit dans une machine en caractérisant sa direction et son origine par l'ajout d'un certain nombre de paramètres géométriques suffisants. Par l'introduction de l'axe en question, il dénombre les paramètres apportés, les origines créées, ainsi que les paramètres à mesurer. Son principe a été éprouvé sur une structure sérielle 5 axes où 8 paramètres sont à mesurer (identiques à ceux de l'ISO), ainsi que sur une structure parallèle de type hexapode (30 paramètres à mesurer).

Bohez et al. [Bohez *et al.*, 2007] quant à eux, proposent une méthodologie de recherche des

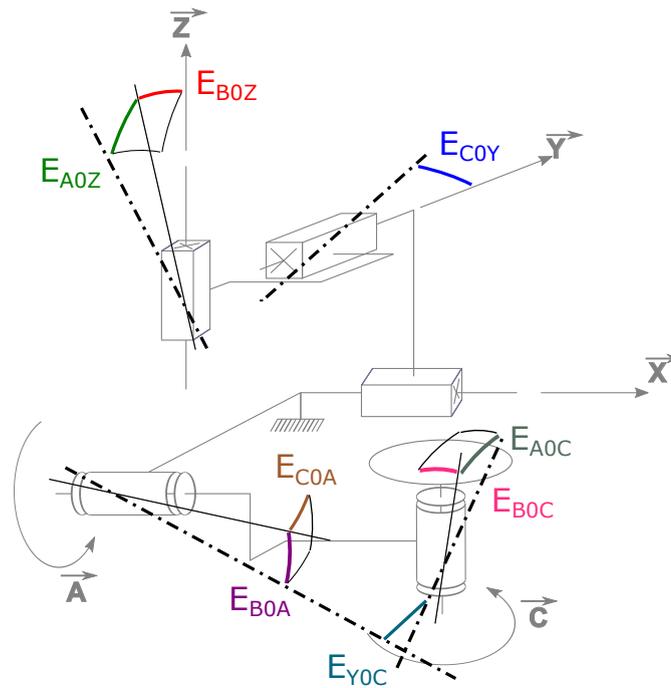


Figure 1.24 – Liste de paramètres d'erreur pour caractériser complètement une MO 5 axes, selon [NF ISO 230-1, 2012].

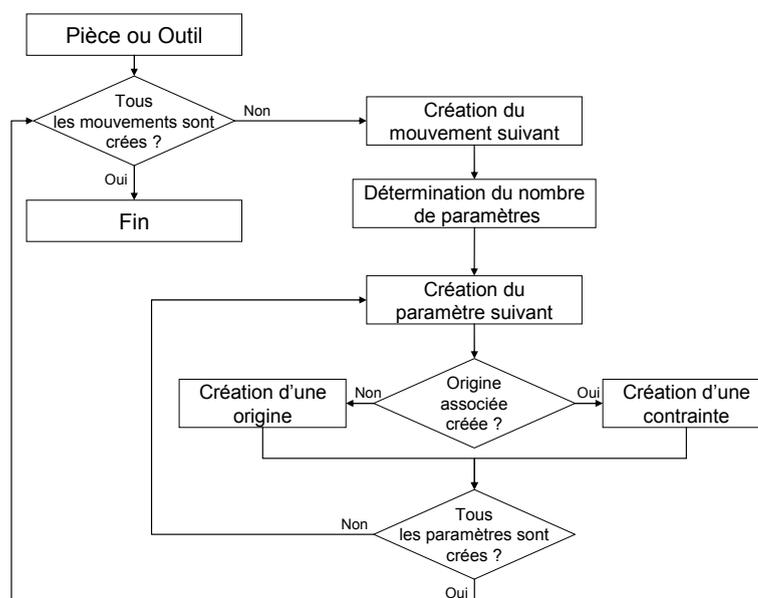


Figure 1.25 – Méthodologie de la reconstruction virtuelle selon [Diolez, 2006].

erreurs de position et d'orientation d'axe basée sur des barres rigides. Pour une boucle structurelle composée de n solides, afin de former un seul solide rigide, il serait nécessaire d'avoir recours à un nombre N de barres rigides calculées à partir de l'équation (1.6). À chaque barre rigide utilisée correspond une erreur. Leur formule est donc en accord avec la norme pour une structure 3 axes, ou seulement 3 erreurs sont nécessaires à la caractérisation d'une MO 3 axes. En revanche, pour

une structure 5 axes, le nombre d'erreurs s'élève à 9, mais une simplification à l'ordre 1 réduit le nombre d'erreurs à 8.

$$N = 3 \times (n - 2) \quad (1.6)$$

La méthodologie de Everett et Hsu [Everett et Hsu, 1988] se base sur des structures sérielles de robots. Ils proposent une formulation exposée à l'équation (1.7) du nombre d'erreurs minimal $N_{erreurs\ mini}$ en fonction du nombre de liaisons N_L et de leur nature (c.-à-d. liaison glissière N_{LG}).

$$N_{erreurs\ mini} = 4 \times N_L - 2 \times N_{LG} + 6 \quad (1.7)$$

Ainsi, pour une structure 5 axes composée de 2 axes de rotation, le nombre d'erreurs est égal à 20. Abbaszadeh-Mir et al. dans [Abbaszadeh-Mir et al., 2002], par inclusion des erreurs de positionnement de l'outil et de la pièce dans le modèle proposé, chiffrent le nombre d'erreurs total à 20 : 8 erreurs qui sont intrinsèques à la structure, plus 6 erreurs de montage de l'outil, ainsi que 6 de la pièce.

Par ailleurs, dans la littérature, malgré un modèle géométrique de **boucle structurelle** 3 axes bien connu avec 21 paramètres (18 **erreurs de mouvement** et 3 erreurs d'orientations d'axes) [Bourdet, 1987] et en accord avec la norme [NF ISO 230-7, 2007; NF ISO 230-1, 2012], différentes simplifications de modèles sont opérées. En effet, Kiridena et Ferreira proposent un modèle composé de 36 **erreurs géométriques** [Kiridena et Ferreira, 1994a]. Une simplification du modèle est opérée pour ne conserver que des groupes de paramètres indépendants. L'identification des paramètres est basée sur la mesure de 27 points de référence définis sur un étalon de type treillis (cf. Section 5.6). Florussen et al. [Florussen et al., 2001] quant à eux simplifient un modèle géométrique de **boucle structurelle** 3 axes. La simplification des 21 erreurs est menée par observation des corrélations entre chacune des erreurs. 6 **erreurs de rectitude** et les 3 **erreurs de positionnement linéaire** sont ainsi imposées à zéro puisqu'elles sont fortement corrélées et affectées par les 9 **erreurs angulaires de mouvement** de la machine en question. Les raisons évoquées qui justifient ces corrélations sont les grandes distances entre les axes linéaires.

Dans le cas des **boucles structurelles** 5 axes, certains parlent d'erreurs de liaisons ou d'assemblage [Zargarbashi et Mayer, 2009; Andolfatto et al., 2011], de membrures [Erkan, 2010; Côté, 2011], d'écarts systématiques [Tsumi et Saito, 2003] ou encore de **Position Independent Geometric Error Parameters**, ou **Paramètres d'Erreurs Géométriques Indépendantes de la Position (PIGEs)** [Abbaszadeh-Mir et al., 2002]. Cette diversité de dénominations est associée à une grande diversité de modélisations.

Abbaszadeh-Mir et al. [Abbaszadeh-Mir et al., 2002] ont développé un modèle géométrique ne comprenant que des **erreurs de position et d'orientation d'axe**. 6 erreurs géométriques entre chaque axe ont été définies ainsi que 6 paramètres traduisant l'écart de position et d'orientation de l'outil et 6 du côté de la pièce (Erreurs de montage). La réduction est faite grâce à l'étude du rang de la matrice de sensibilité explicité en ayant recours au modèle géométrique inverse de la machine et des matrices de transport. Une méthode basée sur une analyse mathématique des valeurs singulières de la matrice a permis la sélection d'un nombre minimal de 20 paramètres géométriques pour caractériser la géométrie de la **MO** étudiée. Parmi ces 20 paramètres figurent les combinaisons de

8 paramètres normalisés (cf. Figure 1.24) et les 12 erreurs de montage. L'identification est ensuite menée par utilisation d'un **Telescopic Magnetic Ball Bar (TMBB)** qui ne permet d'identifier que les 6 erreurs de position parmi les 12 de montage.

Yu et al. [Yu *et al.*, 2011] définissent un modèle alliant une grande efficacité en terme de calculs numériques et des significations physiques claires. Le modèle est réduit à une combinaison de 20 groupes de paramètres. Ces groupes comprennent les **erreurs de mouvement** ainsi que les **erreurs de position et d'orientation d'axe**.

Bohez et al. [Bohez *et al.*, 2007] adoptent une modélisation composée des 9 **erreurs de position et d'orientation d'axe** déterminées par l'équation (1.6). Une simplification est opérée par une étude des dépendances linéaires entre les paramètres. Enfin, leur identification est faite par **mesurage** sur **MMT** d'une pièce test préalablement usinée sur la machine étudiée.

Lei et Hsu [Lei et Hsu, 2002a,b] construisent un modèle géométrique composé de 61 paramètres : 30 **erreurs de mouvement**, 13 **erreurs de position et d'orientation d'axe**, et 18 erreurs de montage associées respectivement à la broche sur l'axe Z, au montage de l'outil en broche et de la pièce sur la table de la machine. Une identification de 59 paramètres est menée à partir d'une mesure multi axes à l'aide d'un « probe-ball » et d'un interféromètre 5D (cf. Section 5.7).

Tsutsumi et Saito [Tsutsumi et Saito, 2003] mènent l'identification à l'aide d'un **TMBB** sur un centre d'usinage 5 axes des 8 **erreurs de position et d'orientation d'axe** des axes de rotation du modèle à 13 **erreurs de position et d'orientation d'axe** développé par Inasaki et al [Inasaki *et al.*, 1997].

Lin et Shen [Lin et Shen, 2003] proposent un modèle géométrique composé de 30 **erreurs de mouvement** et 7 **erreurs de position et d'orientation d'axe** (7 perpendicularités). Une approche par somme de matrices au lieu du formalisme basée sur la **Matrice de Transformation Homogène (MTH)** leur assure une interprétation physique plus claire des effets de ces erreurs.

Tian et al. [Tian *et al.*, 2014] ont construit un modèle géométrique qui clarifie totalement selon eux, quelles erreurs affectent l'**exactitude volumétrique** et statuent sur la possibilité de les compenser ou non. Le modèle est composé de 30 **erreurs de mouvement** et 30 **erreurs de position et d'orientation d'axe**. Le nombre d'**erreurs de position et d'orientation d'axe** chute à 8 par la sélection d'un système de référence, mais sans explication claire.

A l'inverse de l'ensemble des autres modèles, Srivastava et al. [Srivastava *et al.*, 1995] en développent un composé que de 30 **erreurs de mouvement** (6 par axe). Ces **erreurs de mouvement** sont des fonctions des paramètres articulaires et du temps. Aucune simplification n'est faite par la suite. Une simulation de l'**erreur volumétrique** est menée comme une fonction de la position articulaire et du temps.

L'ensemble de cette revue bibliographique est résumé dans le tableau 1.1, où l'absence de consensus est clairement visible. Ce manque de consensus est d'autant plus critique lorsque l'on sait que ces **erreurs de position et d'orientation d'axe** sont responsables d'environ 70% de l'**erreur volumétrique** (Tableau 1.2).

Tableau 1.1 – Résumé non exhaustif des modèles géométriques de MO 5 axes, et de leur simplification.

	Références	Erreurs de mouvement	Erreurs de position zéro	Erreurs de position et d'orientation d'axes	Erreurs de montage	Nombre total d'erreurs	Paramètres simplifiés *	Paramètres identifiés *
3 axes	[NF ISO 230-1, 2012]	18	3	6	0	27	18/3/0	-
	[NF ISO 230-7, 2007]							
	[Kiridena et Ferreira, 1994a,b]	18	3	15	0	36	11/6/0	11/6/0
	[Florussen <i>et al.</i> , 2001]	18	0	3	0	21	9/3/0	9/3/0
5 axes	[NF ISO 230-1, 2012]	30	5	14	0	49	30/8/0	-
	[NF ISO 230-7, 2007]							
	[Abbaszadeh-Mir <i>et al.</i> , 2002]	0	5	25	12	42	0/8/12	0/8/6
	[Yu <i>et al.</i> , 2011]	30	5	25	0	60	20	-
	[Bohez <i>et al.</i> , 2007]	30	0	9	0	39	26/3	26/3/0
	[Lei et Hsu, 2002b,a]	30	3	16	12	61	30/10/3	17/10/3
	[Tsutsumi et Saito, 2003]	0	5	25	0	30	0/8/0	0/8/0
	[Lin et Shen, 2003]	30	0	7	0	37	-	-
	[Srivastava <i>et al.</i> , 1995]	30	0	0	0	30	-	-
	[Tian <i>et al.</i> , 2014]	30	5	25	0	60	30/8/0	-

* : Erreurs de mouvement / Erreur de position, d'orientation et de zéro d'axe / Erreurs de montages lorsque la dissociation est possible.

Tableau 1.2 – Contribution des erreurs de position et d'orientation d'axe sur l'erreur volumétrique mesurée.

Référence	Contribution approximative
[Tsutsumi et Saito, 2003]	≈ 65%
[Zargarbashi et Mayer, 2009]	≈ 68%
[Andolfatto <i>et al.</i> , 2011]	≈ 82%
[Ibaraki <i>et al.</i> , 2012]	≈ 70%

4.3 Synthèse de la modélisation géométrique

Comme le montre le tableau 1.1, on peut clairement observer le consensus qui est fait sur les erreurs de mouvement alors que la diversité des modèles vis-à-vis des erreurs de position et d'orientation d'axe est très marquée. En effet, il y a quasiment autant de modèles différents que de références. Cette diversité de modèles sur le plan des erreurs de position et d'orientation d'axe se traduit par de nombreuses dénominations qui sont employées pour nommer les erreurs de position et d'orientation d'axe. Cette diversité est également marquée sur le choix des paramètres, sur la simplification de modèle et sur l'identification lorsque celle-ci a lieu. Les simplifications reposent soit sur des contraintes liées au moyen de mesure, soit sont faites par des considérations sur la machine étudiée et sont souvent peu claires.

Il est possible toutefois de remarquer qu'il y a une légère tendance à ne considérer que 3 erreurs de position et d'orientation d'axe dans le cas d'une boucle structurelle 3 axe et 8 dans le cas d'une 5 axes comme le stipule la norme.

Toutes ces qualifications et simplifications de modèle entraînent une absence de consensus sur le nombre d'erreurs de position et d'orientation d'axe, et les combinaisons d'erreurs ayant la possibilité de décrire l'erreur volumétrique mesurée.

5 Caractérisation des erreurs géométriques

L'identification des paramètres de modèles passe par une étape de caractérisation ou identification des **erreurs géométriques** sur **MO**. Elle se fait à l'aide d'instruments associés à des **procédures de mesure** spécifiques. Certaines sont spécifiées dans [NF ISO 230-1, 2012; NF ISO 230-4, 2005; NF ISO 230-7, 2007], mais également dans la série de normes NF ISO 10791 pour les centres d'usinage, NF ISO 13041 pour les centres de tournage, et NF ISO 3070 pour les machines à aléser. La plupart des procédures exposées dans l'ISO 230 sont empruntées à la mesure d'**erreurs géométriques** sur **MMT**. Ces procédures peuvent avoir recours à des cales **étalons**, des cales à gradins, des ball bars, des barres à boules ou à trous, des plaques à boules ou à trous, des règles de rectitudes, des microscopes et fils tendus, des systèmes d'interférométrie laser, des lunettes autocollimatrices, des niveaux de précision, et des échelles bidimensionnelles. Cauchick-Miguel et al. [Cauchick-Miguel *et al.*, 1996] recensent l'ensemble des **étalons** utilisés sur **MMT** et les classent suivant trois catégories qui sont : des **étalons** mécaniques, optiques ou optomécaniques. Ils dénotent que les principales exigences pour un **système de mesure** sont la rapidité de la **procédure de mesure**, le niveau d'**exactitude de mesure**, la capacité d'automatisation, la flexibilité et le bas coût d'investissement. Knapp et al. [Knapp *et al.*, 1991] distinguent ces **étalons** suivant divers critères. Certains d'entre eux sont la certification de l'**étalon**, sa dimension, la méthodologie de mesure associée, sa transportabilité, sa manipulabilité, et la capacité à mesurer les **erreurs géométriques**. Smith [Smith, 2016] consacre la majeure partie de son ouvrage traitant de la métrologie des **MOs**, à la description détaillée des **instruments de mesure** laser, optiques, de diagnostics, mais également les **étalons** matériels, ainsi que les méthodes d'**étalonnage** de **MOs** associées à ces instruments.

5.1 Cales étalons

Les cales **étalons** sont souvent fabriquées en acier, ou céramique et sont utilisées pour identifier les **erreurs géométriques** de **MMT** [NF ISO 10360-2, 2009; Knapp *et al.*, 1991]. Osawa et al. [Osawa *et al.*, 2005] utilisent notamment une cale **étalon** afin d'identifier et de compenser certaines **erreurs géométriques** d'une **MMT** par méthode de retournement et de substitution lors de l'**étalonnage** d'un cylindre. L'utilisation de cales **étalons** pour identifier l'ensemble des 21 erreurs géométriques d'une structure 3 axes requiert un très grand nombre de positionnements de cales de différentes longueurs, ce qui en fait une procédure longue. L'utilisation d'un étalon de longueur constitué d'un empilage de cales **étalons** (Figure 1.26) permet de réduire la durée des procédures de mesure. Cet empilage s'apparente à une cale à gradin.

5.2 Cales à gradins

La cale à gradin offre la possibilité d'identifier un seul paramètre intrinsèque qui est la longueur entre chaque créneau de la cale, permettant l'identification de l'**erreur de positionnement linéaire** [Pahk et Kim, 1993], mais également l'erreur de lacet et tangage par mesurages différentiels. Hennebelle [Hennebelle, 2007] dans ses travaux de thèse de détermination des **incertitudes de mesure**

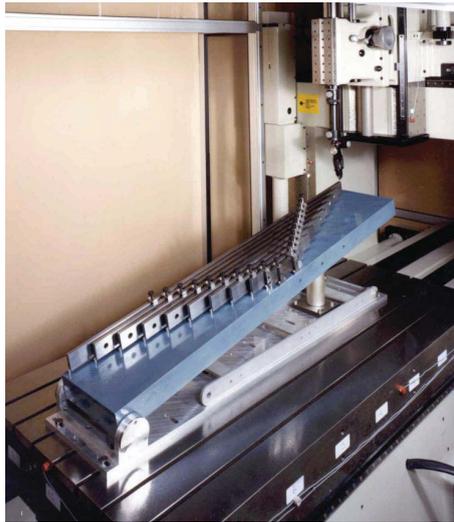


Figure 1.26 – Étalons de longueur d'après [NF ISO 10360-2, 2009], extrait de [Flack, 2011].

sur MMT a mis en place une méthodologie de mise en œuvre d'une cale à gradin de Koba [Koba, 2013b] (figure 1.27) afin de mesurer les erreurs de positionnement linéaire et de lacet des axes linéaires. Il montre que la cause d'incertitude la plus importante sur MMT est liée à la répétabilité de mesure et aux effets thermiques. Cet étalon de longueur est utilisé dans la vérification périodique des MMT. La procédure dans [NF ISO 10360-2, 2009] spécifie que 5 mesures de longueur doivent être faites dans 7 positionnements de la cale à gradins. Busch et al. [Busch *et al.*, 1985] utilisent cette technique pour évaluer l'étalonnage d'une MMT suivant 2 diagonales dans son espace de travail.



Figure 1.27 – Cale à gradins de type Koba d'après [Hennebelle, 2007].

5.3 Barres à boules

Les barres à boules sont des étalons de longueur très fréquemment utilisés dans la métrologie des machines que ce soient des MMTs ou des MOs [Bryan, 1982], et il en existe de nombreux types qui sont : le Fixed Ball Bar (FBB), le Telescopic Magnetic Ball Bar (TMBB), et la barre à boules multiples.

5.3.1 Fixed Ball Bar (FBB)

Le FBB illustré en figure 1.28 est composé de 2 sphères de référence liées par une barre rigide. Il est utilisé pour identifier les erreurs géométriques d'une MMT par la mesure de la variation de la longueur entre les 2 sphères pour deux positions différentes du FBB. Le nombre minimal de positionnements différents requis dans l'espace de travail est au minimum de 20 [ANSI/ASME, 1997] pour une identification complète des 21 erreurs géométriques d'une MMT.



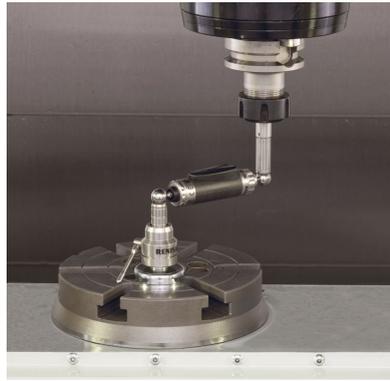
Figure 1.28 – Fixed Ball Bar (FBB) d'après [Precisionballs, 2016b].

Acko et Milfelner [Acko et Milfelner, 2014] ont développé un FBB thermo-invariant permettant de vérifier les performances volumétriques d'une MO. Cet étalon est un module creux où y est inséré un « temperature compensator ». Cet étalon est basé sur la dilatation thermique de deux tubes dans des directions opposées¹. Le rapport des CDT/longueur des deux tubes étant identique, la longueur étalonnée est stable, quelle que soit la température ($U_{(k=2)} = 2.1 \mu\text{m} + 3.3 \cdot 10^{-6}L$). Un FBB de forme triangulaire proposé par Jouy et Clément [Jouy et Clément, 1986] permet par 12 positionnements dans l'espace de travail de MMT et MO, d'identifier 2 erreurs de positionnement linéaire ainsi que les 3 erreurs de perpendicularité entre axes linéaires.

5.3.2 Telescopic Magnetic Ball Bar (TMBB)

Le TMBB [APIsensor, 2016a; Renishaw, 2016a] est plus adapté à l'identification d'erreurs sur MO. Pour cela le TMBB (Figure 1.29a) mesure l'écart par rapport à un rayon d'une trajectoire circulaire prédéfinie par l'assemblage d'une ou plusieurs rallonges au moyen d'un Capteur Différentiel de Déplacement Linéaire ou Linear Variable Differential Transformer (LVDT). Il permet d'identifier les erreurs de pic à l'inversion, de jeu latéral, l'erreur cyclique, l'erreur d'échelle, de rectitude ou encore de perpendicularité [NF ISO 230-4, 2005; Mekid, 2009; Diolez, 2006]. Il s'apparente à la jauge de contrôle volumétrique ou Machine Checking Gauge (MCG) [Renishaw, 2016c] illustrée à la figure 1.29. Ce MCG a été utilisé sur MMT par [Bluteau, 1999] afin de valider la performance du modèle de surveillance d'état géométrique d'une MMT.

1. Technique utilisée dans le pendule de Harrison en 1726



(a) Telescopic Magnetic Ball Bar (TMBB) [Renishaw, 2016a].



(b) Machine Checking Gauge (MCG) [Renishaw, 2016c].

Figure 1.29 – Systèmes de mesures Renishaw.

5.3.3 Barres à boules multiples

Un étalon matériel constitué de sphères est proposé par Zhang et Zang [Zhang et Zang, 1991] pour identifier les 21 erreurs géométriques d'une structure 3 axes (MMT ou MO). Cette architecture est basée sur un alignement équidistant de plusieurs sphères de référence en acier fixées sur une poutre en acier [Precisionballs, 2016b; Koba, 2013a; IBSPE, 2014]. Cette méthode a permis de réduire de 66% l'erreur volumétrique de la MMT étudiée et a été comparée à une méthode d'interférométrie laser.

Trapet et al. [Trapet *et al.*, 2006] présentent une étude sur des palpeurs auto centreurs à lames flexibles pour la vérification des MOs. Les essais sont réalisés sur des barres à boules multiples de grandes dimensions constituées de sphères en céramique, permettant entre autres à Trapet d'identifier l'erreur de positionnement linéaire d'axe (Figure 1.30).

Figure 1.30 – Exemple d'utilisation d'une barre à boules multiples, d'après [Trapet *et al.*, 2006].

L'étalonnage de ce type de barre à boules multiples peut se faire soit par interférométrie laser, soit par comparaison indirecte de deux mesurages de l'étalon dans deux positions sur une MMT raccordée à la définition du mètre SI [Ouyang et Jawahir, 1995], où l'erreur de positionnement linéaire de la machine est compensée après son identification à l'aide d'une cale étalon. Osawa et

al. [Osawa *et al.*, 2002] proposent une barre à boules multiples et un système interférométrique permettant d'étalonner des plaques à boules (cf. Section 5.5) en évitant d'avoir recours à des MMT de haute exactitude et un étalon de travail tel qu'une cale étalon. Car malgré un très haut niveau d'exactitude des cales et des MMT, la stratégie de palpéage [Hennebelle, 2007], et le palpeur par son retard au palpéage [Hocken et Pereira, 2011], introduisent une erreur sur la longueur étalonnée entre deux sphères consécutives. L'étalonnage de la barre à boules est mené directement à l'aide d'un étalon secondaire tel qu'un système interférométrique. Ainsi cette barre à boules étalonnée peut être utilisée comme étalon de travail pour l'étalonnage de plaque à boules, où la stratégie de mesure des sphères sera identique.

Ces étalons de types barres à boules multiples sont des étalons constitués de sphères en céramiques (de défaut de forme inférieur au micromètre [IBSPE, 2014]) montées sur une poutre en acier par l'intermédiaire de tiges cylindriques. L'analyse de l'architecture de ces étalons révèle qu'ils sont susceptibles d'avoir un comportement géométrique anisotrope vis-à-vis de gradients de température. L'utilisation d'une barre à boules multiples peut présenter des inconvénients tels que le risque de collisions des sphères de références, la stabilité des tiges cylindriques supportant les sphères, et sa haute sensibilité aux environnements hostiles tels qu'un atelier.

De plus, au même titre que la cale à gradins, elles ne sont pourvues que d'un paramètre intrinsèque qui est l'erreur de positionnement linéaire entre chaque entité géométrique de référence. L'accès à deux autres paramètres qui seraient les deux erreurs de rectitude ne peut se faire que par la construction préalable d'un référentiel intrinsèque à l'étalon [Hennebelle, 2007].

L'étalonnage de barre à boules multiples doit se faire sur une MMT de haute exactitude. La méthode de retournement étant quasiment impossible à mettre en place avec une barre à boules, les erreurs géométriques de la MMT peuvent influencer drastiquement l'exactitude de mesure lors de l'étalonnage de la barre.

De plus, Hennebelle stipule également que les règles de rectitudes en granit utilisées historiquement sur MMT, par mise en œuvre d'une méthode de retournement normalisée [NF ISO 230-1, 2012] et décrite en détail dans [Evans *et al.*, 1996], restent très complexes et finalement inadaptées. Pour cause, la rugosité du granit induit une erreur sur la mesure entre la position « non retournée » et « retournée » de l'étalon. Il est préférable d'identifier l'erreur de rectitude d'un axe par la mesure d'un fil tendu à l'aide d'un microscope [NF ISO 230-1, 2012; Microplan-G, 2013], en veillant à compenser la flexion du fil sous son poids propre lors de la mesure de rectitude verticale d'axes horizontaux [Diolez, 2006].

5.4 Barres à trous

Un autre type d'étalon matériel est la barre à trous. Au même titre que la barre à boules multiples, cet étalon est utilisé dans l'identification d'erreurs géométriques sur MMT, mais jusque là jamais utilisée sur MO. La barre à trous offre un paramètre intrinsèque qui est l'erreur de positionnement linéaire et éventuellement par construction d'un repère local (référentiel) permet d'extraire de sa géométrie une rectitude horizontale supplémentaire [Camus, 2006] (cf. Chapitre 2). Lim et Burdekin [Lim et Burdekin, 2002] proposent une méthodologie d'identification des 21 erreurs

géométriques d'une MMT par mesurage d'une barre à trous (figure 1.31) dans 17 positionnements différents dans le volume de travail.

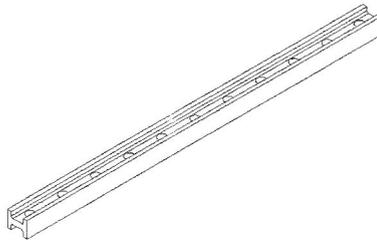


Figure 1.31 – Barre à trous d'après [Lim et Burdekin, 2002].

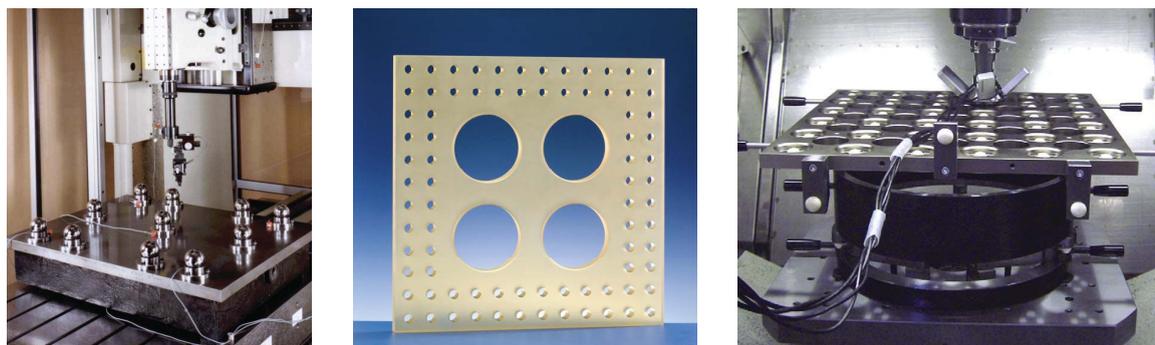
Sur MO, l'utilisation d'une barre à boules multiples semble plus adaptée. Cela est notamment dû à une meilleure accessibilité des entités sphériques par rapport à des alésages. Les entités de la barre à boules multiples peuvent être mesurées par un palpeur pour une orientation inclinée de cette dernière, même si l'axe du stylet n'est pas colinéaire avec l'axe des tiges cylindriques maintenant les sphères. Cette éventualité n'est pas envisageable avec une barre à trous.

La méthode de retournement pour l'étalonnage d'une barre à trous est aisément réalisable aux vues de la double accessibilité des entités géométriques.

5.5 Plaques à boules et plaques à trous

Par extension aux barres à boules multiples et aux barres à trous, certains étalons matérialisés sous forme de plaques sont utilisés dans la qualification et le suivi géométrique des MMTs et MOs. Notamment, le National Physical Laboratory (Laboratoire National de Métrologie (LNM) britannique) (NPL) a développé une plaque à boules en acier dans le cadre de vérification de performance des MMTs et particulièrement des logiciels de traitement de la mesure [Peggs et McKeown, 1989] (Figure 1.32a).

La Physikalisch-Technische Bundesanstalt (LNM allemand) (PTB), quant à elle, a développé une plaque à trous en Zerodur (figure 1.32b) qui permet l'identification des erreurs géométriques de MMTs [Kunzmann *et al.*, 1990; Trapet et Wäldele, 1991] et ne nécessite que 4 positions de la plaque dans le volume de travail : 2 positions verticales et 2 horizontales. Cette identification se fait par calcul du résidu entre la position des centres des trous mesurés (intersection des axes et du plan neutre de la plaque) et la position étalonnée. L'étalonnage préalable de cette plaque est réalisé sur une MMT, en ayant recours à une technique de multi retournement [Kunzmann *et al.*, 1990]. Néanmoins, les principaux inconvénients de cet étalon pour une application sur MO résident dans sa fragilité (cf. Tableau 2.3), et par son orientation imposée par rapport à l'orientation du système de palpation. En effet, tout comme la barre à trous, si l'axe des trous de cette plaque, et l'axe de broche supportant le palpeur ne sont pas alignés, la mesure s'avère très difficile à mettre en place, voir impossible. Ces limitations réduisent donc significativement l'utilisation des plaques à trous



(a) Plaque à boules du NPL selon [Peggs et McKeown, 1989], extrait de [Flack, 2011]. (b) Plaque à trous de la PTB selon [Wendt, 2015]. (c) Plaque à boules selon [Bringmann et Knapp, 2009].

Figure 1.32 – Plaques à boules et à trous.

sur **MO** ; même si ce type d'étalon permet d'identifier l'ensemble des erreurs géométriques d'une structure 3 axes en seulement 4 positionnements de ce dernier.

Pour faire face à ces limitations d'orientation, une plaque à boules en acier avec des sphères en céramiques a été développée et étalonnée sur **MMT** [Liebrich *et al.*, 2009]. Sa position illustrée à la figure 1.32c, restant horizontale. En revanche, la mesure du volume sur **MO** 3 axes à broche verticale, proposée par [Bringmann et Knapp, 2009], est assurée par des rehausses dont le positionnement s'apparente à une liaison de Kelvin de type II [Slocum, 1992; Flack, 2011]. Cette liaison confère au montage un niveau très élevé de répétabilité de positionnement [Bringmann *et al.*, 2005]. L'identification des **erreurs géométriques** met en évidence une interdépendance entre les **erreurs angulaires de mouvement** et les **erreurs de mouvement linéaire d'axe linéaire**. Bringmann propose donc un modèle d'erreur linéaire par séries de Fourier afin de traduire cette dépendance. De plus, Kunzmann et al. [Kunzmann *et al.*, 1995] dans une intercomparaison de mesure d'une plaque à boules concluent que la conception de cet étalon est très sensible à la déformation induite par son **MAintien en Position (MAP)** sur la table de la machine, et peut également engendrer des déformations permanentes de l'attachement des sphères de références en céramique normalement serties dans la plaque métallique. Ce genre de déformations impacte directement la position des sphères, alors que cette position doit être maintenue pérenne par la **conservation d'un étalon**.

5.6 Autres étalons matériels

Parmi d'autres **étalons** matériels, certains sont composés d'un ensemble de sphères réparties spatialement à l'aide d'une structure en treillis composite, comme l'illustre la figure 1.33. Ces étalons étalonnés sur des **MMT** raccordées au mètre **SI** [Acko *et al.*, 2012; Belforte *et al.*, 1987; Trapet, 2015], sont développés principalement pour de la vérification périodique de géométrie de **MMT**, par une mesure de l'**erreur volumétrique** ou pour identifier des paramètres d'un modèle géométrique de structure [Kiridena et Ferreira, 1994b]. Les **résultats de mesure** permettent de sta-

tuer sur la **répétabilité de mesure** de la MMT et sa **performance volumétrique** [de Aquino Silva et Burdekin, 2002] vis-à-vis de sa MPE [NF ISO 10360-2, 2009].

Choi et al. [Choi *et al.*, 2004] ont développé un **étalon** composé de 8 entités cubiques préalablement étalonné sur MMT. La répartition spatiale des cubes permet par palpation des 5 facettes libres de déterminer les paramètres d'un modèle géométrique. Ce modèle proposé caractérise l'erreur de position de l'outil au sein du volume de travail de la machine 3 axes étudiée, en prenant en compte le sens de déplacement des axes ainsi que l'erreur de jeu à l'inversion.



Figure 1.33 – Étalon en treillis d'après [Trapet, 2015].

5.7 Systèmes optiques et interférométrie laser

Cette partie n'a pas pour vertu de refaire un discours sur les **systèmes de mesure** au sens propre du terme. Ils sont très bien décrits tant sur leurs architectures que sur leurs principes physiques dans [Diolez, 2006; Mekid, 2009; Moore, 1970; Slocum, 1992] et spécifiés dans la norme [NF ISO 230-1, 2012]. Des comparaisons des différentes solutions sont faites vis-à-vis de critères tels que la qualité de mesure, l'étendue de mesure, l'incertitude de mesure, l'application (MMT/MO), le nombre de MIPs nécessaires, le temps de mesure, le coût, la disponibilité sur le marché [Diolez, 2006; Kwaśny *et al.*, 2011; Lee *et al.*, 2016].

Les systèmes d'interférométrie laser sont très couramment utilisés pour l'**étalonnage** des MOs [Ramesh *et al.*, 2000a]. Ils sont notamment utilisés dans de nombreux travaux tels que la mesure d'erreurs de positionnement linéaire [Castro et Burdekin, 2003; Steinmetz, 1990] ou d'erreurs de mouvement d'axe de rotation [Castro, 2008]. Parmi les solutions commerciales, Renishaw propose un interféromètre laser 1D, ainsi qu'une panoplie d'équipements optiques permettant une mesure bidirectionnelle, de haute exactitude, traçable et répétable, de l'ensemble des **erreurs de mouvement** d'axe linéaire excepté l'erreur de roulis (**erreur angulaire de mouvement** autour de la direction de déplacement (cf. Sous-section 3.1.2.1)). Ce système permet également l'identification des erreurs de perpendicularité entre axes linéaires [Renishaw, 2016b]. Par ailleurs, Renishaw propose un dispositif d'**étalonnage** d'axes de rotation, composé d'un codeur rotatif de référence et d'une tête laser. Ce dispositif ne permet que la mesure d'erreur de positionnement angulaire. Les 5 autres **erreurs de mouvement** (les deux mouvements radiaux et d'inclinaisons, le mouvement radial) peuvent être identifiées par mesurages à l'aide d'un système à 5 capteurs tel que le Spindle Error Analyser de [IBSPE, 2014] (Figure 1.21), dont la méthodologie est spécifiée dans la norme [NF ISO 230-7, 2007]. API sensor propose un équipement 6D complet c'est-à-dire que la mesure

du roulis est rendue désormais possible [APIsensor, 2016b; Chen *et al.*, 2013].

Ces équipements présentent un coût, un temps d'installation et d'alignement très élevé. Malgré une exactitude de mesure inférieure à $0,5\mu\text{m}$, il est parfois nécessaire d'avoir recours à un trépied qui augmente la longueur de la boucle métrologique et peut être une source d'erreurs de mesure (figure 1.3b).

De récents systèmes interférométriques de haute exactitude appelés Laser Tracer [eTalon, 2016], associés à des méthodes de multilatération permettent l'identification complète des **erreurs géométriques** de MO 3 ou 5 axes [Schwenke *et al.*, 2005, 2009]. ETalon propose un Laser Tracer adapté à la mesure sur MMT ou MO dont l'incertitude de mesure est de $0,2\mu\text{m} + 0,3\mu\text{m}/\text{m}$, et un Laser Tracer MT ou Laser Ball Bar (LBB) spécifiquement développé pour MO 5 axes dont l'incertitude est de $1\mu\text{m}$ [eTalon, 2016].

De récents travaux de multilatération utilisent 4 Lasers Tracers [Wendt, 2013] visant simultanément un réflecteur placé sur le coulisseau d'une MMT. La MMT est simplement utilisée comme un porteur qui permet de prendre des points sur la surface d'une pièce à mesurer. En parallèle, les 4 Lasers Tracers suivent l'œil de chat situé à proximité du stylet. Basé sur un algorithme de multilatération, les positions des points palpés sont calculées à partir des distances interférométriques mesurées. Enfin, deux jeux de coordonnées ont émergés, à savoir, l'un de la MMT et le second issu de la multilatération. Le second jeu est généralement plus exact que les positions mesurées par la MMT. Les coordonnées ainsi obtenues sont utilisées pour les nouvelles évaluations informatisées qui assurent une image plus fidèle de la géométrie de la pièce mesurée.

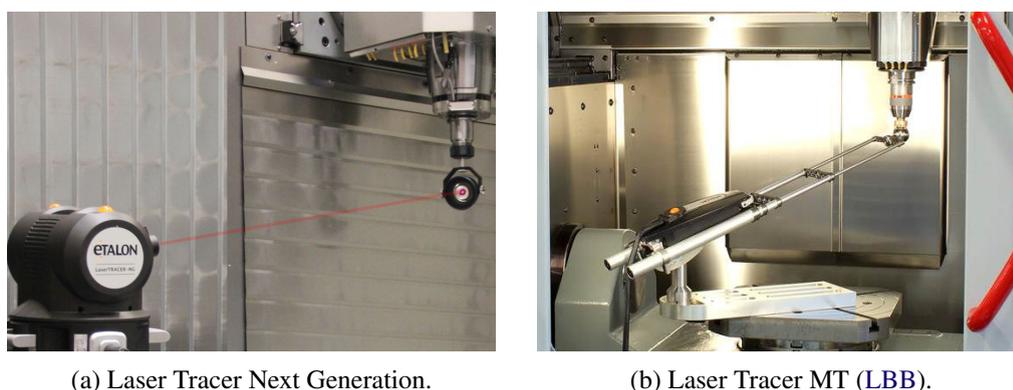


Figure 1.34 – Systèmes Lasers Tracers proposés par eTalon (photographies extraites de [eTalon, 2016]).

Ces systèmes clés en main assurent une **traçabilité métrologique** et une **incertitude de mesure** très inférieure à celle issue de laser traker [Aguado *et al.*, 2013]. Ce niveau d'**incertitude de mesure** est notamment dus à la qualité des éléments de l'interféromètre (la source laser, la sphère miroir et l'œil de chat), mais également au fait que le système eTalon peut directement être mis en place au sein du volume de travail. Aguado et al. ont pu noter que l'**incertitude de mesure** par laser traker dépendait très fortement des positions du laser lors de la multilatération, des angles entre chaque direction du laser pour une position de l'œil de chat, et la capacité de l'œil de chat (c.-à-d. son

angle d'ouverture).

Dans tous les cas, la longueur d'onde d'un laser est sujette à la température, pression et hygrométrie. Ces paramètres sont toutefois mesurés et permettent de compenser la variation de longueur d'onde en appliquant la formule de Birch et Downs [Birch et Downs, 1993], elle-même basée sur la formulation de Edlén [Edlén, 1966]. La haute exactitude et faible **incertitude de mesure** des systèmes interférométriques s'expliquent par la grande stabilité et répétabilité du laser. Par conséquent, malgré des coûts et des temps de réglages très élevés, ces systèmes ont un intérêt majeur dans l'expertise des **MOs**.

5.8 Autres techniques

L'identification d'erreurs géométriques sur **MO** peut également se faire par la mesure d'une pièce test sur **MMT** qui a été préalablement usinée par la machine étudiée. [Bohez *et al.*, 2007; Ibaraki et Ota, 2014; Pezeshki et Arezoo, 2015]. La comparaison des écarts entre la géométrie produite et le modèle **Conception Assistée par Ordinateur (CAO)**, permet d'en déduire des erreurs géométriques. Cependant, cela implique que les sources d'écarts des étapes du processus d'élaboration de pièce soient maîtrisées. À supposer que le processus d'élaboration de pièce soit parfaitement maîtrisé, les résultats d'identification sont affectés par les effets des erreurs thermiques, les erreurs géométriques de broches [Ibaraki et Ota, 2014], les efforts de coupes, les déformations induites par le bridage [Pezeshki et Arezoo, 2015] lors de l'usinage.

Sans passer par l'étape d'usinage, Ibaraki et al. dans [Ibaraki *et al.*, 2012] proposent une procédure d'identification d'erreur d'emplacement et d'orientation des axes de rotation A et C d'une **MO 5 axes** basée sur le palpé in situ. Ce palpé consiste en un **mesurage** des faces accessibles d'un cube métallique dans des configurations articulaires différentes : 0, 90° pour A et 0, 90, 180, 270, et 360° pour C. Une fois l'identification faite, ils proposent une procédure de mesure des **erreurs de mouvement** des deux axes de rotation avec un ensemble de 3 pièces cubiques [Ibaraki et Knapp, 2013]. Dans ces deux études, une analyse d'incertitude des valeurs identifiées a été menée en prenant en compte les effets des erreurs des axes linéaires sur l'identification.

Des techniques appelés essais radiaux (R-tests) [NF ISO 230-1, 2012] sont couramment utilisées sur **MO 5 axes**. Elles consistent en la mesure d'écart de position relative entre l'outil et la pièce par un système composé de deux éléments : une sphère de référence et un combiné doté de 3 capteurs de déplacement linéaire de type **LVDT** ou capacitif. L'un d'eux est monté en broche, l'autre sur la table de la machine. Un déplacement multi axes permet de mesurer l'écart de l'outil par rapport à la pièce induite par la structure sollicitée dans un mode quasi statique ou dynamique. Cette approche proposée par des industriels [EMCI, 2016] (Figure 1.35a), permet d'identifier le point pivot d'une **MO** (intersection des deux axes de rotations, ou point caractéristique de la position d'un axe de rotation par rapport à l'autre), tel que le permet la procédure Kinematics Opt par palpé de sphère [Heidenhain, 2013]. Cette mesure volumétrique peut se faire en ayant recours à un **TMBB** [NF ISO 230-1, 2012]. La procédure industrielle d'identification du point pivot peut être étendue à l'identification de l'ensemble des **erreurs de position et d'orientation d'axe** d'une structure 5 axes



(a) Système commercial Op-tive, extrait de [EMCI, 2016].



(b) Rotary analyser, extrait de [IBSPE, 2014].

Figure 1.35 – Systèmes de mesure industriels (R-test).

[IBSPE, 2014] (figure 1.35b) ou [Abbaszadeh-Mir *et al.*, 2002; Tsutsumi et Saito, 2003]. Elle peut s'étendre également à l'identification des erreurs de mouvement des axes de rotation, en les dissociant des erreurs de broche [Ibaraki *et al.*, 2011]. Enfin d'autres techniques développées à Montréal [Erkan *et al.*, 2011; Mayer, 2012] consistent en un palpé multi axes d'une ou plusieurs sphères non étalonnées et directement montées sur la table de MO 5 axes. Cette technique permet l'identification d'erreurs de position et d'orientation des 5 axes ainsi que des erreurs de positionnement linéaire des axes linéaires.

5.9 Synthèse des moyens de mesures des erreurs géométriques

Tableau 1.3 – Synthèse qualitative des moyens de caractérisation des erreurs géométriques en 3 axes.

Moyens	Positionnement linéaire	Rectitude	Roulis	Tangage	Lacet	Orientation	Dynamiques	MMT/MO
Cales étalons	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MMT
Cales à gradins	✓	×	×	✓	✓	✓	×	MMT
Fil tendu	×	✓	✓	×	×	×	×	MMT
FBB	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MMT
MCG/TMBB	×	✓	×	×	×	✓	✓	MMT/MO
Barres à boules	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MMT/MO
Barres à trous	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MMT
Plaque à trous	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MMT
Plaque à boules	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MMT/MO
KGM	✓	✓	×	×	×	✓	✓	MO
Niveau de précision	×	×	✓	✓	×	✓	×	MMT
Laser tracker	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MMT/MO
Laser Tracer	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MMT/MO
Laser Tracer MT	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MO
Étalon en treillis	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MMT
Laser 5D	✓	✓	×	✓	✓	✓	×	MMT/MO
Laser 6D	✓	✓	✓	✓	✓	✓	×	MMT/MO
Lunette autocollimatrice	×	✓	×	✓	✓	×	×	MMT/MO

Un grand nombre d'**étalons** matériels existants sont développés pour du suivi de **performances volumétriques** des **MMTs**, des logiciels de mesures, ou l'identification d'**erreurs géométriques** sur **MMTs**. Seuls les **étalons** de type plaques à boules, barres à boules multiples, **TMBB**, et les technologies laser ont déjà été éprouvés sur **MO** (Tableau 1.3). Par ailleurs, ces **étalons** déjà éprouvés sur **MO** sont également ceux qui maximisent le ratio : nombre d'**erreurs géométriques** identifiées sur le nombre de mise en positions nécessaires de l'**étalon**. Cependant, l'utilisation des **étalons** de type barres ou plaques à trous/boules est peu démocratisée et propagée en métrologie des **MOs** pour diverses raisons. La principale limite d'utilisation sur **MO** provient de l'impossibilité d'orienter l'axe du stylet par rapport à l'axe de la broche dans laquelle est monté le palpeur.

Par ailleurs, les sources de perturbations de la mesure inhérentes à l'environnement interne et externe d'une **MO** (p. ex. l'huile, les copeaux, les collisions, les gradients temporels et spatiaux de températures) sont des facteurs limitant la propagation des **étalons** matériels existants pour des problématiques de **MMT** à celles de **MO**.

De plus, l'acier ou la céramique qui sont des matériaux couramment utilisés pour matérialiser ces étalons, en font des étalons dont la pérennité de la géométrie est très sensible aux variations de température (cf. les **CDT** du tableau 2.3). Ils ne sont donc pas adaptés au suivi de **performances volumétriques** des **MO** ou pour leur **étalonnage** durant le processus de fabrication dans un environnement d'atelier de production.

Ces limitations sont d'autant plus défavorables lorsque l'**étalon** nécessite un grand nombre de positionnements différents pour mener à bien l'identification des **erreurs géométriques**. Dans ce cas, toute automatisation du processus d'étalonnage de **MO** devient très complexe, car ce processus nécessite plusieurs réglages. Les moyens de mesures ayant recours à l'interférométrie laser restent très onéreux même s'ils permettent une mesure directe des erreurs. Malgré cette contrainte monétaire, ils peuvent directement être considérés comme étalon de travail, car leur **étalonnage** est mené à l'aide d'un **étalon secondaire**. Ainsi la longueur de la **chaîne de traçabilité métrologique** est réduite, ce qui permet d'assurer des niveaux d'incertitudes très faibles (Figure 2.1).

6 Objectifs des travaux de thèse

Ces travaux de thèse (figure 1.36) s'inscrivent dans le cadre de la caractérisation géométrique des **MO** de type 5 axes par la mesure, en vue d'une compensation active lors du processus de fabrication ou de mesure en ligne. De ce contexte, la problématique générale des travaux qui en émane est la suivante :

Comment modéliser et identifier l'état géométrique d'une boucle structurelle à partir de procédures de mesure simples à mettre en œuvre dans un flux de production.

*Le tout en assurant une **traçabilité métrologique** de la mesure, dans le but de modéliser l'**erreur volumétrique** le plus fidèlement possible ?*

De l'analyse des étalons existants pour de la mesure d'erreurs géométriques sur MO, sont extraits des besoins qui se décomposent en quatre exigences principales :

- l'obtention d'un maximum d'informations pour l'identification des erreurs géométriques en un minimum de posages ;
- un étalonnage garantissant sa traçabilité métrologique ;
- un matériau résistant aux collisions et thermo-invariant ;
- définition d'un système de MIP et de MAP de l'étalon, tout en minimisant les déformations de celui-ci.

Ces exigences seront matérialisées sur un étalon matériel de type barre à trous au chapitre 2. L'étude portera sur la définition d'un motif géométrique permettant l'extraction de 3 paramètres intrinsèques contrairement aux barres à trous existantes qui en fournissent 1 ou 2. Le choix du matériau ainsi que celui de la solution de mise en position permettra d'assurer une invariance thermique de celui-ci et un étalonnage aisé. La traçabilité métrologique de l'étalon développé sera confirmée par une intercomparaison internationale assurant la validation d'une procédure d'utilisation et de mesure de cet étalon.

Cet étalon certifié sera ensuite utilisé sur MO dans un contexte d'atelier afin d'extraire un état géométrique partiel d'une structure 5 axes : les erreurs de mouvement des axes linéaires de la structure. Cette extraction reposera sur une modélisation générique de la géométrie biaisée d'un axe exposée au chapitre 3. Cette modélisation est ensuite étendue à l'ensemble de la structure 5 axes. À partir de ce modèle, le biais géométrique engendré par ces erreurs est modélisé et une procédure d'identification des erreurs de mouvement des axes linéaire est mise en place. Ces deux objectifs sont tous deux exposés au chapitre 3.

La mesure quant à elle est réalisée à l'aide d'un système de mesure développé spécifiquement et détaillé au chapitre 4. Ce système de mesure assurera l'obtention d'une image fidèle de la boucle structurelle en ayant recours à une boucle métrologique et une chaîne d'acquisition au plus près de celle-ci. Les résultats de mesure de l'état géométrique de la MO et de l'identification des erreurs de mouvement seront associés à une analyse d'incertitudes de mesure et confrontés à une procédure de mesure éprouvée basée sur de l'interferométrie laser.

La modélisation et la mesure au plus près de la boucle structurelle seront appliquées dans un second temps à l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe, par la mesure d'une sphère étalon. Cette étude fait l'objet du chapitre 5.

L'objectif de ce chapitre 5 est de trouver les combinaisons d'erreurs suffisantes pour caractériser une machine 5 axes, telles que celle qui est spécifiée par la norme par exemple. En revanche, l'approche ne sera pas basée sur la construction d'un référentiel, mais sur le besoin opérationnel de modéliser au mieux l'erreur volumétrique. Le choix de la combinaison se fera par une approche purement mathématique et numérique d'une part et physique d'autre part.

La première approche consiste à utiliser le modèle mis en place dans le chapitre 3 en ayant recours à une **Machine Virtuelle (MV)** conçue comme outil à la visualisation et la compréhension de l'**erreur volumétrique**. Cette **MV** sert à contrôler la qualité de la méthode d'identification en générant une machine parfaite entachée d'**erreurs géométriques**. Elle a également permis de réduire le nombre de paramètres minimal du modèle pour représenter les **erreurs de position et d'orientation d'axe**.

La deuxième approche s'appuie sur une **procédure de mesure** physique sur machine 5 axes. L'application réelle aura pour but d'identifier les paramètres effectifs de la géométrie en minimisant certaines sources de perturbations telles que la dérive temporelle de la structure ainsi que l'effet des **erreurs de mouvement** précédemment identifiées au chapitre 4. Une analyse de sensibilité des paramètres de réglages de la **procédure de mesure** ainsi que des effets de bruits et des erreurs numériques permettront de statuer sur la qualité de l'identification.

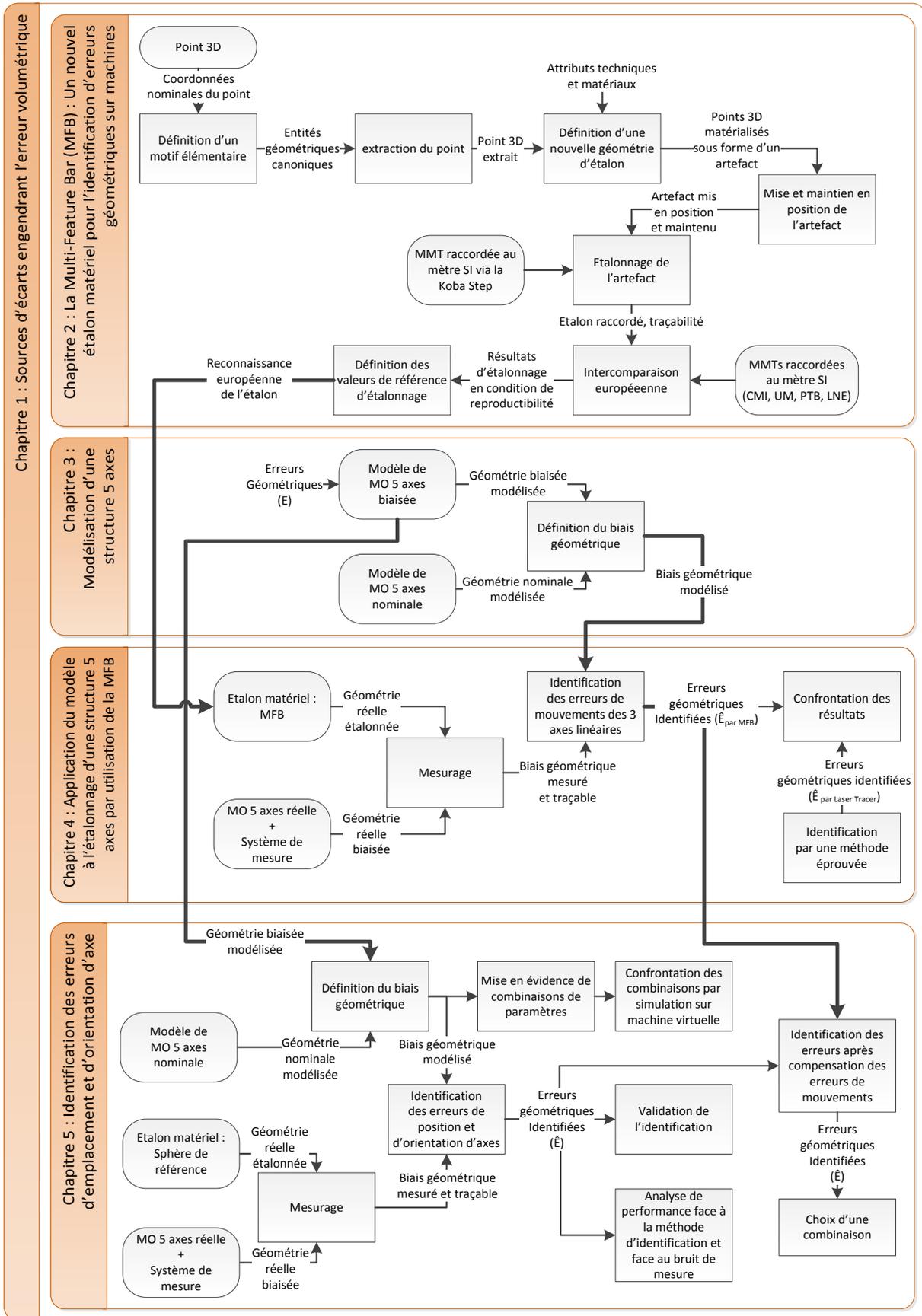


Figure 1.36 – Articulation des travaux de thèse.

Chapitre 2

La Multi-Feature Bar (MFB) : Un nouvel étalon matériel pour l'identification d'erreurs géométriques sur machines

« Everything should be made as simple as possible, but not simpler. »

Albert Einstein

« Une journée ou mille ans, c'est la même chose, quand il n'existe aucun instrument de mesure capable d'étalonner l'éternité. Où commencer pour savoir quand s'est écoulé un jour, un ans ou un siècle ? »

Terry Goodkind, *Le Cœur de la Guerre - L'Épée de Vérité Tome XV*

Sommaire

1	Introduction	55
2	Barre à trous existante au LNE	56
2.1	Avantages de la barre à trous	58
2.2	Limites de la barre à trous	59
3	Une nouvelle géométrie innovante : la Multi-Feature Bar (MFB)	60
3.1	Définition du motif	61
3.1.1	Définition du repère local	64
3.2	Choix du matériau	66
3.3	Définition du solide : attributs techniques et fabrication	68
3.3.1	Mise en position de la MFB	68
3.3.2	Maintien en position de la MFB	70
4	Étalonnage de la MFB	71
4.1	Étalonnage des rectitudes : mise en œuvre d’une méthode de retournement	73
4.2	Étalonnage de l’erreur de positionnement linéaire : mise en œuvre d’une méthode de compensation	75
4.3	Application sur MMT traçable	77
4.4	Résultats d’étalonnage	77
4.4.1	Impact de la définition de la ligne droite de référence sur les rectitudes	80
4.4.2	Impact de la construction du repère sur les incertitudes-types .	81
5	Intercomparaison de la MFB au sein du projet TIM	84
5.1	Mise en place de l’intercomparaison	85
5.2	Résultats de l’intercomparaison	85
5.3	Comportement géométrique de la MFB lors du maintien en position . . .	89
5.4	Définition des valeurs de référence d’étalonnage de la MFB	91
6	Conclusion	93

Ce deuxième chapitre définit en détail le développement d'un nouvel étalon matériel thermo-invariant : la « **Multi-Feature Bar (MFB)** ». La conception de cette **MFB** permettra de mener l'identification des **erreurs géométriques** d'une **boucle structurelle** composée de 3 axes de translation ou de la partie 3 axes d'une **boucle structurelle 5 axes**, en assurant une **traçabilité métrologique** des **résultats de mesure** tout en limitant l'immobilisation du moyen.

1 Introduction

Dans le chapitre 1, faisant l'objet d'un recensement non exhaustif des **instruments de mesure**, **systèmes de mesure** ou d'identification d'**erreurs géométriques**, émane diverses limitations à l'intégration de ceux-ci dans un volume de travail de **Machine-Outil (MO)**.

Par exemple, un grand nombre d'**étalons** matériels existants sont développés dans l'objectif d'étalonner des Machines à Mesurer Tridimensionnelles (**MMTs**), excepté les barres à boules, plaques à boules et les **Telescopic Magnetic Ball Bar (TMBB)** qui sont utilisées sur **MO**.

Sur **MO**, l'orientation du stylet de palpeur est imposée par l'axe de broche. Sa réorientation nécessite donc un montage spécifique qui n'est pas déployable dans l'industrie aux vues de la géométrie des magasins d'outils de **MO**. De plus, l'utilisation de stylets en étoile n'est pas adaptée aux technologies de palpeurs existants et leurs utilisations sont limitées par l'encombrement des broches. Le recours à ce genre de stylets nécessiterait des longueurs trop importantes engendrant des sources d'erreurs sur la mesure dues à la flexion et au retard de palpation.

Par ailleurs la majorité des **étalons** matériels développés pour l'**étalonnage** des **Machine à Mesurer Tridimensionnelle (MMT)** ne sont pas adaptés à un environnement hostile d'atelier de production (ex. huile, copeaux, risques de collisions, gradient de température, etc.) comparé à l'environnement d'une salle de métrologie régulée en température, hygrométrie et parfois même en pression.

L'utilisation d'**étalons** matériels nécessitant un grand nombre de positions et d'orientations de ceux-ci n'est pas limitante pour l'**étalonnage** de **MMT** puisque l'environnement contrôlé d'une salle de métrologie assure une grande stabilité de la **boucle métrologique**. En revanche, sur **MO**, l'hostilité environnementale nécessite des procédures rapides et maîtrisant au mieux les causes d'erreurs de mesure lors son **étalonnage**. Toutes ces raisons expliquent le faible déploiement de ces **étalons** matériels sur **MO**.

Le Laboratoire National de Métrologie et d'Essais (Laboratoire National de Métrologie (**LNM**) français faisant partie du Laboratoire Commun de Métrologie (**LCM**)) (**LNE**) est doté depuis quelques années d'une barre à trous au service de l'**étalonnage** de **MMTs**. À partir de la géométrie existante de cette barre à trous, et dans le cadre du projet **Joint Research Program-IND62 Traceable In-process dimensional Measurement (JRP-IND62 TIM)**, et de la **traçabilité métrologique** des mesure en ligne sur **MO**, le **LNE** conjointement avec le **Laboratoire Universitaire de Recherche en Production Automatisée de l'ENS Paris-Saclay (LURPA)** ont proposés un nouvel étalon matériel : la **Multi-Feature Bar (MFB)**. Ce nouvel étalon repose sur une définition innovante de sa géométrie à partir de celle existante. Cette géométrie a pour rôle d'augmenter le nombre d'informations sur le comportement de la structure mesurante (**MOs** ou **MMTs**) à l'issue d'une mesure de l'**étalon**. Les

caractéristiques intrinsèques du nouvel **étalon** permettent ainsi de réduire le temps d’immobilisation de la structure mesurante en assurant une mesure rapide. Le **résultat de mesure** traduit donc le comportement géométrique de la structure au sein de son environnement, quel qu’il soit.

Par conséquent, cette géométrie offre ainsi la possibilité d’étalonner et d’assurer la **traçabilité métrologique** des **MOs** mais également des **MMTs**. L’objectif de ce chapitre est d’assurer une **traçabilité métrologique** sur **MO**, par un raccordement métrologique de cette dernière à l’aide de la **MFB**.

Toutes les unités des grandeurs physiques qu’elles relèvent d’une convention ou de considérations physiques ont une définition unique reconnue au niveau international et fixée par les **Conférences Générales des Poids et Mesures (CGPMs)** et énoncée dans **BIPM [2006]**. Par exemple, la définition du mètre fondée sur le prototype international en platine iridié, en vigueur depuis 1889, avait été remplacée lors de la 11^{ème} **CGPM** en 1960 par une définition fondée sur la longueur d’onde d’une radiation du krypton 86, afin d’améliorer l’exactitude de la réalisation de la définition du mètre. La 17^{ème} **CGPM** de 1983 a remplacé cette définition par la définition actuelle :

« Le mètre est la longueur du trajet parcouru dans le vide par la lumière pendant une durée de 1/299 792 458 de seconde. »

En pratique chaque **LNM** met en œuvre une matérialisation de ces définitions sous forme d’**étalons** appelés **étalons primaires** ou **étalons nationaux**.

Le raccordement métrologique de la **MFB** à la définition du mètre comme unité du **Système International (SI)** sera assuré par un **étalonnage** sur un moyen de contrôle raccordé à la référence internationale du mètre par l’intermédiaire d’une chaîne ininterrompue : la **chaîne de traçabilité métrologique** (Figure 2.1). Cette chaîne est constituée d’une matérialisation de la référence internationale par un **étalon international**, considéré en France comme l’**étalon primaire** ou **étalon national** : le Laser Femtosecond du **Conservatoire national des arts et métiers (Cnam)**. Cet **étalon primaire** assure l’**étalonnage** d’**étalons secondaires** jusqu’à un **étalon de travail** telle qu’une **MMT**. C’est cette **MMT** raccordée qui assurera la continuité de la **chaîne de traçabilité métrologique** entre la **MO** et la référence internationale du mètre par l’intermédiaire de la **MFB**, considéré comme **étalon voyageur** [JCGM 200, 2012].

Enfin, cette géométrie d’**étalon** matériel fera l’objet d’une **intercomparaison** européenne assurant un niveau de confiance suffisant de la **procédure de mesure** et de l’**étalonnage** réalisé par le **LNE**.

2 Barre à trous existante au LNE

Les **MMT** sont des **systèmes de mesure** largement utilisés dans l’industrie, dans les opérations de contrôle de pièces, mais aussi à des fins d’**étalonnage** compte tenu de leur niveau d’exactitude croissant. Leur complexité pose le problème de la **traçabilité métrologique** (**Vocabulaire International de Métrologie (VIM)** [JCGM 200, 2012]) et de l’évaluation de leurs performances [NF ISO 10360-2, 2009] par rapport à des domaines d’application de plus en plus variés et exigeants

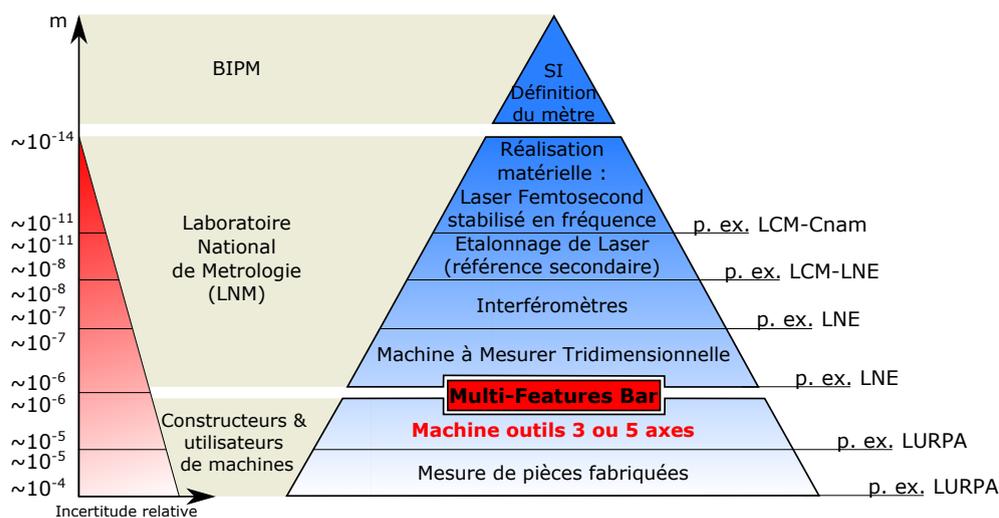
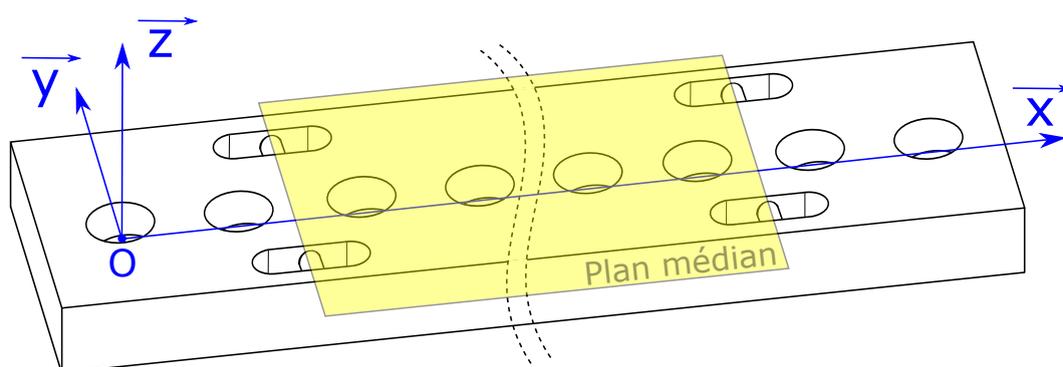


Figure 2.1 – Intégration de l'étalon matériel : la MFB dans la chaîne de traçabilité métrologique.

en termes de performances et d'incertitudes de mesures. Cette **traçabilité métrologique** et cette évaluation de performances peuvent être assurées par des étalons de longueur [NF ISO 10360-2, 2009]. Par la suite, des corrections mécaniques, mais surtout logicielles peuvent être envisagées. Ces corrections prennent en compte de manière plus ou moins parfaite ces **erreurs géométriques** élémentaires. La correction logicielle est assurée au travers des algorithmes de correction employés par les constructeurs.

Le LNE est doté d'un **étalon matériel** de longueur sous la forme d'une barre à trous. Elle est fabriquée à partir d'une barre d'acier étiré de section rectangulaire [Camus, 2006], et peut assurer la **traçabilité métrologique** et l'évaluation de performances de MMT.



(a) Modèle de la barre à trous du LNE.



(b) Matérialisation de la barre à trous du LNE.

Figure 2.2 – Géométrie existante de la barre à trous au sein du LNE : modèle et matérialisation.

Le plan médian de cette barre à trous est matérialisé à partir des deux axes des entités cylindriques (Figure 2.2). Un alignement d'alésages, élaborés à partir de canons de perçage, est positionné orthogonalement à ce plan médian. Le pas d'échantillonnage, c'est-à-dire la distance entre deux alésages consécutifs, doit être suffisamment fin pour décrire les variations des **erreurs géométriques** le long de la course de l'axe mesuré.

Les points d'intersection entre les axes des alésages et le plan médian forment une ligne brisée appartenant au plan médian. Cette ligne brisée (Figure 2.3) est identifiée selon deux directions orthogonales que sont l'axe de positionnement linéaire \vec{X} et l'axe de rectitude \vec{Y} . Ainsi, cet étalon est doté de deux paramètres intrinsèques : une **erreur de positionnement linéaire** E_{xx} le long de \vec{X} dans la direction \vec{X} , et d'une **erreur de rectitude horizontale** E_{yx} le long de \vec{X} dans la direction \vec{Y} . Ces paramètres sont connus par un **étalonnage** préalable assurant une **traçabilité métrologique** de cet étalon.

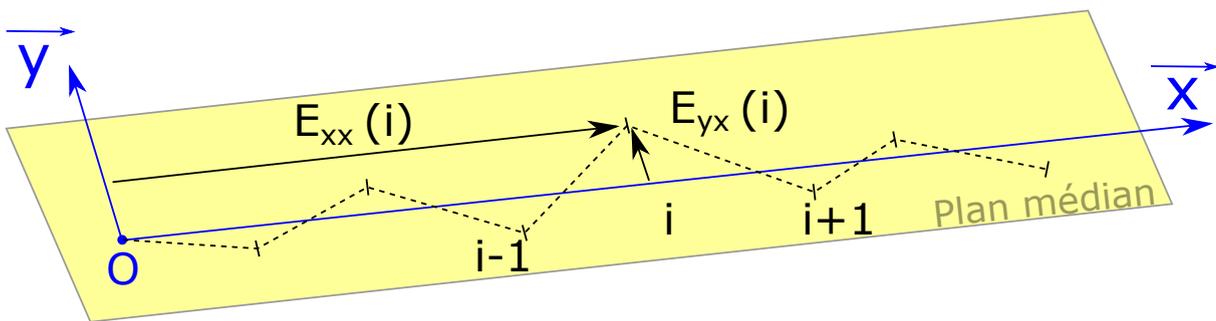


Figure 2.3 – Paramètres intrinsèques de la barre à trous du LNE : E_{xx} et E_{yx} .

2.1 Avantages de la barre à trous

Ce modèle de barre à trous possède certains avantages tels que :

- une géométrie accessible de part et d'autre de la barre. L'utilisateur peut donc appréhender son mesurage dans les deux sens. Cet atout permet d'envisager un **étalonnage** de la barre à trous par une méthode de retournement (cf. Section 4.1). L'**étalonnage** se fait sur **MMT** elle même étalonnée et compensée. Pour autant, malgré un double mesurage des entités géométriques, la méthode de retournement permet de s'affranchir des **erreurs géométriques** résiduelles de la **MMT** utilisée. De plus, les surfaces sont toujours mesurées dans les mêmes zones contrairement à une barre à boules constituée d'une série de sphères de références qui sont mesurées que sur un hémisphère pouvant varier selon l'orientation imposée de la barre à boules.
- ses surfaces mesurées sont protégées des risques de collisions à la différence des barres ou plaques à boules, où les surfaces sphériques sont à la merci d'impacts.
- elle est constituée d'un seul type de matériau composé de plusieurs nuances d'acier, mais qui conserve un comportement dimensionnel homogène vis-à-vis d'un gradient de température. L'acier associe également une bonne ténacité et faible fragilité ce qui en fait un matériau résistant aux collisions (Tableau 2.3).

2.2 Limites de la barre à trous

La barre à trous existante au LNE répond au besoin d'étalonnage de MMT, dans un environnement contrôlé en température, hygrométrie et non hostile (c.-à-d. sans huiles, et sans copeaux). En revanche, certaines des caractéristiques de cette barre à trous ne sont pas compatibles avec une utilisation en atelier, dans le cadre d'étalonnage de MO :

- la barre à trous est constituée d'un ensemble de pièces en acier et est étalonnée à $20 \pm 0,1^\circ\text{C}$. Son utilisation lors d'étalonnage de MMT dans des environnements à $20 \pm 0,5^\circ\text{C}$ est adaptée. En revanche, la géométrie n'est pas stable pour des gradients de température pouvant atteindre $\pm 10^\circ\text{C}$ dans un atelier, pour cause d'un Coefficient de Dilatation Thermique (CDT) beaucoup trop important ($12 \mu\text{m}/^\circ\text{C}/\text{m}$, tableau 2.3). Ainsi les valeurs des paramètres intrinsèques issues de l'étalonnage à 20°C ne sont plus des valeurs vraies à 10°C ou 30°C et ne sont donc plus utilisables.
- la barre à trous n'a pas de signature, à part un marquage visuel pouvant engendrer des risques d'erreurs lors de la substitution des résultats d'étalonnage, autrement dit la substitution de ses paramètres intrinsèques lors de mesurages sur MO.
- son posage sur un marbre de MMT ne nécessite aucun bridage, seule la Mise en Position (MIP) est assurée. Dans le cas de MO, les sollicitations de la boucle structurelle, mouvements de la table, et les potentielles vibrations nécessitent une MIP et un MAintien en Position (MAP).
- malgré des critères de coût, de qualité et de délais omniprésents dans un cycle de production, la pérennité d'un environnement contrôlé de salle de métrologie laisse la possibilité d'avoir recours à un grand nombre de posages dans le volume de travail de la MMT. Ces posages sont nécessaires à l'identification de l'ensemble des erreurs géométriques de la MMT : 23 posages pour 21 erreurs géométriques identifiées d'une MMT [Camus, 2006]. Or, sur MO dans un contexte de production, où les temps non productifs sont à minimiser, l'identification de ces erreurs doit se faire avec un minimum de posages et de temps de réglages. Ainsi, le nombre de paramètres identifiés par posage doit être maximisé, d'autant plus que les gradients spatiaux et temporels de températures au sein d'un atelier requièrent éventuellement une identification pour différentes températures.

Dans le cadre du JRP-IND62 TIM, le LNE, par l'intermédiaire de ces travaux de recherche était en charge de la conception d'un étalon matériel thermo-invariant constitué d'un alignement 1D d'éléments géométriques. Aux vues des erreurs géométriques d'axes présentées au chapitre 1, et des paramètres intrinsèques de la barre à trous existante au LNE, la conception s'est orientée vers un nouveau modèle géométrique d'étalon. Cette nouvelle définition permet la matérialisation d'un troisième paramètre intrinsèque : la rectitude verticale E_{zx} (Figure 2.4). Ceci assurerait une diminution du nombre de posages tout en maximisant le nombre de paramètres identifiés par posage.

Cet objectif peut être atteint en garantissant que les points d'intersection, appelés par la suite points d'intérêt (O_i) soient définis localement entre les axes d'alésages et des entités géométriques

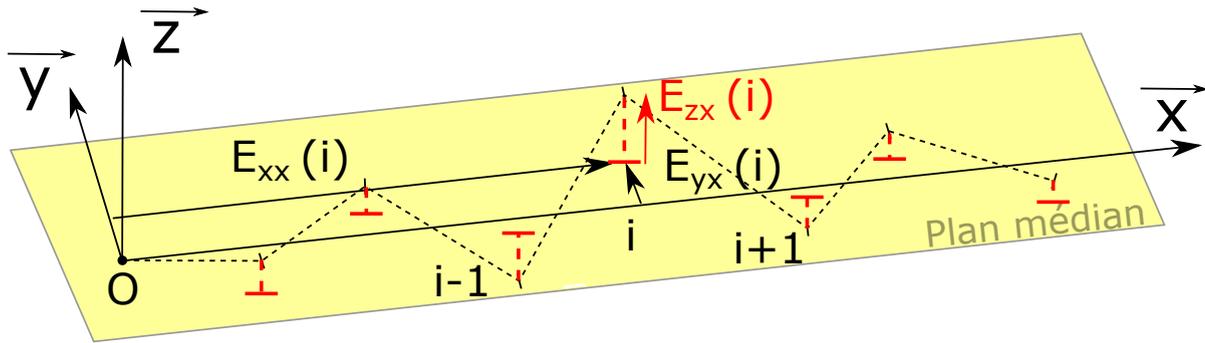


Figure 2.4 – Schéma illustratif de l'ajout d'un troisième paramètre intrinsèque : E_{zx} .

locales (p. ex. des plans). Ainsi, un plan construit localement pour chacun des alésages (Figure 2.5), assurerait une répartition 3D des points à l'issue d'une mesure sur MO réelle avec défauts. La version existante de la barre à trous (Figure 2.3) ne permet pas d'avoir cette répartition 3D. Par ailleurs, à supposer que la géométrie de ce nouvel étalon soit parfaite, autrement dit au nominal, la répartition des points d'intérêt (O_i) serait tout de même 3D à cause de la présence des erreurs intrinsèques de la MO. Dans tous les cas, cette répartition 3D des points sera générée par le simple fait d'une fabrication imparfaite de l'étalon (cf. Section 1 du chapitre 1).

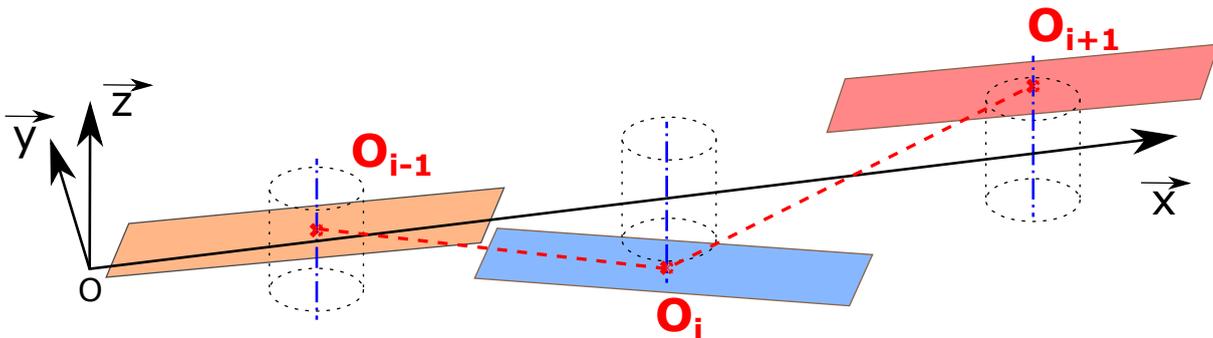


Figure 2.5 – Plans locaux assurant une répartition 3D des points.

3 Une nouvelle géométrie innovante : la Multi-Feature Bar (MFB)

La conception et la fabrication de ce nouvel étalon : la MFB est basée sur la norme NF E 11-019 :2002 [NF E 11-019, 2002]. L'ensemble des contraintes qui sont retenues sont :

- un matériau résistant aux collisions associant une bonne ténacité et faible fragilité ;
- un seul matériau pour assurer un comportement dimensionnel homogène vis-à-vis d'un gradient de température ;
- un matériau à faible CDT (α) ;

- une géométrie accessible de part et d'autre de l'étalon qui permet et facilite la procédure d'étalonnage par retournement (cf. Section 4.1) ;
- des surfaces protégées des risques de collisions ;
- une signature physique, aisément identifiable lors du mesurage de l'étalon et cela quelles que soient ses positions et orientations dans le volume de travail et quel que soit le sens de la mesure ;
- définition d'un système de MIP et de MAP de l'étalon MFB, tout en minimisant les déformations de celui-ci ;
- l'obtention d'un maximum d'informations pour l'identification des erreurs géométriques en un minimum de posages.

Ces contraintes ont dicté l'ensemble de la réflexion à propos de la définition du motif élémentaire de la MFB, la construction de son repère local, le choix du matériaux parmi les matériaux de référence certifiés ainsi que sa matérialisation physique.

3.1 Définition du motif

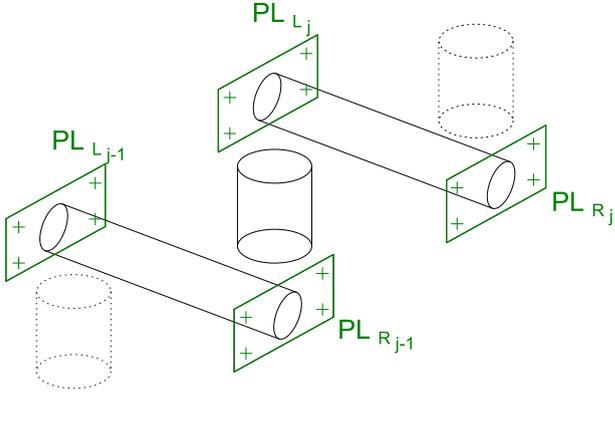
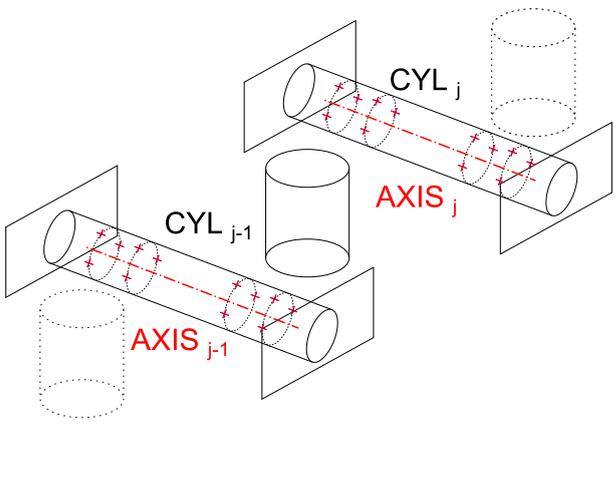
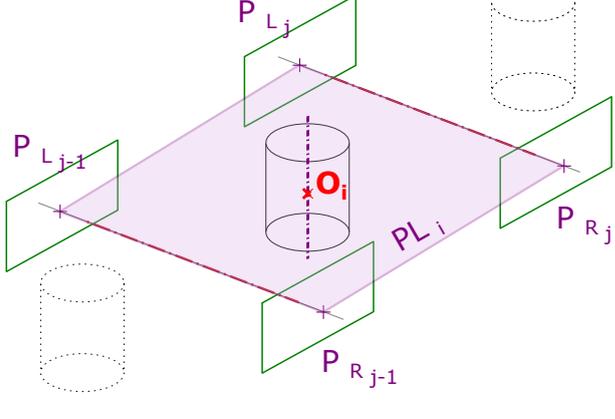
La MFB repose sur un motif élémentaire constitué d'un ensemble d'entités géométriques permettant l'extraction d'un ensemble de points d'intérêts notés O_i (Figure 2.5). Le principe d'extraction de ces points est fondé sur la matérialisation de l'axe de l'alésage, du plan local du motif et leur intersection (O_i). Ce principe est décrit dans le tableau 2.1 suivant :

Tableau 2.1 – MFB - Géométrie et point d'intérêt.

<p>① La MFB est constituée d'un motif géométrique assurant l'extraction de N points d'intérêt O_i composés de :</p> <ul style="list-style-type: none"> - 2 plans $PL_{L_{j-1}}$ et PL_{L_j}, où $2 \leq j \leq N - 1$ - 2 plans $PL_{R_{j-1}}$ et PL_{R_j} - 3 cylindres <ul style="list-style-type: none"> - 1 alésage HOL_i où $1 \leq i \leq N$ - 2 barres cylindriques CYL_{j-1} et CYL_j <p>La répétition du motif se fait dans la direction Δ (Figure ci-contre). La mesure de ce motif par palpé mécanique permet d'extraire les coordonnées 3D d'un point d'intérêt O_i. La stratégie d'extraction de ce point d'intérêt est décrite ci-dessous.</p>	
<p>② Pour chaque surface nominale cylindrique verticale HOL_i, la mesure consiste en un palpé de 8 points, matérialisés en bleu (Figure ci-contre). Ces 8 points sont distribués sur 2 sections orthogonales à l'axe du cylindre : 4 points par section. Sur chaque section, les points sont équi répartis (c.-à-d. un point tous les 90°) [GTCMMFQ, 1998]^a. L'association d'un élément intégral [NF ISO 5459, 2011] : alésage HOL_i est fait à partir des données de mesure avec un critère de moindres carrés. La méthode d'association, exposée en annexe A, utilise les torseurs de petits déplacements [Bourdet, 1987] et permet d'extraire l'élément dérivé de l'élément intégral associé (c.-à-d. alésage HOL_i) qui est son axe noté $AXIS_i$.</p> <p>^a. D'après la loi de cumul statistique, le mesurage d'un alésage par une stratégie de palpé de type 2x4 points reste un compromis entre l'incertitude de définition du cylindre et le temps d'exécution de la gamme de palpé [Camus, 2006].</p>	

Tableau2.1 : Suite à la page suivante

Tableau2.1 : Début à la page précédente

<p>③ Chaque surface nominale plane est mesurée en 4 points (en vert sur la figure ci-contre) [GTCMMFQ, 1998]. L'association d'un élément intégral [NF ISO 5459, 2011] : PL_{L_j} ou PL_{R_j} à partir des données de mesures est également basée sur un critère de moindres carrés. La méthode d'association utilise une méthode non itérative de minimisation exposée en annexe B. La variable minimisée est la somme des carrés des distances vraies.</p>	
<p>④ Pour chaque surface nominale cylindrique horizontale, la mesure consiste en un palpé de 12 points, matérialisés en rouge ci-contre. Ces 12 points sont distribués sur 4 sections orthogonales à l'axe du cylindre : 3 par sections. Sur chaque section, les points sont équi répartis (c.-à-d. un point tous les 90°) [GTCMMFQ, 1998]. L'association d'un élément intégral (ISO 5459 :2011 [NF ISO 5459, 2011]) : cylindre CYL_j est fait à partir des données de mesure de la même manière que HOL_i. Ainsi, l'élément dérivé de l'élément intégral associé CYL_j est son axe noté $AXIS_j$.</p>	
<p>⑤ Les points P_{L_j} et P_{R_j} sont obtenus respectivement par intersection des axes $AXIS_j$ et les deux plans PL_{L_j} et PL_{R_j} définis sur la figure ci-contre. Ainsi, le plan des moindres carrés PL_i est associé aux quatre points suivants : $P_{L_{j-1}}$, $P_{R_{j-1}}$, P_{L_j} et P_{R_j}. La méthode d'association est identique à celle utilisée pour les plans PL_{L_j} et PL_{R_j}. Finalement, le point d'intérêt O_i est calculé comme étant l'intersection de l'axe $AXIS_i$ de l'alésage HOL_i et du plan PL_i.</p>	

Le choix qui a été fait en ce qui concerne les algorithmes d'association par critère des moindres carrés se justifie par deux arguments. D'une part, l'étalonnage présenté par la suite en section 4 se fait sur une MMT traçable par l'intermédiaire du logiciel de mesure 3D Metrolog XG¹, un logiciel certifié qui utilise ce critère. D'autre part, le motif géométrique de l'étalon n'interviendra pas dans

1. La version de Metrolog XG, actuellement utilisée au LNE est 14.0003 HF12, et n'est pas dotée du module d'exportation de points bruts de mesure.

un assemblage de composants ainsi l'obtention des entités au maximum ou minimum de matière n'est aucunement nécessaire. Donc le critère min-max (ou critère de Tchebychev) a été écarté.

La répétition de ce motif le long de la direction Δ engendre une succession de points d'intérêt O_i dans un espace 3D. La caractérisation de la MFB, autrement dit la connaissance réelle des composantes de position des points d'intérêt, par un étalonnage, doit se faire dans un repère local afin d'être totalement indépendant du repère de mesure, et de la géométrie de la machine à étalonner (MO ou MMT).

3.1.1 Définition du repère local

La définition d'un repère local intrinsèque à la MFB repose sur la géométrie des motifs. Elle ne nécessite donc pas de **mesurage** supplémentaire d'autres entités géométriques telles 3 ou 4 sphères étalons [McCarthy *et al.*, 2011] ou de 3 plans nominalement orthogonaux deux à deux [Lim et Burdekin, 2002]. Ces mesurages supplémentaires nécessiteraient la définition précise d'une **procédure de mesure** et la spécification de tolérances de formes des entités géométriques à mesurer. L'incertitude de construction de ce repère serait amplifiée par les défauts de formes des entités géométriques supplémentaires. La définition du repère local s'appuyant sur les entités des différents motifs minimise l'incertitude de sa construction par rapport à d'autres stratégies. Ce repère assure une définition locale des points d'intérêts O_i et un gain de temps dans le processus de mesurage sur MO. Cette définition du repère local est explicitée dans le tableau 2.2.

Tableau 2.2 – Construction du repère local de la MFB.

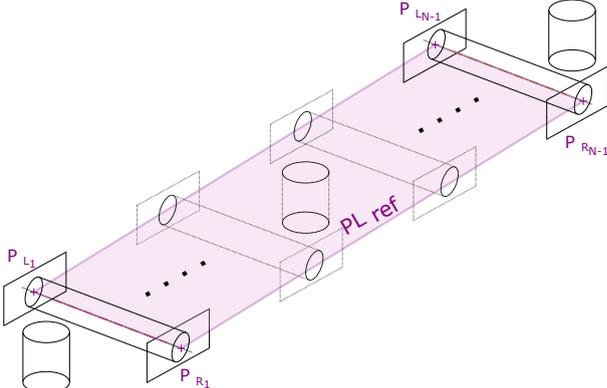
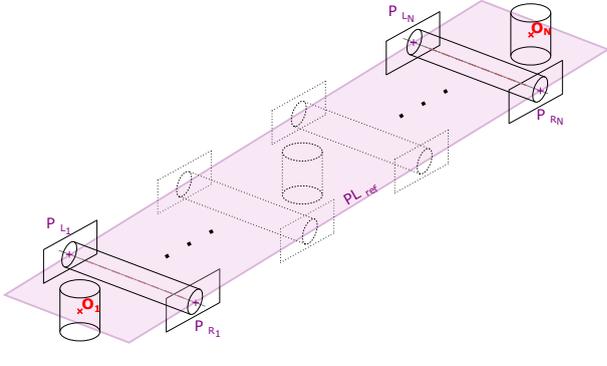
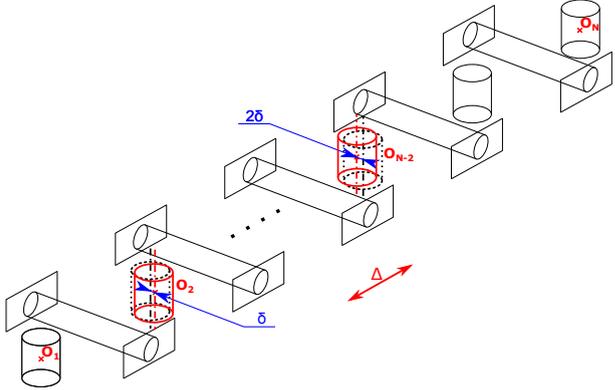
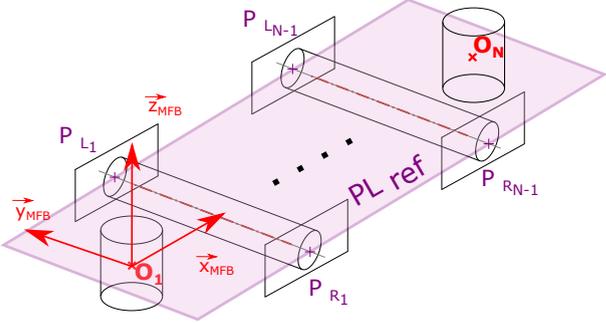
<p>① Le repère local R_{MFB} de la MFB est directement construit à partir des entités géométriques mesurées. Le plan de référence PL_{REF} de la MFB est le plan des moindres carrés calculé à partir des points P_{L_1}, P_{R_1}, $P_{L_{N-1}}$ et $P_{R_{N-1}}$.</p>	
<p>② Les intersections du plan PL_{REF} avec l'axe $AXIS_1$ et $AXIS_N$ respectivement de l'alésage HOL_1 et HOL_N, sont notés O_1 et O_N. Notons toutefois que les points O_1 et O_N sont considérés comme points d'intérêts, mais ne donnent aucune information sur les rectitudes intrinsèques de la MFB puisqu'aucun plan local n'est construit pour les axes $AXIS_1$ et $AXIS_N$ (cf. résultats d'étalonnage à la section 4 pour une droite de référence des points limites).</p>	

Tableau 2.2 : Suite à la page suivante

Tableau 2.2 : Suite à la page précédente

<p>③ L'introduction de poka-yoké ou détrompeurs ^a permettent d'éviter les erreurs de construction du repère local. Ces poka-yokés sont physiquement matérialisés par un faible décalage transversal de deux cylindres par rapport à la direction Δ. Ces deux cylindres sont O_2 décalé de $\delta = 0,3 \text{ mm}$ et O_{N-2} de 2δ. Ils permettent de discriminer O_1 de O_N, ainsi que le dessus du dessous de la MFB. La MFB est donc dotée d'une signature physique.</p> <p>^a. Le Poka-Yoké ou détrompeur, est un dispositif anti-erreur, généralement mécanique, permettant d'éviter les erreurs d'assemblage, de montage ou de branchement.</p>	
<p>④ Le repère R_{MFB} est construit de la manière suivante : $\vec{x}_{MFB} = \frac{\vec{O_1 O_N}}{\ \vec{O_1 O_N}\ }$</p> <p>$\vec{z}_{MFB} = \vec{n}_{PL_{REF}}$ $\vec{y}_{MFB} = \vec{z}_{MFB} \wedge \vec{x}_{MFB}$</p> <p>Les orientations de \vec{z}_{MFB} et donc de \vec{y}_{MFB} sont choisies de telle sorte que O_2 et O_{N-2} soient décalés respectivement d'une valeur de $-\delta$ et $+2\delta$ suivant \vec{y}_{MFB}.</p> <p>Remarque : l'axe \vec{x}_{MFB} est nominalelement parallèle à Δ : direction de répétition du motif.</p>	

Le repère décrit dans ce tableau contraint l'utilisateur à mesurer tous les motifs. Dans le cas d'une utilisation de la MFB sur une machine dont les axes ont des courses de longueurs différentes, il est possible que l'ensemble de la géométrie de la MFB ne soit pas atteignable. Ainsi, deux choix s'offrent à l'utilisateur :

- soit il a recours à une MFB de géométrie plus petite ; autrement dit à une barre dont l'occurrence du motif est moins élevée ;
- soit il utilise la même MFB associée à une mesure partielle du nombre de motifs. Ainsi, la construction du repère local R_{MFB} suit une stratégie identique dans la démarche, en revanche le point O_N est remplacé par le point d'intérêt $O_{i_{min}}$.

La borne inférieure de i_{min} est 4, afin d'englober l'un ou l'autre des alésages décalés (cf. le poka yoké du tableau 2.2 ligne ③). Ce choix de i_{min} doit être fait pour garantir un vecteur $\vec{O_1 O_{i_{min}}}$ le plus élané possible. Autrement-dit il doit couvrir le plus de motifs élémentaires, ainsi le plus de points d'intérêts O_i possible afin de minimiser l'erreur de dégauchissage sur \vec{x}_{MFB} et sur \vec{z}_{MFB} dont l'impact est très visible sur la sensibilité des résultats d'étalonnage (cf. paragraphe 4.4.2 relatif aux

résultats d'étalonnage).

Au même titre que toute la géométrie du motif, la **Dimension Théorique Exacte (DTE)** entre chaque motif et donc entre chaque point O_i le long de l'axe \vec{x}_{MFB} est paramétrable. En pratique, sur la **MFB** développée la **DTE** a été fixée à 50 mm et les alésages sont au nombre de 12 (c.-à-d. $N = 12$). Ce choix est basé sur des critères associés à la qualité de l'identification des **erreurs géométriques** et sur la capacité d'utilisation de la **MFB** dans un volume de travail, qui sont :

- garantir un pas entre chaque point d'intérêt O_i suffisamment fin ;
- maximiser le ratio densité de points d'intérêt identifiés sur le temps de mesure ;
- maximiser l'**étendue de mesure** le long de l'axe par rapport à sa course ;
- minimiser les risques de collisions sur une **MO** notamment sur une structure 5 axes où le volume de travail peut être réduit.

3.2 Choix du matériau

Aux vues des contraintes de thermo-invariance (c.-à-d. faible **CDT** noté α), de résistance aux collisions (c.-à-d. grande dureté et faible fragilité), et des **matériaux de référence certifiés (MRC)** couramment utilisés en métrologie (Tableau 2.3), le **matériau de référence (MR)** retenu pour produire cette **MFB** est l'Invar. L'exigence d'un possible déploiement en industrie des **étalons** matériels développés au sein du projet européen **JRP-IND62 TIM**, avec un prix accessible pour les industriels, font de l'Invar le **Matériau de Référence Certifié (MRC)** adapté pour matérialiser la **MFB** [Ashby, 2005]. Son **CDT** n'est pas aussi faible que celui du Zerodur, mais sa ténacité et sa faible fragilité en font un matériau plus adapté à l'environnement d'atelier. Cette valeur de $1 \mu m / ^\circ C / m$ n'engendrera qu'un écart de $\pm 0.5 \mu m$ entre deux points d'intérêts O_i sous l'effet d'un gradient thermique de $\pm 10^\circ C$. Cette variation de géométrie de la **MFB** satisfait aux exigences du **JRP-IND62 TIM** :

« This JRP will develop and deploy new robust and thermally invariant material standards and new accurate measurement procedures. All this will contribute to reducing the achievable length measurement uncertainty on machine tools to a few micrometres [...] ».

Par ailleurs, la carte d'Ashby exposée à la figure 2.6 permet de confirmer que le choix de l'Invar de par sa grande conductivité thermique sera rapidement stable dans un environnement à température

variable avec un faible impact sur sa géométrie par rapport au Zerodur.

Tableau 2.3 – Propriétés thermo-mécaniques du Zérodur, de l’Invar (FeNi36), de l’Alumine ou oxyde d’aluminium (Al₂O₃), d’un acier S235 et de l’aluminium (99,9%).

Matériau	CDT (α) $\mu\text{m}/^\circ\text{C}/\text{m}$	Conductivité (λ) $\text{W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$	Module d’Young (E) GPa	Dureté (H) MPa	Ténacité (Kc) $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$	Fragilité (HKc) $\text{m}^{-1/2}$	Densité (d) –
Zérodur ¹	0.05	1,5	91	6200	0.9	6900	2,5
Invar	1	13	145	1200	120	10	8,1
Alumine	8	30	350	20000	4	5000	4
Acier	12	50	210	1000	50	20	7,8
Aluminium	25	240	70	500	60	8	2,7

¹ le Zérodur est composé en majorité de silice, d’oxyde d’aluminium, et d’éléments additifs tels que l’hémi-pentoxyde de phosphore, l’oxyde de lithium, l’oxyde de titane, l’oxyde de zirconium, l’oxyde de magnésium, l’oxyde de zinc, et des traces (< 1%) d’anhydride arsénieux, et d’oxyde de sodium.

Données issues de [Béranger *et al.*, 2013; Cambridge Univ, 2003; Guess *et al.*, 2011; Lindig et Pannhorst, 1985; Schott, 2013; Azom, 2014, 2013b,a; Ashby, 2005; Slocum, 1992; Ruijl, 2001].

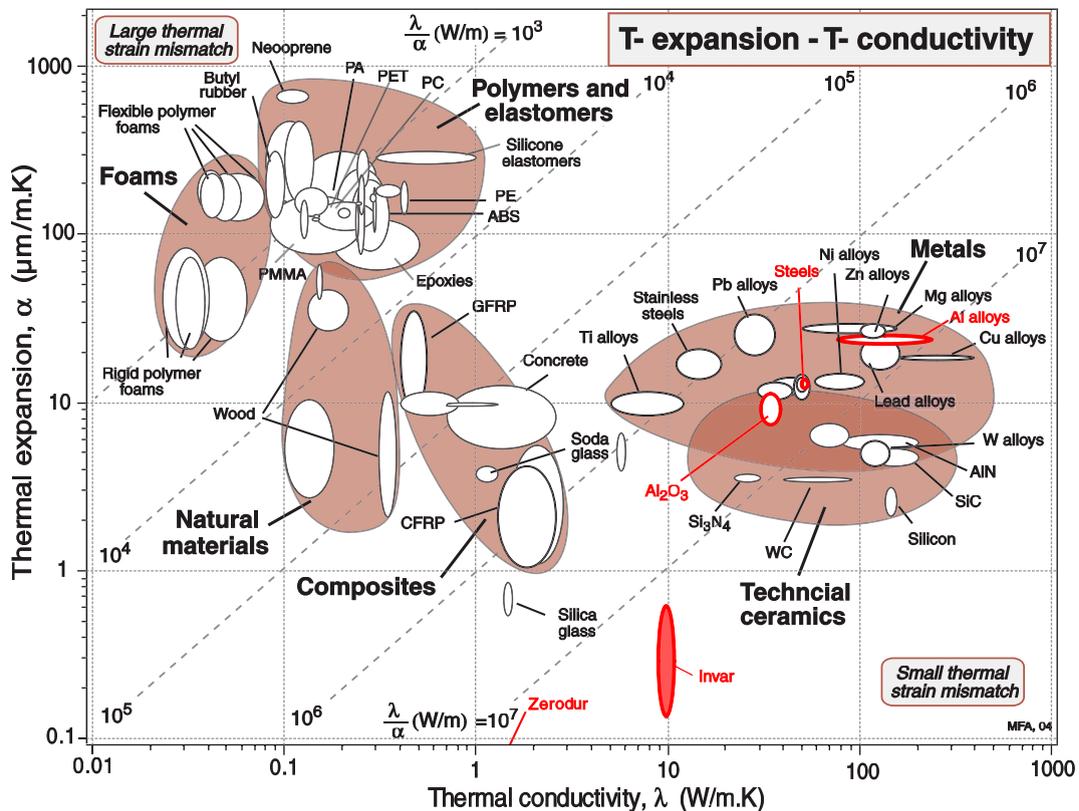


Figure 2.6 – Le CDT en fonction de la conductivité [Ashby, 2005].

3.3 Définition du solide : attributs techniques et fabrication

Le squelette est désormais composé d'une succession de motifs élémentaires. Il a été matérialisé afin d'assurer un mesurage bidirectionnel suivant la direction d'approche $+\vec{z}_{MFB}$ ou $-\vec{z}_{MFB}$, en assurant une protection des surfaces utiles de la MFB. Cette géométrie est illustrée à la figure 2.7. Son encombrement a été optimisé sur une maximisation des critères de résistance à la déformation et de nombre de motifs tout en minimisant la masse intrinsèque de la MFB. L'encombrement de la MFB est donc de $L \times l \times e = 580 \times 80 \times 20 \text{ mm}$, pour une masse de 4240 g. La résistance à la déformation de la MFB sous son propre poids est contrôlé par le choix d'une MIP dont le dimensionnement est détaillé par la suite.

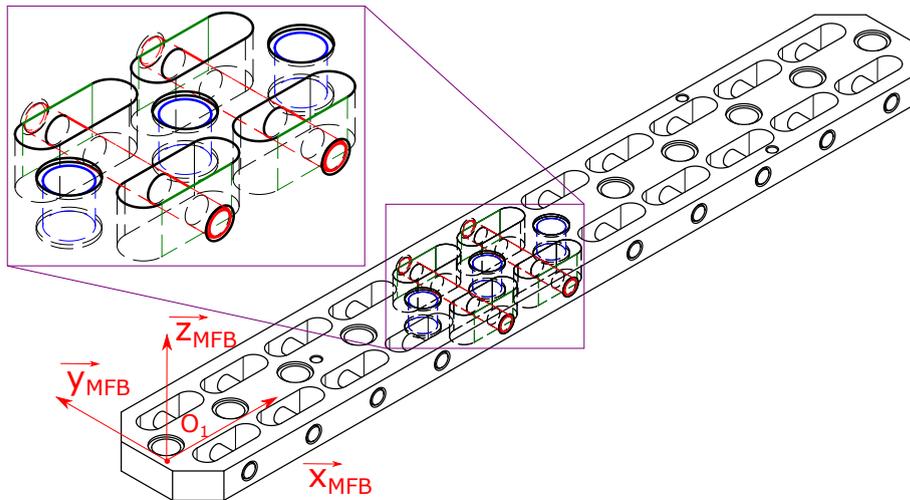


Figure 2.7 – Modèle 3D retenu de la MFB et détail d'un motif.

L'ensemble de la production de la MFB a été assuré au sein des ateliers du LNE. Le débit du profilé ainsi que le perçage des trous taraudés assurant sa MIP ; les lamages sont réalisés par enlèvement de matière par outil coupant sur centre d'usinage. En revanche, la géométrie des alésages et trous oblongs sont produits à l'aide d'une machine d'électro-érosion à fil (Wire Electrical Discharge Machining (WEDM)) assurant une rugosité de la surface finie inférieure à $Ra = 0,4 \mu\text{m}$. Les cylindres horizontaux (Figure 2.7) sont également en Invar rectifiés et collés à l'aide d'une Loctite 603 polymérisante. Cette colle a une haute résistance et haute tolérance à l'huile. Elle assure la liaison complète entre les cylindres et le corps de la MFB même sous de possibles chocs et vibrations, pour une plage de températures de service (-55 à $+150^\circ\text{C}$) englobant très largement les températures d'atelier. Cette liaison complète sera donc pérenne dans un environnement d'atelier.

3.3.1 Mise en position de la MFB

La MIP de la MFB se doit d'être isostatique pour éviter de la contraindre et d'engendrer des déformations de sa géométrie. Cette MIP se fait sur trois points définissant trois liaisons mécaniques élémentaires : une rotule, une linéaire annulaire et une ponctuelle (Figure 2.9 et 2.10). La position

de ces liaisons d'appui minimisant la déformation de la MFB sous son propre poids est déterminée à l'annexe C. Pour des appuis symétriquement répartis par rapport au centre de la poutre, leurs positions relatives se résume par la distance s entre eux. Cette distance est définie par l'équation (2.1) où $L = 580 \text{ mm}$ est la longueur totale de la poutre.

$$s = 0,5537 \times L = 321,1 \text{ mm} \quad (2.1)$$

La déformée résultante dont la valeur maximale est de $0,16 \mu\text{m}$ est comparée à la déformée pour des appuis sur les points d'Airy² ($s = \frac{L}{\sqrt{3}} = 0,577 \times L = 334,9 \text{ mm}$ pour une flèche de $0,31 \mu\text{m}$) à la figure 2.8. Par ailleurs, l'élongation de la MFB sous son poids propre en configuration verticale est égale à 52 nm . Cette valeur est donc très largement négligeable par rapport aux ordres de grandeurs des paramètres intrinsèques $E_{xx_{MFB}}$, $E_{yx_{MFB}}$ et $E_{zx_{MFB}}$ (quelques micromètres).

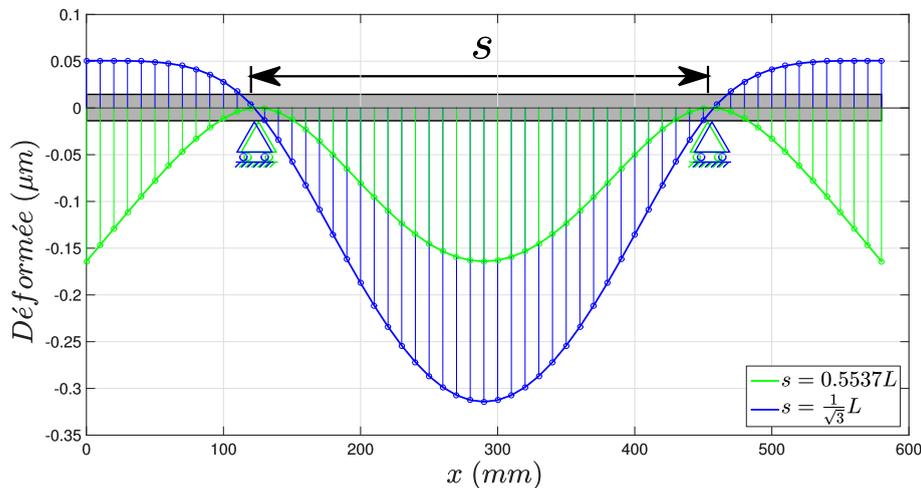


Figure 2.8 – Déformée minimale de la MFB comparée à la déformée sur les points d'Airy.

Ce résultat a également été confronté à une analyse du premier mode de déformation par une méthode éléments finis. Cette analyse a permis de valider les hypothèses de Résistance des Matériaux (RdM) vis-à-vis d'une géométrie de poutre non pleine et non monobloc ainsi que de confirmer la position des points de MIP : Points de déformation minimale.

Cette MIP se fait sur un porte-pièce dédié, composé d'éléments modulaires spécifiques au contrôle en alliage d'aluminium [Norelem, 2014] (Figure 2.9 et Figure 2.10). Ce choix engendre une grande liberté de montage assurant un positionnement, quel qu'il soit, dans le volume de travail de la MO. D'après le tableau 2.3 la faible densité de l'aluminium par rapport à l'Invar et l'acier rend ce montage suffisamment léger pour une manutention aisée, et suffisamment rigide pour assurer la stabilité de positionnement de la MFB. En revanche, le principal inconvénient de l'aluminium est son CDT élevé (cf. Tableau 2.3) qui rend le dimensionnel des pièces très sensible aux gradients de

2. Les points d'Airy qui assurent l'orthogonalité des sections extrêmes d'une poutre par rapport à sa ligne moyenne et le parallélisme entre elles. Ces points sont utilisés en métrologie des longueurs (ex. étalonnage de cales étalons).

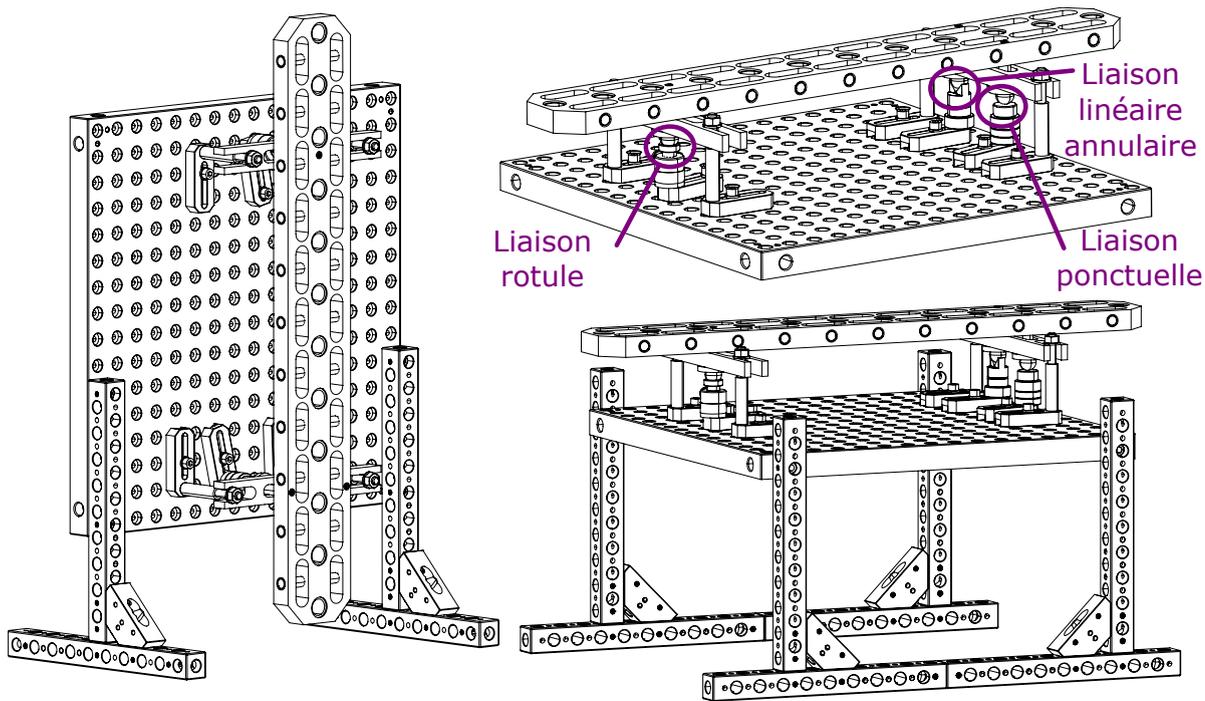


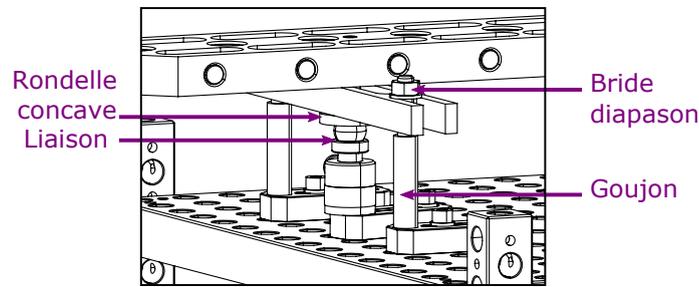
Figure 2.9 – MIP isostatique et MAP de la MFB par un montage en éléments modulaires.

température.

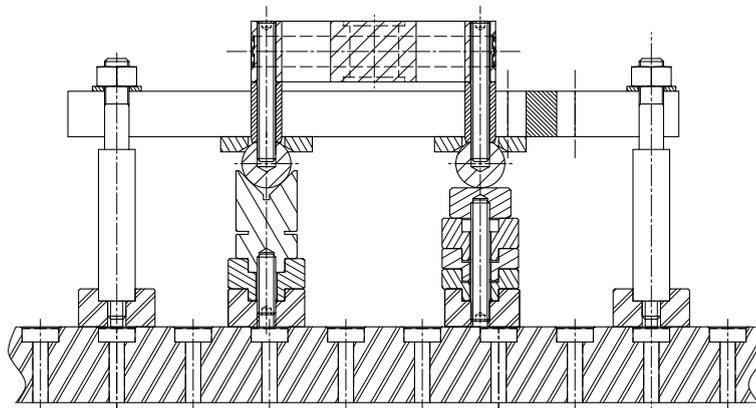
La chaleur émise par la MO ou toute autre source de chaleur dans l'atelier lors de l'utilisation de la MFB est transférée à l'aluminium par rayonnement et par convection. Le coefficient de conduction (λ) élevé de l'aluminium (cf. Tableau 2.3 et Figure 2.6), associé à une très grande diffusivité ($5.10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ [Ashby, 2005]) présente l'avantage de rendre rapidement stable le dimensionnel de la géométrie du montage pour une température donnée. Une fois la stabilisation thermique du montage faite, le positionnement de la MFB sur ce dernier pourra être mis en œuvre. Ce choix de matériau repose tout de même sur l'hypothèse forte que la température ne fluctue pas durant le temps de mesure d'un positionnement de la MFB dans le volume de travail de la machine à étalonner.

3.3.2 Maintien en position de la MFB

La MFB doit pouvoir être utilisée dans un volume de travail d'une MO quelle que soit sa position et son orientation. La MFB doit donc être maintenue en position d'autant plus qu'elle peut a priori se trouver dans une position verticale. Ce maintien doit également permettre une accessibilité complète aux motifs. Le choix retenu pour assurer un serrage minimisant les déformations de la MFB est une solution de serrage au droit des appuis (c.-à-d. au droit des liaisons élémentaires). La solution est composée des brides diapason serrées à l'aide de goujons sur les points d'appuis via des rondelles concaves assurant un rotulage (Figure 2.10). Les écrous sont serrés à la clé dynamométrique avec un couple maxi de $1,5 \text{ Nm}$. Ce couple de serrage a été estimé par des essais et est la valeur minimale assurant le contact sur les appuis dans une configuration verticale de la MFB.



(a) Solution technologique : vue du côté de la liaison rotule.



(b) Coupe de la solution technologique : vue de côté des liaisons linéaire annulaire et ponctuelle.

Figure 2.10 – Solution technologique de MAP de la MFB.

Avant d'utiliser la MFB dans un volume de travail pour entreprendre l'étalonnage de machines (MO ou de MMT), il est nécessaire de disposer d'un étalon relié à la définition du mètre défini dans le SI d'unités [BIPM, 2006] pour pouvoir comparer des données dans le temps et dans l'espace. Pour ce faire, un étalonnage de la MFB doit être envisagé sur un moyen raccordé à la référence internationale du mètre et qui est matérialisée au LNE. Ainsi le résultat d'étalonnage de la MFB et les résultats d'étalonnage des machines pourront être reliés à la référence par l'intermédiaire d'une chaîne ininterrompue et documentée d'étalonnages dont chacun contribue à l'incertitude de mesure (Figure 2.1). Autrement dit la MFB assurera une traçabilité métrologique des résultats de mesure [JCGM 200, 2012] sur des MO.

4 Étalonnage de la MFB

L'étalonnage de la MFB permet de qualifier et de quantifier les composantes de positions des points d'intérêts O_i et les incertitudes-types associées dans le repère $R_{MFB} = (O_1; (\vec{x}_{MFB}, \vec{y}_{MFB}, \vec{z}_{MFB}))$. D'un point de vue théorique, les coordonnées dans R_{MFB} des points d'intérêt O_i sont définies par l'équation (2.2).

$$\forall i \in \llbracket 1 ; N \rrbracket, \mathbf{O}_i = \begin{pmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{pmatrix}_{R_{MFB}} = \begin{pmatrix} (i-1) \times DTE \\ (\mathbb{1}_2 - 2 \times \mathbb{1}_{10})\delta \\ 0 \end{pmatrix}_{R_{MFB}} \quad (2.2)$$

où $\begin{cases} \mathbb{1}_j \text{ est la fonction indicatrice égale à 1 pour } i = j, \text{ et zéro sinon,} \\ DTE = 50 \text{ mm,} \\ \delta = 0,3 \text{ mm, pour le déport des poka-yoké.} \end{cases}$

La position réelle des points d'intérêt \mathbf{O}_i évaluée par la mesure de la géométrie réelle de la MFB permet de mettre en évidence l'écart par rapport au nominal. En pratique, les coordonnées réelles des points d'intérêt \mathbf{O}_i dans R_{MFB} sont définies par l'équation (2.3).

$$\forall i \in \llbracket 1 ; N \rrbracket, \mathbf{O}_i = \begin{pmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{pmatrix}_{R_{MFB}} = \underbrace{\begin{pmatrix} (i-1) \times DTE \\ (\mathbb{1}_2 - 2 \times \mathbb{1}_{10})\delta \\ 0 \end{pmatrix}_{R_{MFB}}}_{\text{nominal}} + \underbrace{\begin{pmatrix} E_{xx_{MFB}}(i) \\ E_{yx_{MFB}}(i) \\ E_{zx_{MFB}}(i) \end{pmatrix}_{R_{MFB}}}_{\text{écart par rapport au nominal}} \quad (2.3)$$

Cet écart par rapport au nominal est dû à l'ensemble du processus de fabrication (Figure 1.1), qui comprend une multitude de causes d'écarts entre le modèle nominal et le produit réel fini, telles que : l'activité de Fabrication Assistée par Ordinateur (FAO), la machine de WEDM, l'enlèvement de matière, l'assemblage et le collage des cylindres transverses, etc. Cet écart par rapport au nominal se traduit par des erreurs intrinsèques de la MFB :

- l'erreur de positionnement linéaire des points d'intérêt \mathbf{O}_i le long de \vec{x}_{MFB} dans la direction \vec{x}_{MFB} , notée $E_{xx_{MFB}}(i)$;
- l'erreur de rectitude horizontale des points d'intérêt \mathbf{O}_i le long de \vec{x}_{MFB} dans la direction \vec{y}_{MFB} : $E_{yx_{MFB}}(i)$;
- l'erreur de rectitude verticale des points d'intérêt \mathbf{O}_i le long de \vec{x}_{MFB} dans la direction \vec{z}_{MFB} : $E_{zx_{MFB}}(i)$.

Alors que les barres à boules n'ont qu'un seul paramètre intrinsèque (l'erreur de positionnement linéaire), et que la version existante de la barre à trous au LNE n'a que deux paramètres intrinsèques (l'erreur de positionnement linéaire et l'erreur de rectitude horizontale), la MFB, quant à elle, se démarque par la présence de trois paramètres intrinsèques caractérisés par les erreurs géométriques précédemment définies. Cet atout permettra par la suite de maximiser le rapport du nombre d'erreurs identifiées sur le nombre de posages et le nombre de mesurages nécessaires.

L'identification des trois erreurs géométriques de la MFB se fait par mesurage des points définis dans le tableau 2.1 de la partie 3.1. Ces points de coordonnées 3D spécifiées dans le protocole d'étalonnage sont mesurés par palpation sur une MMT traçable dans un environnement contrôlé. La MMT comporte des erreurs géométriques résiduelles qui peuvent entacher les valeurs mesurées des trois paramètres intrinsèques de la MFB.

Ainsi, la méthode de retournement rendue possible par la double accessibilité des surfaces fonctionnelles de la MFB sera adoptée afin de séparer les erreurs intrinsèques à la MFB et à la MMT.

4.1 Étalonnage des rectitudes : mise en œuvre d'une méthode de retournement

La technique de retournement utilisée en métrologie lors de mesures de rectitudes de MO [NF ISO 230-1, 2012], ou lors d'étalonnage de barre à boules [Zhang et Zang, 1991] ou plaque à boules [Liebrich *et al.*, 2009] permet de séparer les erreurs de mouvement intrinsèques de la machine, des écarts de géométrie de l'étalon. Les techniques de retournement sont résumées par Evans [Evans *et al.*, 1996].

La MMT utilisée pour l'étalonnage de la MFB présente des erreurs systématiques (E_{MMT}) telles que des erreurs de mouvement et des erreurs de répétabilité du palpeur. Ces erreurs de répétabilité ne sont pas considérées dans cette étude. La MMT comporte également des erreurs aléatoires de répétabilité (ϵ_{MMT}) dues à de possibles vibrations de la structure, ainsi que de faibles variations de son environnement (eg. hygrométrie, température, pression). L'application d'une méthode de retournement permet de s'affranchir de certaines erreurs systématiques comme les erreurs de rectitude apparentes de la machine (cf. formalisme de la partie 1.11 du chapitre 1). Cette méthode de retournement est illustrée à la figure 2.11 dans le cas où la MFB est alignée avec l'axe X de la MMT selon les conditions énoncées à la figure 2.12.

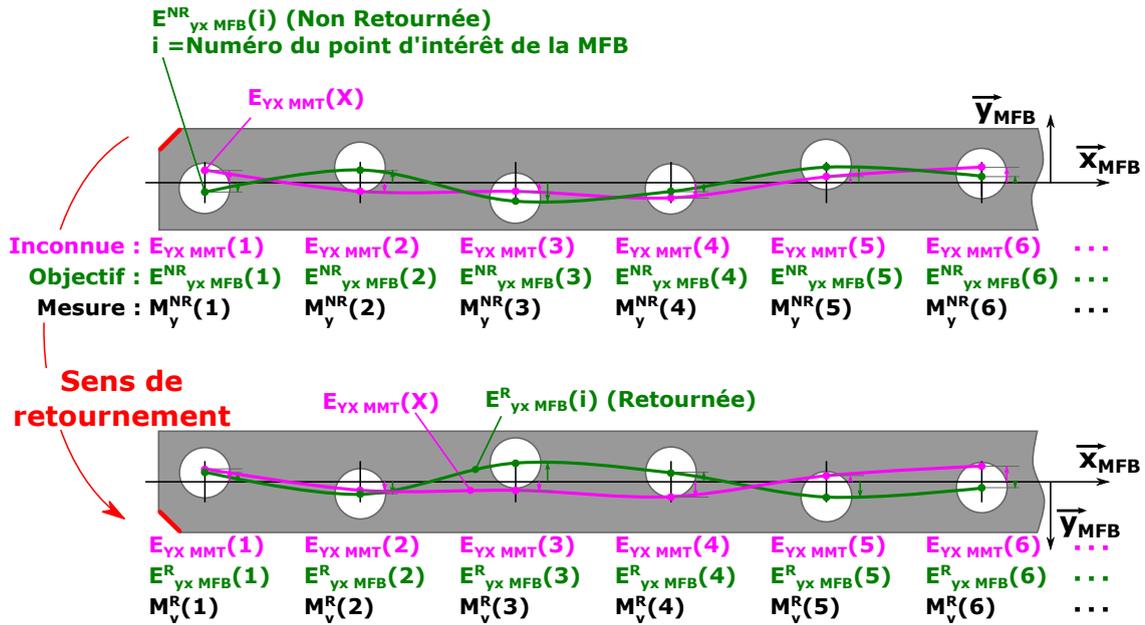
Sur la figure 2.11, les valeurs $M_y^{NR}(i)$ et $M_y^R(i)$ correspondent aux mesures dans les directions \vec{y}_{MFB} de R_{MFB} où les exposants NR et R font référence à la configuration de la MFB : « Non-retournée » ou « Retournée » (Figure 2.11). $E_{yx_{MFB}}$, et $E_{YX_{MMT}}$ sont les rectitudes de la MFB et de la MMT respectivement dans les directions y de R_{MFB} et Y de R_{MMT} . Quelle que soit la rectitude considérée de la MFB, E_{MFB}^{NR} est égale à $-E_{MFB}^R$ dans R_{MMT} . En se référant à l'exemple détaillé à la figure 2.11b, il est possible d'écrire localement :

$$\forall i \in \llbracket 1 ; N \rrbracket, \begin{cases} M_y^{NR}(i) = E_{yx_{MFB}}(i) - E_{YX_{MMT}}(i) \\ M_y^R(i) = -E_{yx_{MFB}}(i) - E_{YX_{MMT}}(i) \end{cases} \quad (2.4)$$

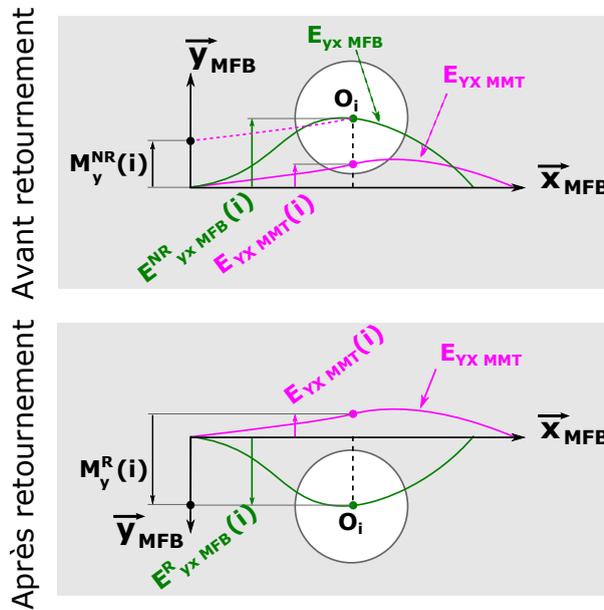
Ainsi, à partir de l'équation (2.4) ces erreurs de rectitudes peuvent être calculées par les équations (2.5).

$$\forall i \in \llbracket 1 ; N \rrbracket, \begin{cases} E_{yx_{MFB}}(i) = \frac{1}{2} [M_y^{NR}(i) - M_y^R(i)] - \underbrace{(\mathbb{1}_2 - 2 \times \mathbb{1}_{10})\delta}_{nominal} \\ E_{zx_{MFB}}(i) = \frac{1}{2} [M_z^{NR}(i) - M_z^R(i)] \end{cases} \quad (2.5)$$

Comme dans toute mesure, il existe une erreur de mesure engendrée par des erreurs aléatoires ϵ . En considérant l'environnement contrôlé du laboratoire de métrologie, seuls les paramètres $\epsilon_{YX_{MMT}}$ et $\epsilon_{ZX_{MMT}}$ qui sont des composantes d'erreurs aléatoires de moyennes nulles de la MMT le long de l'axe X dans les directions orthogonales Y et Z sont considérées. Ces erreurs ne sont pas



(a) Schéma de principe.



(b) Relation entre la mesure et les erreurs intrinsèques de la MFB et de la MMT : zoom sur un point d'intérêt O_i .

Figure 2.11 – Principe de retournement : identification de la rectitude horizontale $E_{yx MFB}$ de la MFB.

introduites dans l'équation (2.5). Cependant, elles ont un impact sur les valeurs vraies de $E_{yx MFB}$ et $E_{zx MFB}$. La minimisation de l'impact de ces erreurs aléatoires de moyennes nulles passe par une répétition de la procédure d'étalonnage.

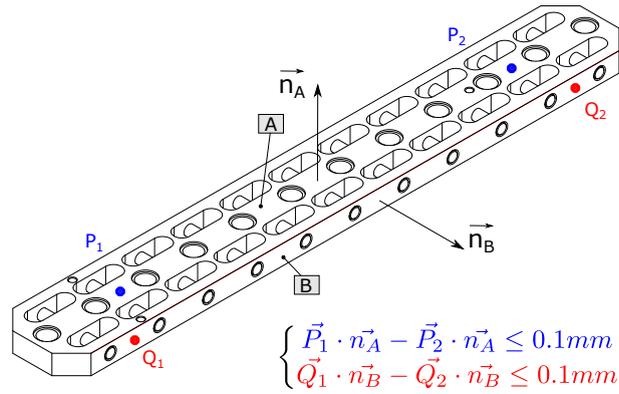


Figure 2.12 – Conditions d'alignement de la MFB lors de l'étalonnage.

4.2 Étalonnage de l'erreur de positionnement linéaire : mise en œuvre d'une méthode de compensation

Le retournement, qu'il soit transversal ou longitudinal, ne permet pas de s'affranchir de l'erreur de positionnement linéaire de la MMT. En effet, les équations liant la mesure aux erreurs géométriques de la MFB et de la MMT sont couplées.

L'identification de l'erreur de positionnement linéaire de la MFB peut se faire à l'aide de différentes méthodes. L'une d'elles est basée sur de la substitution, en utilisant une méthode de comparaison indirecte [Ouyang et Jawahir, 1995]. Ouyang procède à l'étalonnage d'une barre à boules de $DTE = S$ par mesurage de celle-ci sur MMT après son alignement le long de l'axe X. La barre à boule est ensuite déplacée de la distance S le long de X et mesurée à nouveau. Puis la mesure d'une cale étalon de longueur S pour chaque DTE de la barre le long de X permet d'obtenir l'erreur $E_{XX_{MMT}}$ qui est ensuite substituée à la mesure. La substitution de cette erreur permet finalement d'identifier l'erreur de positionnement linéaire des sphères le long de la barre.

Une autre méthode d'identification peut se faire par comparaison en évaluant l'écart entre une mesure de l'erreur de positionnement linéaire d'un axe de MMT avec l'étalon dont son erreur de positionnement linéaire intrinsèque est inconnue et la comparer à une mesure effectuée par interférométrie laser [Camus, 2006].

La méthode adoptée ici est une méthode de substitution (c.-à-d. de compensation), qui ne nécessite pas d'autre MIP de la MFB dans le volume de travail de la MMT, ou la mise en place et alignement minutieux d'un laser et des optiques. L'étalonnage est donc réalisé par alignement de la MFB (défini en figure 2.12), le long de l'axe de la MMT ayant la plus faible erreur de positionnement linéaire. En se référant à l'exemple détaillé à la figure 2.13, quel que soit le signe de l'erreur de positionnement linéaire de la MMT il est possible d'écrire localement :

$$\forall i \in \llbracket 1 ; N \rrbracket, \begin{cases} M_X^{NR}(i) = E_{xx_{MFB}}(i) - E_{XX_{MMT}}(i) \\ M_X^R(i) = E_{xx_{MFB}}(i) - E_{XX_{MMT}}(i) \end{cases} \quad (2.6)$$

L'erreur de positionnement linéaire de la MFB est identifiée par l'équation (2.7). La mise en équation est menée en supposant que la MFB est alignée le long de l'axe X de la MMT (Figure

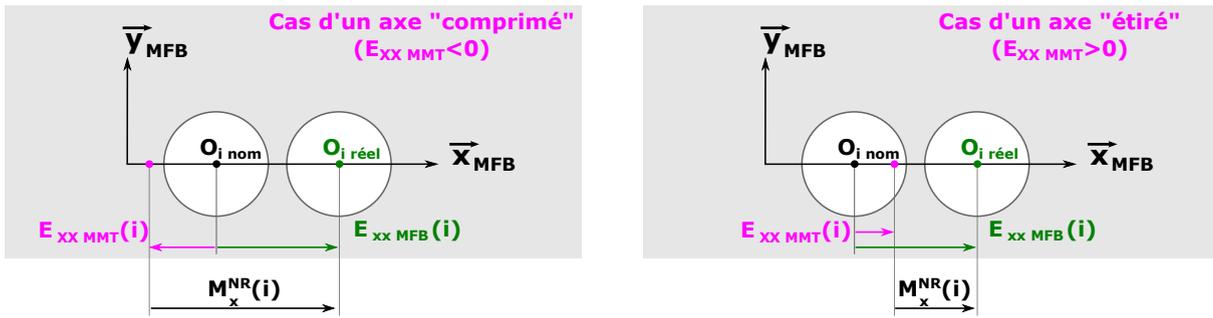


Figure 2.13 – Relation entre la mesure et les erreurs de positionnement linéaire de la MFB et de la MMT : zoom sur un point d'intérêt O_i .

2.11a). Les mesurages « MFB non-retournée » et « MFB retournée » réalisés dans la partie précédente (partie 4.1) sont ré-utilisés ici. Ainsi ils donnent une information redondante sur l'erreur de positionnement linéaire de la MFB qui assurent par leur moyenne arithmétique de diminuer l'incertitude-type sur les valeurs identifiées (le coefficient multiplicateur de l'incertitude-type de répétabilité de mesure est $\frac{1}{\sqrt{2}}$). De plus, dans cette équation, l'erreur de positionnement linéaire apparente $E_{XX_{MMT}}$ mesurée préalablement est compensée à la moyenne des résultats de mesure, toujours en supposant que la MFB est alignée le long de l'axe X de la MMT.

$$\forall i \in \llbracket 1 ; N \rrbracket, E_{xx_{MFB}}(i) = \frac{1}{2} [M_X^{NR}(i) + M_X^R(i)] + E_{XX_{MMT}}(i) \quad (2.7)$$

Cette identification préalable d'erreur de positionnement linéaire d'un axe de la MMT a été menée à l'aide d'une cale à gradins de type Koba-Step [Koba, 2013b] ($U_{Koba-Step(k=2)} = 0.3 \mu m + 1.5 \cdot 10^{-6}L$). Cette cale à gradins (Figure 2.14) est certifiée Comité Français d'Accréditation (COFRAC). Bien qu'elle ne soit pas mentionnée dans la chaîne de traçabilité métrologique de la figure 2.1, elle assure la continuité ou raccordement métrologique entre les interféromètres étalonnés (étalons de référence) et la MMT. En effet, la cale à gradins, une fois étalonnée à l'aide d'un interféromètre laser est utilisée pour l'étalonnage de la MMT, elle-même utilisée pour l'étalonnage de la MFB.



Figure 2.14 – Koba-Step du LNE utilisée pour identification de l'erreur de positionnement linéaire apparente de l'axe de la MMT.

4.3 Application sur MMT traçable

La méthodologie d'étalonnage des erreurs de rectitude par retournement et de l'erreur de positionnement linéaire par compensation, a été menée sur une des MMT traçables du LNE-Nîmes lui-même accrédité COFRAC [COFRAC, 2016]. La MMT utilisée est une Renault Automotion 251310 dotée d'une tête mesurante orientable Renishaw PH10M. La campagne d'étalonnage a nécessité de définir un protocole d'étalonnage où figure la procédure de mesure, la définition rigoureuse des mesurandes, ainsi que l'ensemble des instructions nécessaires à sa mise en œuvre. Les conditions d'étalonnage sont résumées dans le tableau 2.4.

Tableau 2.4 – Conditions d'étalonnage.

Diamètre nominal de stylet	$\varnothing = 6 \text{ mm}$
Longueur nominale de stylet	$L_{\text{stylet}} = 50 \text{ mm}$
Vitesse de palpation programmée	$V = 8 \text{ mm/s}$
Température du laboratoire de Nîmes	$20,26 \pm 0,03^\circ\text{C}$

Après avoir défini la trajectoire de palpation sur le logiciel certifié Metrolog, ainsi que l'ensemble du protocole d'étalonnage schématisé à la figure 2.15, est venu le choix de l'axe de la MMT le long duquel la MFB a été alignée. L'axe Z ayant la plus faible erreur de positionnement linéaire a été choisi en regard du dernier étalonnage de la MMT à l'aide de la Koba-Step (Figure 2.16a). La MFB a été mise en position et alignée le long de cet axe comme le montre la figure 2.16b.

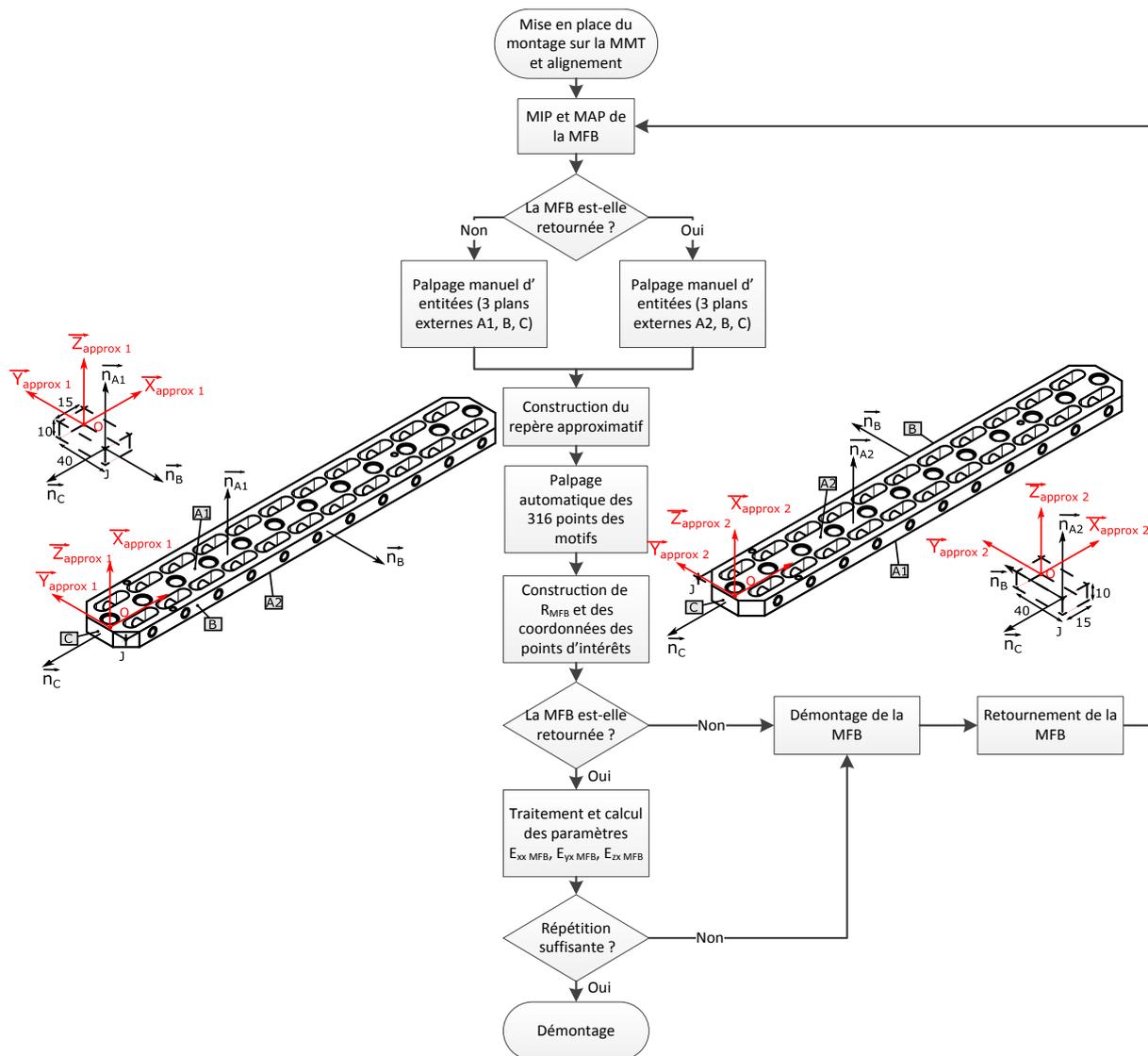
4.4 Résultats d'étalonnage

Les étapes du protocole d'étalonnage ont été mises en œuvre sur la MMT du LNE-Nîmes et l'expérience montre qu'une exécution du protocole d'étalonnage de la figure 2.15 nécessite une heure. Après stabilisation de la manipulation expérimentale, cet étalonnage a été reproduit 5 fois afin de minimiser l'impact des erreurs aléatoires, dues à l'environnement, à la répétabilité de mesure et la reproductibilité de mesure de la MMT.

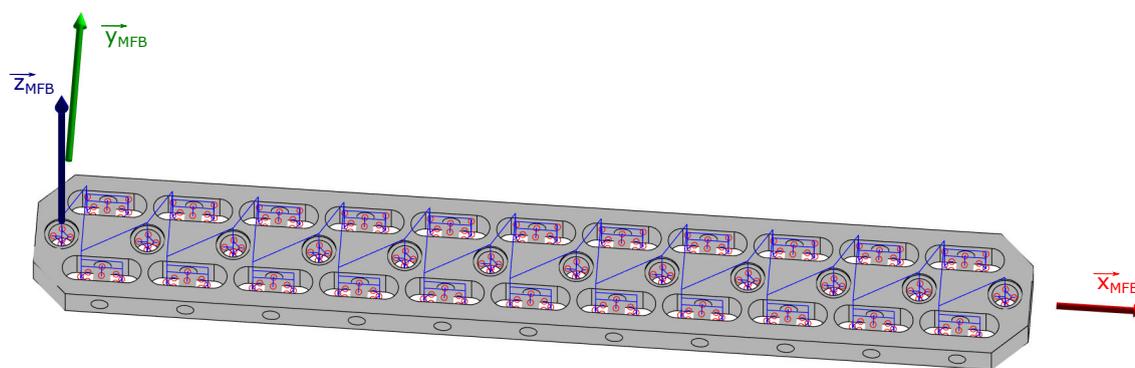
Cette répétabilité de mesure lors de l'étalonnage est traduite par une incertitude-type u^3 représentée par une barre d'erreurs de largeur ku ($= k\sigma$) pour une valeur du facteur d'élargissement COFRAC ($k=2$). Exceptés les points O_1 et O_{12} , de rectitudes nulles d'après la définition de droite de référence des points limites, ces barres d'erreurs sont définies pour chacun des points d'intérêts O_i et illustrées sur les figures 2.17a et 2.17b.

La dispersion de répétabilité de mesure observée pour la définition des erreurs de rectitude retenue (droite de référence des points limites) est de $0,5 \mu\text{m}$ pour E_{xxMFB} dans le cas le plus défavorable (O_5 , O_6 et O_7), et de $0,7 \mu\text{m}$ pour E_{yxMFB} dans le cas le plus défavorable : O_{11} . En revanche pour ce qui est de la rectitude verticale E_{zxMFB} , la valeur est très nettement supérieure et vaut $1,7 \mu\text{m}$ dans le cas le plus défavorable qui correspond à O_5 .

3. Un écart type σ ou $\frac{1}{3}$ de la demie étendue dans le cas d'une loi de densité de probabilité normale.



(a) Logigramme résumant brièvement le protocole d'étalonnage.



(b) Trajectoire de palpation des 316 points à palper sur l'ensemble des motifs.

Figure 2.15 – Protocole d'étalonnage.

Ces valeurs d'incertitudes-types sur $E_{zx\ MFB}$ sont de l'ordre de grandeur des erreurs de rectitude qui seront identifiées sur MO. Elles sont potentiellement dues, soit à une déformation de la MFB lors de la MAP lors du serrage, soit à la sensibilité de construction des plans locaux permettant

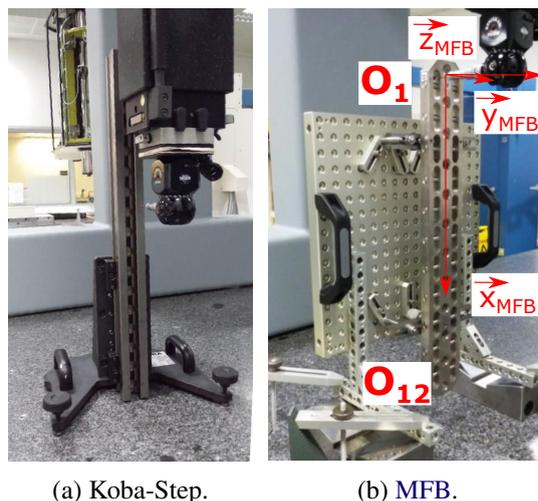


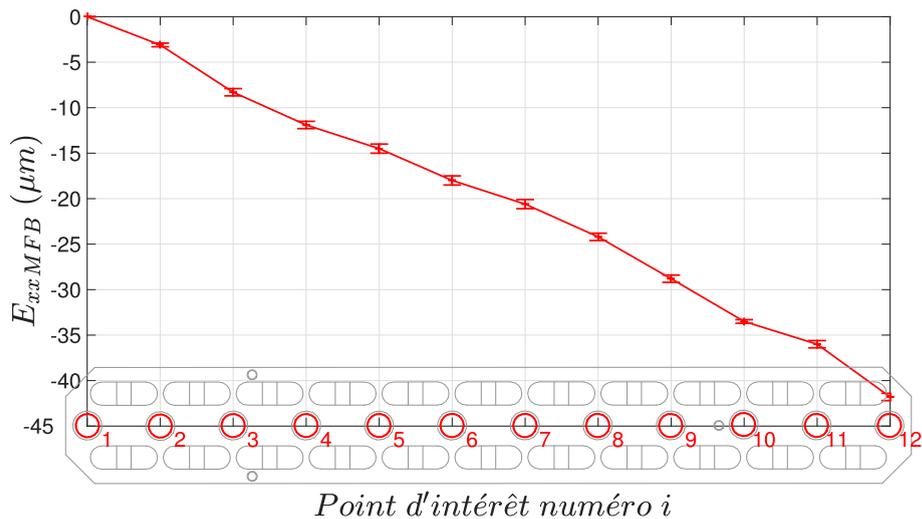
Figure 2.16 – Dispositif expérimental d'étalonnage de la MMT et de la MFB.

d'extraire les points d'intérêt O_i . En effet, une faible variation de l'orientation et de la position des plans locaux n'a que très peu d'impact sur les paramètres intrinsèques de la MFB correspondant aux degrés d'invariance des plans : $E_{xx_{MFB}}$ et $E_{yy_{MFB}}$. En revanche, la sensibilité est maximale dans la direction normale de chaque plan, et impacte sur la sensibilité d'identification de $E_{zz_{MFB}}$ caractérisée par son *incertitude-type* u .

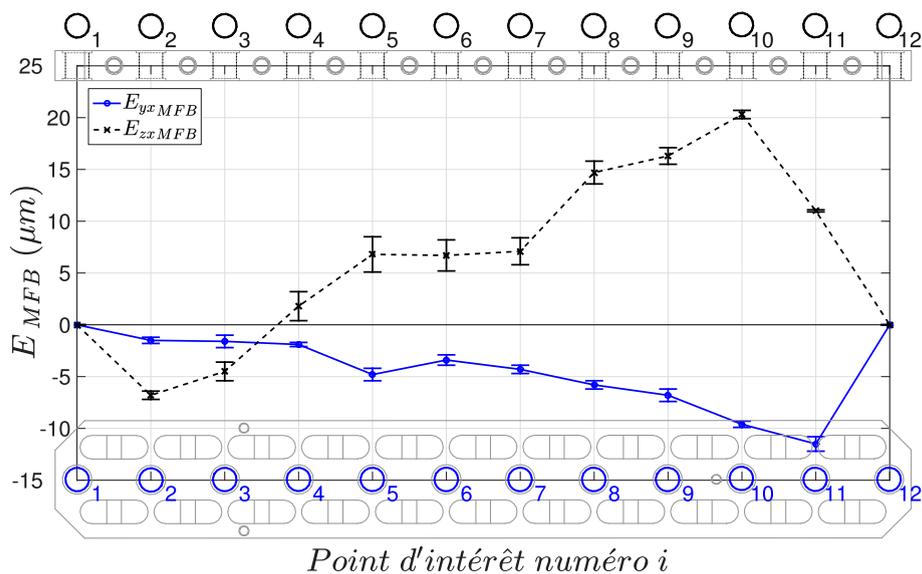
Les résultats d'étalonnage ont été édités dans [Viprey *et al.*, 2015d] et résumés dans le présent tableau 2.5, pour une température régulée de la salle de métrologie du LNE-Nîmes valant $20,26 \pm 0,03^\circ\text{C}$ (valeurs mesurées).

Tableau 2.5 – Résultats d'étalonnage de la MFB.

Coordonnées nominales des points O_i				Ecart des points O_i par rapport au nominal droite de référence des points limites					
i	x_i	y_i	z_i	$E_{xx_{MFB}}$		$E_{yy_{MFB}}$		$E_{zz_{MFB}}$	
				Moy	Écart-type ou u	Moy	Écart-type ou u	Moy	Écart-type ou u
–	mm	mm	mm	μm	μm	μm	μm	μm	μm
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	50	-0,3	0	-3,1	0,2	-1,5	0,3	-6,8	0,4
3	100	0	0	-8,3	0,4	-1,6	0,6	-4,5	0,90
4	150	0	0	-11,9	0,4	-1,9	0,2	1,8	1,4
5	200	0	0	-14,5	0,5	-4,8	0,6	6,8	1,7
6	250	0	0	-18,0	0,5	-3,4	0,5	6,7	1,5
7	300	0	0	-20,6	0,5	-4,3	0,4	7,1	1,3
8	350	0	0	-24,2	0,4	-5,8	0,4	14,7	1,1
9	400	0	0	-28,8	0,4	-6,8	0,6	16,3	0,8
10	450	0,6	0	-33,5	0,2	-9,6	0,3	20,3	0,4
11	500	0	0	-36,0	0,4	-11,5	0,7	11	0,1
12	550	0	0	-41,8	0,4	0	0	0	0



(a) Erreur de positionnement linéaire de la MFB : E_{xxMFB} .



(b) Erreurs de rectitude de la MFB : E_{yxMFB} et E_{zxMFB} par rapport à la droite de référence des points limites : \vec{x}_{MFB} .

Figure 2.17 – Résultats d'étalonnage de la MFB dans le cas où O_1 et O_{12} sont utilisés pour la construction de R_{MFB} .

4.4.1 Impact de la définition de la ligne droite de référence sur les rectitudes

Les résultats de rectitude sont exprimés par rapport à la définition normalisée de la ligne droite de référence comme étant la droite de référence des points limites [NF ISO 230-1, 2012]. Le choix de l'expression des rectitudes pour cette ligne droite de référence, par rapport à la droite de référence des moindres carrés (Figure 2.18a) ou encore la droite de référence de la zone minimale (Figure 2.18b) a été dictée par deux arguments :

- le premier est que les logiciels existants utilisent fréquemment une expression par rapport à la droite de référence des points limites ou à la droite de référence des moindres carrés [NF ISO 230-1, 2012].

- le second est que les **résultats de mesure** issus du Laser Tracer seront considérés comme des valeurs de référence pour évaluer la méthode développée avec la **MFB**. L'expression des **erreurs de rectitude** évaluées par le Laser Tracer sont définies par rapport à la **droite de référence des points limites**.

Pour autant ce choix d'expression de résultats des **erreurs de rectitude** donnent les **incertitudes-types** les plus grandes (Tableau 2.6), par rapport à une expression vis-à-vis de la **droite de référence de la zone minimale** ou de la **droite de référence des moindres carrés**. La figure 2.18b et le tableau 2.6 montrent également, le résultat bien connu ([NF ISO 230-1, 2012]) que l'erreur minimale de rectitude est obtenue en utilisant la **droite de référence de la zone minimale**. Mais ce choix de la **droite de référence des points limites** d'un point de vue opérationnel, reste en accord avec la définition d'**erreurs de positionnement linéaire** de la **MFB**. De plus, cette **droite de référence des points limites** est physiquement identifiable puisqu'elle correspond à l'axe \vec{x}_{MFB} lui-même construit sur la géométrie du motif. Ainsi les **erreurs de rectitude** exprimées par rapport à cette droite traduisent un écart au nominal. Cet écart assure une **conservation d'un étalon** (ici de la **MFB**) plus aisée. En effet, comme il y a dépendance directe entre le repère R_{MFB} construit sur la géométrie et les paramètres intrinsèques de la **MFB**, une évolution de la géométrie sera directement visible sur les paramètres de la **MFB** lors d'un nouvel **étalonnage**.

Tableau 2.6 – Résultats et **incertitudes-types** d'étalonnage des rectitudes en fonction de la stratégie de construction de la **ligne droite de référence**.

i	$E_{y_{x_{MFB}}} (\mu m)$			$u(E_{y_{x_{MFB}}}) (\mu m)$			$E_{z_{x_{MFB}}} (\mu m)$			$u(E_{z_{x_{MFB}}}) (\mu m)$		
	PL ¹	ZM ²	MC ³	PL ¹	ZM ²	MC ³	PL ¹	ZM ²	MC ³	PL ¹	ZM ²	MC ³
1	0	5,8	0,9	0	0,3	0,3	0	-3,3	2,2	0	0,6	1,0
2	-1,5	4,3	0	0,3	0,2	0,1	-6,8	-10,8	-6,2	0,4	0,2	0,6
3	-1,6	4,2	0,5	0,6	0,5	0,3	-4,5	-9,1	-5,3	0,9	0,4	0,1
4	-1,9	3,8	0,8	0,2	0,3	0,3	1,8	-3,5	-0,6	1,4	1,0	0,6
5	-4,8	1,0	-1,5	0,6	0,3	0,2	6,8	0,8	2,9	1,7	1,3	0,8
6	-3,4	2,4	0,6	0,5	0,6	0,4	6,7	0	1,4	1,5	1,1	0,7
7	-4,3	1,5	0,3	0,4	0,2	0,2	7,1	-0,3	0,3	1,3	1,0	0,5
8	-5,8	0	-0,6	0,4	0,2	0,2	14,7	6,7	6,4	1,1	0,8	0,4
9	-6,8	-1,0	-1,0	0,6	0,3	0,2	16,3	7,5	6,4	0,8	0,6	0,2
10	-9,6	-3,8	-3,2	0,3	0,4	0,3	20,3	10,8	8,9	0,4	0,2	0,3
11	-11,5	-5,8	-4,5	0,7	0,3	0,4	11	0,9	-1,9	0,1	0,3	0,6
12	0	5,8	7,6	0	0,4	0,3	0	-10,8	-14,4	0	0,2	0,6

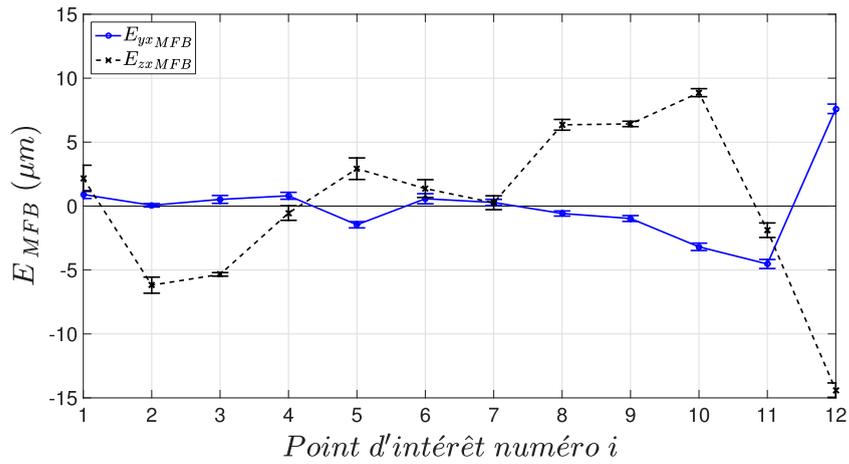
¹ PL : Points Limites

² ZM : Zone Minimale

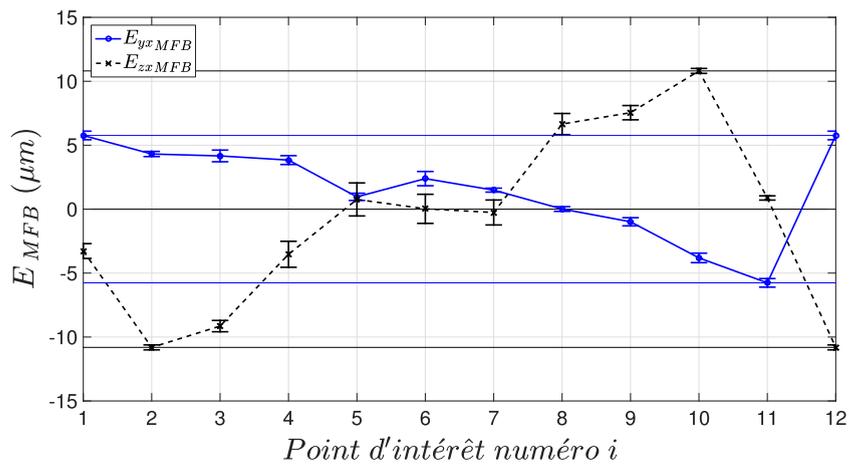
³ MC : Moindres Carrés

4.4.2 Impact de la construction du repère sur les incertitudes-types

Les résultats précédents sont basés sur la construction du repère local R_{MFB} à partir des points d'intérêts O_1 et $O_{N=12}$ telle qu'elle est définie au tableau 2.2 de la section 3.1. Dans cette même section, il est mentionné que l'utilisateur a le choix de définir le repère local R_{MFB} avec les points



(a) Erreurs de rectitude de la MFB : E_{y^xMFB} et E_{z^xMFB} par rapport à la droite de référence des moindres carrés.



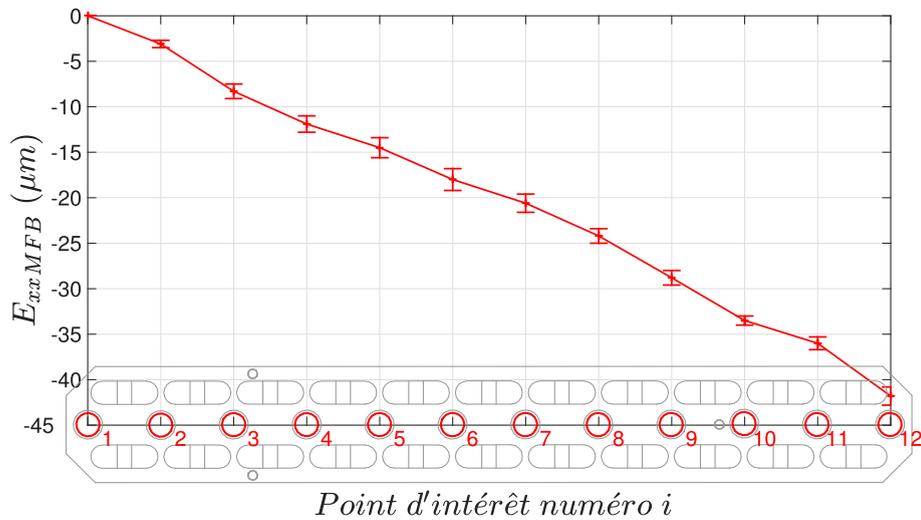
(b) Erreurs de rectitude de la MFB : E_{y^xMFB} et E_{z^xMFB} par rapport à la droite de référence de la zone minimale.

Figure 2.18 – Résultats d'étalonnage des rectitudes de la MFB définies par rapport à d'autres lignes droites de référence.

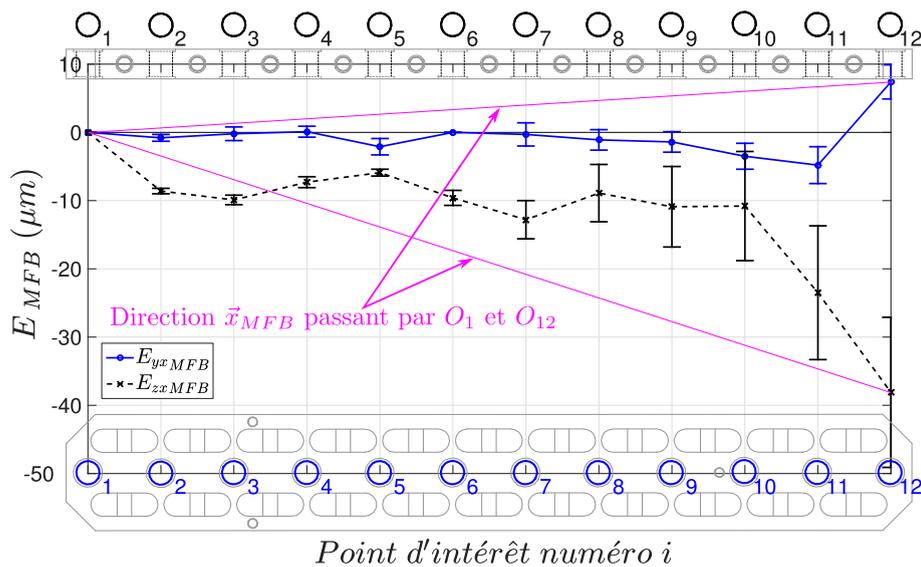
d'intérêts O_1 et O_i avec $i \geq i_{min}$. La figure 2.19 illustre la sensibilité des résultats d'étalonnage pour la valeur $i_{min} = 6$. L'incertitude-type de répétabilité de mesure pour chaque point d'intérêt O_i se dégrade d'autant plus que la valeur de i est supérieure à i_{min} . Cette dégradation est particulièrement visible dans la direction orthogonale au plan de référence PL_{REF} , autrement dit sur l'erreur de rectitude verticale E_{z^xMFB} . En effet, comme il cela a été mentionné précédemment, une faible variation de l'orientation et de la position du plan de référence PL_{REF} a un impact limité sur les paramètres intrinsèques de la MFB correspondant aux degrés d'invariance du plan : E_{xxMFB} et E_{yxMFB} . Alors que la sensibilité est maximale dans la direction normale à celui-ci, et impacte sur la sensibilité d'identification de E_{z^xMFB} caractérisée par son incertitude-type.

Pour autant, ces résultats d'étalonnages sont intéressants lorsque, seuls les points d'intérêts O_i où $i \leq i_{min}$ sont utilisés. Ils assurent pour ces points des incertitudes-types plus faibles que dans le cas où R_{MFB} est construit sur O_1 et O_{12} . En effet, pour le point d'intérêt O_5 , alors que la valeur de

l'incertitude-type était de $1,7 \mu\text{m}$ dans le précédent cas, elle est de $0,5 \mu\text{m}$ dans le cas où R_{MFB} est construit sur O_1 et O_6 (Figure 2.17b).



(a) Erreur de positionnement linéaire de la MFB : $E_{xx_{MFB}}$.



(b) Erreurs de rectitude de la MFB : $E_{y_{x_{MFB}}}$ et $E_{z_{x_{MFB}}}$.

Figure 2.19 – Résultats d'étalonnage de la MFB dans le cas où O_1 et O_6 sont utilisés pour la construction de R_{MFB} .

Ces résultats d'étalonnage établis par rapport à une ligne droite de référence ainsi que pour deux constructions de repère R_{MFB} différentes, démontrent la nécessité de prendre en compte les sources d'erreurs de mesure associées à la matière et plus particulièrement à l'élément de référence telles que l'incertitude d'étalonnage et la qualité des repères lors du bilan d'incertitude d'étalonnage de MO (cf. diagramme de causes à effets, figure 1.6 du chapitre 1).

5 Intercomparaison de la MFB au sein du projet TIM

L'étalonnage précédent de la MFB est basé sur la réalisation matérielle du mètre au LNE. De plus, l'étalonnage a été répété afin de caractériser sa *répétabilité de mesure* dans une *condition de répétabilité* spécifiée par le VIM [JCGM 200, 2012]. Cette condition est une *condition de mesurage dans un ensemble de conditions qui comprennent la même procédure de mesure, les mêmes opérateurs, le même système de mesure, les mêmes conditions de fonctionnement et le même lieu, ainsi que des mesurages répétés sur le même objet ou des objets similaires pendant une courte période de temps*.

Par ailleurs la *condition de reproductibilité* normalisée dans le VIM est une *condition de mesurages dans un ensemble de conditions qui comprennent des lieux, des opérateurs et des systèmes de mesure différents, ainsi que des mesurages répétés sur le même objet ou des objets similaires*. Par conséquent, malgré un protocole d'étalonnage clairement spécifié, il est légitime de se poser les questions suivantes :

- dans une *condition de reproductibilité*, l'étalonnage peut-il être qualifié de reproductible ?
- est-il possible de quantifier cette *reproductibilité de mesure* ?
- les résultats d'étalonnage du LNE décrivant la géométrie réelle de l'étalon dans un repère R_{MFB} choisi font-ils foi ?

Des accords permettent aux Laboratoires Nationaux de Métrologie (LNMs) de démontrer l'équivalence internationale de leurs étalons de mesure et des certificats d'étalonnage et de mesurage qu'ils émettent. Ces accords sont régis par l'Arrangement de Reconnaissance Mutuelle ou Mutual Recognition Arrangement (MRA) du Comité International des Poids et Mesures (CIPM) (CIPM MRA). Le CIPM MRA [BIPM, 2003] assure ainsi la reconnaissance internationale des aptitudes en matière de mesure et d'étalonnage (Calibration and Measurement Capabilities (CMC)) (examinées et approuvées par les pairs) des laboratoires participants. Les CMC, une fois approuvées, sont publiées dans la base de données du CIPM MRA, qui contient également d'autres informations techniques. Cette approbation est établie sur des critères de reconnaissance mutuelle sur une base objective. L'approbation est basée sur des moyens mis en œuvre tels que :

- des comparaisons internationales de *mesurages*, désignées Comparaisons Clés ;
- des comparaisons internationales de *mesurages* supplémentaires ;
- l'établissement par les LNMs de systèmes de qualité et démonstration de leurs compétences.

En résumé le CIPM MRA, par ces CMC, a pour objectifs terminaux :

- d'établir le degré d'équivalence des *étalons nationaux* de mesure conservés par les LNMs ;
- de pourvoir à la reconnaissance mutuelle des certificats d'étalonnage et de *mesurages* émis par les LNMs ;
- de fournir ainsi aux gouvernements et autres parties un fondement technique solide à d'autres accords plus étendus liés au commerce international, au négoce et aux activités de réglementation.

Le Bureau National de Métrologie (BNM)⁴ a signé le CIPM MRA en 1999. A ce jour et depuis 2006, le LNE est signataire, et suit la norme ISO 17025 :2005 [NF ISO 17025, 2005] et l'ensemble des normes rattachées (la série ISO 5725, et les ISO/CEI 43, 58, et 65). Dans ce cadre du MRA, le consortium du projet européen JRP-IND62 TIM n'a retenu que 2 étalons matériels sur un total de 11 étalons produits afin de mener une intercomparaison. La MFB développée dans ce chapitre est l'un des 2 étalons retenus.

5.1 Mise en place de l'intercomparaison

L'intercomparaison consiste donc à faire mesurer des étalons matériels en l'occurrence ici la MFB, par des laboratoires indépendants. Dans le cadre du projet européen JRP-IND62 TIM, le LNE, la Český Metrologický Institut (LNM tchèque) (CMI), la Physikalisch-Technische Bundesanstalt (LNM allemand) (PTB) et l'Univerza v Mariboru (Laboratoire désigné slovène) (UM) ont choisi de participer à cette campagne. La MFB, ainsi que l'ensemble des éléments modulaires nécessaires au montage et les outils ont donc circulés d'un laboratoire à l'autre sous protection d'une valise de transport spécialement dimensionnée. Ce transit justifie donc l'appellation de la MFB par le terme « étalon voyageur » par le VIM [JCGM 200, 2012]. Le transit de la valise, la prise de connaissance des instructions d'étalonnage, l'étalonnage et le transfert des résultats de mesure, explique la durée très longue de cette campagne : 6 mois. L'intercomparaison a été clôturée par un ultime étalonnage au LNE afin de démentir ou de confirmer une potentielle évolution de la géométrie de la MFB lors de cette intercomparaison. L'ensemble de l'intercomparaison a été mise en place et orchestrée et pilotée par mes soins (c.-à-d. les documents de transferts de matériels, les instructions d'étalonnage, les étalonnages au LNE, le traitement de l'ensemble des résultats de mesure, la capitalisation du retour d'expérience de chaque participant).

5.2 Résultats de l'intercomparaison

Chaque laboratoire a fourni de façon confidentielle au laboratoire pilote de la campagne (LNE) :

- ses résultats de mesure bruts (c.-à-d. les coordonnées des points palpés dans le repère MMT) pour 5 répétitions du processus d'étalonnage ;
- les relevés de température durant les étalonnages ;
- l'erreur de positionnement linéaire de l'axe de la MMT le long duquel à été alignée la MFB (données maintenues confidentielles entre les partenaires, mais les erreurs n'excédaient jamais plus de $2 \mu m$) ;
- des photographies de la manipulation expérimentale mise en œuvre sur MMT qui sont illustrées à la figure 2.20 ;
- les réponses à un questionnaire comportant des questions personnelles sur l'opérateur (p.ex. nom, qualifications, expérience), ainsi que des questions d'ordre technique sur la mise en

4. Le BNM a été absorbé en 2005 par le LNE.

œuvre de l'étalonnage. Le but étant de détecter et d'améliorer les étapes sensibles de l'étalonnage de la MFB ;

- d'autres informations qui sont résumées dans le tableau 2.7.

Tableau 2.7 – Intercomparaison : détails de la condition de reproductibilité.

Participant	Membre du CIPM	Type de	Volume de travail de la	Incertitude U de	Température	Axe	Opérateur
	MRA	de					
Nom	Oui/Non	Nom commercial	MMT	MMT	métrologie	de la MFB	Prénom Nom
LNE	Oui	Renault Automotion 251310	$2500 \times 1300 \times 1000$	$4,5 + L \times 4,0$	$20,26 \pm 0,03$	Z	Fabien Viprey
CMI	Oui	SIP CMM5	$710 \times 710 \times 550$	$0,8 + L \times 1,3$	$19,73 \pm 0,09$	X	Pavel Skalník
UM	Non ¹	Zeiss UMC 850	$1200 \times 850 \times 600$	$2,1 + L \times 3,3$	$20,39 \pm 0,03$	Y	Mitja Mlakar
PTB	Oui	Zeiss UPMC 850 CARAT	$850 \times 1200 \times 600$	$0,8 + L \times 3,5$	$20,18 \pm 0,04$	X	Norbert Gerwien
LNE	Oui	Renault Automotion 251310	$2500 \times 1300 \times 1000$	$4,5 + L \times 4,0$	$20,04 \pm 0,03$	Z	Fabien Viprey

¹ UM n'est pas signataire. Depuis 2011, c'est le laboratoire désigné pour l'étalonnage des longueurs par le Metrology Institute of the Republic of Slovenia (LNM slovène) (MIRS) qui lui est signataire 2003.

J'ai regroupé et analysé les résultats de l'intercomparaison. Comme personne ne connaît la « valeur vraie » de la MFB qui a circulé, l'ensemble des participants se contente désormais donc d'une valeur de référence définie comme la moyenne des « valeurs vraies » des participants (cf. Section 5.4). La moyenne des valeurs vraies de chaque laboratoire sera comparée à cette valeur de référence. Le fait que les participants emploient des MMT, des opérateurs, des têtes mesurantes différentes, donne une meilleure crédibilité à cette campagne puisque le risque d'une erreur systématique commise par l'ensemble des participants est nettement diminué.

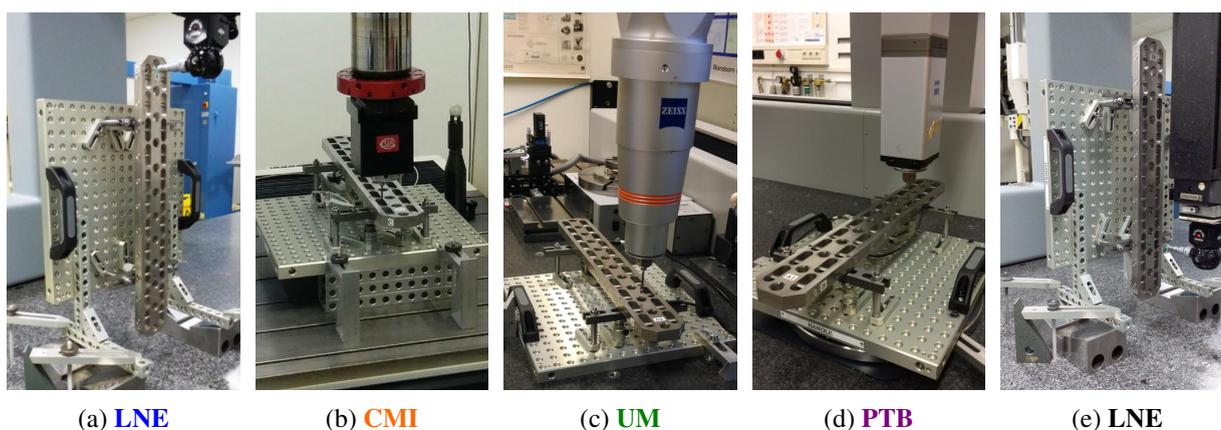
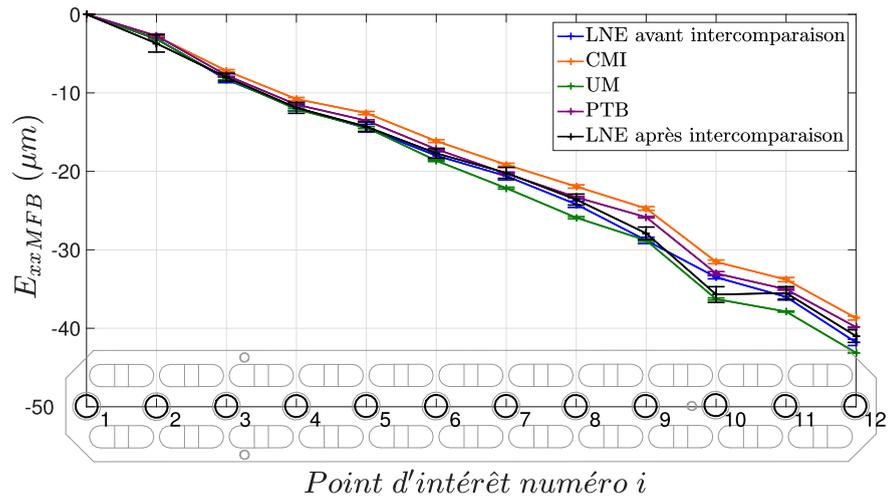


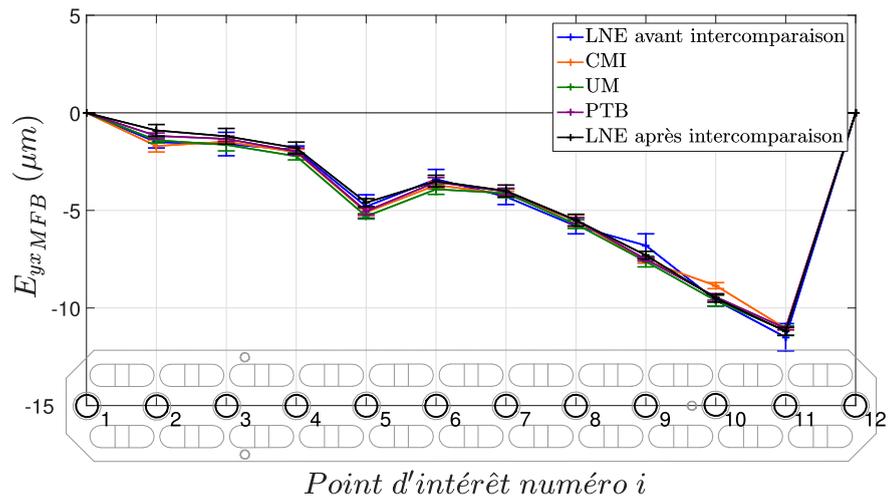
Figure 2.20 – Illustration des étalonnages chez chacun des participants (LNE, CMI, UM, PTB, LNE).

Les résultats pour chacun des participants sont exposés en figure 2.21. L'intercomparaison met en évidence deux points critiques par l'observation des figures 2.21a et 2.21c.

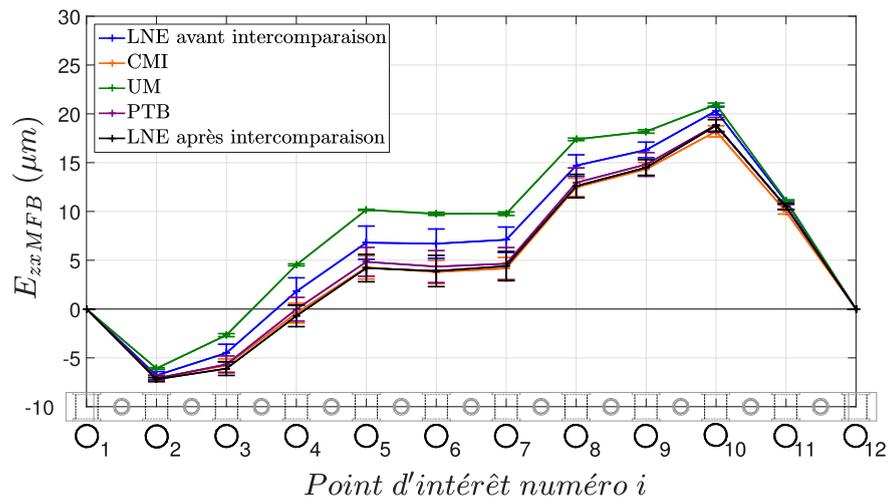
Le premier point est à propos de la géométrie de la MFB qui a évolué durant le transit de 6 mois. L'écart de $3 \mu\text{m}$ entre les courbes d'étalonnage du LNE dans le cas de l'erreur de rectitude verticale $E_{zx_{MFB}}$, figure 2.21c, prouve qu'il y a eu une déformation permanente de la MFB entre l'étalonnage



(a) Erreurs de positionnement linéaire E_{xxMFB} .



(b) Erreurs de rectitude horizontale E_{yxMFB} .



(c) Erreurs de rectitude verticale E_{zxMFB} .

Figure 2.21 – Résultats d'intercomparaison des 3 paramètres intrinsèques de la MFB : E_{xxMFB} , E_{yxMFB} et E_{zxMFB} .

du « LNE avant l'intercomparaison » et l'étalonnage mené à la CMI. Cette déformation plastique de la MFB est mise en exergue au travers des courbes d'étalonnage du LNE avant et après intercomparaison, et est disponible en Annexe D. Elle peut être due à une chute ou un choc durant sa manipulation ou son transport, mais l'état des entités géométriques le dément. De plus, la qualité du conditionnement au sein d'une valise de transport devrait éviter toutes dégradations du matériel. La cause la plus probable serait une action mécanique exercée au centre de la MFB lorsque celle-ci se trouvait sur ces appuis, en attente d'un mesurage, durant la campagne d'intercomparaison. Cette potentielle cause de déformation permanente justifie très largement l'activité de conservation d'un étalon, autrement-dit la maintenance d'un étalon.

Le second est que les erreurs de positionnement linéaire $E_{xx_{MFB}}$ et les erreurs de rectitude verticales $E_{zx_{MFB}}$ sont moins reproductibles que les erreurs de rectitude horizontales $E_{yx_{MFB}}$, aux vues des courbes de chacun des participants (Figure 2.21b).

Cette source de non-reproductibilité de $E_{xx_{MFB}}$, n'est pas due aux gradients de température, car le CDT de l'Invar pour une variation maximale de $0,66^{\circ}C$ entre UM et la CMI, engendre une variation de $0,19 \mu m$ entre le point d'intérêt O_1 et O_{12} alors que l'écart observé à la figure 2.21a est de $4,4 \mu m$. L'effet de pesanteur n'est pas visible ($52 nm$ sur sa longueur en position verticale et $0,15 \mu m$ en position horizontale) puisque la distribution des courbes d'erreur $E_{xx_{MFB}}$ n'est pas corrélée avec le choix de l'axe d'alignement de la MFB sur la MMT. Pour ce qui est de l'écart de UM par rapport au reste des participants, les causes peuvent être :

- le non respect du protocole d'étalonnage, car UM au lieu de réaliser la séquence de retournement $A_1 \circ A_2 \circ A_1 \circ A_2 \circ A_1 \circ A_2 \circ A_1 \circ A_2 \circ A_1 \circ A_2$, a mené sa campagne en évitant de retourner la MFB entre chaque mesure : $A_1 \circ A_2 A_2 \circ A_1 A_1 \circ A_2 A_2 \circ A_1 A_1 \circ A_2$;
- UM n'étant pas directement signataire du CIPM MRA mais désigné par le Metrology Institute of the Republic of Slovenia (LNM slovène) (MIRS), la légitimité de la reconnaissance mutuelle et le degré d'équivalence des étalons nationaux entre UM et les autres participants pourrait être mis en cause.

Par ailleurs, le profil de la MFB lui assure une très grande rigidité à la déformation dans la direction \vec{x}_{MFB} , et \vec{y}_{MFB} car les moments quadratiques respectivement $I_{(G,\vec{x}_{MFB})}$ et $I_{(G,\vec{y}_{MFB})}$ font intervenir sa longueur L ainsi que sa largeur l .

En revanche la résistance à la déformation dans la direction \vec{z}_{MFB} est moins élevée, car $I_{(G,\vec{z}_{MFB})}$ fait intervenir l'épaisseur e de la MFB ($l = 4 \times e$ et $L = 29 \times e$). Pour des soucis d'accessibilité des géométries des motifs, une augmentation de l'épaisseur e , ou une modification de la section (p. ex. une section en H) ont été envisagées. Mais ces solutions augmenteraient la masse de la MFB⁵ qui est déjà de 4240 g et obligerait d'utiliser un stylet de longueur supérieure. Cela amplifierait les sources d'erreurs de mesure introduites par la flexion de stylet, et le retard au déclenchement.

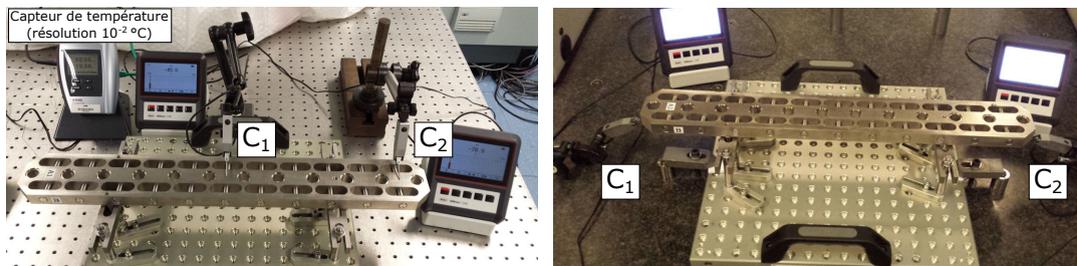
Les écarts entre les partenaires, et les incertitudes-types (ou écarts-types) de l'erreur de positionnement linéaire $E_{xx_{MFB}}$ et de l'erreur de rectitude verticale $E_{zx_{MFB}}$, par rapport à l'erreur de

5. La densité de l'Invar est de 8,125 d'après le tableau 2.3.

rectitude horizontale $E_{yx_{MFB}}$ de la figure 2.21, pourraient s'expliquer par une sensibilité de la géométrie de la MFB au MAP.

5.3 Comportement géométrique de la MFB lors du maintien en position

Une étude du comportement de la MFB lors du maintien en position (MAP) a été menée. Pour minimiser l'immobilisation de moyens de contrôle telle qu'une MMT, une manipulation expérimentale simple a été mise en œuvre. Cette manipulation a eu pour objectif de mesurer l'impact du serrage sur la longueur effective et la déformation effective de la MFB. Pour ce faire, deux comparateurs Mahr de très haute résolution (résolution utilisée : $10^{-1}\mu m$) ont été utilisés. Ils ont été placés sur la face supérieure de la MFB afin de mesurer d'une part sa déformation effective (Figure 2.22a), et en extrémité de la MFB, d'autre part pour mesurer la variation de sa longueur (Figure 2.22b). L'objectif terminal étant de statuer sur la répétabilité de l'opération de serrage.



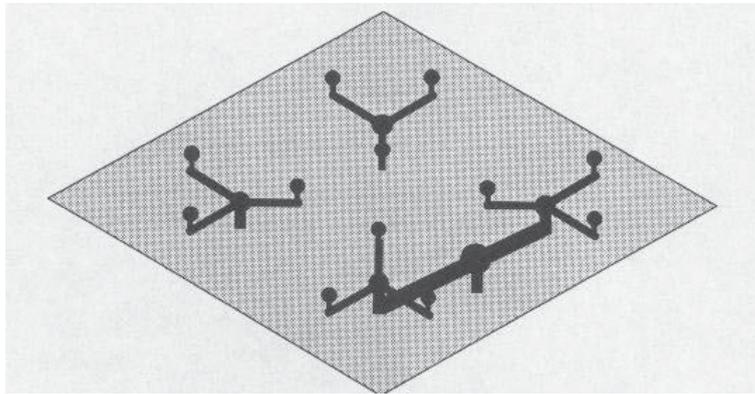
(a) Impact du serrage sur la déformation effective de la MFB. (b) Impact du serrage sur la longueur de la MFB.

Figure 2.22 – Manipulation expérimentale de la répétabilité de serrage.

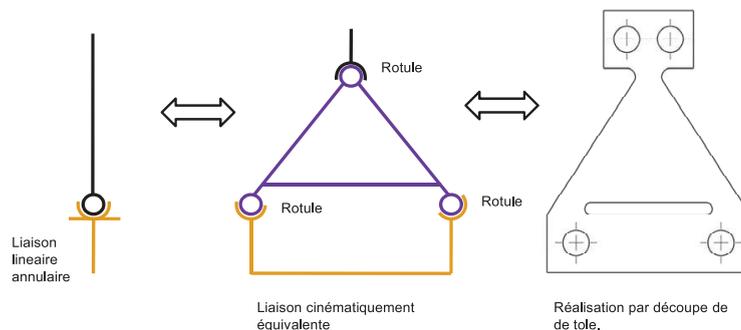
Après stabilisation thermique du montage, une série de 50 cycles de serrage à $1,5 Nm$ et desserrage a été opérée. En début de chaque cycle, un réglage de zéro des comparateurs a été fait afin de s'affranchir de l'erreur de zéro. Les résultats relatifs ($\Delta C_2 - \Delta C_1$) mettent en évidence la flèche de la MFB qui est de $-4,7 \pm 2,7 \mu m$ et un couplage sur sa longueur effective de $-3,7 \pm 2,7 \mu m$ entre la géométrie desserrée et la géométrie serrée. Ces résultats pourraient expliquer en partie les écarts sur l'erreur de positionnement linéaire et l'erreur de rectitude verticale entre chaque participant. Cette mesure du comportement géométrique a été menée sur des entités géométriques extérieures de la MFB. Ainsi, les résultats sont une image de la déformation du solide, qui ne reflète pas tout à fait la variation du positionnement géométrique des points d'intérêts O_i dans R_{MFB} . Pour traduire la variation de positionnement des points O_i il aurait fallu opérer un mesurage complet du motif avant et après chaque serrage de la MFB. Les résultats d'étalonnage de la CMI, de la PTB et du LNE après intercomparaison illustrés à la figure 2.21 correspondent à 30 cycles de serrage/desserrage. Ils ont été opérés dans une condition de reproductibilité et permettent de conclure que l'impact de la reproductibilité de MIP et de MAP sur les coordonnées des points d'intérêts O_i reste faible dans un contexte d'étalonnage avec procédure de retournement. Les écarts entre chaque participant et

une valeur de référence seront mis en exergue dans la partie 5.4 suivante.

Malgré une étude rigoureuse de choix technologiques, une perspective d'amélioration de MIP et de MAP passerait par l'usage d'une liaison toujours isostatique. Mais d'autres solutions technologiques seraient envisageables telles qu'une liaison isostatique par palonnier utilisée sur des machines, ou encore une liaison de découplage réalisée par trois lames flexibles. Leleu dans ces travaux [Leleu, 2000] a conçu des lames flexibles à partir de la liaison de Stewart-Gough classiquement utilisée dans les robots à structure parallèle. Il a mené l'étude du comportement élastique de la lame et a montré que le dimensionnement des lames flexibles répond à plusieurs critères qui sont liés aux efforts à transmettre et à la rigidité de la liaison, ainsi qu'aux limitations de déformations de l'élément à maintenir. Cette démarche a été éprouvée dans ses travaux, ainsi que dans les travaux de Lahousse [Lahousse, 2005] et de Vissière [Vissière, 2013] où cette liaison réalisée par lames flexibles (Figure 2.23b) a également été utilisée dans la conception et matérialisation d'architectures de machines d'exactitudes nanométriques.



(a) Liaison isostatique par palonnier selon [Moore, 1970; Slocum, 1992].



(b) Lame flexible composant la liaison isostatique de découplage [Vissière, 2013].

Figure 2.23 – Solutions technologiques de MIP isostatique.

L'objectif de Leleu [Leleu, 2000] était la création de liaisons complètes découplant les déformations des solides liés entre eux au sein d'une structure de machine de référence internationale de mesure d'angles. Ce dispositif de fixation a été répété autant de fois que nécessaire dans l'équipement afin d'éviter toute déformation des éléments constitutifs de la structure métrologique. Dans

le cas de la MFB les seules limitations de cette solution technique sont la difficulté de cycles montages/démontages à mettre en œuvre par un seul opérateur, ainsi que le positionnement des lames par rapport à la charge supportée, le tout en assurant une accessibilité totale du motif. Les lames ont des comportements très différents suivant la direction de sollicitation [Leleu, 2000]. Elle doivent donc être considérées comme un consommable. Il serait également nécessaire d’avoir recourt à un montage différent des lames pour chaque orientation de la MFB. Des limites de réalisation de cette solution technique éprouvée se sont présentées. Elles sont liées aux délais de développement et de fabrication incompatible avec les délais du projet européen JRP-IND62 TIM. Pour autant, cette solution a été exposée au consortium du JRP-IND62 TIM et fera l’objet de perspectives de recherche à très court terme.

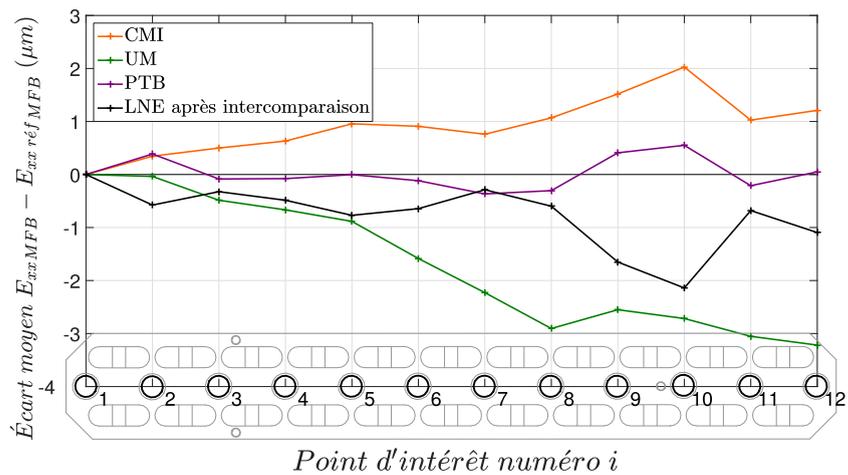
5.4 Définition des valeurs de référence d’étalonnage de la MFB

À partir de la figure 2.21, le choix a été fait de définir la valeur de référence comme la moyenne des participants signataires de la CIPM MRA dont les résultats sont très proches ; autrement dit la CMI, la PTB, et le LNE (après intercomparaison). La moyenne et l’incertitude-type de reproductibilité de mesure ont été calculées sur la base des $3 \times 5 = 15$ étalonnages et sont exposées dans le tableau 2.8.

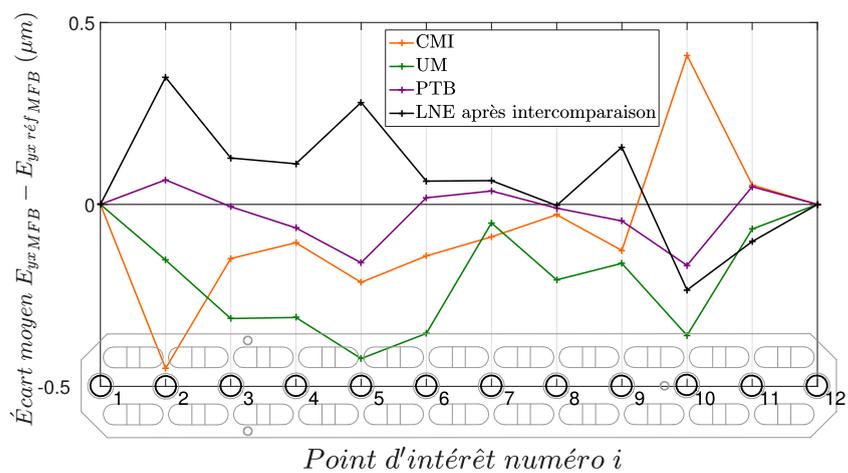
Tableau 2.8 – Résultats d’étalonnage de référence de la MFB à l’issue de l’intercomparaison.

Coordonnées nominales des points O_i				Ecart de référence des points O_i par rapport au nominal					
i	x_i	y_i	z_i	$E_{xx_{MFB}}$		$E_{yy_{MFB}}$		$E_{zz_{MFB}}$	
				Moy	u	Moy	u	Moy	u
–	mm	mm	mm	μm	μm	μm	μm	μm	μm
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	50	-0,3	0	-3,1	0,8	-1,2	0,4	-7,1	0,3
3	100	0	0	-7,7	0,5	-1,3	0,3	-5,9	0,7
4	150	0	0	-11,4	0,6	-1,9	0,2	-0,4	1,1
5	200	0	0	-13,5	0,8	-4,9	0,3	4,4	1,3
6	250	0	0	-17,1	0,8	-3,6	0,3	4,0	1,4
7	300	0	0	-19,9	0,7	-4,1	0,2	4,4	1,4
8	350	0	0	-23,0	0,9	-5,5	0,2	12,7	1,2
9	400	0	0	-26,2	1,4	-7,5	0,2	14,5	0,9
10	450	0,6	0	-33,6	1,9	-9,3	0,3	18,6	0,7
11	500	0	0	-34,8	0,9	-11,1	0,1	10,3	0,3
12	550	0	0	-39,9	1,1	0	0	0	0

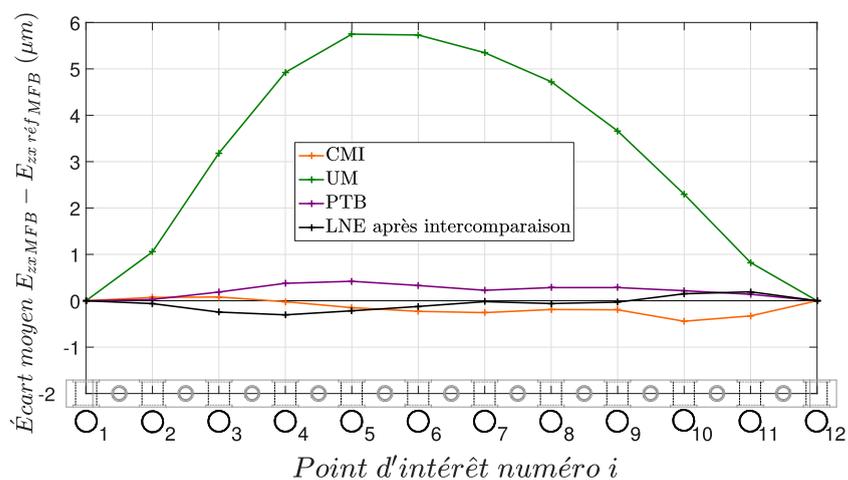
Les moyennes des valeurs vraies de chaque laboratoire (UM inclus) ont été comparées à cette valeur de référence. Les « meilleurs » participants (le LNE, la CMI, et la PTB) sont ceux dont les valeurs mesurées sont les plus proches des valeurs de référence pour l’ensemble des trois paramètres intrinsèques (Figure 2.24).



(a) Ecart moyen entre $E_{xx_{MFB}}$ étalonnée par les partenaires et la valeur de référence.



(b) Ecart moyen entre $E_{yx_{MFB}}$ étalonnée par les partenaires et la valeur de référence.



(c) Ecart moyen entre $E_{zx_{MFB}}$ étalonnée par les partenaires et la valeur de référence.

Figure 2.24 – Ecarts moyens entre les 3 paramètres étalonnés par les partenaires et les valeurs de référence.

Cette **intercomparaison** aura permis d'estimer un niveau de confiance de l'**étalonnage** de la **MFB** mené au **LNE**, et d'estimer l'exactitude de la méthode d'**étalonnage**, en comparant les résultats avec d'autres **étalonnages** opérés dans une **condition de reproductibilité**. Dans la suite des travaux, la **valeur de référence** de l'**étalonnage** défini au tableau 2.8 sera considérée comme l'image de la géométrie de la **MFB**.

6 Conclusion

Le chapitre 1 souligne que la plupart des **étalons** matériels sont développés pour l'**étalonnage** de **MMT**, excepté les plaques à boules, les barres à boules et les **TMBB** qui eux peuvent être utilisés sur **MO**. L'utilisation des **étalons** sur **MO** est limitée par l'orientation des **systèmes de mesure** dans une **MO** si la broche n'est pas orientable. De plus, l'environnement hostile (huiles, copeaux, risques de collisions, et gradient de température) réduit aussi l'intégration sur **MO**. En effet, les **matériaux de référence** utilisés pour leur conception sont des aciers, céramiques, ou Zérodur qui sont sensibles soit aux gradients de température soit aux chocs. Par ailleurs le nombre de positionnements dans un volume de travail peut être important de par le faible nombre de paramètres intrinsèques de ces **étalons** matériels (p. ex. une longueur caractéristique pour les cales **étalons** ou le **Fixed Ball Bar (FBB)**).

Dans ce chapitre, une géométrie d'un nouvel **étalon** matériel a été proposée pour l'**étalonnage** de **MO** : la **Multi-Feature Bar (MFB)**. Sa matérialisation physique en Invar lui confère une invariance de sa géométrie vis-à-vis de gradients de température. Sa géométrie conçue d'une succession de motifs incluant des entités canoniques telles que des plans et des cylindres garantit l'identification de 3 paramètres intrinsèques : une **erreur de positionnement linéaire**, et deux **erreurs de rectitude**, pour un seul positionnement de la **MFB** dans le volume de travail. La **MIP** isostatique, minimisant les déformations de la **MFB** ainsi que le **MAP** offrent à l'opérateur une grande souplesse dans le choix du positionnement (position et orientation) de celle-ci dans l'espace de travail de la machine. La géométrie de la **MFB** assure une accessibilité totale et bilatérale des entités canoniques des différents motifs.

Cet atout a permis d'envisager un **étalonnage** sur une **MMT** raccordée à la définition du mètre étalon **SI** par une méthode de retournement. Cette méthode a pour rôle de séparer les **erreurs géométriques** de la **MMT** de celles de la **MFB**. Cette méthode supprime les **erreurs de mesure** rémanentes lors de l'**étalonnage**. Ces **erreurs de mesure** sont essentiellement dues aux **erreurs géométriques** résiduelles de la **MMT**.

Une méthode de compensation des **erreurs géométriques** dans le cas de l'**étalonnage** de l'**erreur de positionnement linéaire** a été abordée, car le retournement ne permet pas la séparation des **erreurs de positionnement linéaire** de la **MMT** de celles de la **MFB**.

Dans le cadre du projet européen **JRP-IND62 TIM**, une **intercomparaison** a été mise en place pour assurer un niveau de confiance suffisant de l'**étalonnage** de la **MFB** au **LNE**, et pour esti-

mer l'exactitude de la méthode d'étalonnage. Cette **intercomparaison** a révélé une sensibilité de la géométrie vis-à-vis du processus de maintien en position. Cette sensibilité pourrait amener à une évolution du dispositif de maintien en position existant. Le pilotage de cette campagne et la participation des différents **LNM** à cette **intercomparaison** européenne démontrent tout de même l'efficacité de notre **MFB** conçue et réalisée au **LNE** ainsi que la maîtrise de son **étalonnage** par le traitement des données de **mesurage**.

Par ailleurs, une perspective à très court terme consistera à calculer les **valeurs de référence** de l'**intercomparaison** à partir de l'une des deux procédures proposées par Cox [Cox, 2002, 2007] comme supplément du **MRA** [BIPM, 2003]. L'application des procédures à un ensemble spécifique de données de comparaison fournit une **valeur de référence** de comparaison et l'incertitude associée, le degré d'équivalence de la mesure effectuée par chaque **LNM** participant et les degrés d'équivalence entre les mesures faites par toutes paires de **LNMs** participants. La première procédure est basée sur l'utilisation de la moyenne pondérée ainsi que les contrôles statistiques classiques de cohérence. Si les contrôles échouent, des mesures pour remédier à la situation sont suggérées. Si le remède est inapproprié, la seconde procédure peut être appliquée à la place. Celle-ci est basée sur l'utilisation de la médiane et un estimateur plus robuste dans les circonstances.

Pour l'heure, étant étalonnée, la **MFB** assure une **traçabilité métrologique** des **mesurages** envisagés sur **MO**, avec un niveau d'**incertitude de mesure** associé et quantifié. A ce stade de l'étude, sous réserve de **conservation d'un étalon** [JCGM 200, 2012], le **LNE** est désormais doté d'un **étalon** matériel thermo-invariant offrant trois paramètres intrinsèques. Finalement, par ses concepts métrologiques, sa géométrie, et son **étalonnage**, la **MFB** est désormais reconnue par ses pairs en Europe.

Les prochains chapitres (Chapitre 3 et 4) feront l'objet de l'utilisation de la **MFB** pour mener à bien l'étalonnage d'une **MO**. Le chapitre 3 est consacré à la modélisation géométrique biaisée d'une **boucle structurelle** ainsi qu'à la mise en équation de l'identification de certains paramètres du modèle à l'aide de positionnements judicieux de la **MFB**. Le chapitre 4, quant à lui, détaillera l'application physique sur **MO** et la capacité de la **MFB** à être au service de l'**étalonnage** des **MOs**.

Chapitre 3

Modélisation d'une structure 5 axes

« Rien ne sert de penser, il faut réfléchir avant. »

Pierre Dac

Sommaire

1	Introduction	97
2	Modélisation géométrique de la boucle structurelle	98
2.1	Modèle géométrique au nominal - Application au centre UGV Mikron UCP 710	99
2.2	Modèle géométrique biaisé	101
2.2.1	Modèle géométrique biaisé d'un axe générique	101
2.2.2	Propagation dans la structure du centre UGV Mikron UCP 710	103
3	Particularisation du modèle géométrique 5 axes	106
3.1	Cas du modèle géométrique nominal	107
3.2	Cas du modèle géométrique biaisé	107
3.3	Définition du biais géométrique	109
4	Identification d'erreurs géométriques de la structure par la mesure du biais .	115
4.1	Stratégie d'identification des erreurs de mouvement de l'axe X	116
4.1.1	Erreur de positionnement linéaire E_{XX}	116
4.1.2	Erreur de rectitude horizontale E_{YX}	118
4.1.3	Erreur de rectitude verticale E_{ZX}	119
4.1.4	Erreur angulaire de mouvement E_{AX}	120
4.1.5	Erreur angulaire de mouvement E_{BX}	122
4.1.6	Erreur angulaire de mouvement E_{CX}	123
4.2	Stratégie d'identification des erreurs de mouvement de l'axe Y	125
4.3	Stratégie d'identification des erreurs de mouvement de l'axe Z	128
4.4	Autre utilisation possible de la MFB : Identification des erreurs d'orientation d'axes linéaires	130
5	Conclusion	131

Une **boucle structurelle** sérielle de **Machine-Outil (MO)** a un comportement attendu qui est celui d'une géométrie au nominal. Or l'ensemble des **erreurs géométriques** engendre un biais entre ce comportement nominal et son comportement réel, dit biaisé.

Dans ce chapitre une modélisation de la géométrie biaisée, affectée par les **erreurs géométriques**, est proposée. Cette modélisation est menée en regard des définitions normalisées de ces erreurs présentées au chapitre 1. La comparaison de la modélisation biaisée de la **boucle structurelle** par rapport à son comportement nominal attendu, permet de mettre en évidence ce biais géométrique qui permettra, une fois mesuré, d'identifier les **erreurs géométriques**.

1 Introduction

Dans l'architecture des **MOs** actuelles, la position relative de l'outil par rapport à la pièce est assurée par les sous-ensembles cinématiques, dont les interfaces sont des liaisons paramétrées couplées à des capteurs de déplacement. Cette chaîne cinématique est appelée **boucle structurelle**. Cette **boucle structurelle** a donc pour rôle principal d'assurer le positionnement outil/pièce. Or le comportement de cette **boucle structurelle** est biaisé par un ensemble de sources de perturbations (Figure 1.6 du chapitre 1) engendrant une **erreur volumétrique**. Pour autant, la volonté de ce chapitre ainsi que des suivants est de caractériser l'**erreur volumétrique** d'une structure 5 axes par **mesurage in situ** en vue d'une compensation.

L'objectif de caractérisation de l'**erreur volumétrique** d'une structure 5 axes (application au centre **Usinage Grande Vitesse (UGV)** du **LURPA**) par **mesurage in situ** est atteignable grâce à des objectifs intermédiaires explicités à la figure 3.1.

Ce chapitre aura pour thème la modélisation qui est un objectif intermédiaire majeur (« Domaine numérique » de la figure 3.1). Cet objectif sera décomposé en une modélisation de la structure 5 axes pour un comportement quasi statique biaisé par les **erreurs géométriques** d'une part, et pour un comportement au nominal d'autre part, afin d'explicitier un biais géométrique dit modélisé. De ce biais géométrique modélisé sera déduit une méthodologie d'identification des **erreurs géométriques** de la structure 5 axes par la mesure. La mise en œuvre de la méthodologie est associée à des équations d'identification qui font le lien entre les **erreurs géométriques** via le biais géométrique modélisé et le biais géométrique mesuré.

Ce chapitre est donc organisé comme suit : une première partie fait l'objet du développement d'un modèle géométrique de la **boucle structurelle**, d'un point de vue nominal, et biaisé par les **erreurs géométriques** normalisées. Sa particularisation à la partie comportant les 3 axes linéaires de la structure permettra d'explicitier le biais géométrique en fonction des **erreurs de mouvement** et de certaines **erreurs de position et d'orientation d'axe**.

À partir de la définition de ce biais, une procédure d'identification des **erreurs géométriques** sera mise en place basée sur l'utilisation de la **Multi-Feature Bar (MFB)** développée au chapitre 2. La mesure et l'identification feront quant à elles l'objet du prochain chapitre.

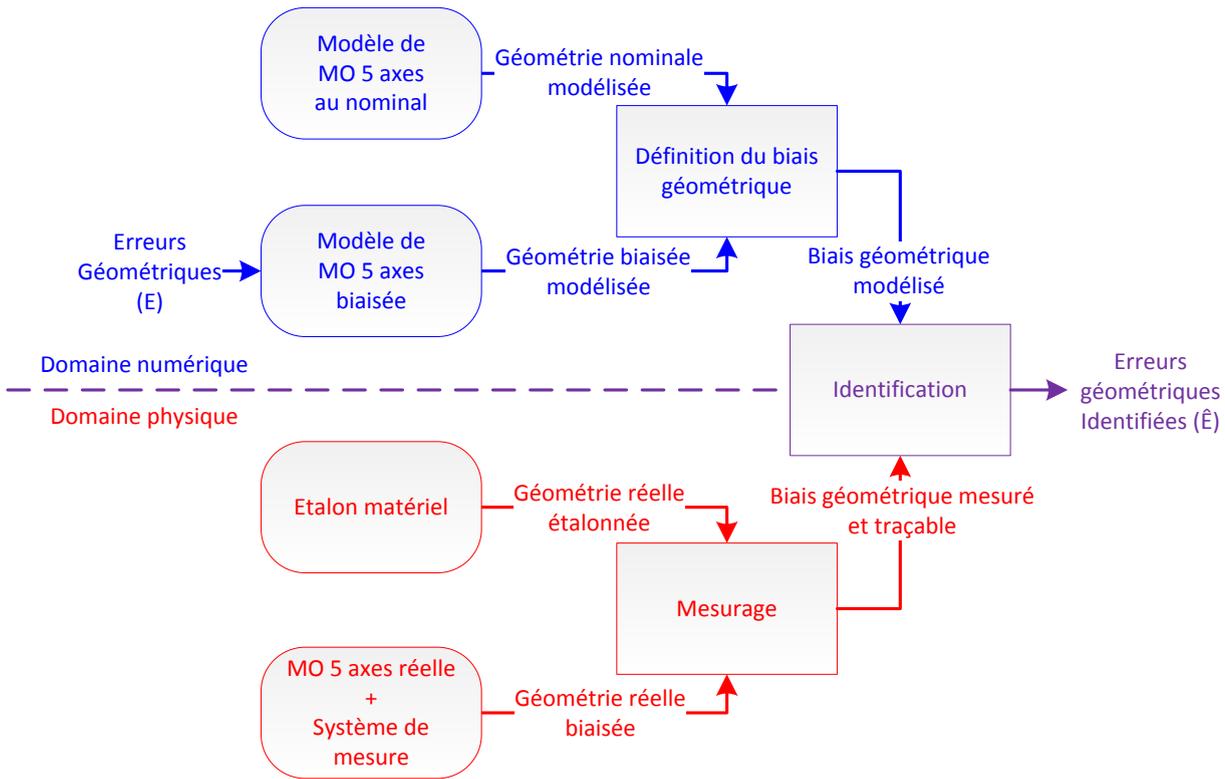


Figure 3.1 – Objectifs intermédiaires à l'identification d'erreurs géométriques.

2 Modélisation géométrique de la boucle structurelle

En vue d'identifier les **erreurs géométriques**, principales sources de cet écart de géométrie constaté entre la géométrie effective et la géométrie nominale de la **boucle structurelle**, une modélisation de ce biais est proposée. La mesure physique du biais effectif permettra de réaliser l'identification des **erreurs géométriques** normalisées et modélisées.

Un modèle géométrique d'une structure permet d'exprimer les coordonnées opérationnelles donnant la situation de l'organe terminal en fonction des coordonnées articulaires ou vice versa. Plus particulièrement, le **Modèle Géométrique Inverse (MGI)** consiste à définir la configuration articulaire \mathbf{q} des liaisons en fonction du positionnement de l'effecteur dans l'espace pièce (c.-à-d. le repère pièce R_w). Le MGI se traduit par l'équation (3.1), avec ψ , τ et ξ , respectivement les paramètres géométriques intrinsèques à la structure, les paramètres géométriques de l'outil et les paramètres géométriques relatifs au posage de la pièce.

Un second modèle : le **Modèle Géométrique Direct (MGD)** permet quant à lui de calculer les coordonnées opérationnelles décrivant le positionnement de l'effecteur dans le repère pièce en fonction des coordonnées articulaires. Ce modèle peut donc se formaliser par l'équation (3.2). À noter que dans ces deux équations générales, l'orientation de l'effecteur n'apparaît pas.

$$(\mathbf{q}) = MGI(x, y, z, \xi, \tau, \psi) \quad (3.1)$$

$$(x, y, z) = MGD(\mathbf{q}, \xi, \tau, \psi) \quad (3.2)$$

Ces modèles peuvent être enrichis par la description des effets thermiques [Yang et Ni, 2005; NF ISO 230-3, 2007] et des erreurs géométriques [Schwenke *et al.*, 2008; NF ISO 230-1, 2012; NF ISO 230-7, 2007]. L'ensemble de la modélisation, qu'elle soit nominale ou biaisée sera appliquée au centre d'usinage 5 axes Mikron UCP 710, dans un contexte de sources de perturbations purement géométriques et quasi-statiques. La modélisation biaisée sera basée sur un modèle biaisé d'axe, indépendamment de sa nature (translation ou rotation). Ainsi elle se veut générique et applicable quelle que soit la structure sérielle : Machine à Mesurer Tridimensionnelle (MMT), MO ou robot anthropomorphe.

2.1 Modèle géométrique au nominal - Application au centre UGV Mikron UCP 710

Le centre UGV Mikron UCP 710 est d'architecture [w C' A' b X Y Z (C1) t] [NF ISO 10791-6, 2014; NF ISO 841, 2004] ou plus simplement TTTR'R' [Bohez, 2002] : deux axes de rotation (R) portent la pièce (w) et trois axes de translation (T) portent l'effecteur (t) monté en broche (C1), le tout supporté par un bâti (b).

En considérant la fonction première de la boucle structurelle qui assure la liaison effecteur (t)/pièce (w), l'architecture constitue donc une chaîne cinématique « fermée ». Cette liaison est caractérisée par le contact outil/pièce dans le cas de l'usinage, ou le contact palpeur/pièce dans le cas de la mesure. La cinématique associée à cette boucle structurelle est définie en figure 3.2, dont le paramétrage des liaisons est le suivant :

- une glissière (axe X), entre le bâti lié au repère $R_f = (O_m, (\vec{X}_m, \vec{Y}_m, \vec{Z}_m))$ et la traverse liée au repère $(R_x = (O_{mX}, (\vec{X}_m, \vec{Y}_m, \vec{Z}_m))$ où $\overrightarrow{O_m O_{mX}} = X \vec{X}_m$;
- une glissière (axe Y) entre la traverse et le béliet lié au repère $R_y = (O_{mY}, (\vec{X}_m, \vec{Y}_m, \vec{Z}_m))$, où : $\overrightarrow{O_{mX} O_{mY}} = Y \vec{Y}_m$;
- une glissière (axe Z) entre le béliet et le coulant lié au repère $R_z = (O_{mZ}, (\vec{X}_m, \vec{Y}_m, \vec{Z}_m))$, où $\overrightarrow{O_{mY} O_{mZ}} = Z \vec{Z}_m$;
- une pivot (axe C1) entre le coulant et la broche liée au repère $R_{C1} = (O_{mZ}, (\vec{X}_t, \vec{Y}_t, \vec{Z}_t))$;
- à son extrémité en liaison encastrement avec la broche, un outil lié au repère $R_t = (P_t, (\vec{X}_t, \vec{Y}_t, \vec{Z}_t))$, où $\overrightarrow{O_{mZ} P_t} = -J_X \vec{X}_t - J_Y \vec{Y}_t - J_Z \vec{Z}_t$. Les composantes J_X , J_Y , et J_Z sont les composantes de la jauge de l'effecteur (communément appelées jauges outil) ;
- une pivot (axe A') entre le bâti et le berceau lié au repère $R_a = (S, (\vec{X}_a, \vec{Y}_a, \vec{Z}_a))$, où $\overrightarrow{O_m S} = m_x \vec{X}_m + m_y \vec{Y}_m + m_z \vec{Z}_m$. Le point S est défini comme l'intersection de l'axe A' et d'un plan perpendiculaire à A' contenant l'axe C' ;
- une pivot (axe C') entre le berceau et le plateau lié au repère $R_c = (R, (\vec{X}_c, \vec{Y}_c, \vec{Z}_c))$, où $\overrightarrow{S R} = b_y \vec{Y}_a + b_z \vec{Z}_a$. Le point R est défini comme l'intersection de l'axe C' et le plan supérieur du plateau ;

- une pièce liée au repère $R_w = (P_w, (\vec{X}_w, \vec{Y}_w, \vec{Z}_w))$, montée sur le plateau, où :

$$\begin{aligned} \overline{RP}_w &= p_x \vec{X}_c + p_y \vec{Y}_c + p_z \vec{Z}_c \\ \vec{X}_w &= a \vec{X}_c + b \vec{Y}_c + c \vec{Z}_c \\ \vec{Y}_w &= d \vec{X}_c + e \vec{Y}_c + f \vec{Z}_c \\ \vec{Z}_w &= g \vec{X}_c + h \vec{Y}_c + i \vec{Z}_c \end{aligned}$$

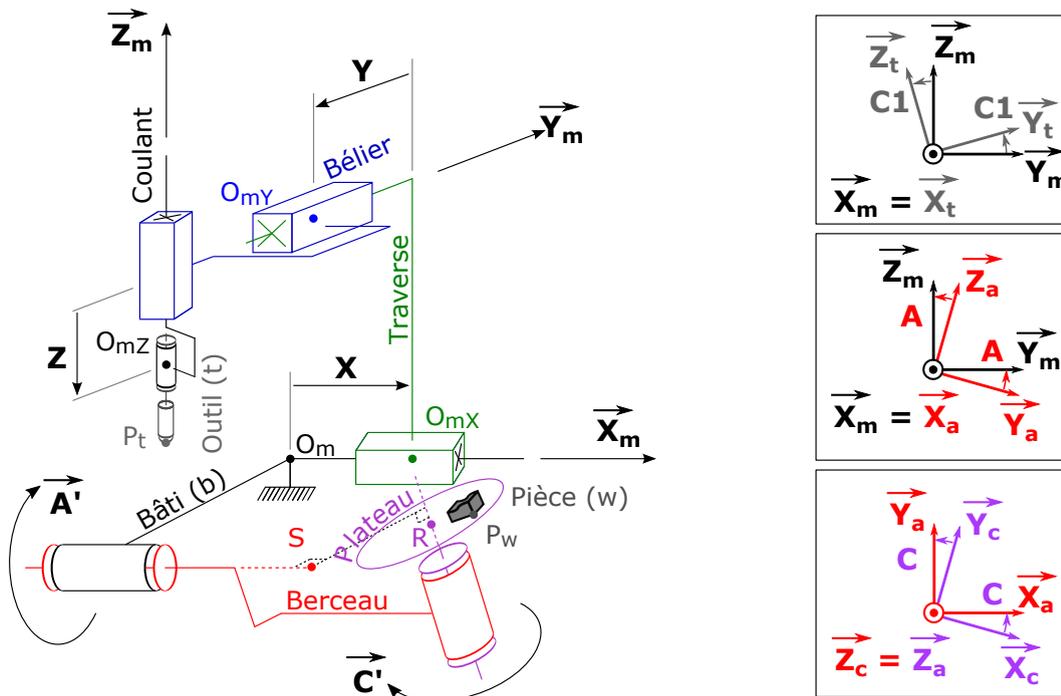


Figure 3.2 – Cinématique [w C' A' b X Y Z (C1) t] de la Mikron UCP 710.

À partir de ce paramétrage, il est possible de définir la position et l'orientation outil dans l'espace pièce, à l'aide d'un modèle géométrique de cette machine, basé sur un formalisme de **Matrice de Transformation Homogène (MTH)** (Équation (3.3)). Cette modélisation au nominal repose sur les hypothèses suivantes :

- la structure polyarticulée est constituée d'un ensemble de solides et de liaisons infiniment rigides. L'hypothèse est valable si le temps de mesure est limité (cf. Section 2) ;
- les liaisons ont une cinématique parfaite, autrement dit exempte d'erreur de mouvement ;
- les assemblages entre liaisons sont considérés au nominal, exempt d'erreur de position et d'orientation d'axe.

$$\begin{aligned}
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & X \\ 0 & 1 & 0 & Y \\ 0 & 0 & 1 & Z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T}_{R_z}} \underbrace{\begin{bmatrix} c(C1) & -s(C1) & 0 & 0 \\ s(C1) & c(C1) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_z \mathbb{T}_{R_{C1}}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -J_X \\ 0 & 1 & 0 & -J_Y \\ 0 & 0 & 1 & -J_Z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{C1} \mathbb{T}_{R_t}} \underbrace{\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_t \mathbf{p}_t} = \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & m_x \\ 0 & c(A) & s(A) & m_y \\ 0 & -s(A) & c(A) & m_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T}_{R_a}} \underbrace{\begin{bmatrix} c(C) & s(C) & 0 & 0 \\ -s(C) & c(C) & 0 & b_y \\ 0 & 0 & 1 & b_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_a \mathbb{T}_{R_c}} \underbrace{\begin{bmatrix} a & d & g & p_x \\ b & e & h & p_y \\ c & f & i & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_c \mathbb{T}_{R_w}} \underbrace{\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_w \mathbf{p}_w}
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

où :

$$\begin{cases} \boldsymbol{\psi} = [m_x, m_y, m_z, b_y, b_z]^T \\ \boldsymbol{\tau} = [J_X, J_Y, J_Z]^T \\ \boldsymbol{\xi} = [a, b, c, d, e, f, g, h, i, p_x, p_y, p_z]^T \end{cases}$$

2.2 Modèle géométrique biaisé

Qu'elles soient relatives à un axe linéaire ou un axe de rotation, et qu'elles soient de mouvement ou d'emplacement et d'orientation de **ligne droite de référence** ou **ligne moyenne d'axe**, les **erreurs géométriques** peuvent être introduites dans le modèle nominal exposé dans la partie 2.1 en utilisant le même formalisme de **MTH**.

2.2.1 Modèle géométrique biaisé d'un axe générique

Le modèle géométrique biaisé d'un axe $i + 1$ est construit de la manière suivante (Figure 3.3) :

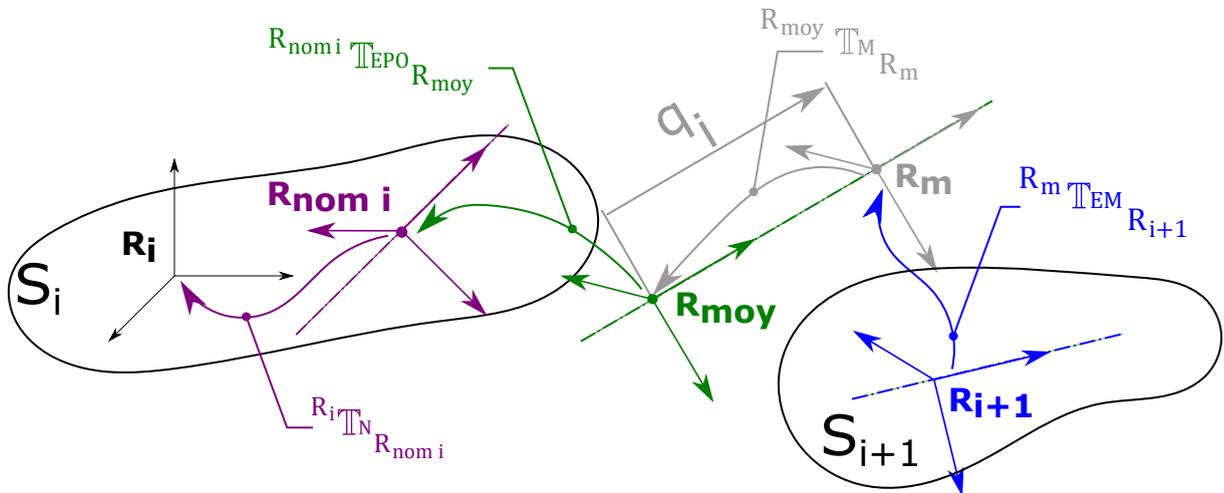


Figure 3.3 – Modèle géométrique générique d'axe $i + 1$ biaisé.

- définition de la géométrie nominale du solide S_i . Cette géométrie permet de caractériser la direction nominale (N) de l'axe entre S_{i+1} et S_i . Elle est paramétrée par la MTH ${}^{R_i}\mathbb{T}_{N_{R_{nom\ i}}}$:

$${}^{R_i}\mathbb{T}_{N_{R_{nom\ i}}} = \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} B_i \mathbb{R} N_{B_{nom\ i}} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} & \begin{bmatrix} \mathbf{O}_{nom\ i} \\ 1 \end{bmatrix} \\ \hline & \end{bmatrix}_{R_i}$$

- définition de la direction de la **ligne droite de référence** ou de la **ligne moyenne d'axe**, c'est-à-dire le biais entre la direction nominale de l'axe entre S_{i+1} et S_i et sa direction effective. Ce biais est dû aux **Erreurs de Position et d'Orientation (EPO)** d'axe. Ce biais est modélisé par la matrice ${}^{R_{nom\ i}}\mathbb{T}_{EPO_{R_{moy}}}$ dont la rotation est simplifiée à l'ordre 1 (Annexe F) et s'écrit de manière générale :

$${}^{R_{nom\ i}}\mathbb{T}_{EPO_{R_{moy}}} = \begin{bmatrix} 1 & -E_{C0i+1} & E_{B0i+1} & E_{X0i+1} \\ E_{C0i+1} & 1 & -E_{A0i+1} & E_{Y0i+1} \\ -E_{B0i+1} & E_{A0i+1} & 1 & E_{Z0i+1} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{R_{nom\ i}}$$

Il conviendra de ne conserver que les erreurs géométriques suffisantes à la définition de la **ligne droite de référence** ou de la **ligne moyenne d'axe**. Par ailleurs, les erreurs E_{i0j} sont des erreurs définies localement et non dans le référentiel de coordonnées de la **MO**. Cependant, la notation où la référence est précisée n'est pas adoptée afin d'alléger les écritures matricielles.

- définition du Mouvement (M) articulaire noté \mathbf{q} à la figure 3.3, le long de cette **ligne droite de référence** ou de cette **ligne moyenne d'axe**. Ce mouvement articulaire \mathbf{q} peut être X , Y , Z , A , B , ou encore C et formalisé par la MTH ${}^{R_{moy}}\mathbb{T}_{M_{R_m}}$ qui s'écrit pour chacun des mouvements articulaires, en imposant les 4 autres variables à zéro, de la façon suivante :

$${}^{R_{moy}}\mathbb{T}_{M_{R_m}} = \begin{bmatrix} c(B)c(C) & -c(B)s(C) & s(B) & X \\ c(A)s(C) + c(C)s(A)s(B) & c(A)c(C) - s(A)s(B)s(C) & -c(B)s(A) & Y \\ s(A)s(C) - c(A)c(C)s(B) & c(C)s(A) + c(A)s(B)s(C) & c(A)c(B) & Z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{R_{moy}}$$

La valeur des paramètres articulaires suit la convention de signe spécifiée dans la norme [NF ISO 841, 2004]. Par exemple, pour un axe de translation +X permettant le mouvement de l'outil, la matrice serait écrite comme ci-dessous. À l'inverse, pour un axe de rotation A' assurant donc un mouvement de la pièce [NF ISO 841, 2004], la matrice serait du type :

$${}^{R_{moy}}\mathbb{T}_{M_{R_m}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & X \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{R_{moy}} \quad {}^{R_{moy}}\mathbb{T}_{M_{R_m}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c(A) & s(A) & 0 \\ 0 & -s(A) & c(A) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{R_{moy}}$$

- définition du positionnement du solide S_{i+1} le long de sa **ligne droite de référence** ou de sa **ligne moyenne d'axe**. Ce positionnement étant biaisé par les **Erreurs de Mouvement (EM)**

tout au long de la course de l'axe, le positionnement est paramétré par la MTH ${}^{R_m}\mathbb{T}_{EM_{R_{réel}}}$ simplifiée à l'ordre 1 (Annexe F) et s'écrit :

$${}^{R_m}\mathbb{T}_{EM_{R_{réel}}} = \begin{bmatrix} 1 & -E_{Ci+1} & E_{Bi+1} & E_{Xi+1} \\ E_{Ci+1} & 1 & -E_{Ai+1} & E_{Yi+1} \\ -E_{Bi+1} & E_{Ai+1} & 1 & E_{Zi+1} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{R_m}$$

Ainsi un axe $i + 1$ peut-être modélisé par une MTH produit, décrite à l'équation (3.4) :

$${}^{R_i}\mathbb{T}_{R_{i+1}} = {}^{R_i}\mathbb{T}_{N_{R_{nom1}}} \times {}^{R_{nom1}}\mathbb{T}_{EPO_{R_{moy}}} \times {}^{R_{moy}}\mathbb{T}_{M_{R_m}} \times {}^{R_m}\mathbb{T}_{EM_{R_{i+1}}} \quad (3.4)$$

L'assemblage de l'outil en broche ainsi que l'assemblage de la pièce sur la table faisant partie intégrante de la boucle structurelle sont imparfaits. Les erreurs d'assemblage de ces deux éléments seront donc considérées et paramétrées par :

$${}^{R_{i+1}}\mathbb{T}_{A_{R_{nomt}}} = \begin{bmatrix} 1 & -dc_t & db_t & dx_t \\ dc_t & 1 & -da_t & dy_t \\ -db_t & da_t & 1 & dz_t \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{R_m} \quad \text{ou} \quad {}^{R_{i+1}}\mathbb{T}_{A_{R_{nomw}}} = \begin{bmatrix} 1 & -dc_w & db_w & dx_w \\ dc_w & 1 & -da_w & dy_w \\ -db_w & da_w & 1 & dz_w \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{R_m}$$

2.2.2 Propagation dans la structure du centre UGV Mikron UCP 710

La modélisation d'un axe $i + 1$ définie dans la sous-section 2.2.1 précédente, résumée par l'équation (3.4) est déployée à l'ensemble de la boucle structurelle 5 axes [w C' A' b X Y Z (C1) t] du centre UGV Mikron UCP 710 (Figure 3.4).

Dans le cas d'un suivi de trajectoire potentielle dont les points ont des coordonnées (x, y, z) exprimées dans R_w , la mise en équation du modèle géométrique biaisé 5 axes à partir de l'illustration 3.4 se formule par l'équation (3.5). En résumé, le modèle géométrique de la boucle structurelle 5 axes est composé des erreurs géométriques résumées dans le tableau 3.1.

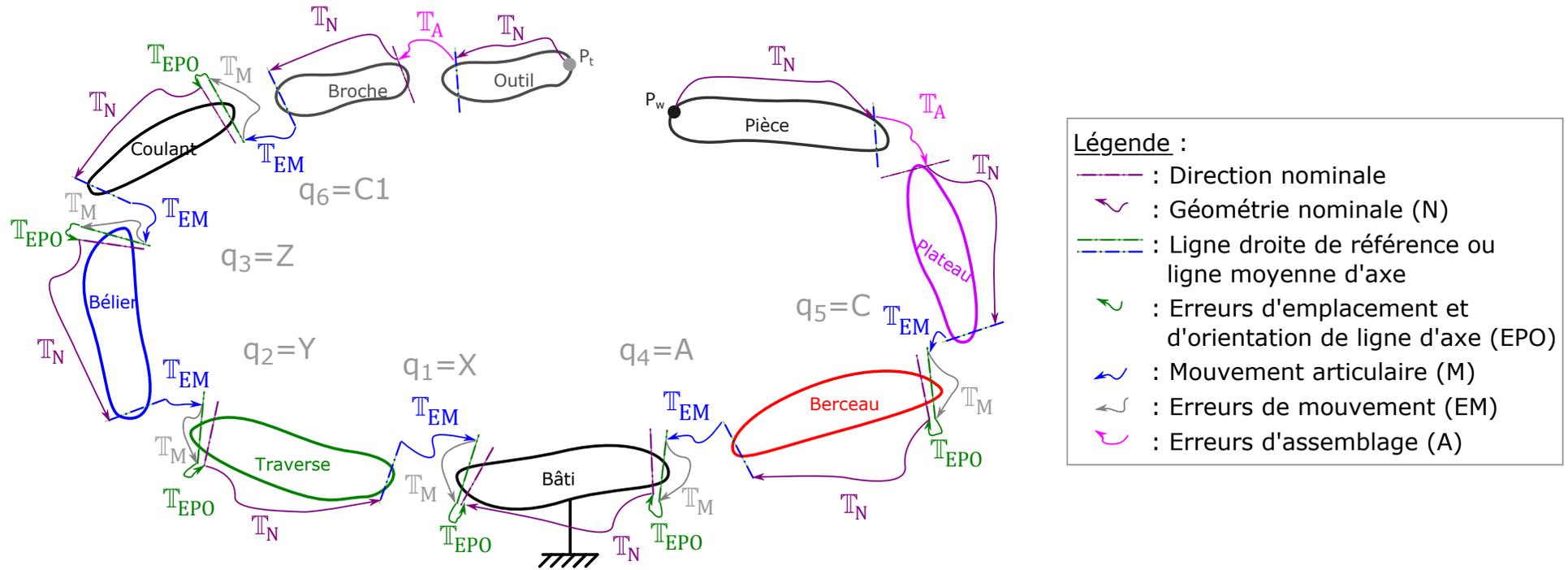


Figure 3.4 – Modèle géométrique générique d'axe déployé à l'ensemble de la boucle structurelle 5 axes.

$$\begin{aligned}
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T} N_{R_{nom} X}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{COX} & E_{BOX} & E_{XOX} \\ E_{COX} & 1 & 0 & 0 \\ -E_{BOX} & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom X} \mathbb{T} E P O R_{moy X}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & X \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy X} \mathbb{T} M_{R_m X}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{CX}(X) & E_{BX}(X) & E_{XX}(X) \\ E_{CX}(X) & 1 & -E_{AX}(X) & E_{YX}(X) \\ -E_{BX}(X) & E_{AX}(X) & 1 & E_{ZX}(X) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_m X \mathbb{T} E M_{R_Y}} \times \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_Y \mathbb{T} N_{R_{nom} Y}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{COY} & 0 & 0 \\ E_{COY} & 1 & -E_{AOY} & E_{YOY} \\ 0 & E_{AOY} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom Y} \mathbb{T} E P O R_{moy Y}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & Y \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy Y} \mathbb{T} M_{R_m Y}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{CY}(Y) & E_{BY}(Y) & E_{XY}(Y) \\ E_{CY}(Y) & 1 & -E_{AY}(Y) & E_{YY}(Y) \\ -E_{BY}(Y) & E_{AY}(Y) & 1 & E_{ZY}(Y) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_m Y \mathbb{T} E M_{R_Z}} \times \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_Z \mathbb{T} N_{R_{nom} Z}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & E_{BOZ} & 0 \\ 0 & 1 & -E_{AOZ} & 0 \\ -E_{BOZ} & E_{AOZ} & 1 & E_{ZOZ} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom Z} \mathbb{T} E P O R_{moy Z}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & Z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy Z} \mathbb{T} M_{R_m Z}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{CZ}(Z) & E_{BZ}(Z) & E_{XZ}(Z) \\ E_{CZ}(Z) & 1 & -E_{AZ}(Z) & E_{YZ}(Z) \\ -E_{BZ}(Z) & E_{AZ}(Z) & 1 & E_{ZZ}(Z) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_m Z \mathbb{T} E M_{R_{C1}}} \times \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{C1} \mathbb{T} N_{R_{nom} C1}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{COC1} & E_{BOC1} & E_{XOC1} \\ E_{COC1} & 1 & -E_{AOC1} & E_{YOC1} \\ -E_{BOC1} & E_{AOC1} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom C1} \mathbb{T} E P O R_{moy C1}} \underbrace{\begin{bmatrix} c(C1) & -s(C1) & 0 & 0 \\ s(C1) & c(C1) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy C1} \mathbb{T} M_{R_m C1}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{CC1}(C1) & E_{BC1}(C1) & E_{XC1}(C1) \\ E_{CC1}(C1) & 1 & -E_{AC1}(C1) & E_{YC1}(C1) \\ -E_{BC1}(C1) & E_{AC1}(C1) & 1 & E_{ZC1}(C1) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_m C1 \mathbb{T} E M_{R_t}} \\
 & \times \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -J_X \\ 0 & 1 & 0 & -J_Y \\ 0 & 0 & 1 & -J_Z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_t \mathbb{T} N_{R_{nom} t}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -dc_t & db_t & dx_t \\ dc_t & 1 & -da_t & dy_t \\ -db_t & da_t & 1 & dz_t \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom t} \mathbb{T} A R_{réel t}} \underbrace{\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_{réel t} \mathbf{p}_t R_{réel t}} = \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & m_x \\ 0 & 1 & 0 & m_y \\ 0 & 0 & 1 & m_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T} N_{R_{nom} A}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{COA} & E_{BOA} & 0 \\ E_{COA} & 1 & -E_{AOA} & E_{YOA} \\ -E_{BOA} & E_{AOA} & 1 & E_{ZOA} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom A} \mathbb{T} E P O R_{moy A}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c(A) & s(A) & 0 \\ 0 & -s(A) & c(A) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy A} \mathbb{T} M_{R_m A}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{CA}(A) & E_{BA}(A) & E_{XA}(A) \\ E_{CA}(A) & 1 & -E_{AA}(A) & E_{YA}(A) \\ -E_{BA}(A) & E_{AA}(A) & 1 & E_{ZA}(A) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_m A \mathbb{T} E M_{R_C}} \times \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & b_y \\ 0 & 0 & 1 & b_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_C \mathbb{T} N_{R_{nom} C}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{COC} & E_{BOC} & E_{XOC} \\ E_{COC} & 1 & -E_{AOC} & E_{YOC} \\ -E_{BOC} & E_{AOC} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom C} \mathbb{T} E P O R_{moy C}} \underbrace{\begin{bmatrix} c(C) & s(C) & 0 & 0 \\ -s(C) & c(C) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy C} \mathbb{T} M_{R_m C}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{CC}(C) & E_{BC}(C) & E_{XC}(C) \\ E_{CC}(C) & 1 & -E_{AC}(C) & E_{YC}(C) \\ -E_{BC}(C) & E_{AC}(C) & 1 & E_{ZC}(C) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_m C \mathbb{T} E M_{R_w}} \times \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} a & d & g & p_x \\ b & e & h & p_y \\ c & f & i & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_w \mathbb{T} N_{R_{nom} w}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -dc_w & db_w & dx_w \\ dc_w & 1 & -da_w & dy_w \\ -db_w & da_w & 1 & dz_w \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom w} \mathbb{T} A R_{réel w}} \underbrace{\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_{réel w} \mathbf{p}_w R_{réel w}}
 \end{aligned}
 \tag{3.5}$$

Tableau 3.1 – Résumé des erreurs géométriques du modèle 5 axes.

Axe, outil, ou pièce	Erreurs de position ou d'orientation	Erreurs de position zéro	Erreurs de mouvement	Erreurs d'assemblage
X	- E_{B0X}, E_{C0X}	E_{X0X} -	E_{XX}, E_{YX}, E_{ZX} E_{AX}, E_{BX}, E_{CX}	- -
Y	- E_{A0Y}, E_{C0Y}	E_{Y0Y} -	E_{XY}, E_{YY}, E_{ZY} E_{AY}, E_{BY}, E_{CY}	- -
Z	- E_{A0Z}, E_{B0Z}	E_{Z0Z} -	E_{XZ}, E_{YZ}, E_{ZZ} E_{AZ}, E_{BZ}, E_{CZ}	- -
C1	E_{X0C1}, E_{Y0C1} E_{A0C1}, E_{B0C1}	- E_{C0C1}	$E_{XC1}, E_{YC1}, E_{ZC1}$ $E_{AC1}, E_{BC1}, E_{CC1}$	- -
t	- -	- -	- -	dx_t, dy_t, dz_t da_t, db_t, dc_t
A	E_{Y0A}, E_{Z0A} E_{B0A}, E_{C0A}	- E_{A0A}	E_{XA}, E_{YA}, E_{ZA} E_{AA}, E_{BA}, E_{CA}	- -
C	E_{X0C}, E_{Y0C} E_{A0C}, E_{B0C}	- E_{C0C}	E_{XC}, E_{YC}, E_{ZC} E_{AC}, E_{BC}, E_{CC}	- -
w	- -	- -	- -	dx_w, dy_w, dz_w da_w, db_w, dc_w
Total sans considérer la broche	14	5	30	12
Total (broche incluse)	18	6	36	12

Bilan : La géométrie biaisée d'un axe générique est désormais explicitée et propagée dans une structure 5 axes de MO. Ce modèle peut être utilisé à des fins :

- d'identification d'erreurs géométriques de la structure ;
- de caractérisation du biais de géométrie de la structure ;
- de compensation du biais de géométrie de la structure.

Ces modélisation et utilisation du modèle peuvent être étendues aux boucles structurelles de toute MO, ou MMT, et également aux robots anthropomorphes. Ces utilisations du modèle peuvent se faire dans un contexte de suivi de trajectoire (p. ex. d'usinage ou de mesure). Par ailleurs, ces utilisations sont envisageables sous des conditions environnementales diverses (température, pression), et des conditions de sollicitations diverses de la structure (phénomènes dynamiques, vibrations, état de chargements statiques), sous réserve de la validation du modèle identifié sous ces conditions particulières.

3 Particularisation du modèle géométrique 5 axes

Cette partie traite de l'identification des erreurs de mouvement des axes linéaires X, Y et Z (cf. Tableau 3.1) du modèle géométrique développé à l'équation (3.5). Cette identification est faite par la mesure du biais géométrique de la boucle structurelle. Ce biais est caractérisé par l'écart des résultats de mesure issus du LURPALpeur par rapport aux résultats d'étalonnage de référence (cf.

Figure 3.1).

L'identification de ces **erreurs de mouvement par mesurage** de la **MFB** ne peut se faire que pour des valeurs A , C et $C1$ fixées. Autrement dit le centre d'usinage est utilisé en 5 axes positionné, où les positions articulaires A , C et $C1$ sont asservies et supposées fixes d'après la mesure ($\Delta A < 10^{-5}^\circ$ et $\Delta C < 10^{-5}^\circ$ et $\Delta C1 < 6.10^{-4}^\circ$). Ainsi le modèle de la structure 5 axes (Équation (3.5)) peut être calculé pour des configurations particulières de A et C .

3.1 Cas du modèle géométrique nominal

Pour des valeurs A , C et $C1$ fixées, l'équation (3.3) se réduit à la forme simple de l'équation (3.6).

$$\underbrace{\begin{bmatrix} c(C1) & -s(C1) & 0 & X - J_X^* \\ s(C1) & c(C1) & 0 & Y - J_Y^* \\ 0 & 0 & 1 & Z - J_Z^* \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T}_{R_f}} \underbrace{\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_t \mathbf{p}_{R_t}} = \underbrace{\begin{bmatrix} a^* & d^* & g^* & p_x^* \\ b^* & e^* & h^* & p_y^* \\ c^* & f^* & i^* & p_z^* \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T}_{R_w}} \underbrace{\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_w \mathbf{p}_{R_w}} \quad (3.6)$$

où :

$$\begin{cases} \boldsymbol{\tau}^* = [J_X^*, J_Y^*, J_Z^*]^T \\ \boldsymbol{\xi}^* = [a^*, b^*, c^*, d^*, e^*, f^*, g^*, h^*, i^*, p_x^*, p_y^*, p_z^*]^T \end{cases}$$

À l'équation (3.6), les paramètres $\boldsymbol{\tau}^*$ sont des fonctions explicites de $C1$ et de $\boldsymbol{\tau}$. Les paramètres $\boldsymbol{\xi}^*$ sont des fonctions explicites de A , C , $\boldsymbol{\psi}$ et de $\boldsymbol{\xi}$.

Ces différents paramètres géométriques de l'outil et de la pièce respectivement $\boldsymbol{\tau}^*$ et $\boldsymbol{\xi}^*$ sont identifiables et identifiés par la mesure. Cette identification repose sur l'hypothèse que la variation de la géométrie de la **boucle structurelle** n'influe pas sur ces constantes mesurées.

N.B : Dans la suite de ce chapitre, pour alléger les écritures du modèle nominal, les paramètres $\boldsymbol{\tau}^*$ et $\boldsymbol{\xi}^*$ seront simplement notés $\boldsymbol{\tau}$ et $\boldsymbol{\xi}$.

Pour des valeurs A , C et $C1$ fixées, le volume de travail nominal, illustré à la figure 3.5, est défini comme étant le lieu des points¹ (X, Y, Z) atteignables par le nez de broche. Pour une structure 3 axes, ce lieu est nominalement parallélépipédique rectangle.

3.2 Cas du modèle géométrique biaisé

Sur le même constat que dans la sous-section précédente 3.1, l'équation (3.5) peut s'écrire :

1. Points définis dans le **Système de Coordonnées Machine (SCM)**.

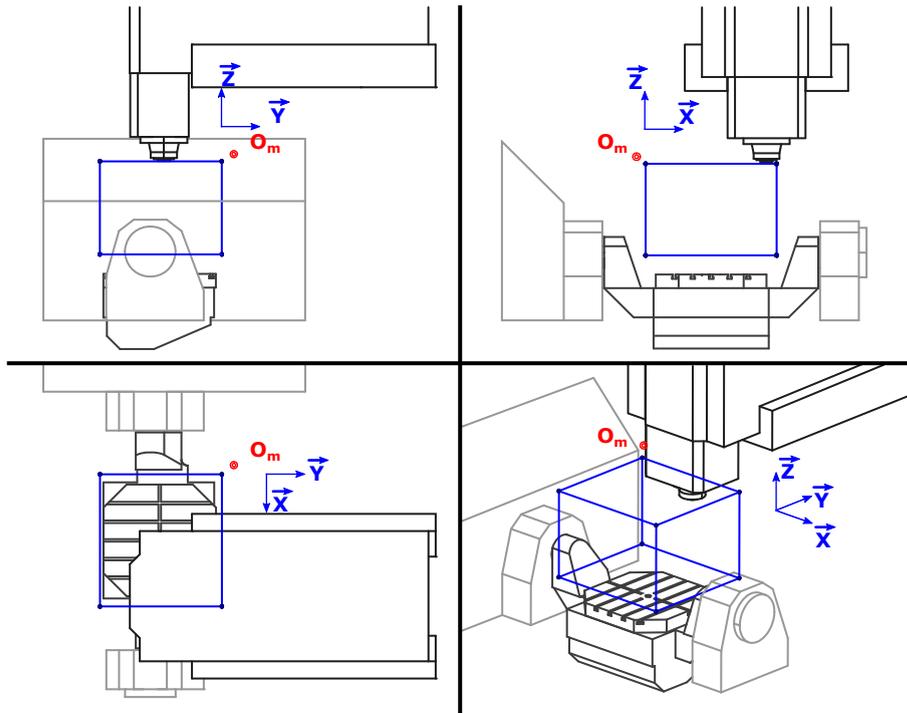


Figure 3.5 – Volume de travail nominal : lieu des points atteignables par le nez de broche.

$$\underbrace{\begin{bmatrix} B_{réel}^Z \mathbb{R}_{B_t} = g(C1, E_{ij}(j), E_{i0j}, di_t) \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}}_{R_{réel}^Z \mathbb{T}_{R_t}} \underbrace{\begin{bmatrix} f_X(X_{biaisé}, Y_{biaisé}, Z_{biaisé}, E_{ij}(j), E_{i0j}) - J_X^*(C1, E_{ij}(j), E_{i0j}, \tau, di_t) \\ f_Y(X_{biaisé}, Y_{biaisé}, Z_{biaisé}, E_{ij}(j), E_{i0j}) - J_Y^*(C1, E_{ij}(j), E_{i0j}, \tau, di_t) \\ f_Z(X_{biaisé}, Y_{biaisé}, Z_{biaisé}, E_{ij}(j), E_{i0j}) - J_Z^*(C1, E_{ij}(j), E_{i0j}, \tau, di_t) \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T}_{R_w}} \underbrace{\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_t \mathbf{p}_{R_t}} = \underbrace{\begin{bmatrix} a^* & d^* & g^* & p_x^* \\ b^* & e^* & h^* & p_y^* \\ c^* & f^* & i^* & p_z^* \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T}_{R_w}} \underbrace{\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_w \mathbf{p}_{R_w}} \quad (3.7)$$

Dans l'équation (3.7), les paramètres τ^* sont désormais des fonctions explicites de $C1$ et de ses erreurs géométriques, de τ et des erreurs d'assemblages de l'outil. Les paramètres ξ^* sont des fonctions explicites de A , C et de leurs erreurs géométriques, de ψ et des erreurs d'assemblages de la pièce.

Le choix d'un axe de référence primaire, secondaire et tertiaire permet de réduire à 3 paramètres les erreurs d'orientation considérées dans l'équation (3.7) [NF ISO 230-1, 2012]. Ce résultat est mis en exergue par le tableau 3.2 et la figure 3.6. Aux vues de l'assemblage des sous-ensembles cinématiques de la boucle structurelle 5 axes [w C' A' b X Y Z (C1) t], le premier cas du tableau 3.2 est considéré. Les erreurs géométriques normalisées retenues et associées au volume de travail (Figure 3.5) sont donc :

- les erreurs de position et d'orientation d'axe :

$$\begin{cases} E_{X0X} & \text{pour l'axe } \vec{X} \\ E_{Y0Y}, E_{C0Y} & \text{pour l'axe } \vec{Y} \\ E_{Z0Z}, E_{A0Z}, E_{B0Z} & \text{pour l'axe } \vec{Z} \end{cases} \quad (3.8)$$

– les erreurs de mouvement des trois axes linéaires.

Tableau 3.2 – Erreurs d'orientation d'axes considérées suivant le choix de la séquence ou du système de référence.

Système de référence			Erreur d'orientation d'axes					
primaire	secondaire	tertiaire	E_{B0X}	E_{C0X}	E_{A0Y}	E_{C0Y}	E_{A0Z}	E_{B0Z}
X	Y	Z	0	0	0	1	1	1
X	Z	Y	0	0	1	1	0	1
Y	X	Z	0	1	0	0	1	1
Y	Z	X	1	1	0	0	1	0
Z	X	Y	1	0	1	1	0	0
Z	Y	X	1	1	1	0	0	0

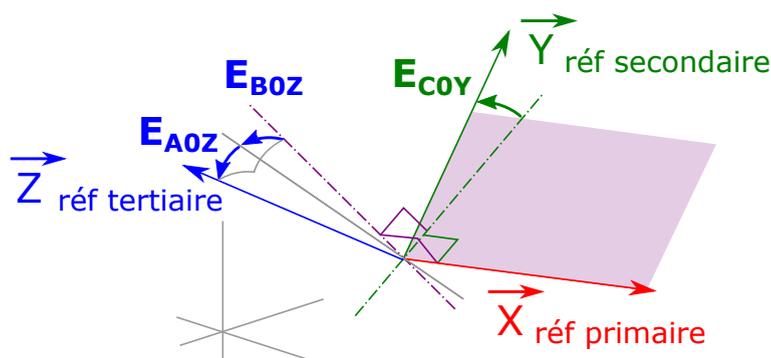


Figure 3.6 – Exemple de système de référence X, Y, Z et des erreurs d'orientations d'axes résultantes.

3.3 Définition du biais géométrique

La mesure de position dans l'espace des tâches d'étalons ou d'artefacts (pièces non raccordées au mètre **Système International (SI)**) (Chapitre 1) permet d'en déduire une **erreur volumétrique** dans l'espace des tâches à partir d'une position nominale. Cette procédure est mise en exergue à la figure 3.7 (cas de gauche) et est classiquement utilisée sur **MO**. À partir d'un positionnement nominal du capteur à atteindre dans l'espace des tâches (espace préalablement identifié) est déduit l'ensemble des paramètres articulaires de consigne grâce au **MGI** nominal (p. ex. $X = 50 \text{ mm}$ dans ce cas). La transformation géométrique sur la structure réelle engendre un déplacement de la glissière d'une valeur correspondant à la consigne (50 mm) le long d'un axe de géométrie biaisée, en l'occurrence d'une **erreur de positionnement linéaire** $E_{XX}(50) = 4 \text{ mm}$. Sous les hypothèses

d'une mesure quasi statique et de structure infiniment rigide, le capteur, qu'il soit de type **Capteur Différentiel de Déplacement Linéaire** ou **Linear Variable Differential Transformer (LVDT)**, capacitif, ou de technologie laser, fournit via une **chaîne d'acquisition** un résultat de mesure correspondant à l'effet de l'**erreur géométrique E_{XX}** dans l'espace des tâches. Cet effet est directement une composante de l'**erreur volumétrique**. Cette solution est simple à envisager puisque la plupart des méthodes éprouvées sur **Machine-Outil à Commande Numérique (MOCN)** ont recours à des capteurs **LVDT** comme les **Telescopic Magnetic Ball Bar (TMBB)**, ou des interféromètres raccordés au mètre **SI**. Les mesures réalisées à l'aide de capteurs **LVDT** ou capacitifs sont, quant à elles, utilisées conjointement avec un **étalon** matériel de type barres ou plaques à boules ou à trous eux-mêmes raccordés. Ces méthodes permettent d'avoir une chaîne d'acquisition très courte et limitée à l'espace des tâches (Figure 1.3), où la mesure est directement égale aux composantes de l'**erreur volumétrique**. Ainsi, d'un point de vue opérationnel, la mesure est directement liée à l'effet des **erreurs géométriques** de la structure sur la géométrie des pièces fabriquées ou mesurées. En revanche, les mesures sont totalement découplées des valeurs articulaires qui sont, quant à elles, au même titre que les **erreurs géométriques**, inhérentes à la **boucle structurelle**. Le résultat de mesure est par conséquent associé directement aux effets dans l'espace des tâches, autrement dit à l'**erreur volumétrique** et non pas aux causes en amont qui sont les **erreurs géométriques** inhérentes à la **boucle structurelle**.

Pour avoir une image la plus fidèle possible de cette boucle, la stratégie de ces présents travaux a été de modéliser le biais géométrique comme une variation articulaire engendrée par les **erreurs géométriques** (Figure 3.7, cas de droite). Cette modélisation repose sur le fait que les points mesurés ont une position qui est constamment au nominal dans l'espace des tâches, et permet d'explicitier le biais géométrique **$\delta\mathbf{q}$** (Figure 1.3) entre la configuration articulaire déviée, mesurée directement sur les règles de mesures lors d'un déclenchement de palpeur 3D agissant comme un détecteur de zéro et la configuration articulaire nominale déduite du **MGD** (p. ex. $X = 50\text{ mm}$ dans ce cas). Par la mesure de ce biais, il est ensuite possible d'identifier les **erreurs géométriques** de la structure. La stratégie de mesure adoptée nécessite également d'utiliser une pièce raccordée à la définition internationale du mètre **SI** qui tient lieu de référence et qui doit donc être pérenne, autrement dit utiliser un **étalon** (p. ex. la **MFB**).

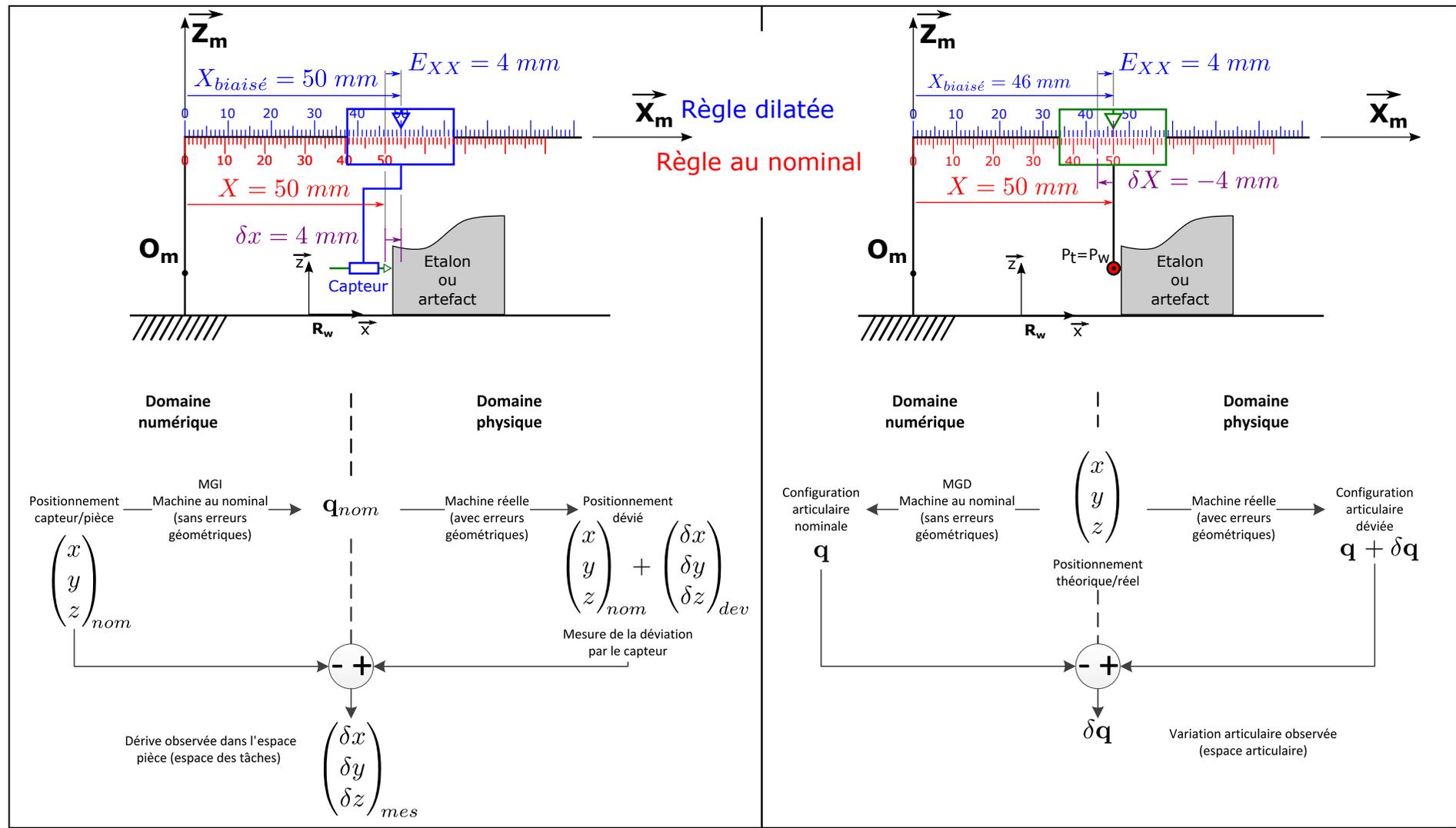


Figure 3.7 – Comparaison de la stratégie habituelle de mesure de l'erreur volumétrique dans l'espace des tâches, et de la stratégie présentement adoptée dans ces travaux : mesure du biais géométrique sur les règles de mesures.

Pour une **Mise en Position (MIP)** de la pièce ξ identifiée dans l'espace de travail, une géométrie d'outil τ identifiée, pour un point $[x, y, z]^T$ donné, les équations (3.7) et (3.6) associées aux modèles géométriques permettent d'explicitier les paramètres articulaires respectivement $\mathbf{q} = [X, Y, Z]^T$ et $\mathbf{q}_{biaisé} = [X_{biaisé}, Y_{biaisé}, Z_{biaisé}]^T$. La valeur de ces paramètres articulaires (nominaux ou biaisés) assure la coïncidence du point piloté P_t de l'outil de coordonnées $\mathbf{p}_{tR_t} = [0 \ 0 \ 0 \ 1]^T$ avec le point P_w de l'espace pièce de coordonnées $\mathbf{p}_{wR_w} = [x \ y \ z \ 1]^T$ lors du contact sur la pièce (Figure 3.8).

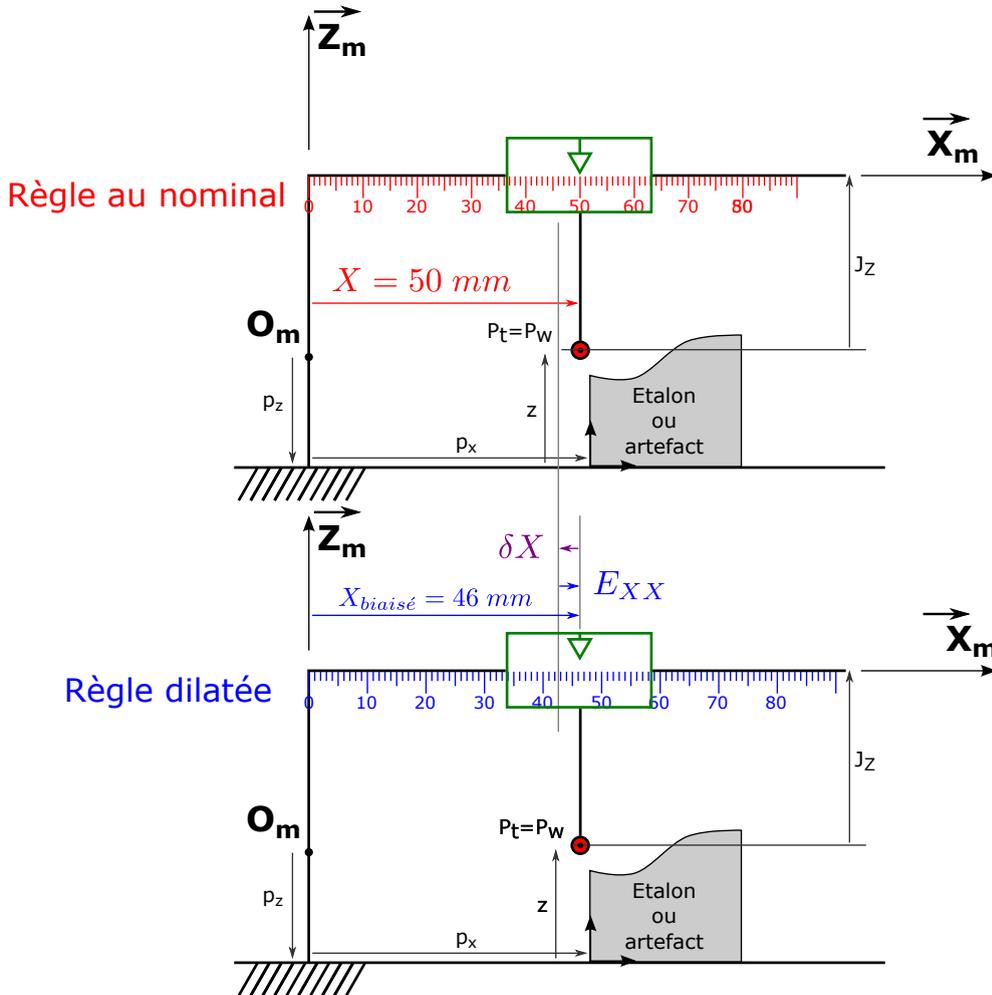
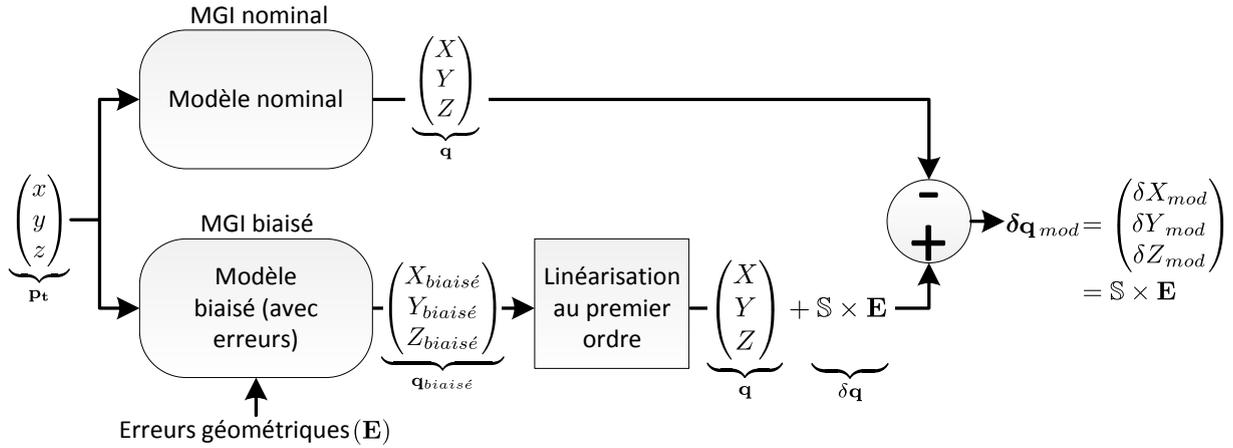


Figure 3.8 – Mise en exergue du biais géométrique dans un cas simple.

Un biais modélisé δX_{mod} entre $X_{biaisé}$ et X est observable à partir de la figure 3.8. Il est directement lié à l'erreur de positionnement linéaire E_{XX} de l'axe X . Ce biais est formulé par l'équation (3.9) comme étant la différence entre $X_{biaisé}$ et X .

$$X_{biaisé} - X = \delta X_{mod} = -E_{XX} = \underbrace{\mathbf{S}}_{=[-1]} \times \underbrace{\mathbf{E}}_{=[E_{XX}]} \quad (3.9)$$

La généralisation à l'ensemble des erreurs géométriques considérées dans la partie 3.2 précédente, se fait suivant le schéma de principe illustré à la figure 3.9.


 Figure 3.9 – Définition du biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{mod}$.

Pour les mêmes paramètres τ , ξ et pour le même point $[x, y, z]^T$, les deux modèles (3.7) et (3.6), permettent d'extraire explicitement les vecteurs \mathbf{q} et $\mathbf{q}_{biaisé}$. Dans le cas de $\mathbf{q}_{biaisé}$, l'inversion du modèle biaisé (Équation (3.5)) n'est pas aisée, mais envisageable pour des valeurs fixées de A et C . Le biais 3D, modélisé et noté $\delta\mathbf{q}_{mod}$, correspond dans ce cas particulier aux composantes de position de l'erreur volumétrique \mathbf{V}_{XYZ} (cf. Chapitre 1).

Après linéarisation au premier ordre de $\mathbf{q}_{biaisé}$ par rapport aux erreurs géométriques (\mathbf{E}), ce biais est déduit comme étant le produit d'une matrice de sensibilité \mathbf{S} par le vecteur d'erreurs \mathbf{E} (Équation (3.10)). Il est nécessaire de noter et de garder à l'esprit que l'équation (3.10) n'est valable que dans une certaine configuration articulaire A et C fixé.

$$\delta\mathbf{q}_{mod} = \begin{pmatrix} \delta X_{mod} \\ \delta Y_{mod} \\ \delta Z_{mod} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} X_{biaisé} - X \\ Y_{biaisé} - Y \\ Z_{biaisé} - Z \end{pmatrix} = \mathbf{S}_{[3 \times 24]} \times \mathbf{E}_{[24 \times 1]} \quad (3.10)$$

Où :

$$\mathbf{S}_{[3 \times 24]} = - \begin{bmatrix} 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & G & -F & 0 & -F & 1 & 0 & 0 & 0 & G & J_Y & 0 & 0 & G & 1 & 0 & 0 & 0 & -J_Z & J_Y \\ 0 & 0 & 1 & 0 & -G & 0 & -J_X & 1 & -J_X & 0 & 1 & 0 & -G & 0 & -J_X & 0 & -G & 0 & 0 & 1 & 0 & J_Z & 0 & -J_X \\ 0 & 0 & 0 & 1 & F & J_X & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -J_Y & J_X & 0 & 1 & -J_Y & J_X & 0 & 0 & 1 & -J_Y & J_X & 0 \end{bmatrix}$$

avec

$$\begin{cases} F(x,y,z) = p_y + bx + ey + hz \\ G(x,y,z) = p_z + cx + fy + iz \end{cases}$$

et

$$\mathbf{E}_{[24 \times 1]} = [E_{X0X}, E_{XX}, E_{YX}, E_{ZX}, E_{AX}, E_{BX}, E_{CX}, E_{Y0Y}, E_{C0Y}, E_{XY}, E_{YY}, E_{ZY}, E_{AY}, E_{BY}, E_{CY}, E_{Z0Z}, E_{A0Z}, E_{B0Z}, E_{XZ}, E_{YZ}, E_{ZZ}, E_{AZ}, E_{BZ}, E_{CZ}]^T$$

Ainsi les composantes 3D du biais géométrique dues aux erreurs \mathbf{E} peuvent être explicitées par

les équations (3.11), (3.12) et (3.13).

$$\begin{aligned}
 \delta X_{mod} = X_{biaisé} - X = & -E_{XX}(X) - E_{XY}(Y) - E_{XZ}(Z) - E_{X0X} \\
 & - (E_{B0Z} + E_{BX}(X) + E_{BY}(Y)) (p_z + cx + fy + iz) \\
 & + (E_{C0Y} + E_{CX}(X)) (p_y + bx + ey + hz) \\
 & + E_{BZ}(Z) \times J_Z \\
 & - (E_{CY}(Y) + E_{CZ}(Z)) \times J_Y
 \end{aligned} \tag{3.11}$$

$$\begin{aligned}
 \delta Y_{mod} = Y_{biaisé} - Y = & -E_{YX}(X) - E_{YY}(Y) - E_{YZ}(Z) - E_{Y0Y} \\
 & + (E_{A0Z} + E_{AX}(X) + E_{AY}(Y)) (p_z + cx + fy + iz) \\
 & - E_{AZ}(Z) \times J_Z \\
 & + (E_{C0Y} + E_{CX}(X) + E_{CY}(Y) + E_{CZ}(Z)) \times J_X
 \end{aligned} \tag{3.12}$$

$$\begin{aligned}
 \delta Z_{mod} = Z_{biaisé} - Z = & -E_{ZX}(X) - E_{ZY}(Y) - E_{ZZ}(Z) - E_{Z0Z} \\
 & - E_{AX}(X)(p_y + bx + ey + hz) \\
 & + (E_{A0Z} + E_{AY}(Y) + E_{AZ}(Z)) \times J_Y \\
 & - (E_{B0Z} + E_{BX}(X) + E_{BY}(Y) + E_{BZ}(Z)) \times J_X
 \end{aligned} \tag{3.13}$$

Un exemple simple facilement calculable est exposé en annexe G. Cependant, lorsque l'ensemble des erreurs géométriques est considéré, un très grand nombre de termes d'ordre supérieur à 1 rendent les calculs et la lecture des équations très difficiles.

Tel que l'énonce la norme [NF ISO 230-1, 2012], et telles qu'elles figurent dans les équations (3.11), (3.12) et (3.13), les erreurs de position de zéro E_{i0i} peuvent être considérées comme des offsets des erreurs de positionnement linéaire E_{ii} (Équation (3.14)).

$$\tilde{E}_{ii} = E_{ii} + E_{i0i} \tag{3.14}$$

Le modèle géométrique est par conséquent composé des 21 erreurs géométriques d'une structure 3-axes [Bourdet, 1987], résumées au tableau 3.3.

Bilan : Le biais géométrique 3D de la boucle structurelle, noté $\delta \mathbf{q}_{mod}$, est modélisé. Il caractérise l'écart entre les paramètres articulaires biaisés et nominaux, et cela, quelle que soit la MIP de la pièce et la géométrie de l'outil.

Seul le biais sur les axes de translation sera mesuré par la suite. En revanche, il permettra l'identification de toutes les erreurs géométriques, qu'elles soient linéaires ou angulaires. Les erreurs angulaires de mouvement seront identifiées par mesurages différentiels des rectitudes apparentes (cf. Figure G.4). Ainsi, bien que la mesure du biais soit linéaire, l'identification des erreurs géométriques assurera une modélisation et quantification de l'erreur volumétrique complète (composantes de position et d'orientation).

Tableau 3.3 – Résumé des **erreurs géométriques** : particularisation du modèle 5 axes générique.

Axe, outil, ou pièce	Erreurs de position ou d'orientation	Erreurs de position zéro	Erreurs de mouvement	Erreurs d'assemblage
X	- -	- -	E_{XX}, E_{YX}, E_{ZX} E_{AX}, E_{BX}, E_{CX}	- -
Y	- E_{COY}	- -	E_{XY}, E_{XY}, E_{XY} E_{AY}, E_{BY}, E_{CY}	- -
Z	- E_{AOZ}, E_{BOZ}	- -	E_{XZ}, E_{XZ}, E_{XZ} E_{AZ}, E_{BZ}, E_{CZ}	- -

4 Identification d'erreurs géométriques de la structure par la mesure du biais

L'identification des **erreurs géométriques** se fait par la mesure et quantification du biais géométrique précédemment modélisé. Cette quantification du biais se fait grâce aux précédents développements de la **MFB** et du LURPALpeur. La **MFB**, par l'intermédiaire de son **étalonnage**, permet l'expression des coordonnées des points d'intérêt O_i dans le repère local R_{MFB} correspondant à R_w qui ont été notées $(x_i, y_i, z_i)^T$ (cf. Chapitre 2). En supposant que les **erreurs géométriques** de la machine n'ont pas d'impact sur la construction de R_{MFB} , et que la géométrie de la MFB et son positionnement dans le volume restent invariants lors de la mesure, il est possible d'écrire :

$$\forall i \in \llbracket 1 ; N \rrbracket, \forall t \in [t_{init\ mes} ; t_{fin\ mes}], \text{ et } \tau = cste, \quad {}^{R_f}\mathbb{T}_{R_w} = cste \quad (3.15)$$

Ainsi, les points d'intérêt étalonnés O_i de la **MFB** ont des coordonnées $(X_i, Y_i, Z_i)^T$ dans le repère R_f associé au bâti. Elle sont donc considérées comme des coordonnées articulaires au nominal. Autrement dit, ces coordonnées correspondent à un comportement nominal de la **boucle structurelle** (Figure 3.10).

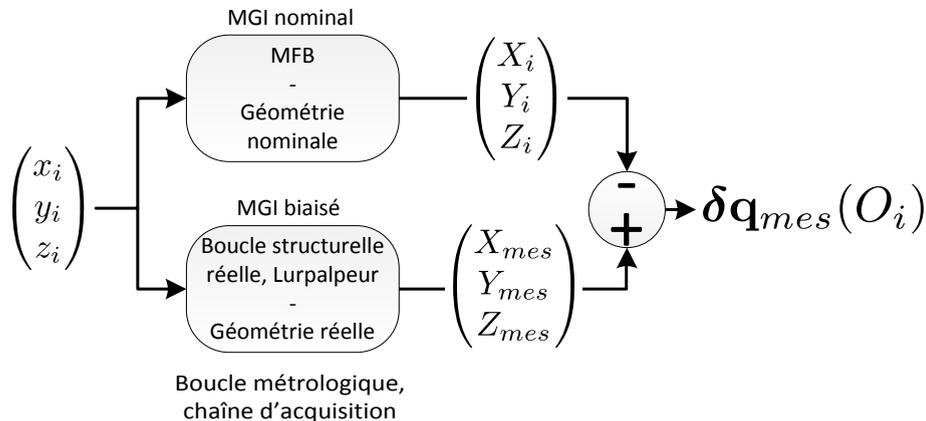


Figure 3.10 – Mesure du biais géométrique δq_{mes} pour chaque point d'intérêt O_i .

Le biais géométrique δq_{mes} pour chaque point d'intérêt O_i est quantifié par différence entre les coordonnées mesurées $(X_{mes}, Y_{mes}, Z_{mes})^T$ via le LURPALpeur et les coordonnées nominales

$(X_i, Y_i, Z_i)^T$ des points d'intérêt O_i issues de l'étalonnage.

La modélisation du biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{mod}$, par l'analyse des équations (3.11), (3.12) et (3.13), permet de déduire les positionnements de la MFB dans l'espace de travail de la MO qui minimisent l'interdépendance entre les erreurs géométriques. Cette interdépendance se traduit par un effet ou erreur d'Abbe engendré par les erreurs angulaires de mouvement ou d'orientation d'axe sur les erreurs linéaires de mouvement (c.-à-d. les erreurs de positionnement linéaire et les erreurs de rectitude).

Les erreurs de mouvement des axes X , Y et Z seront identifiées à partir de positionnements successifs de la MFB au sein du volume de travail.

4.1 Stratégie d'identification des erreurs de mouvement de l'axe X

4.1.1 Erreur de positionnement linéaire E_{XX}

L'erreur de positionnement linéaire E_{XX} de l'axe X n'intervient que dans l'équation (3.11) relative à δX . Ainsi, lors de la mesure l'intérêt se portera sur les coordonnées X_{mes} . D'après la figure 3.10, et d'après la géométrie de la MFB, l'évolution δX_{mod} le long de l'axe X suggère un alignement de l'étalon le long de cet axe. Il permettrait d'aligner les points d'intérêt O_i le long de cette direction. La position de la MFB dans l'espace de travail de la MO est illustrée à la figure 3.11.

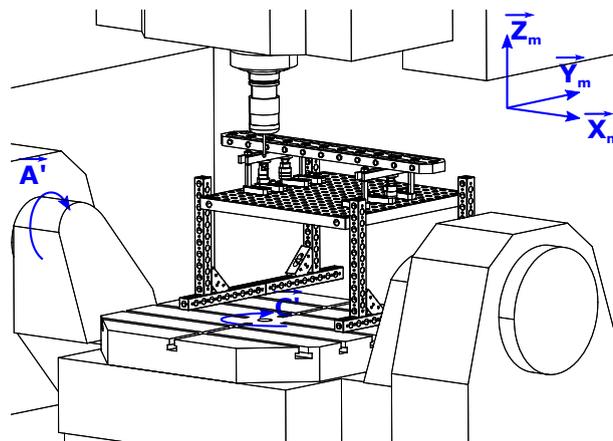


Figure 3.11 – Position de la MFB permettant l'identification de l'erreur de positionnement linéaire E_{XX} de l'axe X.

Un alignement, même rapide ($< 3 \text{ min}$) de la MFB, permet d'assurer un écart angulaire β et γ de \vec{x}_{MFB} respectivement autour de \vec{Y}_m et de \vec{Z}_m d'une valeur de $1 \text{ mm/m} = 206''$ et $0,1 \text{ mm/m} = 20''$ de degré. La valeur de α est plus délicate à régler car elle dépend du montage de la MFB sur les éléments modulaires, et est au maximum de $6 \text{ mm/m} = 20'$ de degré. Cet ordre de grandeur est supérieur à celui de β et γ mais n'aura aucun impact sur l'erreur de positionnement linéaire E_{XX} .

En revanche β et γ ont un impact à l'ordre deux sur l'identification de l'erreur de positionnement linéaire au même titre que α aura un impact à l'ordre deux sur les rectitudes.

En pratique, la matrice ${}^{R_f}\mathbb{T}_{R_w}$ de l'équation (3.5), est directement identifiée par la mesure des entités géométriques constituant les motifs de la MFB. Les seules hypothèses faites au sujet de ce repère $R_w \equiv R_{MFB}$ sont que les erreurs géométriques de la machine n'ont pas d'impact sur sa construction, et que la géométrie de la MFB et son positionnement dans le volume restent invariants lors de la mesure (Équation (3.15)). Ainsi lors de la mesure des motifs de la MFB, il est supposé que les composantes de positions nominales des points O_i suivant Y et Z dans R_f sont constantes. Soit :

$$\begin{aligned} \forall i \in \llbracket 1 ; n \rrbracket, \text{ et } \forall t \in [t_{init\ mes} ; t_{fin\ mes}], \\ F(x_i, y_i, z_i) = p_y + bx_i + ey_i + hz_i = cste \\ G(x_i, y_i, z_i) = p_z + cx_i + fy_i + iz_i = cste \end{aligned}$$

Par souci de clarté et de simplification du formalisme, la matrice ${}^{R_f}\mathbb{T}_{R_w}$ peut, au premier ordre, se réduire à :

$${}^{R_f}\mathbb{T}_{R_w} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & p_x \\ 0 & 1 & 0 & p_y \\ 0 & 0 & 1 & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

Cet alignement, par l'intermédiaire des valeurs identifiées α , β et γ , assure une très faible variation de Y et Z entre deux points d'intérêts O_i : $\Delta Y < 0.05\ mm$ et $\Delta Z < 0.005\ mm$. Puisque les gradients $\frac{\partial E_{iY}}{\partial Y}$ et $\frac{\partial E_{iZ}}{\partial Z}$ sont négligeables sur ces variations de Y et Z , d'après la définition du taux d'accroissement, les quantités $E_{iY}(Y_{i+1}) - E_{iY}(Y_i)$ et $E_{iZ}(Z_{i+1}) - E_{iZ}(Z_i)$ sont également négligeables.

Pour un outil dont les composantes de la jauge outil J_X et J_Y sont nominalement nulles et effectivement négligeables devant la composante J_Z ($J_Z \approx 2000 \times J_X$ ou J_Y), entre deux points O_i et O_{i+1} le biais δX_{mod} s'écrit donc :

$$\begin{aligned} \delta X_{O_{i+1}\ mod} - \delta X_{O_i\ mod} = & - (E_{XX}(X_{i+1}) - E_{XX}(X_i)) \\ & - (E_{B0Z} + E_{BX}(X_{i+1}) + E_{BY}(Y_{i+1})) (p_z + iz_{i+1}) \\ & + (E_{B0Z} + E_{BX}(X_i) + E_{BY}(Y_i)) (p_z + iz_i) \\ & + (E_{C0Y} + E_{CX}(X_{i+1})) (p_y + ey_{i+1}) \\ & - (E_{C0Y} + E_{CX}(X_i)) (p_y + ey_i) \end{aligned} \quad (3.17)$$

De part la géométrie de la MFB, les termes y et z correspondent aux rectitudes (horizontale $E_{yx_{MFB}}$ et verticale $E_{zx_{MFB}}$). Les valeurs ey et iz sont négligeables devant p_y et p_z . Les variations des fonctions F et G sont négligeables entre deux points d'intérêts ($< 0.05\ mm$). Ainsi, les erreurs géométriques E_{B0Z} , E_{C0Y} , E_{BX} , E_{CX} , E_{BY} engendreront des variations de l'erreur de positionnement

linéaire de l'axe X inférieures à 50 nm. L'équation (3.17) se résume ainsi à (3.18) :

$$\begin{aligned} \delta X_{O_{i+1} mod} - \delta X_{O_i mod} &= -(E_{XX}(X_{i+1}) - E_{XX}(X_i)) \\ &\quad - (E_{BX}(X_{i+1}) - E_{BX}(X_i))p_z + (E_{CX}(X_{i+1}) - E_{CX}(X_i))p_y \\ &= E_{XXapp}(X_{i+1}) - E_{XXapp}(X_i) \end{aligned} \quad (3.18)$$

À partir de l'équation (3.18), il est possible d'identifier une **erreur de positionnement linéaire dite apparente** E_{XXapp} (Équation (3.19)) à partir de la mesure de δX_{mes} ou l'**erreur de positionnement linéaire intrinsèque** de l'axe X après compensation des effets angulaires du lacet E_{CX} et du tangage E_{BX} (Équation (3.20)). L'effet de ces erreurs angulaires est mis en exergue à la figure 3.12 notamment avec l'effet du tangage E_{BX} sur E_{XX} .

$$E_{XXapp}(X_{i+1}) - E_{XXapp}(X_i) = -(\delta X_{O_{i+1} mes} - \delta X_{O_i mes}) \quad (3.19)$$

$$\begin{aligned} E_{XX}(X_{i+1}) - E_{XX}(X_i) &= -(\delta X_{O_{i+1} mes} - \delta X_{O_i mes}) \\ &\quad - (E_{BX}(X_{i+1}) - E_{BX}(X_i))p_z + (E_{CX}(X_{i+1}) - E_{CX}(X_i))p_y \end{aligned} \quad (3.20)$$

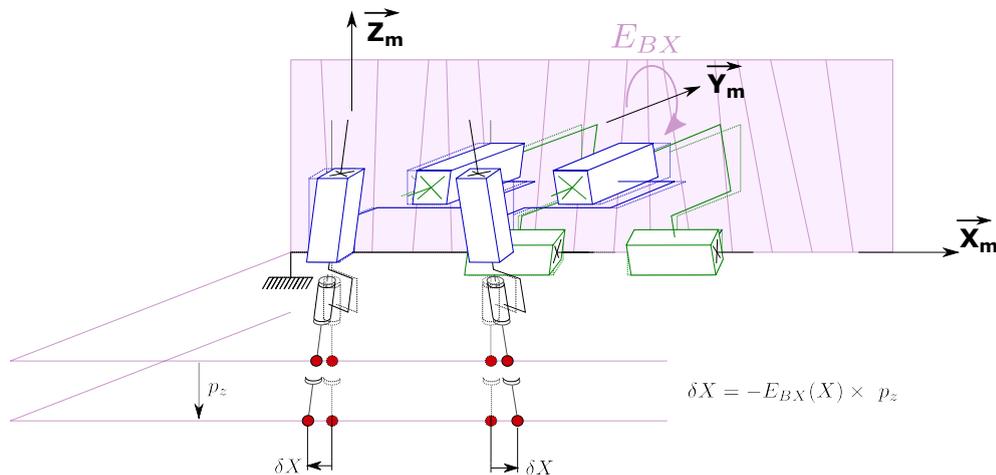


Figure 3.12 – Effet de l'erreur de tangage E_{BX} sur l'erreur de positionnement linéaire E_{XX} de l'axe X.

Il est clairement observable que la minimisation des valeurs p_y et p_z dans l'équation (3.20), tend à faire coïncider l'axe de mesure (ici \vec{x}_{MFB}) avec l'axe d'Abbe de l'axe X (c.-à-d. l'axe de la règles). La mesure de l'erreur de positionnement linéaire apparente de l'axe X serait égale à l'erreur intrinsèque de l'axe si $p_y = p_z = 0$.

4.1.2 Erreur de rectitude horizontale E_{YX}

L'erreur de rectitude horizontale participe à l'écart de position δY_{mod} sur Y (Équation (3.12)). Dans le cas de la position de la MFB précédente illustrée à la figure 3.11, sous les mêmes hypo-

thèses, entre deux points O_i et O_{i+1} , δY_{mod} s'écrit :

$$\begin{aligned} \delta Y_{O_{i+1} mod} - \delta Y_{O_i mod} = & - (E_{YX}(X_{i+1}) - E_{YX}(X_i)) \\ & + (E_{A0Z} + E_{AX}(X_{i+1}) + E_{AY}(Y_{i+1})) (p_z + cx_{i+1} + fy_{i+1} + iz_{i+1}) \\ & - (E_{A0Z} + E_{AX}(X_i) + E_{AY}(Y_i)) (p_z + cx_i + fy_i + iz_i) \end{aligned} \quad (3.21)$$

D'après les mêmes raisonnements exposés à la sous-section 4.1.1 relative à l'erreur de positionnement linéaire, l'équation (3.21) se simplifie de la manière suivante :

$$\begin{aligned} \delta Y_{O_{i+1} mod} - \delta Y_{O_i mod} = & - (E_{YX}(X_{i+1}) - E_{YX}(X_i)) \\ & + (E_{AX}(X_{i+1}) - E_{AX}(X_i)) p_z \end{aligned} \quad (3.22)$$

De l'équation (3.22) peuvent être déduites l'erreur de rectitude dite apparente (Équation (3.23)) à partir de la mesure de δY_{mes} ou l'erreur de rectitude horizontale intrinsèque de l'axe X après compensation des effets angulaires du roulis E_{AX} (Équation (3.24)).

$$E_{YXapp}(X_{i+1}) - E_{YXapp}(X_i) = - (\delta Y_{O_{i+1} mes} - \delta Y_{O_i mes}) \quad (3.23)$$

$$\begin{aligned} E_{YX}(X_{i+1}) - E_{YX}(X_i) = & - (\delta Y_{O_{i+1} mes} - \delta Y_{O_i mes}) \\ & + (E_{AX}(X_{i+1}) - E_{AX}(X_i)) p_z \end{aligned} \quad (3.24)$$

4.1.3 Erreur de rectitude verticale E_{ZX}

L'erreur de rectitude verticale contribue seulement à l'écart de position δZ_{mod} sur Z (Équation (3.13)). Toujours pour la même position de la MFB (Figure 3.11), l'écart sur Z entre deux points O_i et O_{i+1} s'écrit :

$$\begin{aligned} \delta Z_{O_{i+1} mod} - \delta Z_{O_i mod} = & - (E_{ZX}(X_{i+1}) - E_{ZX}(X_i)) \\ & - E_{AX}(X_{i+1})(p_y + bx_{i+1} + ey_{i+1} + hz_{i+1}) \\ & + E_{AX}(X_i)(p_y + bx_i + ey_i + hz_i) \end{aligned} \quad (3.25)$$

soit :

$$\begin{aligned} \delta Z_{O_{i+1} mod} - \delta Z_{O_i mod} = & - (E_{ZX}(X_{i+1}) - E_{ZX}(X_i)) \\ & - (E_{AX}(X_{i+1}) - E_{AX}(X_i)) p_y \end{aligned} \quad (3.26)$$

L'erreur de rectitude verticale apparente s'explique par l'équation (3.27), et l'erreur de rectitude verticale intrinsèque de l'axe X par l'équation 3.28.

$$E_{ZXapp}(X_{i+1}) - E_{ZXapp}(X_i) = - (\delta Z_{O_{i+1} mes} - \delta Z_{O_i mes}) \quad (3.27)$$

$$\begin{aligned} E_{ZX}(X_{i+1}) - E_{ZX}(X_i) = & - (\delta Z_{O_{i+1} mes} - \delta Z_{O_i mes}) \\ & - (E_{AX}(X_{i+1}) - E_{AX}(X_i)) p_y \end{aligned} \quad (3.28)$$

4.1.4 Erreur angulaire de mouvement E_{AX}

L'erreur angulaire de mouvement E_{AX} (roulis), quant à elle, contribue à un biais sur Y et sur Z , comme le montre l'expression de δY_{mod} et δZ_{mod} respectivement à l'équation (3.12) et (3.13). Deux stratégies sont possibles pour identifier cette erreur :

- 1^{er} cas : par l'étude et la mesure de δY qui sont développées dans la partie 4.1.4.1 ;
- 2nd cas : par l'étude et la mesure de δZ développées dans la partie 4.1.4.2.

4.1.4.1 1^{er} cas : étude et mesure de δY

Par utilisation de la position précédente de la MFB qui a permis l'identification des erreurs E_{XX} , E_{YX} et E_{ZX} de l'axe X , l'expression de δY_{mod} entre deux points consécutifs O_i et O_{i+1} de la MFB est définie par l'équation (3.22). Cette équation est vraie quelle que soit la position p_z de la MFB suivant Z . Notamment, pour un décalage Δp_z de la MFB le long de l'axe Z , on peut écrire l'équation (3.29) similaire :

$$\begin{aligned} \delta Y'_{O_{i+1} mod} - \delta Y'_{O_i mod} = & - (E_{YX}(X'_{i+1}) - E_{YX}(X'_i)) \\ & + (E_{AX}(X'_{i+1}) - E_{AX}(X'_i)) (p_z + \Delta p_z) \end{aligned} \quad (3.29)$$

Ce décalage illustré à la figure 3.13 est mis en œuvre grâce au piétement réalisé en éléments modulaires de contrôle (cf. Chapitre 2, section 3.3).

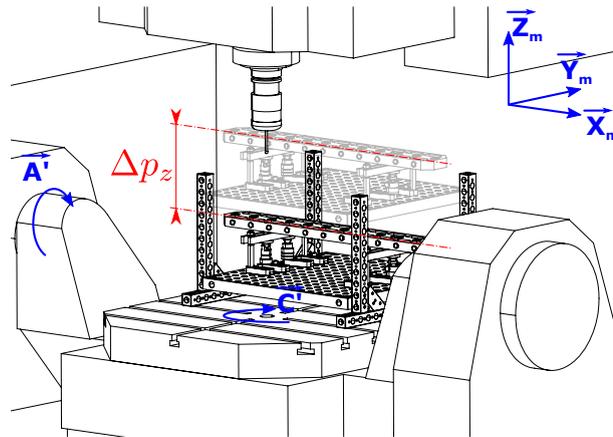


Figure 3.13 – Position de la MFB permettant l'identification de l'erreur angulaire de mouvement E_{AX} de l'axe X - 1^{er} cas.

On suppose que le décalage de la MFB suivant Z n'implique pas de décalage en position et en orientation dans les autres directions, et que ceux-ci sont négligeables. Cette hypothèse formulée par l'équation (3.30) est vérifiée par la construction du repère local R_{MFB} , et un recalage éventuel

des deux positionnements de la **MFB**.

$$\left\{ \begin{array}{l} c' \approx c \\ f' \approx f \\ i' \approx i \end{array} \right. \quad \left\{ \begin{array}{l} X'_{i+1} \approx X_{i+1} \\ X'_i \approx X_i \\ Y'_{i+1} \approx Y_{i+1} \\ Y'_i \approx Y_i \end{array} \right. \quad (3.30)$$

Les équations (3.29) et (3.22) sont en réalité des équations permettant d'exprimer la rectitude horizontale E_{YX} de l'axe X pour deux positions différentes. Ces deux rectitudes dans ce cas simple diffèrent seulement par l'effet d'Abbe du roulis E_{AX} (Équation (3.24)). Ainsi, il est possible d'appliquer la technique de **mesurages** différentiels de rectitude décrite brièvement au paragraphe 8.4.2.4 de la norme [NF ISO 230-1, 2012] afin d'extraire l'erreur angulaire de mouvement E_{AX} . Ainsi la différence des équations 3.29 et 3.22 permet d'écrire :

$$E_{AX}(X_{i+1}) - E_{AX}(X_i) = \frac{1}{\Delta p_z} \left[(\delta Y'_{O_{i+1} \text{ mes}} - \delta Y'_{O_i \text{ mes}}) - (\delta Y_{O_{i+1} \text{ mes}} - \delta Y_{O_i \text{ mes}}) \right] \quad (3.31)$$

Remarques :

- l'orientation de la **MFB** n'étant pas rigoureusement identique entre les deux positions (Figure 3.13), la valeur de Δp_z a été identifiée pour chaque point O_i entre les deux positions de la **MFB** pour minimiser l'erreur induite par le bras de levier ;
- le pas de progrès de la méthode mise en place par rapport à celle de Camus dans [Camus, 2006], est que le roulis E_{AX} n'est pas identifié à une constante près. En effet, malgré l'absence de résultats, Camus stipule que le roulis E_{AX} est identifié à une constante près correspondant ici à l'effet d'Abbe $\Delta p_z \times E_{AY}(Y) - (E_{AZ}(Z + \Delta p_z) - E_{AZ}(Z)) J_Z$. Or dans le cas de la **MFB**, la différence de biais géométrique entre deux points d'intérêts permet de s'affranchir de cet effet d'Abbe. Cet effet d'Abbe est constant le long de l'ensemble des points d'intérêt O_i et est directement pris en compte lors de la construction de R_{MFB} .

4.1.4.2 2nd cas : étude et mesure de δZ

Pour la position de la **MFB** utilisée pour identifier les erreurs linéaires de mouvement E_{XX} , E_{YX} et E_{ZX} , l'équation (3.26) est vraie quelle que soit la valeur de p_y . En procédant à un décalage de la position de la **MFB** suivant Y d'une valeur Δp_y (Figure 3.14), il est possible également d'écrire :

$$\begin{aligned} \delta Z'_{O_{i+1} \text{ mod}} - \delta Z'_{O_i \text{ mod}} = & - (E_{ZX}(X'_{i+1}) - E_{ZX}(X'_i)) \\ & - (E_{AX}(X'_{i+1}) - E_{AX}(X'_i)) (p_y + \Delta p_y) \end{aligned} \quad (3.32)$$

On suppose que le décalage de la **MFB** suivant Y n'implique pas de décalage en position et en orientation dans les autres directions, et que ceux-ci sont négligeables. Cette hypothèse formulée par le système (3.33), est également vérifiée par la construction du repère local R_{MFB} , et un recalage

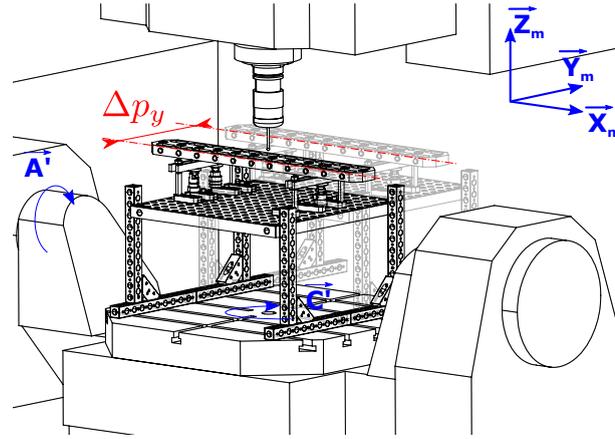


Figure 3.14 – Position de la MFB permettant l'identification de l'erreur de positionnement linéaire E_{AX} de l'axe X - 2nd cas.

des deux positionnements de la MFB.

$$\begin{cases} b' \approx b \\ e' \approx e \\ h' \approx h \end{cases} \quad \begin{cases} X'_{i+1} \approx X_{i+1} \\ X'_i \approx X_i \\ Y'_{i+1} \approx Y_{i+1} \\ Y'_i \approx Y_i \end{cases} \quad (3.33)$$

La technique de **mesurages** différentiels de rectitude, par différence de l'équation (3.32) et de l'équation (3.26), permet d'obtenir la relation (3.34).

$$E_{AX}(X_{i+1}) - E_{AX}(X_i) = -\frac{1}{\Delta p_y} \left[(\delta Z'_{O_{i+1} \text{ mes}} - \delta Z'_{O_i \text{ mes}}) - (\delta Z_{O_{i+1} \text{ mes}} - \delta Z_{O_i \text{ mes}}) \right] \quad (3.34)$$

Les remarques faites au paragraphe 4.1.4.1, peuvent également être faites dans ce présent paragraphe.

Remarques :

- la valeur de Δp_y est identifiée pour chaque O_i .
- il y a absence d'effet d'Abbe par la mesure de δZ . Ceci s'explique par une valeur nominale nulle de J_X et J_Y .

4.1.5 Erreur angulaire de mouvement E_{BX}

Comme pour la mise en équation du roulis E_{AX} de l'axe X, le tangage E_{BX} contribue à l'écart de position sur X et sur Z respectivement δX_{mod} et δZ_{mod} (Équations (3.11) et (3.13)). Ainsi, deux stratégies sont envisageables pour identifier cette erreur :

- 1^{er} cas : par l'étude et la mesure de δX ;
- 2nd cas : par l'étude et la mesure de δZ .

La première stratégie fait intervenir un décalage de la MFB suivant Z noté Δp_z , et par **mesurages différentiels d'erreur de positionnement linéaire**, il sera possible d'en déduire E_{BX} . Cette stratégie ne nécessite donc pas de nouveau positionnement de la MFB puisque les deux positions de la figure 3.13 ont été mesurées si l'identification de E_{AX} a été menée suivant le cas n° 1 développé au paragraphe ??.

En revanche la seconde stratégie fait intervenir le roulis E_{BX} par l'intermédiaire du bras de levier J_X . L'identification du tangage se ferait également par **mesurages différentiels de rectitude verticale**. Cependant, les précédents posages de la MFB n'étaient mesurés qu'avec un palpeur dont la jauge était portée par \vec{Z} (c.-à-d. $\vec{J} = J_Z \vec{Z}_{R_i}$). Expérimentalement, faire varier la jauge selon le sens $+X$ en utilisant le support de palpeur n° 1, nécessiterait de décaler la MFB dans le sens opposé ($-X$) et *vis-versa*. En effet, l'identification du roulis devrait se faire pour les mêmes valeurs de X ($\Delta X < 1 \text{ mm}$) des points mesurés que lors de l'identification des autres erreurs de mouvement de l'axe X .

Le temps immobilisation de la machine lors de la maintenance préventive ou curative est l'un des principaux critères à minimiser durant un cycle de production. De plus, l'architecture du berceau de la machine ne permet pas de décaler la MFB et son montage d'une valeur suffisante sur X . Par conséquent, seule l'étude du premier cas est explicitée et utilisée par la suite, tout en sachant que le second se met en équation de la même manière et fait appel aux mêmes principes métrologiques.

À partir de l'expression de δX_{mod} , pour la position de la MFB utilisée pour l'identification de E_{XX} (Équation (3.18)) qui reste vraie pour la position décalée de la valeur Δp_z illustrée à la figure 3.13 :

$$\begin{aligned} \delta X'_{O_{i+1} mod} - \delta X'_{O_i mod} &= - (E_{XX}(X'_{i+1}) - E_{XX}(X'_i)) \\ &\quad - (E_{BX}(X'_{i+1}) - E_{BX}(X'_i))(p_z + \Delta p_z) \\ &\quad + (E_{CX}(X'_{i+1}) - E_{CX}(X'_i))p'_y \end{aligned} \quad (3.35)$$

En reprenant l'équation (3.18), sous les hypothèses (3.30) et $p'_y \approx p_y$, par **mesurages différentiels d'erreur de positionnement linéaire**, le tangage E_{BX} se déduit grâce à l'équation (3.36).

$$E_{BX}(X_{i+1}) - E_{BX}(X_i) = -\frac{1}{\Delta p_z} \left[(\delta X'_{O_{i+1} mes} - \delta X'_{O_i mes}) - (\delta X_{O_{i+1} mes} - \delta X_{O_i mes}) \right] \quad (3.36)$$

Remarques :

- Δp_z pour chaque point O_i est identifié par la mesure.
- le tangage n'est pas identifié à une constante près. L'effet d'Abbe constant est directement pris en compte lors de la construction de R_{MFB} .

4.1.6 Erreur angulaire de mouvement E_{CX}

L'erreur angulaire de mouvement E_{CX} aussi appelée lacet de l'axe X contribue à l'écart de position sur X et sur Y respectivement δX_{mod} et δY_{mod} . Deux stratégies d'identifications sont envisageables.

La première en ayant recours à deux positions de la MFB décalées suivant Y de Δp_y , E_{CX} peut être déduit par l'étude de δX par **mesurage différentiel**. La seconde, grâce à une variation de la jauge outil J_X permet de déduire E_{CX} de l'étude de δY par **mesurages différentiels de rectitudes**.

D'après le raisonnement énoncé et justifié à la sous-section précédente (4.1.5), la première stratégie est adoptée. L'expression de δX_{mod} , pour la position de la MFB utilisée pour l'identification de E_{XX} (Équation (3.18)) est vraie pour la position décalée de la valeur Δp_y illustrée à la figure 3.14 :

$$\begin{aligned} \delta X'_{O_{i+1} mod} - \delta X'_{O_i mod} = & - (E_{XX}(X'_{i+1}) - E_{XX}(X'_i)) \\ & - (E_{BX}(X'_{i+1}) - E_{BX}(X'_i))p'_z \\ & + (E_{CX}(X'_{i+1}) - E_{CX}(X'_i))(p_y + \Delta p_y) \end{aligned} \quad (3.37)$$

En supposant les approximations (3.30), (3.33) et $p'_z \approx p_z$, par différence de l'équation (3.37) et de l'équation (3.18), il vient :

$$E_{CX}(X_{i+1}) - E_{CX}(X_i) = \frac{1}{\Delta p_y} \left[(\delta X'_{O_{i+1} mes} - \delta X'_{O_i mes}) - (\delta X_{O_{i+1} mes} - \delta X_{O_i mes}) \right] \quad (3.38)$$

Bilan : Pour identifier les **erreurs de mouvement** de l'axe X , il suffit :

- d'une configuration de palpeur (c.-à-d. une seule position et orientation) en broche ;
- de trois configurations de la MFB dans l'espace de travail :
 1. une alignée le long de l'axe X (Position I) ;
 2. une deuxième décalée suivant Y d'une valeur Δp_y de la première (Position II) ;
 3. une troisième décalée suivant Z d'une valeur Δp_z de la première (Position III).

L'ensemble des positions et **mesurages** sont décrits à la figure 3.15.

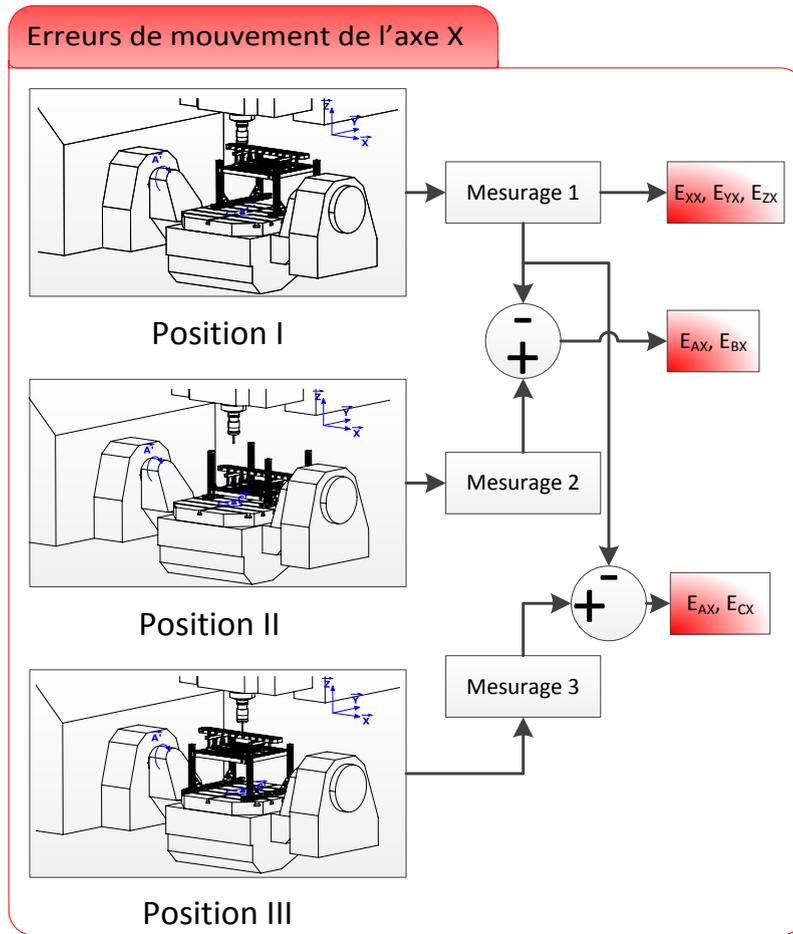


Figure 3.15 – Résumé des configurations de la MFB et du palpeur dans le cas de l'identification des erreurs de mouvement de l'axe X.

4.2 Stratégie d'identification des erreurs de mouvement de l'axe Y

Pour mener l'identification à bien, deux positionnements de la MFB suffisent. En revanche, une position sera mesurée 3 fois : une fois avec le palpeur dont l'axe est nominale aligné avec l'axe Z et deux fois avec le palpeur déporté suivant $\pm X$ afin de s'affranchir de la mesure de J_X et de maximiser le bras de levier nécessaire à l'identification de E_{BY} et E_{CY} . Les changements d'orientation de la MFB et du palpeur en ayant recours aux axes C et C1 peuvent engendrer un défaut de positionnement, mais ce dernier sera identifié lors de la mesure et de la construction de R_{MFB} .

Les 4 configurations de mesure de la MFB illustrées à la figure 3.16 (3 configurations issues de la position III et la position IV), permettent l'identification des erreurs de mouvement de l'axe Y respectivement E_{XY} , E_{YY} , E_{ZY} , E_{AY} , E_{BY} et E_{CY} , par l'intermédiaire des équations (3.39) à (3.47).

Erreur de rectitude horizontale E_{XY}

À partir de la position III_(C=90°) :

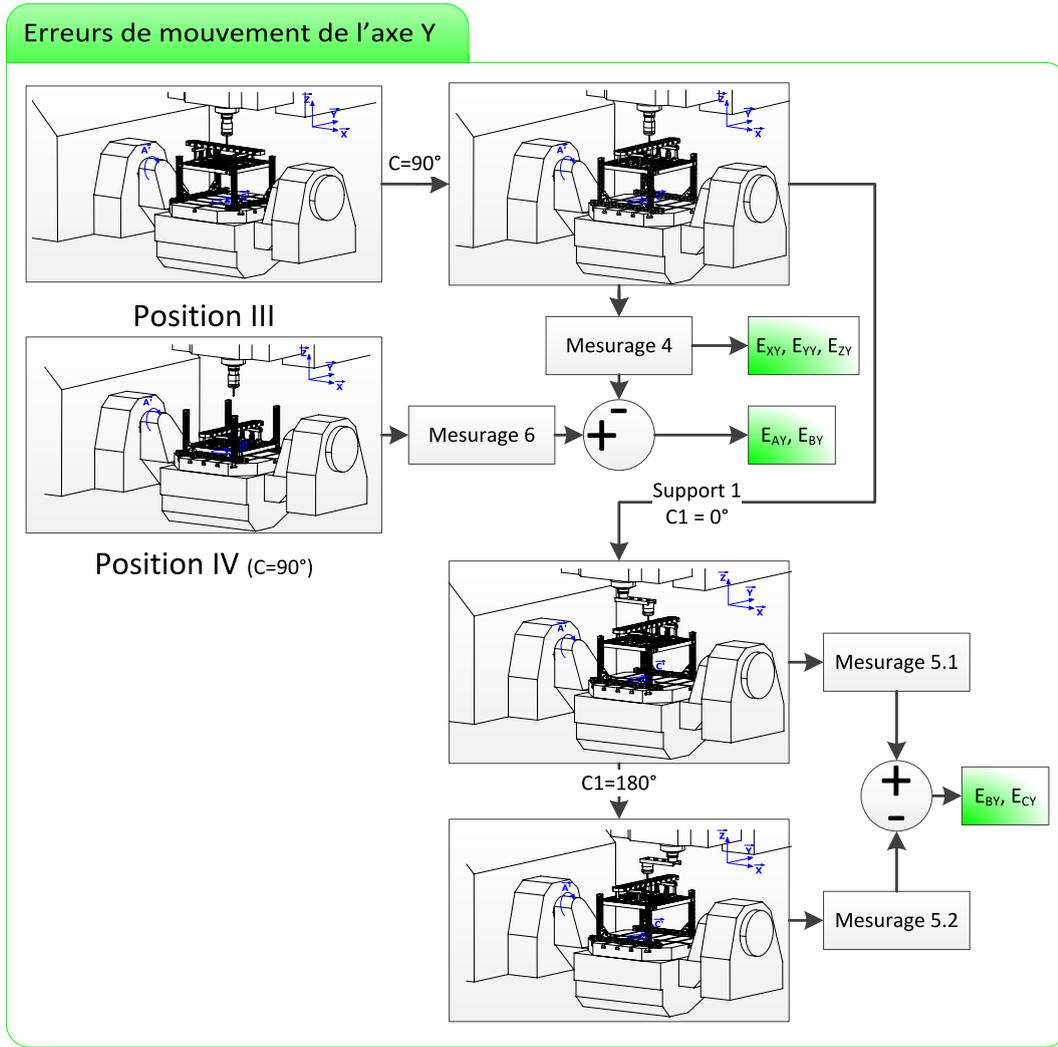


Figure 3.16 – Résumé des configurations de la MFB et du palpeur dans le cas de l'identification des erreurs de mouvement de l'axe Y.

$$E_{XYapp}(Y_{i+1}) - E_{XYapp}(Y_i) = - (\delta X_{O_{i+1} mes} - \delta X_{O_i mes}) \quad (3.39)$$

$$E_{XY}(Y_{i+1}) - E_{XY}(Y_i) = - (\delta X_{O_{i+1} mes} - \delta X_{O_i mes}) - (E_{BY}(Y_{i+1}) - E_{BY}(Y_i))p_z \quad (3.40)$$

Erreur de positionnement linéaire E_{YY}

$$E_{YYapp}(Y_{i+1}) - E_{YYapp}(Y_i) = - (\delta Y_{O_{i+1} mes} - \delta Y_{O_i mes}) \quad (3.41)$$

$$E_{YY}(Y_{i+1}) - E_{YY}(Y_i) = - (\delta Y_{O_{i+1} mes} - \delta Y_{O_i mes}) + (E_{AY}(Y_{i+1}) - E_{AY}(Y_i))p_z \quad (3.42)$$

Erreur de rectitude verticale E_{ZY}

$$E_{ZYapp}(Y_{i+1}) - E_{ZYapp}(Y_i) = E_{ZY}(Y_{i+1}) - E_{ZY}(Y_i) = -(\delta Z_{O_{i+1} mes} - \delta Z_{O_i mes}) \quad (3.43)$$

Erreur angulaire de mouvement E_{AY}

A partir de l'équation (3.42), par décalage vertical, et **mesurages** différentiels :

$$E_{AY}(Y_{i+1}) - E_{AY}(Y_i) = \frac{1}{\Delta p_z} \left[(\delta Y'_{O_{i+1} mes} - \delta Y'_{O_i mes}) - (\delta Y_{O_{i+1} mes} - \delta Y_{O_i mes}) \right] \quad (3.44)$$

Erreur angulaire de mouvement E_{BY}

4.2.0.1 1^{er} cas : étude et mesure de δX

A partir de l'équation (3.40), par **mesurages** différentiels :

$$E_{BY}(Y_{i+1}) - E_{BY}(Y_i) = -\frac{1}{\Delta p_z} \left[(\delta X'_{O_{i+1} mes} - \delta X'_{O_i mes}) - (\delta X_{O_{i+1} mes} - \delta X_{O_i mes}) \right] \quad (3.45)$$

4.2.0.2 2nd cas : étude et mesure de δZ

En utilisant le support de palpeur n° 1 et pour deux configurations de la broche, par **mesurages** différentiels de rectitude verticale de la **MFB** dans la position $IV_{(C=90^\circ)}$ il est possible d'en déduire :

$$E_{BY}(Y_{i+1}) - E_{BY}(X_i) = -\frac{1}{2 J_X} \left[(\delta Z'_{O_{i+1} mes} - \delta Z'_{O_i mes}) - (\delta Z_{O_{i+1} mes} - \delta Z_{O_i mes}) \right] \quad (3.46)$$

Erreur angulaire de mouvement E_{CY}

De manière analogue, à partir de l'équation (3.12), par **mesurages** différentiels de rectitude verticale, le lacet E_{CY} s'écrit :

$$E_{CY}(Y_{i+1}) - E_{CY}(Y_i) = \frac{1}{2 J_X} \left[(\delta Y'_{O_{i+1} mes} - \delta Y'_{O_i mes}) - (\delta Y_{O_{i+1} mes} - \delta Y_{O_i mes}) \right] \quad (3.47)$$

Bilan : Pour mener l'identification des **erreurs de mouvement** de l'axe Y , il suffit :

- de deux configurations de palpeur en broche ;
 1. une dont le stylet est vertical et $\vec{J} = J_Z \vec{Z}_{R_i}$;
 2. une seconde dont le stylet est vertical et $\vec{J} = \pm J_X \vec{X}_{R_i} + J_Z \vec{Z}_{R_i}$ en utilisant le support de palpeur RMP600 n° 1.
- de deux configurations de la **MFB** dans l'espace de travail :
 1. une au plus près de l'axe Y (Position $III_{(C=90^\circ)}$) ;
 2. une seconde décalée suivant Z d'une valeur Δp_z de la première (Position $IV_{(C=90^\circ)}$).

4.3 Stratégie d'identification des erreurs de mouvement de l'axe Z

L'identification des erreurs de mouvement de l'axe Z est basée sur 4 positions de la MFB. Ces 4 positionnements peuvent être réduits à deux positionnements en ayant recours à des rotations de plateau (axe C) et de broche (C1). Les 4 configurations de mesure de la MFB illustrées à la figure 3.17 (la position V et celles qui en découlent) permettent l'identification des erreurs de mouvement de l'axe Z respectivement E_{XZ} , E_{YZ} , E_{ZZ} , E_{AZ} , E_{BZ} et E_{CZ} par l'intermédiaire des équations (3.48) à (3.57).

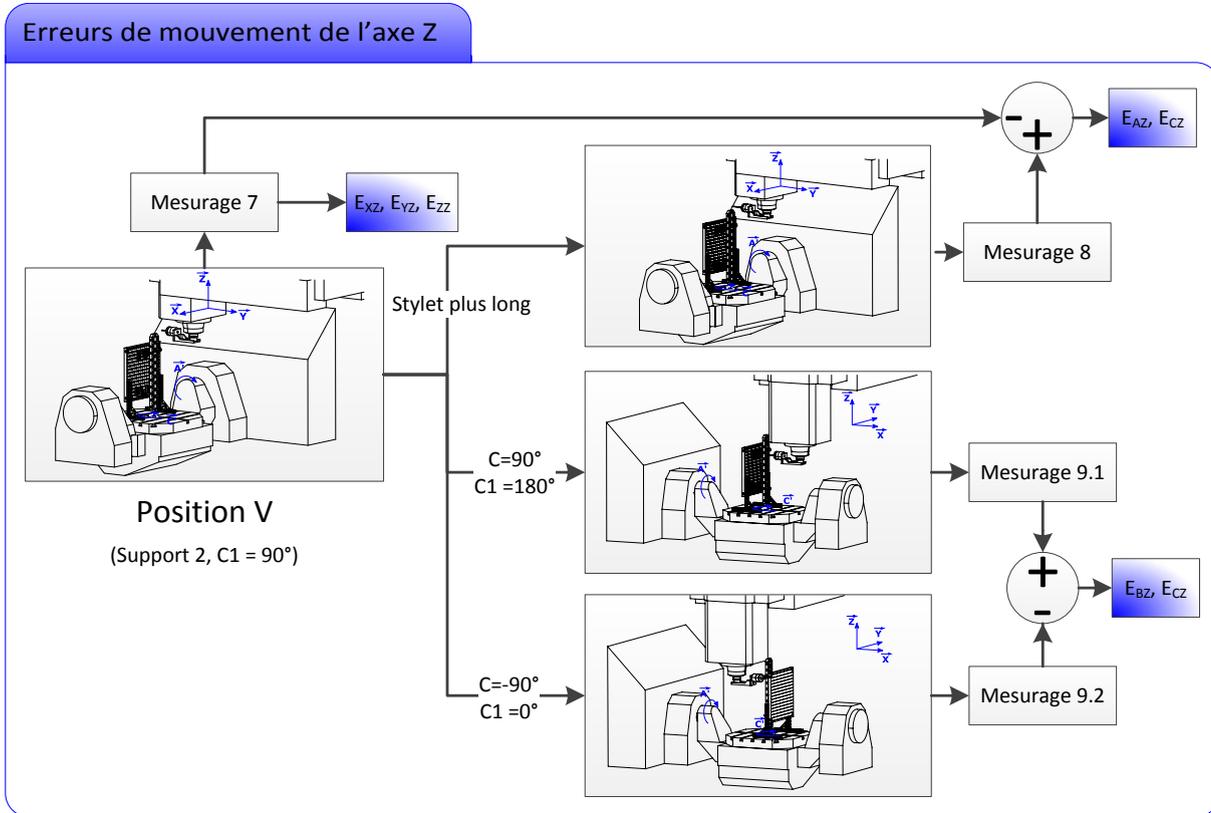


Figure 3.17 – Résumé des configurations de la MFB et du palpeur utilisés pour identifier les erreurs de mouvement de l'axe Z.

Erreur de rectitude E_{XZ}

$$E_{XZapp}(Z_{i+1}) - E_{XZapp}(Z_i) = -(\delta X_{O_{i+1}mes} - \delta X_{O_i mes}) \quad (3.48)$$

$$\begin{aligned} E_{XZ}(Z_{i+1}) - E_{XZ}(Z_i) = & -(\delta X_{O_{i+1}mes} - \delta X_{O_i mes}) \\ & + (E_{BZ}(Z_{i+1}) - E_{BZ}(Z_i)) \times J_Z \\ & - (E_{CZ}(Z_{i+1}) - E_{CZ}(Z_i)) \times J_Y \end{aligned} \quad (3.49)$$

Erreur de rectitude E_{YZ}

$$E_{YZapp}(Z_{i+1}) - E_{YZapp}(Z_i) = - (\delta Z_{O_{i+1} mes} - \delta Z_{O_i mes}) \quad (3.50)$$

$$E_{YZ}(Z_{i+1}) - E_{YZ}(Z_i) = - (\delta Y_{O_{i+1} mes} - \delta Y_{O_i mes}) - (E_{AZ}(Z_{i+1}) - E_{AZ}(Z_i)) \times J_Z \quad (3.51)$$

Erreur de positionnement linéaire E_{ZZ}

$$E_{ZZapp}(Z_{i+1}) - E_{ZZapp}(Z_i) = - (\delta Z_{O_{i+1} mes} - \delta Z_{O_i mes}) \quad (3.52)$$

$$E_{ZZ}(Z_{i+1}) - E_{ZZ}(Z_i) = - (\delta Z_{O_{i+1} mes} - \delta Z_{O_i mes}) + (E_{AZ}(Z_{i+1}) - E_{AZ}(Z_i)) \times J_Y \quad (3.53)$$

Erreur angulaire de mouvement E_{AZ}

Pour des contraintes d'accessibilité, la composante verticale de la jauge n'est pas modifiée pour identifier les erreurs angulaires de mouvement. À partir de l'équation (3.53), par variation de la composante J_Y :

$$E_{AZ}(Z_{i+1}) - E_{AZ}(Z_i) = \frac{1}{\Delta J_Y} \left[(\delta Z'_{O_{i+1} mes} - \delta Z'_{O_i mes}) - (\delta Z_{O_{i+1} mes} - \delta Z_{O_i mes}) \right] \quad (3.54)$$

Erreur angulaire de mouvement E_{BZ}

Par **mesurages** différentiels d'**erreur de positionnement linéaire** et après réorientation du positionnement de la **MFB** ainsi que du support de palpeur, l'erreur angulaire E_{BZ} est identifiée grâce à l'équation suivante :

$$E_{BZ}(Z_{i+1}) - E_{BZ}(Z_i) = -\frac{1}{2J_X} \left[(\delta Z'_{O_{i+1} mes} - \delta Z'_{O_i mes}) - (\delta Z_{O_{i+1} mes} - \delta Z_{O_i mes}) \right] \quad (3.55)$$

Erreur angulaire de mouvement E_{CZ}

4.3.0.1 1^{er} cas : étude et mesure de δX

A partir de l'équation (3.49), par variation de la composante J_Y et **mesurages** différentiels de rectitude :

$$E_{CZ}(Z_{i+1}) - E_{CZ}(Z_i) = -\frac{1}{\Delta J_Y} \left[(\delta X'_{O_{i+1} mes} - \delta X'_{O_i mes}) - (\delta X_{O_{i+1} mes} - \delta X_{O_i mes}) \right] \quad (3.56)$$

4.3.0.2 2nd cas : étude et mesure de δY

Par **mesurages** différentiels de rectitude après réorientation du positionnement de la **MFB** et du support de palpeur tels qu'il a été opéré pour identifier E_{BZ} :

$$E_{CZ}(Z_{i+1}) - E_{CZ}(Z_i) = \frac{1}{2J_X} \left[(\delta Y'_{O_{i+1} mes} - \delta Y'_{O_i mes}) - (\delta Y_{O_{i+1} mes} - \delta Y_{O_i mes}) \right] \quad (3.57)$$

Bilan : Pour identifier les erreurs de mouvement de l'axe Z, il suffit :

- d'une configuration de palpeur où le stylet est horizontal. La jauge vaut soit $\vec{J} = J_X \vec{X}_{R_i} + J_Z \vec{Z}_{R_i}$ soit $\vec{J} = J_Y \vec{Y}_{R_i} + J_Z \vec{Z}_{R_i}$ en utilisant le support de palpeur n° 2.
- d'une configuration de la MFB dans l'espace de travail au plus près de l'axe Z (Position $V_{(support\ n^{\circ} 2, C1=90^{\circ})}$); les autres configurations sont atteintes par rotation du plateau de la machine.

Aux vues des équations d'identification, les valeurs des décalages p_y , p_z , J_X , et J_Y assurant les **mesurages** différentiels doivent être le plus grandes possibles afin de minimiser l'incertitude d'identification des **erreurs angulaires de mouvement** : quelques centaines de millimètres pour les valeurs de p_y , p_z . Ces valeurs sont déterminées expérimentalement en fonction du volume de travail, et en évitant toutes collisions entre les éléments de la **boucle métrologique** mis en jeu. En revanche, dans le cas de l'identification des **erreurs de mouvement** de l'axe Z, les valeurs de J_X , J_Y sont identiques et sont égales à la valeur minimale assurant le palpement de la MFB en position verticale sans collisions avec le coulant de broche. Une valeur plus grande n'a pas été utilisée puisque le montage en porte-à-faux du palpeur et sa masse (support + palpeur = 1,8 + 1 kg), malgré une indexation de broche engendrent des vibrations lors des déplacements linéaires de la **boucle structurelle**. Cela se traduit par une instabilité du stylet et des palpements intempestifs qui souvent, ne sont pas discriminables malgré le développement d'un algorithme de tri de points aberrants.

4.4 Autre utilisation possible de la MFB : Identification des erreurs d'orientation d'axes linéaires

Le raisonnement mathématique pour mener à bien l'identification des erreurs d'orientation d'axes est le même quel que soit l'axe. La méthode exposée en Annexe H est relative à l'erreur d'orientation E_{C0Y} de l'axe Y.

L'utilisation de la MFB peut encore aller plus loin, par exemple dans le cas de vérifications périodiques des MOs par extension de la procédure spécifiée dans [NF ISO 10360-2, 2009] et appliquée au MMTs (cf. Sous-section 5.2 du chapitre 1).

5 Conclusion

Le chapitre 2 a permis de matérialiser un étalon thermo-invariant offrant trois paramètres intrinsèques, dont le principe est reconnu en Europe par l'ensemble des Laboratoires Nationaux de Métrologie (LNM) du consortium du **Joint Research Program-IND62 Traceable In-process dimensional Measurement (JRP-IND62 TIM)**. Sa conception est basée sur sa capacité à être utilisé au sein du volume de travail de **MOs**, en jouant sur le nombre de motifs et le dimensionnel paramétrable de la **MFB**. L'utilisation de cet étalon dans le but d'identifier des **erreurs géométriques** repose nécessairement sur une modélisation du comportement géométrique d'une **MO**.

Dans cette optique, à partir d'une paramétrisation normalisée des **erreurs géométriques** exposées au chapitre 1, une modélisation biaisée générique d'un axe (linéaire ou de rotation) a été proposée. Une propagation de ce comportement à n'importe quelle structure poly-articulée est possible et permet d'en modéliser le comportement géométrique biaisé. Cette propagation a été appliquée à la **boucle structurelle** 5 axes Mikron UCP 710. S'en est suivi une particularisation à sa chaîne 3 axes linéaires de la structure qui explicite, au premier ordre, le biais géométrique traduisant l'écart de comportement géométrique biaisé et le comportement nominal. Ce biais traduit l'effet des **erreurs géométriques** des 3 axes linéaires sur les règles de mesure de ces derniers. Par la mesure de la **MFB** précédemment développée, le résultat fournit la position des points d'intérêt O_i biaisée exprimée dans l'espace articulaire, mais également la position nominale grâce à l'**étalonnage** de la **MFB**. L'écart entre ces valeurs biaisées et nominales est directement l'image du biais géométrique par la mesure. Par conséquent, pour des positions bien choisies et proposées dans la méthode exposée dans ce chapitre, l'identification des **erreurs de mouvement** des axes linéaires peut être envisagée sous réserve d'une **MIP**, d'un **MAintien en Position (MAP)** et d'un alignement soignés.

Dans le cas d'une structure composée de 3 axes linéaires, la méthode proposée requiert 8 positions de la **MFB** pour mener l'identification des **erreurs de mouvement** : 3 positions pour l'identification de l'axe X , 2 pour l'axe Y et 3 pour l'axe Z . En ayant recours aux axes de rotation A et C présents sur la structure 5 axes, ce nombre de positions chute à 5. La réorientation de la **MFB** par déplacement des axes de rotations permet d'éviter des manutentions et donc de limiter l'immobilisation du moyen de production. Malgré tout, le déploiement de la méthode engendre 11 mesurages de la **MFB**. Ce nombre peut bien évidemment être supérieur si une évaluation de la répétabilité de la méthode et du moyen est envisagée.

Par ailleurs, la **MFB** peut être utilisée pour identifier les erreurs de perpendicularités entre axes. Cependant, comme l'illustre le chapitre 1, pour une structure 5 axes, les effets des **erreurs de position et d'orientation d'axe** incluant ces perpendicularités sont parfois semblables sur la caractérisation de l'**erreur volumétrique**. Elles nécessitent donc une étude plus approfondie et une identification, toutes deux décrites au chapitre 5.

Une perspective à ce développement serait la définition du biais géométrique sur les règles de mesure linéaire des **erreurs géométriques** des axes de rotation. Ainsi, une fois l'identification des **erreurs de mouvement** d'axes linéaires et l'identification des **erreurs de position et d'orientation d'axe** faites et compensées, une procédure d'identification des **erreurs de mouvement** d'axes de rotation peut être envisagée. Les équations explicites permettraient d'identifier ces erreurs par me-

surages de quelques motifs de la **MFB** pour différentes valeurs de A et C . En effet, l'écart entre chaque positionnement du repère local R_{MFB} par rapport à son positionnement nominal permettrait d'en déduire non seulement les erreurs de mouvement radiales, l'erreur de mouvement axiale, ainsi que les erreurs d'inclinaison et de positionnement angulaire de chacun des axes de rotations.

De plus, la définition du modèle géométrique d'un axe peut être appliquée à d'autres structures de machines telles que des **MMTs** ou robots anthropomorphes afin de décrire le comportement géométrique biaisé et son impact sur le positionnement effecteur/pièce.

Chapitre

4

Application du modèle à l'étalonnage d'une structure 5 axes : identification d'erreurs de mouvement par utilisation de la MFB

*« Le premier mouvement des uns est de consulter les livres ; le premier
mouvement des autres est de regarder les choses. »*

Paul Valéry

Sommaire

1	Introduction	135
2	Développement d'un système de mesure : Le LURPALpeur	136
2.1	Intégration physique d'un palpeur 3D	137
2.2	Synchronisation des mesures de position et du déclenchement palpeur	137
2.3	Chaîne d'acquisition	139
2.4	Qualification de la boucle métrologique	139
2.5	Mise en évidence d'une dérive de la boucle métrologique	143
2.6	Synthèse	145
3	Identification des erreurs de mouvement des axes linéaires de la MO à l'aide de la MFB	146
4	Évaluation des incertitudes de mesures	149
5	Identification avec un Laser Tracer	153
5.1	Incertitudes de mesure du Laser Tracer	156
6	Confrontation des résultats issus des deux méthodes	159
7	Conclusion	162

La modélisation menée précédemment en regard des définitions normalisées des **erreurs géométriques** présentées au chapitre 1 permet une comparaison du comportement biaisé de la **boucle structurelle** par rapport à son comportement nominal attendu en mettant en évidence un biais géométrique.

La géométrie de la **Multi-Feature Bar (MFB)** étant étalonnée, ces **résultats de mesure** sont par conséquent raccordés à la définition du mètre de **Système International (SI)**. Dans un contexte quasi statique, les **mesurages** de la **MFB** dans la **Machine-Outil (MO)** quantifient ce biais géométrique effectif de la **boucle structurelle** majoritairement responsable de l'**erreur volumétrique**. Ces **mesurages** donnent enfin lieu à l'identification de paramètres de la modélisation biaisée de la **MO** dans le cadre d'un comportement quasi statique.

1 Introduction

Afin de s'affranchir de l'ensemble des perturbations liées à la machine (Figure 1.6 du chapitre 1), dans le cadre des réalisations matérielles des unités **SI** pour la métrologie de très haute exactitude, certaines architectures sont basées sur une **Structure Métrologique Dissociée (DMT)**. Autrement dit, ce principe métrologique de **DMT**, introduit par David [David et Coorevits, 1993], dissocie la **boucle métrologique** de la **boucle structurelle**. Cette **DMT** a ensuite donné lieu à certaines structures d'étalons internationaux du Laboratoire National de Métrologie et d'Essais (Laboratoire National de Métrologie (LNM) français faisant partie du Laboratoire Commun de Métrologie (LCM)) (LNE) telle que la structure du Microscope à Force Atomique (AFM) [Lahousse, 2005], celle du plateau angulaire [Leleu, 2000], ou encore la machine de mesure de cylindricité de très haute exactitude [Vissière, 2013].

Parce qu'il nécessite une reconception totale des structures où il y a unicité entre la **boucle métrologique** et la **boucle structurelle**, ce principe de **DMT** n'est pas applicable aux structures existantes de **MOs** industrielles. Pour autant, la volonté de ce chapitre ainsi que du suivant est de caractériser l'**erreur volumétrique** d'une structure 5 axes par **mesurage** in situ en vue d'une compensation. Ainsi une mesure physique est la seule issue pour caractériser l'**erreur volumétrique** d'une structure. La mesure in situ est opérée par utilisation d'un **système de mesure** développé dans ces travaux où la chaîne d'acquisition est la plus courte possible, tout en incluant la **boucle métrologique** de la **MO**. Par inclusion de cette **boucle métrologique**, l'image fournie par les **résultats de mesure** sur les règles est au plus près des sous-ensembles cinématiques. Par conséquent l'image du biais géométrique sur les règles de mesures est la plus fidèle possible de la géométrie réelle de la **boucle structurelle**. Ce biais sera mesuré à l'aide de la **MFB**. Il résulte de la comparaison des **résultats de mesure** physique de la **MFB** sur **MO** aux résultats d'étalonnage de référence de la **MFB** établis au chapitre 2. Une fois le biais géométrique quantifié par la mesure traçable, l'identification des **erreurs de mouvement** basée sur les équations d'identification peut être envisagée (Figure 4.1). De ce processus d'identification en résulte une quantification d'une partie des **erreurs géométriques** associée à un niveau d'incertitude.

Ce chapitre est donc articulé autour d'un développement matériel et logiciel assurant, via la

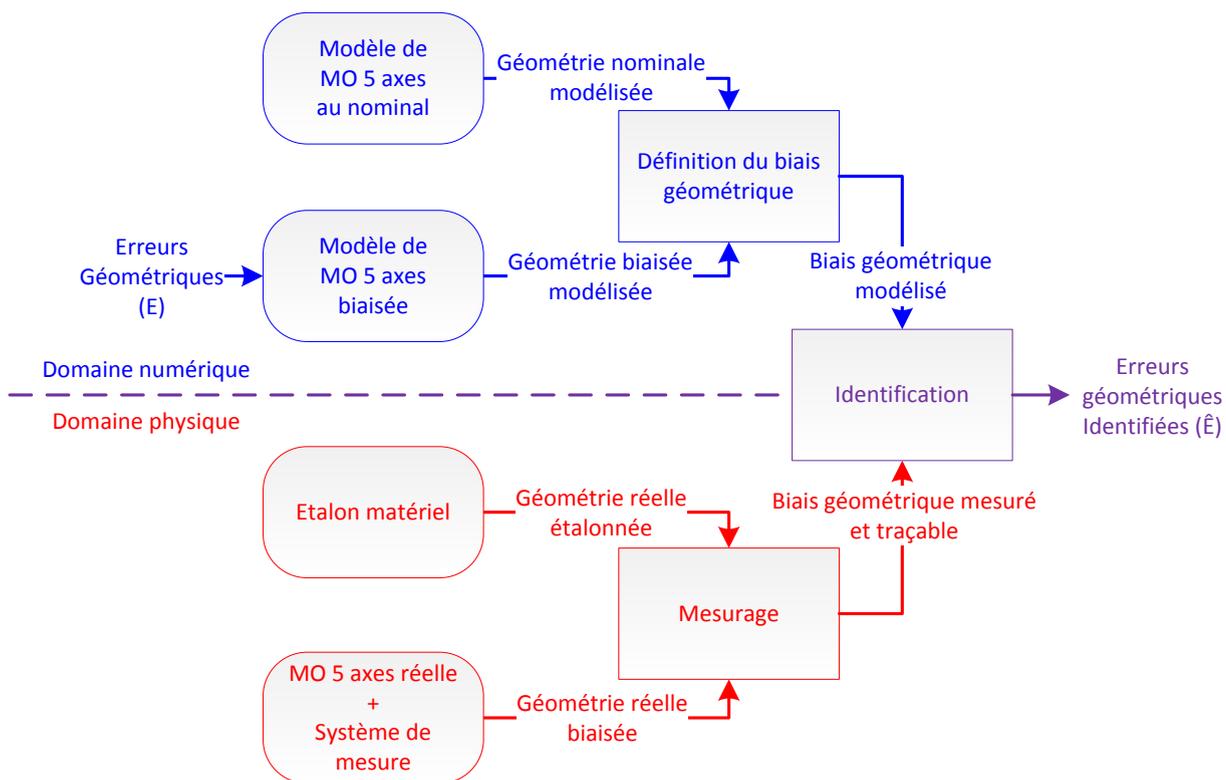


Figure 4.1 – Objectifs intermédiaires à l'identification d'erreurs géométriques.

boucle métrologique de la machine, l'acquisition d'une image de la géométrie effective de la boucle structurelle. Cette acquisition permet ensuite de quantifier le biais géométrique physiquement mesuré sur la MO à l'aide de la MFB.

Le traitement du biais géométrique physiquement mesuré est comparé au biais géométrique modélisé pour en identifier une partie des paramètres du modèle (erreurs géométriques) et un niveau d'incertitude associé. Finalement, les résultats obtenus sont confrontés à ceux issus d'une méthodologie d'identification éprouvée basée sur la multilatération.

2 Développement d'un système de mesure : Le LURPAI-peur

Cette section présente l'intégration physique d'un palpeur 3D de haute exactitude au sein de la MO. À la suite de cette intégration, un logiciel est développé pour synchroniser en temps réel l'état du stylet et l'information issue des codeurs des règles de mesures. L'objectif étant d'obtenir après les Prises d'Origine Machine (POM) la position brute et absolue des axes sans aucune compensation ou traitement mal maîtrisés de la Commande Numérique (CN) industrielle. L'architecture du système de mesure appelé LURPAIpeur se veut donc totalement autonome du comportement de la CN existante.

2.1 Intégration physique d'un palpeur 3D

La machine étudiée, le centre d'Usinage Grande Vitesse (UGV) Mikron UCP 710 piloté par une CN Siemens Sinumerik 840D, est actuellement dotée d'une baie de mesure dSPACE développée dans les travaux précédents de l'équipe. Sur le plan matériel, cette baie s'appuie sur un système modulaire dSPACE, associé à un environnement de développement logiciel avec Matlab/Simulink et le logiciel ControlDesk.

Le sous-système dSPACE utilisé pour l'intégration du palpeur 3D est composé :

- d'un processeur DS1006 (2,8 GHz) ;
- d'une carte d'entrées-sorties DS3002 permettant la capture en temps réel des signaux des règles de mesures de la MO préalablement dupliqués à l'aide de boîtiers de duplication IBV ;
- d'une carte d'entrées-sorties DS4003 tout ou rien utilisée pour la synchronisation de comportements logiques du palpeur avec les signaux des règles.

Une étude de marché a été menée auprès de Heidenhain [Heidenhain, 2016], Blum [Blum, 2016] et Renishaw [Renishaw, 2016d], les 3 fabricants de palpeurs 3D les plus performants sur le marché et non lobés (c.-à-d. dont le comportement est non anisotrope au déclenchement¹) (cf. Tableau E.1 de l'annexe E).

Le choix s'est porté sur le palpeur RMP600 de chez Renishaw alliant de bonnes caractéristiques de répétabilité ($0,25 \mu m \ 2\sigma$ à 240 mm/min) pour de faibles forces de déclenchement ($0,2 \text{ N}$ à $1,9 \text{ N}$) (technologie à jauges de déformations) et une technologie de transmission par radio via l'interface radio RMI-Q. La transmission ne nécessite donc pas un environnement non obstrué entre le palpeur et l'interface infrarouge. De plus, la transmission d'information ne s'aide pas des potentielles surfaces réfléchissantes au sein du volume de travail de la MO telle qu'une technologie infrarouge.

L'intégration du palpeur RMP600 est passée par le développement de deux supports. Ceux-ci ont été matérialisés en Invar pour minimiser les variations de leur géométrie (Tableau 2.3) dues aux gradients temporels de températures de la broche lors des opérations de **mesurage**. Ils permettent d'envisager le déport de celui-ci et l'orientation du stylet à 90° par rapport à l'axe de broche (Figure 4.2). Cette réorientation du palpeur est nécessaire dans le cadre du **mesurage** de la MFB pour des positionnements particuliers de celle-ci.

2.2 Synchronisation des mesures de position et du déclenchement palpeur

Le développement logiciel d'un modèle Simulink de palpation temps réel est présenté en figure 4.3. Il est composé de trois sous-systèmes :

- le sous-système ① permet le contrôle du palpeur RMP600 et de l'interface radio RMI-Q ainsi que la mesure des états du palpeur notamment l'état du stylet (déclenché ou non) ;

1. Le comportement anisotrope est historiquement dû à la liaison de Boys : liaison isostatique constituée d'un tripode en appui sur 6 billes.

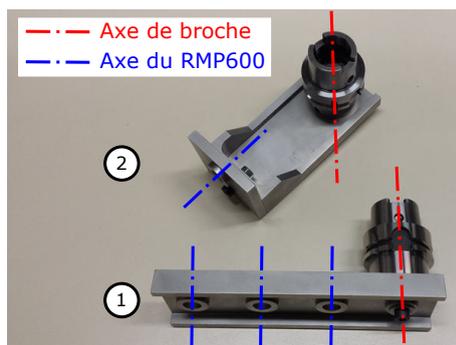


Figure 4.2 – Supports du palpeur RMP600 en Invar.

- le sous-système ② assure la mesure incrémentale des axes et la gestion des POM pour l'obtention d'une mesure absolue dans l'espace machine (Système de Coordonnées Machine (SCM))
- le sous-système ③ quant à lui gère la synchronisation des deux premiers sous-systèmes. Autrement dit, il gère la capture des positions absolues des axes sous l'occurrence de déclenchement du palpeur 3D, et l'enregistrement de données diverses.

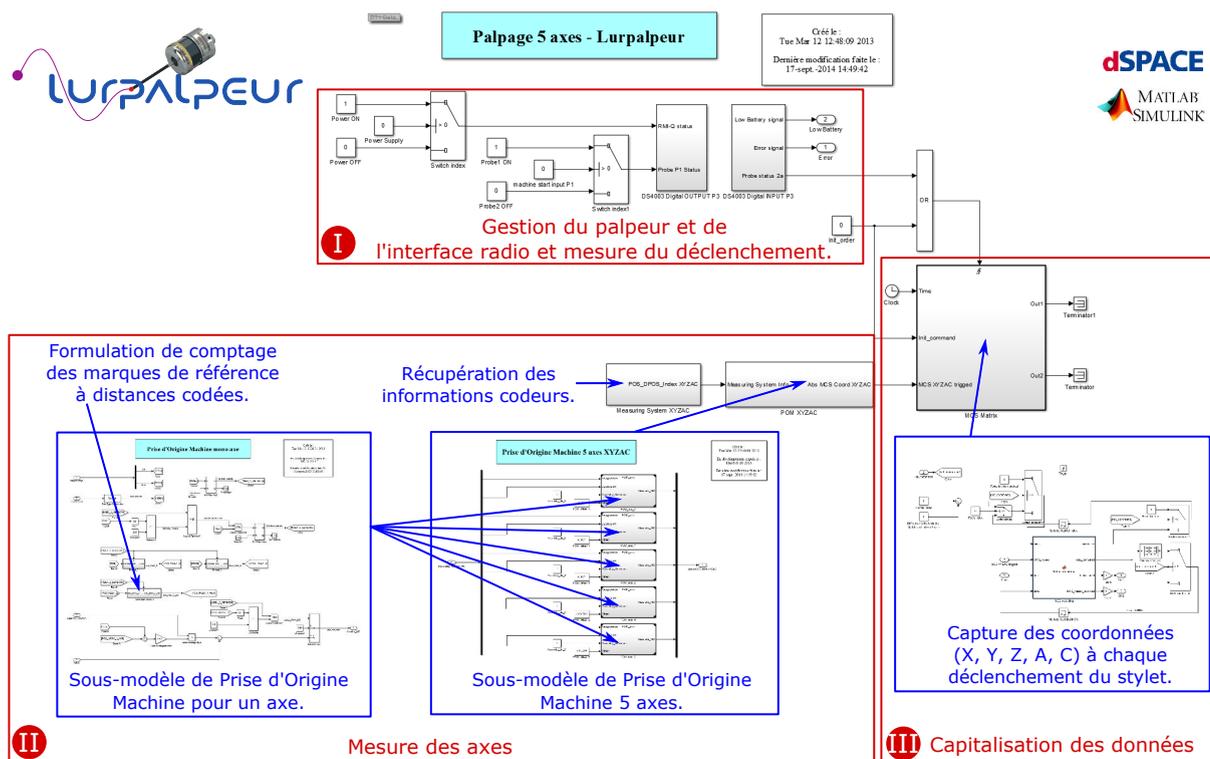


Figure 4.3 – Modèle Simulink permettant le palpé temps réel.

Cette capture de position absolue est rendue possible grâce à une technologie dite à « distances codées » des règles incrémentales de mesure Heidenhain. La prise d'origine d'axe linéaire [Heidenhain, 2015a] ou angulaire [Heidenhain, 2015b] est effectuée à partir de n'importe quelle position par un déplacement de 20 mm ou 20°.

La mesure de position des axes est réalisée à la fréquence propre de la carte de comptage dédiée (DS3002). Les performances élevées de cette carte garantissent aucune perte de données. Le déclenchement, le calcul et la capture des valeurs de positions est réalisée à une fréquence de ($f = 33,3 \text{ kHz}$) calculée par rapport à la durée de la tâche la plus longue. Malgré un retard engendré par l'acquisition de l'état du palpeur par le système radio, cette fréquence minimise tout de même l'écart entre la position réelle au déclenchement et la position enregistrée. L'incertitude sur la position due à ce retard est expliquée dans le paragraphe suivant et est nettement supérieure à la **résolution** de mesure des positions constatée sur la lecture des règles de mesures.

Les positions des axes qui sont mesurées par le modèle (**résolution** de mesure de 10 nm), diffèrent légèrement ($0 - 100 \mu\text{m}$ ou $0 - 3.10^{-3} \text{ }^\circ$) des valeurs affichées sur le pupitre de la **CN** industrielle de la **MO**. Cet écart provient du fait que les valeurs mesurées sont directement lues sur les règles de mesures et sont exemptes de traitement et compensation appliqués par la **CN**.

2.3 Chaîne d'acquisition

La **chaîne d'acquisition** du LURPALpeur est constituée de l'ensemble {palpeur RMP600, interface radio RMI-Q, électronique, modèle Simulink compilé sur la carte dSpace, règles de mesures, **boucle structurelle** de la **MO**}. Ces éléments génèrent un retard à l'acquisition entre le moment effectif du changement d'état du stylet (déclenché/non déclenché) et la capture des valeurs sur les règles de mesures. L'électronique engendre un retard de $100 \mu\text{s}$ supposé invariant et donné par les fabricants. Le modèle Simulink, de par sa fréquence engendre un retard maximal de $30 \mu\text{s}$, et le couple (RMP600, RMI-Q) engendre un retard de 8 à 16 ms lorsque le filtre de déclenchement est activé ainsi que la fonction Auto reset. L'activation de ces filtres [Wozniak et Jankowski, 2015; Renishaw, 2010] nécessite d'abaisser la vitesse de palpation, mais ne nécessite pas une remise en marche du palpeur après réorientation de celui-ci assurant le **réglage de zéro** des jauges de déformation [Renishaw, 2010]. Le choix s'est porté sur la non-activation de ces filtres. Ainsi, pour minimiser les retards d'acquisition, et éviter au mieux les palpations intempestives, tout en garantissant un temps de palpation raisonnable (quelques minutes), la vitesse de palpation a été choisie à 100 mm/min assurant une incertitude de position de $0,2 \mu\text{m}$ due aux retards cumulés tout au long de la **chaîne d'acquisition**.

Pour faciliter l'utilisation du modèle, une interface homme/machine temps-réel illustrée à la figure 4.4 a été développée sous le logiciel ControlDesk. Elle assure à l'utilisateur un contrôle des données en temps réel, ainsi que la possibilité de modifier certains paramètres. De plus, la visualisation de l'évolution continue des positions sur les règles est possible.

2.4 Qualification de la boucle métrologique

La qualification complète de l'ensemble de la **boucle métrologique** nécessiterait des expérimentations et des protocoles qui ne font pas l'objet de ces travaux de thèse. Ces protocoles de qualification sont normalisés dans le cadre de la mesure sur **Machine à Mesurer Tridimensionnelle**

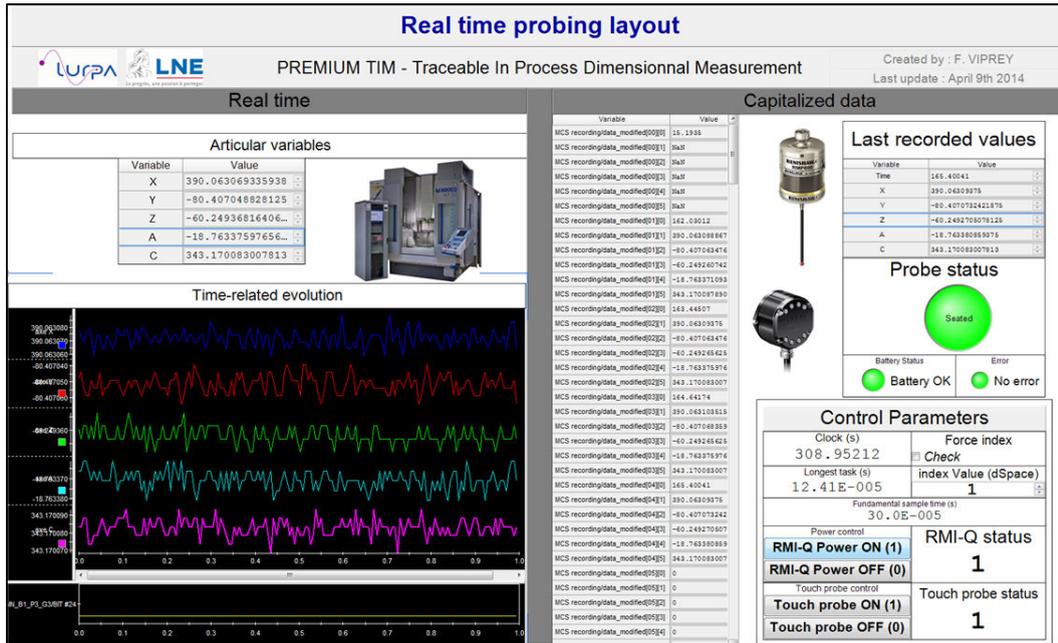


Figure 4.4 – Interfacage homme/machine en temps réel.

(MMT) [NF ISO 10360-2, 2009; NF ISO 10360-9, 2014] ou sur MO [NF ISO 230-10, 2011]. Malgré leur nécessité, ces expérimentations sont très chronophages et demeurent des perspectives de la qualification complète. Cependant, la **répétabilité de mesure** du Lurpaleur = {palpeur RMP600, interface radio RMI-Q, électronique, modèle Simulink, règles de mesures} a été qualifiée. Cette étude de **répétabilité de mesure** porte sur le palpé d'entités canoniques (plan d'une cale étalon et sphère de calibration) préalablement étalonnées et donc raccordées au mètre SI (Figure 4.5). Elle est faite pour une longueur de stylet de 50 mm et une régulation des axes A et C lors du palpé ($U_{(k=2)} = 20.10^{-5} \text{ }^\circ$). Une répétition de 100 points palpés est opérée dans le cas de la cale étalon pour des normales \vec{n} de palpé différentes ($t_{mesure \text{ par direction}} = 6 \text{ min}$). Dans le cas de la sphère étalon, une répétition de 100 points est réalisée suivant 9 directions de normales ($t_{mesure \text{ total}} = 52 \text{ min}$). Les trajectoires de palpé préalablement programmées sont exécutées avec une vitesse de palpé programmée de 100 mm/min. Les normales \vec{n} de palpés sont définies suivant les directions articulaires suivantes :

- $-\vec{X}, +\vec{X}, -\vec{Y}, +\vec{Y},$ et $+\vec{Z}$ dans le cas de la cale étalon (Figure 4.5a) ;
- $-\vec{X}, +\vec{X}, -\vec{Y}, +\vec{Y}, +\vec{Z}, -\vec{X} + \vec{Z}, +\vec{X} + \vec{Z}, -\vec{Y} + \vec{Z},$ et $+\vec{Y} + \vec{Z}$ dans le cas de la sphère étalon (Figure 4.5b) .

Les résultats de **répétabilité de mesure** sont brièvement résumés dans le tableau 4.1. Pour chacun des groupes de 9 points palpés sur la sphère est associée une sphère au sens des moindres carrés², soit un total de 100 sphères. Sont également présentées, dans le cas de la sphère, l'**incertitude élargie** de répétabilité sur l'écart à la moyenne des distances entre les points palpés et le centre de la sphère des moindres carrés noté ϵ , ainsi que l'**incertitude élargie** de répétabilité de l'écart qua-

2. La méthode d'association est une régression sphérique, ce qui justifie l'utilisation d'un indicateur tel que l'écart quadratique moyen *eqm*.

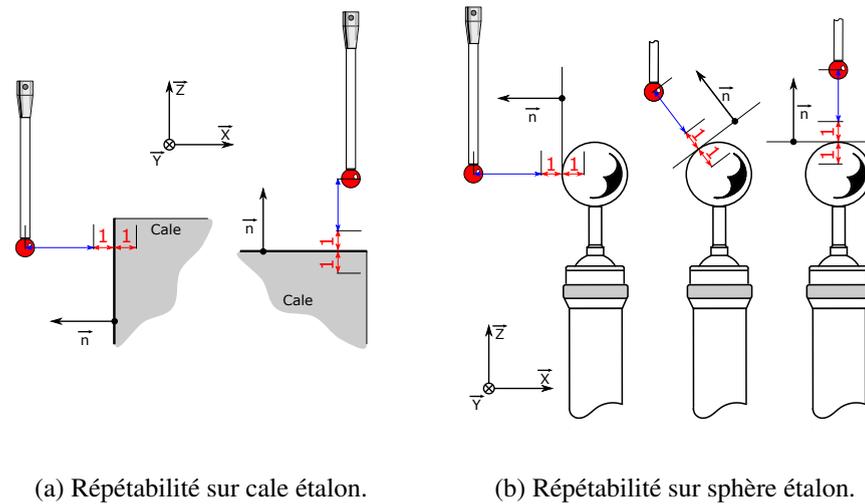


Figure 4.5 – Illustration de qualification de la boucle métrologique.

dratique moyen de chaque association de sphère au sens des moindres carrés noté *eqm* (Équation (4.1)).

$$\epsilon_i = \sqrt{(X_i - X_c)^2 + (Y_i - Y_c)^2 + (Z_i - Z_c)^2} \quad eqm = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (R - \epsilon_i)^2}$$

où $\begin{cases} n = 9 \\ (X_i, Y_i, Z_i) \text{ sont les coordonnées des points palpés sur la sphère étalon} \\ (X_c, Y_c, Z_c) \text{ sont les coordonnées du centre de la sphère associée au sens des moindres carrés} \\ R \text{ est le rayon de la sphère associée au sens des moindres carrés} \end{cases}$ (4.1)

Tableau 4.1 – Résultats de répétabilité de mesure de la boucle métrologique.

	Incertitude élargie de répétabilité sur cale étalon	Incertitude élargie de répétabilité sur sphère étalon
Normale de palpage	$U_{(k=2)}$ en μm	$U_{(k=2)}$ en μm
$-\vec{X}$	0,45	0,17
$+\vec{X}$	0,26	0,24
$-\vec{Y}$	0,44	0,23
$+\vec{Y}$	0,36	0,32
$+\vec{Y} + \vec{Z}$	-	0,23
$-\vec{X} + \vec{Z}$	-	0,25
$+\vec{X} + \vec{Z}$	-	0,27
$-\vec{Y} + \vec{Z}$	-	0,22
$+\vec{Z}$	0,39	0,19
ϵ	-	0,97
<i>eqm</i>	-	0,12

Dans le cas de la cale étalon et de la sphère, les distributions des dispersions ne sont pas toutes associées³ à une gaussienne malgré de très fortes ressemblances comme le montre la figure 4.6, et ne sont pas forcément centrées et symétriques autour d'une valeur moyenne.

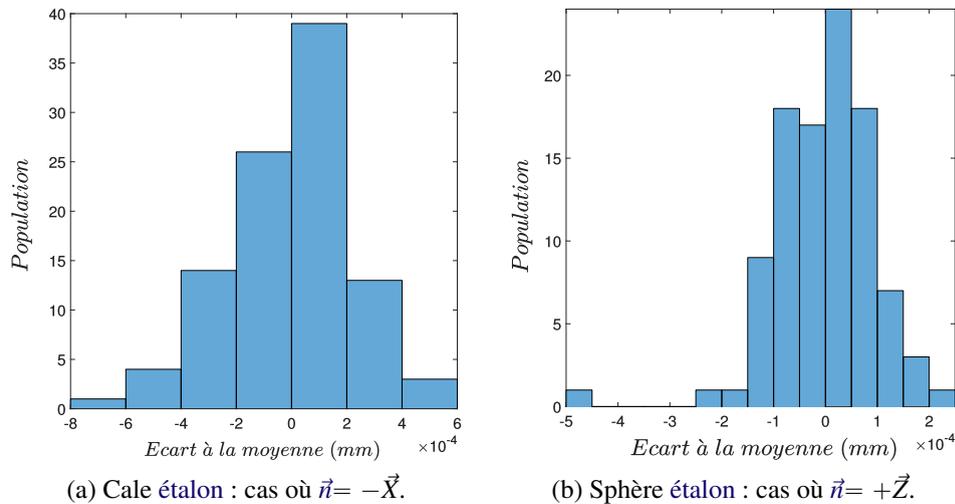


Figure 4.6 – Illustration des distributions de dispersions de mesures sur cale étalon et sphère étalon.

Donc, pour $k=2$ (facteur d'élargissement spécifié par le Comité Français d'Accréditation (COFRAC) et défini dans le Guide to the expression of Uncertainty in Measurement (GUM)⁴ [JCGM 100, 2008]), il est faux de penser que le risque encouru est d'environ 5%, ou que l'intervalle de confiance est de 95% comme dans une population purement gaussienne. Néanmoins, pour une distribution dite quelconque, le risque ne sera jamais supérieur à 25% (borne issue de l'inégalité de Bienaymé-Tchebychev [Canu, 2001]). Ceci justifie la définition de l'incertitude de mesure faite par le GUM [JCGM 100, 2008] : « paramètre, associé au résultat d'un mesurage, qui caractérise la dispersion des valeurs qui pourraient raisonnablement être attribuées au mesurande ». Par conséquent les incertitudes élargies U évaluées par mesurages d'étalons qui figurent dans le tableau 4.1 ne correspondent pas forcément à un intervalle comprenant 95% de la population des résultats de mesure puisque la dispersion de ceux-ci n'est pas gaussienne. Pour autant, ces résultats restent des indicateurs de qualité du critère de répétabilité de mesure.

Les résultats d'incertitude élargie dans le cas de la cale étalon sont supérieurs à la valeur de répétabilité du RMP600 spécifié par Renishaw ($0,25 \mu\text{m}$), mais restent proches de cette valeur. Ceci est plutôt rassurant, lorsque l'on sait que cette incertitude comprend l'ensemble {palpeur RMP600, interface radio RMI-Q, électronique, modèle Simulink, règles de mesures}.

Les résultats sur la sphère sont nettement meilleurs, mais sont à nuancer. Les incertitudes sui-

3. L'association d'une distribution à une grandeur repose sur le maximum d'entropie [JCGM 101, 2008] et des tests statistiques d'adéquation entre la distribution expérimentale et la distribution théorique associée permettent de valider ou non cette association, notamment : le test de Jarque-Bera, d'Anderson-Darling [Scholz et Stephens, 1987], de Kolmogorov-Smirnov Massey Jr [1951], ou du Khi-deux.

4. Le GUM, rédigé par le Joint Committee for Guides in Metrology (JCGM).

vant les 9 normales sont calculées après associations des 100 sphères des moindres carrés. Ainsi ces résultats traduisent la répétabilité de palpation d'une sphère à un instant t . Cette répétabilité est associée à la méthode, au logiciel, aux algorithmes (développés dans ces travaux) et au matériel (RMP600 seul) (cf. diagramme d'Ishikawa 1.6 du chapitre 1). En aucun cas ces résultats ne traduisent la stabilité de la structure dans le temps.

2.5 Mise en évidence d'une dérive de la boucle métrologique

Comme le montre la figure 1.8b du chapitre 1, une dérive temporelle de la valeur mesurée, considérée comme une *erreur de mesure* a été constatée sur la *boucle métrologique* et par conséquent sur la *boucle structurelle*. Cette dérive n'est pas clairement constatée lors des essais de *répétabilité de mesure* sur cale étalon dont le temps de *mesurage* est de 6 *min*. En revanche, lors de l'essai de *répétabilité de mesure* sur sphère étalon durant 52 *min*, cette dérive temporelle est observée sur les coordonnées de centres identifiés des sphères des moindres carrés. Les composantes des différents centres de sphères identifiés sont exposées à la figure 4.7.

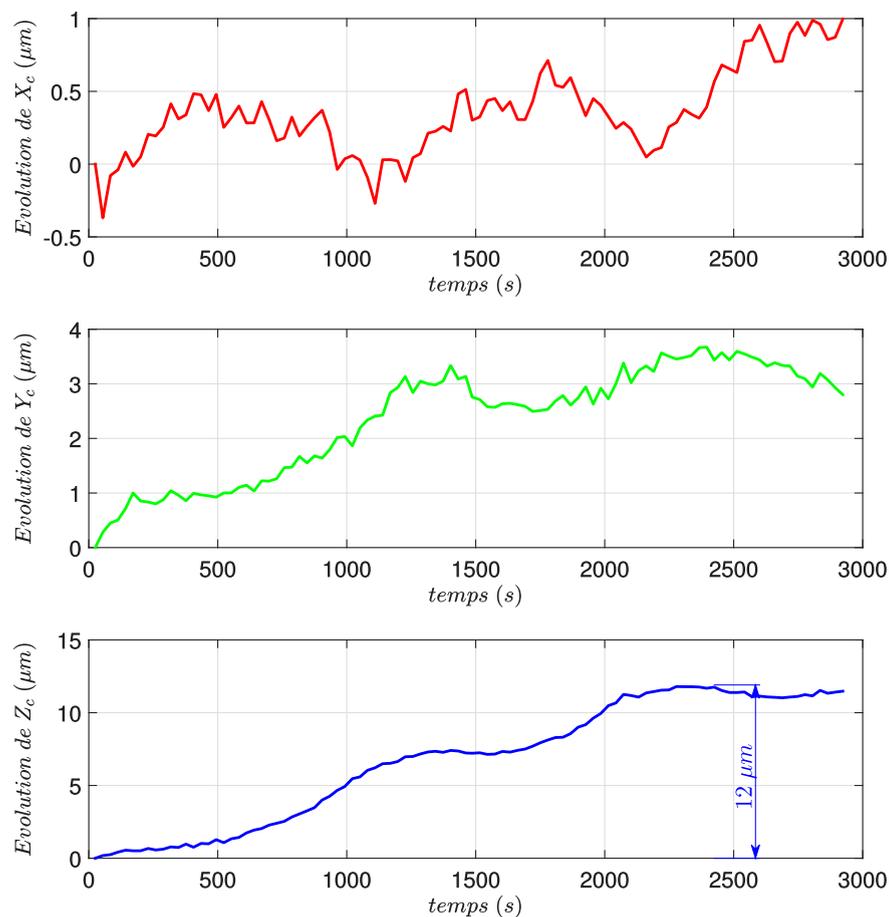


Figure 4.7 – Dérive temporelle sur les coordonnées du centre de sphère identifié.

La dérive se manifeste principalement par une variation de la composante en Z du centre identifié de la sphère. La dérive observée au cours de l'essai est de $12 \mu\text{m}$ et $4 \mu\text{m}$, respectivement dans

la direction $+\vec{Z}$ et $+\vec{Y}$. Cette dérive est due à un gradient temporel de température des axes Y et Z, et à leur flexion (Figure 4.8).

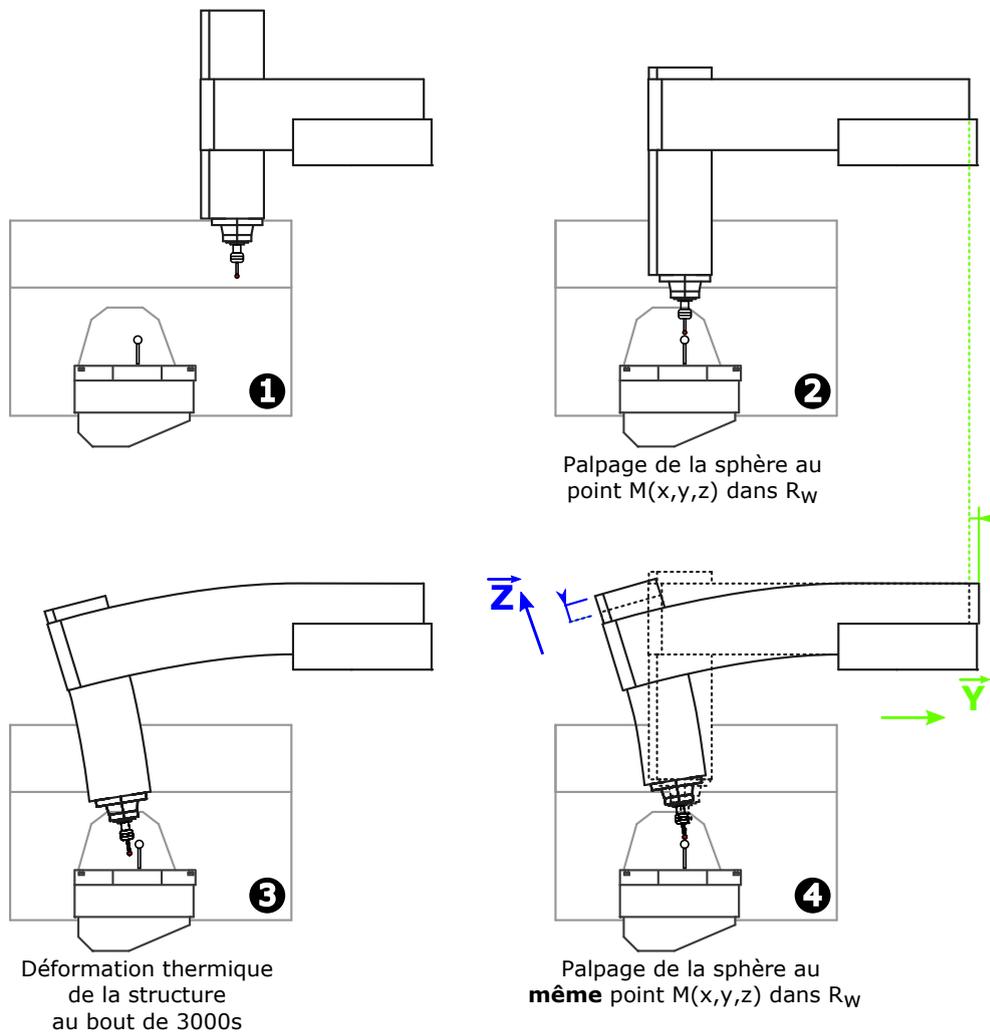


Figure 4.8 – Dérive temporelle sur les coordonnées du centre de sphère identifié.

L'effet de la flexion est constant pour une position Y et Z donnée, cependant, ce gradient thermique engendre une dilatation de l'axe Y et de l'axe Z dans les directions $-\vec{Z}$ et $-\vec{Y}$ (une « chute »). Ainsi, d'un point de vue de la chaîne d'acquisition, pour le palpé d'un même point M de la sphère dans le repère pièce R_w , l'effet sur les coordonnées articulaires Y et Z, au niveau des règles de mesures, est positive.

La pente de la dérive de la composante en Z est globalement linéaire. Elle est a priori compensée par la CN industrielle (Compensation active dans le Directeur de Commande Numérique (DCN) via un modèle linéaire de compensation [Siemens, 2006a,b]), mais ne l'est pas dans le cas du LUR-PALpeur où seule l'information brute des règles est capturée. Des oscillations constatées sont dues à la régulation thermique de la broche. En effet, sur la figure 4.7, on observe le cycle temporel du groupe climatisation de la machine qui est de 20min (1200s) environ.

Bilan : Cette qualification de la **boucle métrologique** a permis de mettre en évidence et de quantifier la **répétabilité de mesure**. Cette qualification a soulevé une problématique de variabilité de la géométrie de la **boucle structurelle** dans le temps sous l'effet d'un gradient thermique. L'objectif du développement du LURPALpeur dans ces travaux est l'acquisition de la géométrie réelle de la **boucle structurelle** sous un état thermique donné. Autrement dit, l'effet de la thermique sur la géométrie ne sera pas directement étudié dans le cas où la mesure n'est pas reproduite à une période différente. En revanche, un gradient thermique a un impact direct sur la stabilité géométrique de la **boucle structurelle**. Ainsi, dans la suite de l'étude, il convient de minimiser son effet par :

- le développement de **procédures de mesure** les plus rapides possible (courtes en temps) ;
- l'identification de cette dérive lorsque la **procédure de mesure** le permet ;
- la compensation sur les **résultats de mesure** de cette dérive identifiée soit de manière directe, soit à partir d'un modèle préalablement développé.

2.6 Synthèse

La MO 5 axes Mikron UCP 710 est désormais dotée d'un **système de mesure 3D temps réel** : le LURPALpeur. Ce système se résume à l'ensemble {palpeur RMP600, interface radio RMI-Q, électronique, modèle Simulink, règles de mesures}. Il inclut donc la **boucle métrologique** existante de la MO composée des règles de mesures linéaires et angulaires. Cette boucle est au plus près de la **boucle structurelle**. La particularité singulière du LURPALpeur réside dans sa gestion et son autonomie vis-à-vis de la CN industrielle associée à la MO 5 axes Mikron UCP 710. Ainsi, son comportement et les **résultats de mesure** qui en découlent s'affranchissent totalement du comportement mal-maîtrisé et des compensations faites par la CN industrielle. La maîtrise de la **chaîne d'acquisition** associée à la géométrie étalonnée de la MFB (cf. Chapitre 1) assurera l'obtention d'une image la plus fidèle possible de la géométrie réelle de la **boucle structurelle** (Figure 4.9).

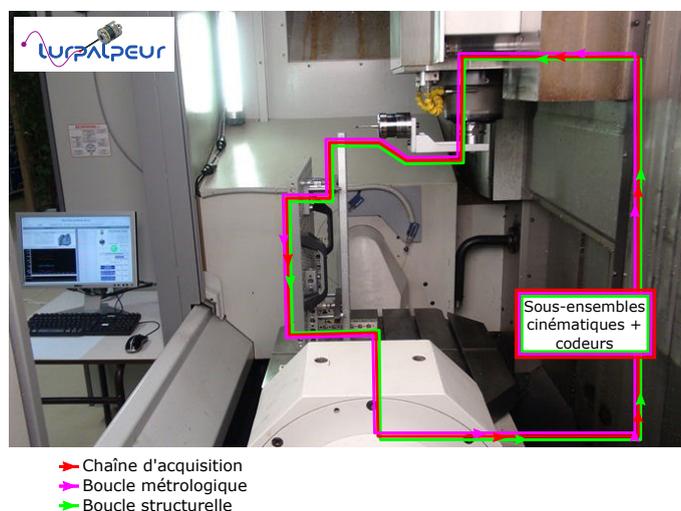


Figure 4.9 – Dispositif expérimental de palpation sur MO : le LURPALpeur.

3 Identification des erreurs de mouvement des axes linéaires de la MO à l'aide de la MFB

La **procédure de mesure** développée au chapitre 3 a été mise en œuvre dans le volume de travail de la Mikron UCP 710 du LURPA. La **procédure de mesure** inclue le dégauchissage de la MFB dans le volume de travail, la génération du programme de palpé automatique, l'exécution, ainsi que la récupération des coordonnées des points palpés sur la carte temps réel (cf. développement du LURPALpeur 2). Le temps moyen de mesure relevé à l'aide du modèle de palpé temps réel est de 13 minutes pour le palpé des 316 points sur l'ensemble de la MFB (Figure 2.15b). Les mesures pour l'ensemble des 3 axes X , Y et Z nécessitent un jour d'immobilisation du moyen de production dans le cas où les **mesurages** ne sont pas répétés.

D'après le tableau 4.2 des durées caractéristiques de la **procédure de mesure**, le montage est la tâche la plus longue. Bien que l'on ait recours aux axes de rotation pour faciliter l'alignement et pour éviter des montages et remontages de l'**étalon**, ce montage est tout de même réalisé 3 fois, sans oublier la phase ultime de démontage. Dans un contexte industriel, ce temps pourra être réduit en ayant recours à plusieurs porte-pièces en éléments modulaires pour éviter la phase chronophage de construction du montage (60 min). Alors, seuls la **MI**se en Position (MIP) et le **MA**intien en Position (MAP) de la MFB seraient à réaliser ainsi que l'alignement dans le volume de travail (≈ 15 min).

Tableau 4.2 – Durées caractéristiques de la **procédure de mesure**.

Étape de la procédure	Durée
Montage du système modulaire	$t_{\text{assemblage}} \approx 60 \text{ min}^1$
MIP et MAP de la MFB	$t_{\text{MIP,MAP}} \approx 10 \text{ min}^1$
Alignement dans le volume de travail	$t_{\text{alignement}} \approx 5 \text{ min}$
Génération de la trajectoire et du programme	$t_{\text{traj}} \approx 5 \text{ min}$
Mesure	$t_{\text{mes}} = 13 \text{ min}$

¹ Ces durées sont moyennées, avec les durées mentionnées dans les réponses au questionnaire fournies par les participants à l'intercomparaison (cf. Section 5.2 du chapitre 2).

La mise en œuvre expérimentale est illustrée à la figure 4.10. L'image 4.10a permet l'identification de l'**erreur de positionnement linéaire** ainsi que les deux **erreurs de rectitude** (horizontale et verticale) de l'axe X respectivement notées E_{XX} , E_{YX} et E_{ZX} . Cette position correspond à la position I de la figure 3.15.

L'image 4.10b quant à elle assure une identification de l'**erreur de positionnement linéaire** ainsi que les deux **erreurs de rectitude** (horizontale et verticale) de l'axe Y respectivement E_{YY} , E_{XY} et E_{ZY} .

En revanche, l'image 4.10c illustre une configuration de la MFB qui, couplée avec la configuration $C=-90^\circ$ et $C1=0^\circ$ de la figure 3.17 et par **mesurages** différentiels d'**erreur de positionnement**

linéaire E_{ZZ} et d'erreur de rectitude E_{YZ} , assure l'identification, des erreurs angulaires de mouvement de l'axe Z respectivement E_{BZ} et E_{CZ} .

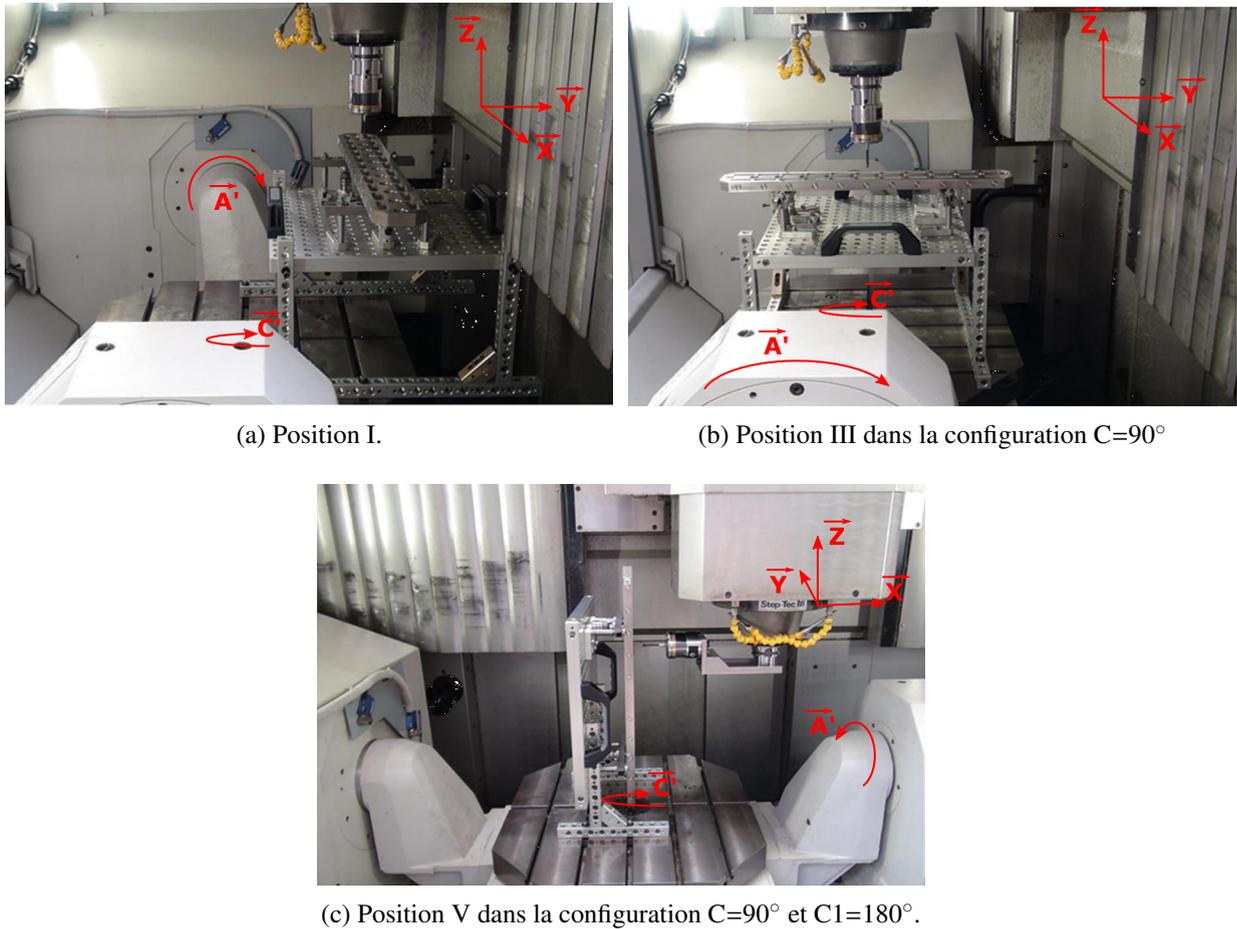


Figure 4.10 – Identification des erreurs géométriques des trois axes linéaires de la Mikron UCP 710.

La procédure a été menée dans sa totalité 2 fois dans des conditions environnementales différentes. L'ensemble des causes influentes sur la mesure a varié durant la procédure de mesure ainsi qu'entre les deux campagnes. Seul le gradient thermique a été mesuré durant ces deux répétitions décrites dans le tableau 4.3.

Tableau 4.3 – Conditions de répétition de la procédure de mesure.

N° de la campagne	Période	Température de l'atelier
1	juillet	$T_{\text{atelier } 1} = 27 \pm 1^\circ\text{C}$
2	décembre	$T_{\text{atelier } 2} = 21 \pm 1^\circ\text{C}$

Les raisonnements mathématiques, le déploiement des outils ainsi que les principes métrologiques étant identiques quel que soit l'axe considéré (X, Y, Z), seuls les résultats d'identification des erreurs de mouvement de l'axe X sont présentés.

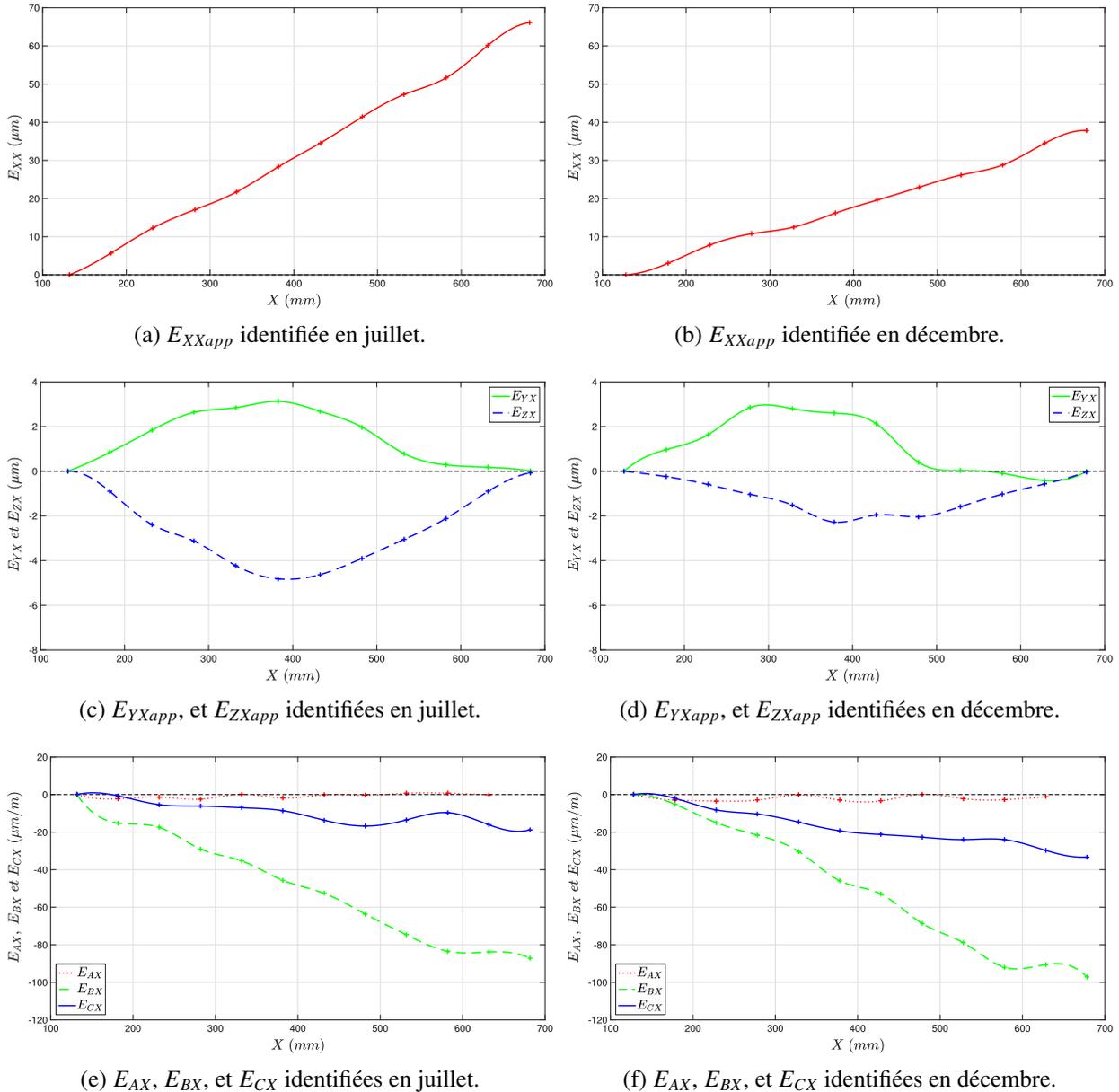


Figure 4.11 – Erreurs de mouvement de l'axe X, identifiées grâce à la MFB dans la période de juillet (période n° 1) et de décembre (période n° 2).

La figure 4.11, met en exergue les valeurs identifiées des **erreurs de mouvement** de l'axe X. La colonne de gauche, respectivement par les figures 4.11a, 4.11c et 4.11e, illustre l'identification menée durant la période n° 1 (mois de juillet). La colonne de droite, quant à elle, par les figures 4.11b, 4.11d et 4.11f illustre l'identification menée durant la période n° 2 (mois de décembre). Les identifications des rectitudes apparentes permettent d'assurer une redondance et un niveau de confiance sur la procédure d'identification par MFB. L'allure des courbes reste semblable, mais pour autant, la variation de température a un effet non négligeable sur l'**erreur de positionnement linéaire** E_{XX} ainsi que sur les **erreurs de rectitude** E_{YX} et E_{ZX} . Cet effet est plus faible sur les erreurs angulaires de mouvement. Ceci s'explique par la procédure de **mesurages différentiels d'erreur de**

positionnement linéaire ou de rectitude qui théoriquement annule cet effet. En pratique, d'autres sources d'erreurs aléatoires de mesure (Figure 1.6) associées à l'environnement, à la main d'œuvre et au moyen (système de mesure et machine), viennent entacher l'identification des erreurs angulaires de mouvement.

La quantification normalisée de ces erreurs, exposée dans le tableau 4.4, est obtenue par somme du plus grand écart positif avec la plus grande valeur absolue de l'écart négatif.

Tableau 4.4 – Quantification des erreurs de mouvement de l'axe X.

Campagne		n° 1	n° 2
E_{XXapp}	(μm)	66,1	37,9
E_{YXapp}	(μm)	3,1	2,8
E_{ZXapp}	(μm)	4,8	2,3
E_{AX}	($\mu m/m$)	2,9	3,4
E_{BX}	($\mu m/m$)	87,1	97,2
E_{CX}	($\mu m/m$)	18,7	33,2

Les règles ont un Coefficient de Dilatation Thermique (CDT) égal à $8 \mu m/^{\circ}C/m$ [Heidenhain, 2015a], c'est pourquoi il subsiste un écart de $28,2 \mu m$ entre l'erreur de positionnement linéaire identifiée à la période n° 1 et celle identifiée à la période n° 2. Dans le cas où l'on considère la longueur de la MFB invariante (CDT de la MFB = $1 \mu m/^{\circ}C/m$), et en l'absence d'incertitude sur le CDT de la règle, cet écart correspond sensiblement au produit :

$$CDT_{r\grave{e}gle} \times L_{identifi\acute{e}e} \times (T_{atelier\ 1} - T_{atelier\ 2}) = 26.4 \pm 8.8\mu m$$

Ainsi, les gradients de température de l'atelier affectent très nettement la justesse des règles de mesures et se répercute directement sur l'erreur de positionnement linéaire de l'axe identifié sur la longueur $L_{identifi\acute{e}e} = DTE \times (N - 1) = 550 \text{ mm}$. Par ailleurs ces gradients thermiques affectent les géométries des glissières, des sous-ensembles cinématiques et par conséquent l'ensemble des erreurs de mouvements (Tableau 4.4) [Mekid, 2009].

Ces résultats démontrent l'intérêt majeur d'avoir soit recours à une chambre assurant un environnement régulé ou permettant de faire des simulations du comportement de la MO sous des gradients thermiques différents [Berger *et al.*, 2015], soit d'envisager des campagnes régulières permettant une identification du modèle géométrique à différentes températures (p. ex. telles que sur des MMTs spécialement conçues pour des inspections automatiques des pièces directement sur le site de fabrication avec une haute exactitude sur une grande plage de température). Certains ateliers de fabrication sont parfois climatisés (plus de 50% des entreprises sondées [TIM Survey, 2013]) ou dotés d'enceintes climatisées autour de machines de haute exactitude.

4 Évaluation des incertitudes de mesures

Cette partie met en exergue les choix stratégiques d'évaluation d'incertitude de mesure des erreurs géométriques, dans le cas de l'utilisation de la MFB. L'objectif est d'évaluer le niveau de

confiance que l'on peut avoir sur les erreurs identifiées par utilisation de la **MFB**. L'incertitude associée à chaque erreur pour chacune des positions des points d'intérêt dans le volume de travail inclut :

- la reproductibilité de palpation de chaque point du motif de la **MFB**. Elle inclut les sources d'erreurs de la **chaîne d'acquisition** du LURPALpeur, de la **boucle métrologique** et de potentielles dérives (parties « Machine », « Système de mesure » et « Mode opératoire de mesure » du diagramme d'Ishikawa illustré à la figure 1.6 du chapitre 1) ;
- la répétabilité d'association aux moindres carrés des éléments géométriques du motif de la **MFB** (parties « Logiciel », et « Mise en œuvre de la mesure » de la figure 1.6 du chapitre 1) ;
- la répétabilité de construction du repère de la **MFB** (parties « Élément de référence » et « Logiciel » de la figure 1.6 du chapitre 1) ;
- la répétabilité de construction des points d'intérêt O_i de la **MFB** (partie « Méthode » dans son ensemble : figure 1.6 du chapitre 1) ;
- les incertitudes d'étalonnage de la **MFB** (incertitudes de référence du tableau 2.8) (partie « Élément de référence » de la figure 1.6 du chapitre 1).

Une **Loi de Propagation d'Incertitude (LPI)** définie dans le **GUM [JCGM 100, 2008]** pourrait être utilisée à partir des équations linéaires d'identification des erreurs géométriques. Cependant, la volonté de propager la reproductibilité de palpation de chaque point du motif à travers l'ensemble du processus (non linéaire sur la partie algorithmique d'association aux moindres carrés), a orienté le choix vers l'utilisation d'une méthode stochastique telle que la **Méthode de Monte-Carlo (MMC)** [JCGM 101, 2008]. Une étude des avantages et inconvénients des deux méthodes d'évaluation d'incertitudes (**LPI** et **MMC**) permet de justifier ce choix (Tableau 4.5).

La reproductibilité de palpation a été évaluée par $n = 5$ reproductions complètes de la procédure de palpation de chaque position de la **MFB**, lors de la période n° 2 (en décembre). Elle inclut donc l'incertitude de répétabilité du LURPALpeur quantifiée dans la sous-section 2.4, les sources de perturbations, telles que l'état thermique de la **boucle structurelle** et du volume de travail (montage de la **MFB** inclus), les potentielles vibrations et les points palpés aberrants.

À cette incertitude de reproductibilité en entrée de la **MMC** sont incluses l'**incertitude-type** sur les jauges de palpeur ainsi que les incertitudes de référence d'étalonnage de la **MFB**. L'ensemble des sources d'incertitude prises en compte est résumé au tableau 4.6 où figurent les lois de probabilités, l'espérance et la variance en fonction de l'information disponible pour chaque grandeur d'entrée est supposée non corrélée. Les $M = 10^3$ tirages pseudo-aléatoires (générateur de Mersenne-Twister [Matsumoto et Nishimura, 1998]) des valeurs dans les densités de probabilité, associés au processus d'identification permettent d'en déduire les **incertitudes élargies** de chaque **erreur géométrique** (Figure 4.12). La valeur de M a été choisie pour assurer une convergence de la **MMC** (convergence de la valeur moyenne et de l'incertitude associée : tolérance de $0,1\mu m$).

Tableau 4.5 – Comparaison de la méthode LPI du GUM par rapport à la MMC du supplément 1 au GUM (d'après [JCGM 100, 2008; JCGM 101, 2008]).

	Avantages	Inconvénients
Loi de Propagation d'Incertitude	<ul style="list-style-type: none"> praticité (sur tableur ou sur papier) 	<ul style="list-style-type: none"> applicable qu'avec des modèles linéaires ; calculs des dérivées partielles ; hypothèse d'une loi de distribution normale de la sortie ou mesurande ($k=2$) ; non prise en compte de l'asymétrie et de la loi de probabilité ; pas adaptée pour un modèle complexe ; pas adaptée pour un grand nombre de paramètres d'entrée.
Méthode de Monte-Carlo	<ul style="list-style-type: none"> pas de linéarisation du modèle ; pas de dérivée partielle ; pas d'hypothèse sur la loi de sortie ou mesurande ; information sur la distribution de la sortie ou mesurande : distribution, asymétrie, etc ; existence de critères de validation de la LPI du GUM [FD X07-023, 2012] ; obtention directe de l'incertitude élargie U. 	<ul style="list-style-type: none"> utilisation de logiciel validé et maîtrisé ; les lois de distributions jointes (c.-à-d. de plusieurs variables) sont gaussiennes ; temps de calcul (pour l'implémentation et pour la simulation de M tirages).

Tableau 4.6 – Choix des lois de probabilité en fonction de l'information disponible pour les grandeurs d'entrée non corrélées de la MMC.

Usage	Type ¹	Information disponible	Loi de distribution paramètres	Espérance E(X)	Variance V(X)
Jauges de palpeur ²	B	Limite inférieure a et limite supérieure b	Uniforme	$\frac{a+b}{2}$	$\frac{(b-a)^2}{12}$
Reproductibilité de palpéage	A	Série de 5 valeurs mesurées ³ x_1, \dots, x_n	Student à $n-1$ degrés de liberté $\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n}$ $s^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n-1}$	\bar{x}	$\frac{n-1}{n-3} s^2$
Étalonnage de la MFB (cf. Tableau 2.8)	B	Valeur la plus probable μ et écart-type σ	Loi normale (μ, σ)	μ	σ^2

¹ l'incertitude de type A est une incertitude calculée à partir de séries d'observations répétées, alors que l'incertitude de type B est évaluée par des connaissances disponibles [JCGM 100, 2008].

² Les valeurs de jauges sont mesurées au pied à coulisse ($b - a \approx 1 \text{ mm}$). Une meilleure approximation de ces valeurs est faite par identification par la mesure des distances pour chaque point d'intérêt $O_i = (X_i, Y_i, Z_i)$ entre les deux positions de la MFB utilisées pour les mesurages différentiels.

³ valeurs supposées issues d'une distribution gaussienne de moyenne et d'écart-type inconnus.

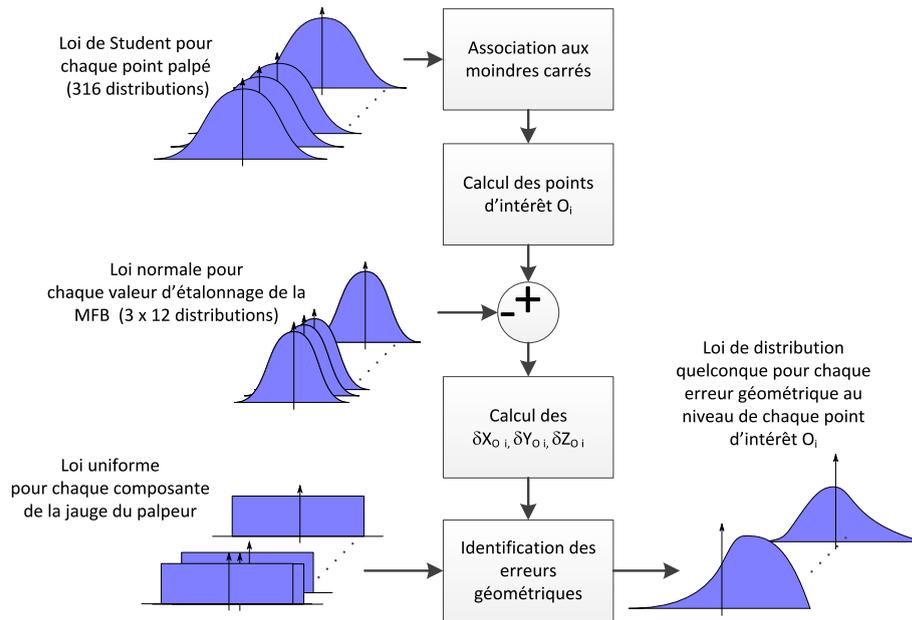


Figure 4.12 – Représentation schématique de la Méthode de Monte-Carlo (MMC) pour l'évaluation de l'incertitude de mesure.

La figure 4.13 expose les résultats d'incertitude d'identification des **erreurs de mouvement** de l'axe X. Elle met en exergue l'impact de l'incertitude d'**étalonnage** de la MFB et de l'incertitude des jauges (Figures 4.13a, 4.13c et 4.13e) sur l'incertitude totale calculée (Figures 4.13b, 4.13d, 4.13f).

Les valeurs maximales des erreurs identifiées dans les deux cas, ainsi que l'incertitude élargie U maximale sont exposées dans le tableau 4.7. Dans le cas où seules les incertitudes dues à l'**étalonnage** de la MFB et aux jauges sont prises en compte, les valeurs d'**incertitudes élargies** sont tout à fait cohérentes. En effet, les **incertitudes élargies** dans le cas des **erreurs de mouvement linéaire d'axe linéaire**, correspondent au double ($k=2$) des valeurs d'**incertitudes-types** maximales d'**étalonnage** de référence figurant au tableau 2.8. En revanche, en ce qui concerne les **erreurs angulaires de mouvement**, les **incertitudes élargies** incluent les incertitudes d'**étalonnage** elles-mêmes impactées et amplifiées par les décalages Δp_y et Δp_z ainsi que les incertitudes sur ces valeurs de décalage. Les **incertitudes élargies**, après la prise en compte de l'ensemble des sources d'incertitude listées dans le tableau 4.6, permettent de conclure sur l'impact de la **reproductibilité de mesure** au travers de toute la procédure. Cet impact sur les erreurs apparentes est maximal dans le cas de l'identification de rectitude verticale $E_{ZX_{app}}$ (écart de $2,2 \mu m$) et se voit très fortement amplifiée lors de l'identification du roulis E_{AX} par **mesurages** différentiels de rectitude verticale où l'écart est de $19,6 \mu m$. Cet écart est notamment dû à la sensibilité des composantes verticales des points d'intérêt O_i dans R_{MFB} qui pourrait être réduite en ayant recours à un système de MIP et MAP par lames flexibles (cf. chapitre 2). Ces composantes dépendent essentiellement de la position et orientation des plans locaux (cf. Figure 2.5 du chapitre 2), ici construits via la mesure sur une **boucle structurelle** dont la géométrie n'est pas stabilisée. De plus, les **erreurs géométriques** de la structure peuvent impacter directement cette construction des points d'intérêt O_i , ce qui remettrait en cause l'hypothèse forte sur la construction de R_{MFB} lors de la modélisation.

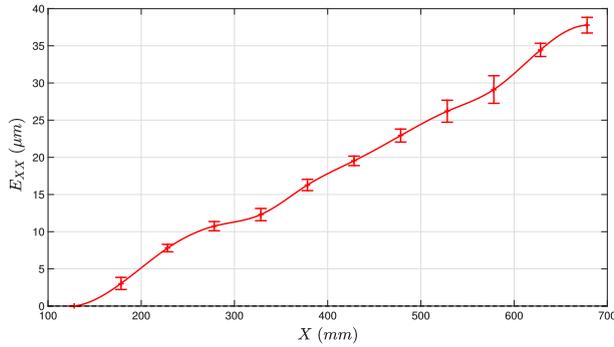
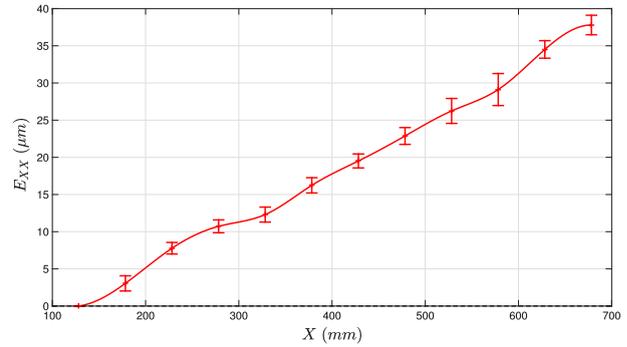
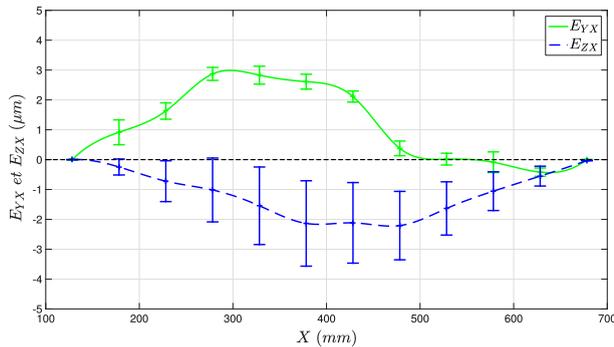
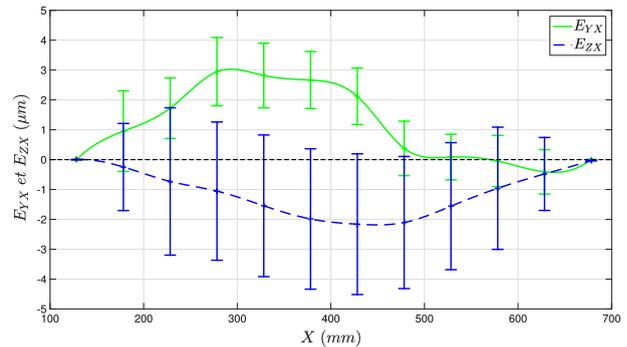
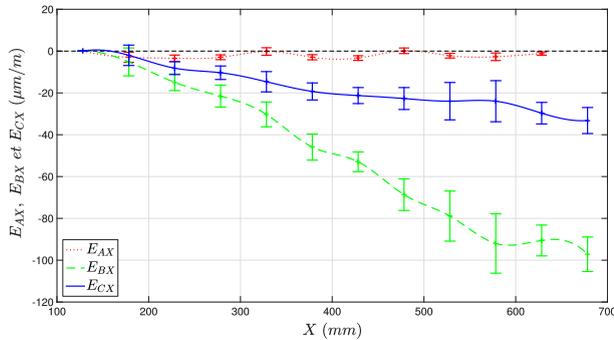
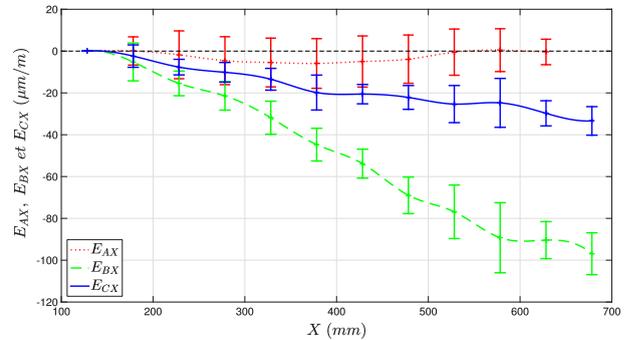
(a) E_{XXapp} - impact de l'incertitude d'étalonnage de la MFB et des jauges.(b) E_{XXapp} - incertitude totale.(c) E_{YXapp} , et E_{ZXapp} - impact de l'incertitude d'étalonnage de la MFB et des jauges.(d) E_{YXapp} , et E_{ZXapp} - incertitude totale.(e) E_{AX} , E_{BX} , et E_{CX} - impact de l'incertitude d'étalonnage de la MFB et des jauges.(f) E_{AX} , E_{BX} , et E_{CX} - incertitude totale.

Figure 4.13 – Quantification de l'incertitude de mesure associée à l'identification des erreurs de mouvement de l'axe X par utilisation de la MFB dans la période de décembre (période n° 2).

5 Identification avec un Laser Tracer

Le Laser Tracer de la société eTalon [eTalon, 2016], acquis par le LNE, est un laser de poursuite composé d'un interféromètre d'une résolution de 1 nm monté sur un axe vertical (Figure 4.14a). Sa conception garantit une stabilité mécanique du « point de rotation » du laser autour du centre d'une sphère-miroir. Cette sphère miroir, elle-même fixe, a un défaut de forme inférieur à 50 nm. Le Laser Tracer est utilisé conjointement avec une optique de renvoi du faisceau (Figure 4.14a).

Tableau 4.7 – Incertitudes d'identification par utilisation de la MFB.

Campagne n° 2	Incertitude due à l'étalonnage de la MFB et des jauges		Incertitude totale (reproductibilité incluse)	
	E_{max} (μm)	U_{max} (μm)	E_{max} (μm)	U_{max} (μm)
$M = 1000$				
E_{XXapp}	37,8	3,8	37,8	4,4
E_{YXapp}	2,8	0,8	2,9	2,6
E_{ZXapp}	2,2	2,8	2,2	5,0
E_{AX}	3,3	4,8	5,9	24,4
E_{BX}	96,9	31,2	96,9	33,6
E_{CX}	34	21,2	33,4	23,4

Cette optique de renvoi est de forme sphérique et appelée « œil de chat » ($U_{(k=2)} < 0.2 \mu m$ sur son défaut de forme). Grâce à des compensations des conditions environnementales en température notamment sur la longue d'onde du laser [Birch et Downs, 1993], la mesure de la variation du déplacement de l'œil de chat par rapport à la sphère fixe se fait avec une incertitude de mesure globale $U_{(k=2)} = 0,2 \mu m + 0,3 \mu m/m$. Cette longueur interférométrique entre la sphère de référence et l'œil de chat (Figure 4.14b) est la seule mesure qui est ensuite exploitée dans le cadre de l'identification d'erreurs géométriques par une méthode de multilatération. Cette méthode d'identification par Laser Tracer a été développée par Schwenke [Schwenke et al., 2005].

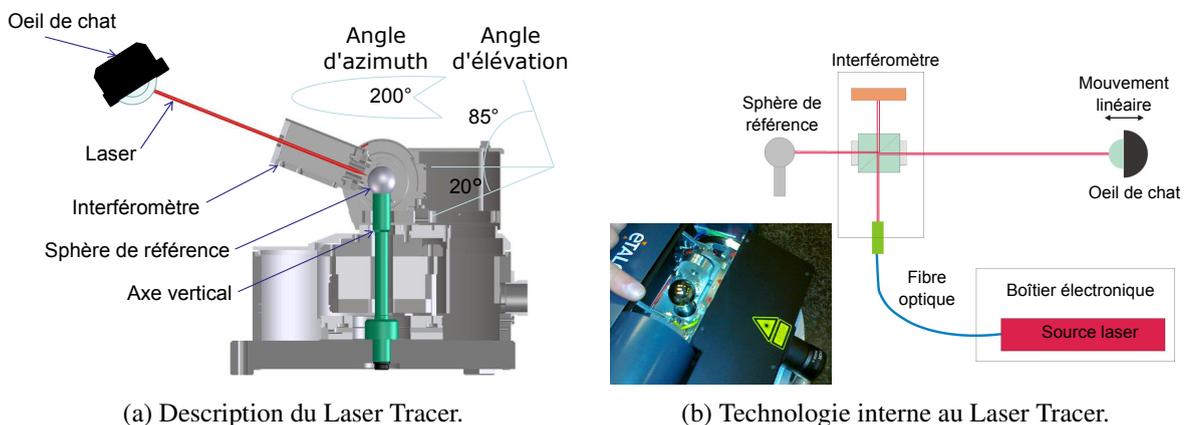


Figure 4.14 – Laser tracer : description et technologie interne.

La mise en œuvre expérimentale pour procéder à l'identification des 21 erreurs géométriques des 3 axes linéaires de la structure, définies dans le logiciel Trac-Cal© selon l'ISO 230-1 :2012 [NF ISO 230-1, 2012] a nécessité 6 positions du Laser Tracer pour 4 positions de l'œil de chat (Figure 4.15). Grâce à la définition de trajectoires de points d'arrêt pour chaque position (Figure 4.16), la longueur interférométrique a pu être mesurée. Cette mesure n'a pu être possible qu'après réglage des paramètres de la fenêtre temporelle de mesure tant sur le logiciel que sur le centre d'usinage (paramètres d'arrêt de la machine et fréquence de mesure du modèle).

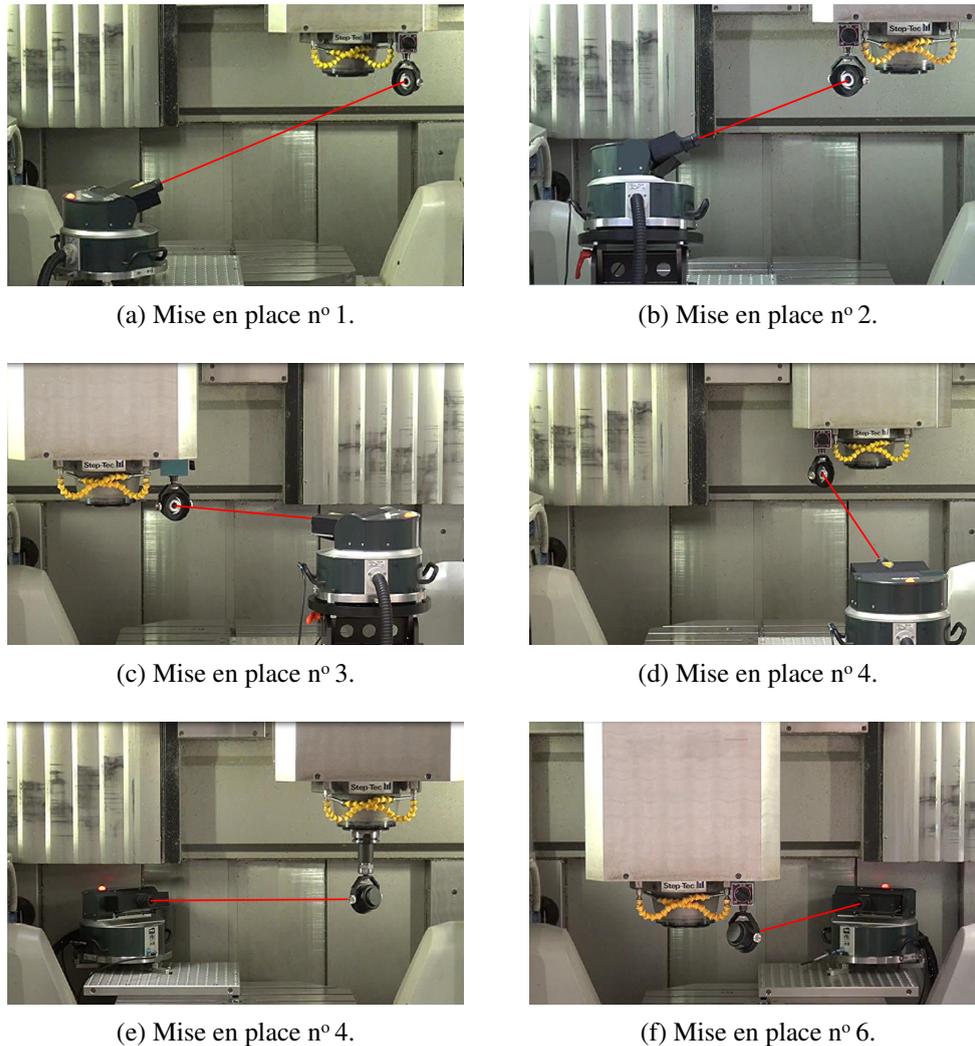


Figure 4.15 – Différentes mises en place du Laser Tracer et de l’œil de chat au sein de la Mikron UCP 710.

Pour chacune des positions (Figure 4.15), la définition d’une trajectoire de mesure, composée de plans parallèles (Figure 4.16) a été définie en minimisant au mieux le conditionnement du problème inverse à résoudre. La valeur du conditionnement est de 182 dans le cas présent. Linares et al. dans [Linares *et al.*, 2014] montrent que le conditionnement n’est pas le paramètre suffisant à contrôler lors du choix de la stratégie de mesure. En effet, selon le choix de la stratégie (trajectoires, nombre de positions du Laser, nombre de configurations de l’œil de chat), le conditionnement est variable. Ils proposent un modèle mathématique d’estimation du conditionnement. D’après eux et nos propres constats, le conditionnement diminue lorsque le nombre de positions du Laser et de l’œil de chat augmente. D’après l’erreur résiduelle mesurée après compensation, l’identification des *erreurs géométriques* dans [Linares *et al.*, 2014] suivant plusieurs stratégies de mesures différentes ne permet pas de conclure que la minimisation du conditionnement assure une meilleure stratégie de mesure par rapport à une autre. C’est pourquoi eTalon stipule que le conditionnement doit être inférieur à 200 dans la mesure du possible, mais sans autre indication. Nous avons donc fait le choix de ne pas plus réduire ce conditionnement en utilisant un plus grand nombre de posi-

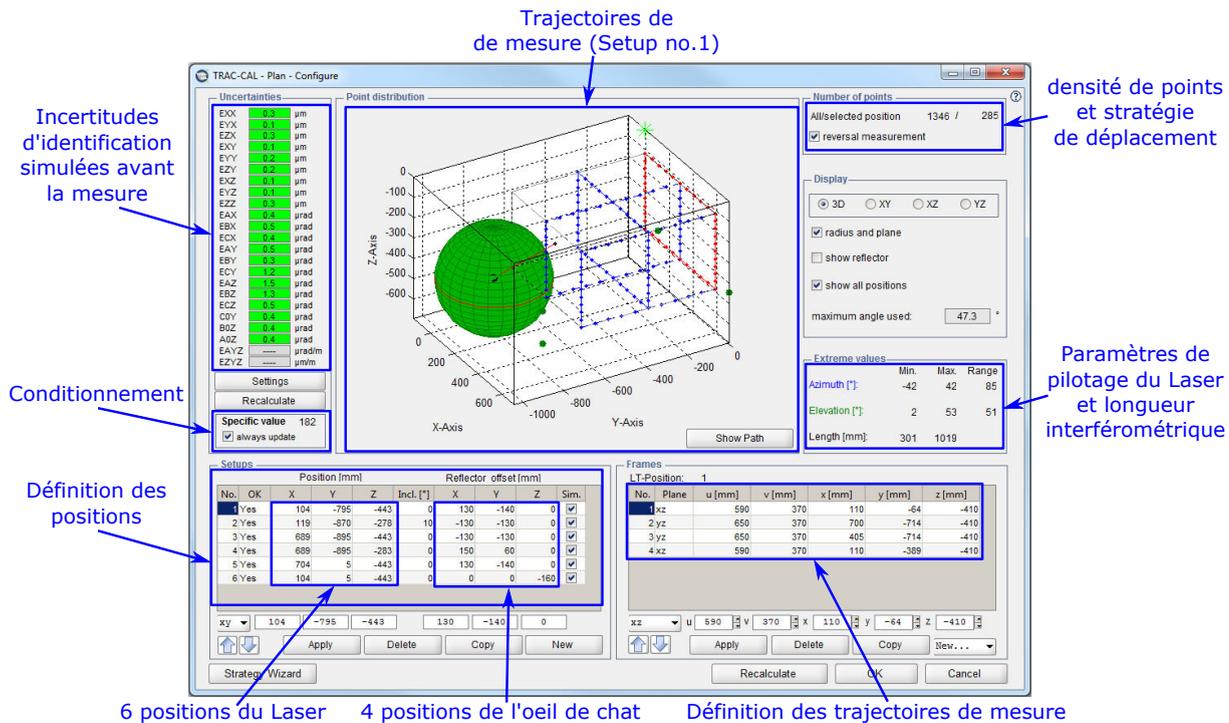


Figure 4.16 – Définition des trajectoires pour les 6 positions du laser et les 4 configurations de l'œil de chat - Trac-Calv3.0 [eTalon, 2015].

tions du Laser et de configurations de l'œil de chat.

La fonction de mesure des données (c.-à-d. longueur interférométrique et valeurs articulaires des axes) se fait normalement par synchronisation des signaux directement sur le module électronique du Laser Tracer. L'impossibilité de synchroniser le logiciel à la CN industrielle, a conduit à adopter deux stratégies différentes :

1. la première consiste à mesurer la longueur interférométrique pour chaque point d'arrêt de chacune des positions et d'utiliser les valeurs articulaires programmées pour mener l'évaluation des erreurs géométriques ;
2. la seconde consiste à mesurer la longueur interférométrique pour chaque point d'arrêt de la trajectoire. Puis de mesurer en temps réel la position d'arrêt via une adaptation du modèle temps réel (Figure 4.3) et de l'interface temps réel (Figure 4.4) tous deux développés à la section 2 traitant du développement du système de mesure LURPALpeur.

La comparaison des deux stratégies aura permis une ré identification des compensations implémentées dans la CN.

5.1 Incertitudes de mesure du Laser Tracer

Le logiciel de traitement Trac-Cal est doté d'un module « Qualité » permettant d'évaluer les incertitudes de mesure des erreurs géométriques. Le bilan des sources d'incertitude fait dans Trac-Cal n'est pas détaillé, le logiciel travaille en boîte noire. Les sources d'incertitude prises en compte

par Trac-Cal sont a priori les suivantes :

- l’**incertitude-type** sur chaque longueur interférométrique (loi de distribution et paramètres associés inconnus). A priori, une loi normale est associée à cette **incertitude-type** puisque l’écart-type de chaque longueur est éditable. Selon [Camboulives, 2015], elle contribue à 70% sur l’incertitude globale ;
- l’**incertitude-type** de positionnement de l’œil de chat. Il semble également qu’une loi de distribution normale y soit associée.

En revanche, le bilan d’incertitudes ne prend pas en compte l’**incertitude-type** de la position de chaque point d’arrêt [Camboulives, 2015]. Il n’est pas mentionné si le logiciel considère également l’**incertitude-type** des défauts de forme de la sphère de référence ainsi que les défauts de forme de l’œil de chat.

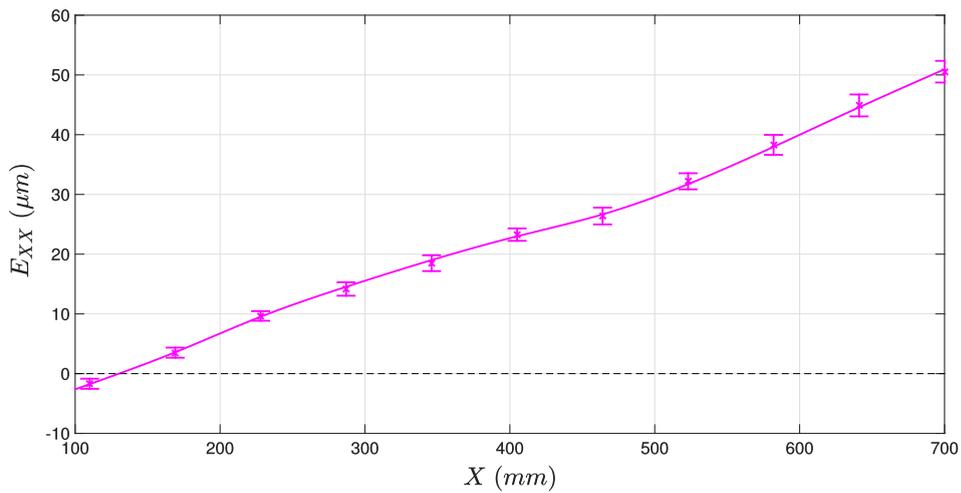
Le logiciel compense les effets de température proche du Laser Tracer (source émettrice) ainsi que la température des axes lorsque celle-ci peut être mesurée avec les sondes fournies. Dans le cas d’une **MMT**, cette mesure de température est aisée, de par la facilité d’accès aux règles de mesures. Cependant, dans le cas d’une **MO**, cette mesure est plus ardue puisque les règles ne sont pas ou difficilement accessibles derrière le carénage et les éléments de la **boucle structurelle**. Dans la sous-section 5, seule la température du Laser a pu être acquise.

Finalement, l’évaluation de la qualité de mesure est faite par simulation de Monte-Carlo, mais avec seulement $M=5, 10, 20$ ou 50 itérations (paramètres de réglage de la simulation proposés par Trac-Cal 3.0 [eTalon, 2015]). Ce nombre de tirages ne permet probablement pas d’avoir une image de l’**incertitude élargie** sur le mesurande qui soit fiable [JCGM 101, 2008]. En revanche la simulation de Monte-Carlo fournit une estimation d’incertitude pour un temps de calcul alloué qui est très faible (< 10 secondes). L’ensemble des résultats issus de l’identification des **erreurs de mouvement** de l’axe X sont exposés à la figure 4.17, où l’on peut voir l’erreur de positionnement linéaire E_{XX} en figure 4.17a, les **erreurs de rectitude** horizontale et verticale E_{YX} et E_{ZX} (Figure 4.17b), ainsi que les erreurs de roulis, tangage, et lacet respectivement E_{AX} , E_{BX} et E_{CX} (Figure 4.17c).

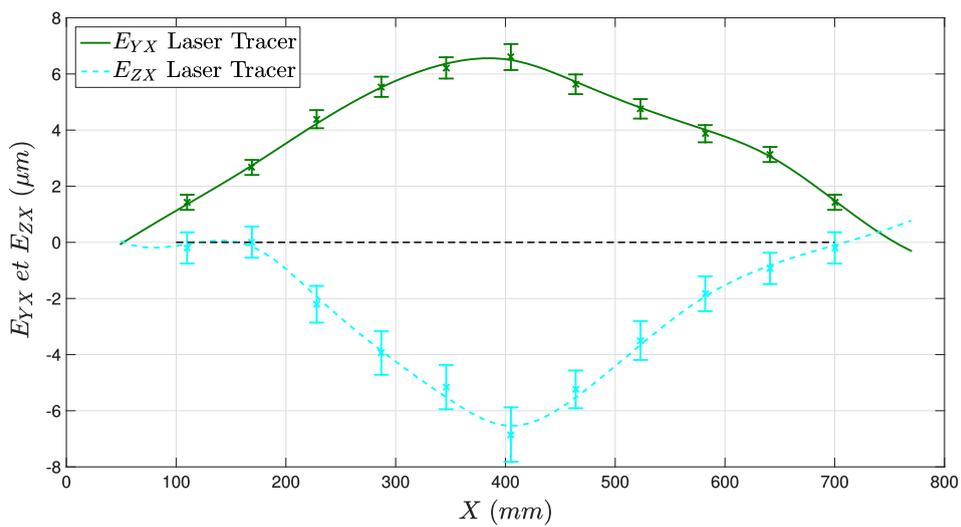
Les incertitudes sur les erreurs identifiées sont issues d’une simulation de Monte-Carlo et évaluées avec la valeur maximale du nombre d’itérations proposée par le logiciel (c.-à-d. $M=50$ itérations). Les valeurs maximales d’incertitudes sont exposées au tableau 4.8.

Tableau 4.8 – Incertitudes d’identification par utilisation du Laser Tracer.

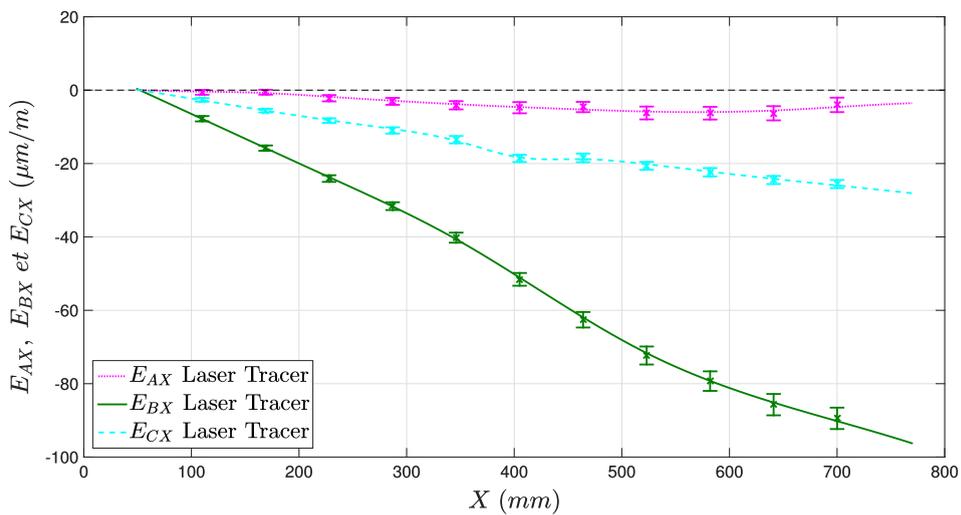
Campagne Laser Tracer	Incertitude totale	
	E_{max} (μm)	U_{max} (μm)
E_{XX}	50,5	3,6
E_{YX}	6,6	1,0
E_{ZX}	6,6	2,0
E_{AX}	5,9	3,4
E_{BX}	89,5	5,8
E_{CX}	25,6	2,2



(a) Erreur de positionnement linéaire E_{XX} .



(b) Rectitudes E_{YX} et E_{ZX} .



(c) Erreur angulaires E_{AX} , E_{BX} et E_{CX} .

Figure 4.17 – Erreurs de mouvement de l'axe X identifiées à l'aide du Laser Tracer.

Les incertitudes sur les erreurs identifiées par Laser Tracer sont très faibles par rapport à celles issues de la MFB. Cet écart est notamment dû au fait que l'écart-type traduisant la dispersion sur la longueur interférométrique mesurée à chaque point d'arrêt le long de la trajectoire de mesure n'excède pas $0,5 \mu m$ et est en moyenne de $0,1 \mu m$ et contribuent à l'incertitude totale à hauteur de 70% [Cambouives, 2015]. Cette valeur moyenne de dispersion est 2 à 20 fois plus faibles que les dispersions d'étalonnage des paramètres intrinsèques de la MFB.

À cet écart s'ajoute le fait que certaines sources d'incertitude ne sont probablement pas prises en comptes dans le calcul d'incertitude de Trac-Cal (position du point d'arrêt, défauts de forme de la sphère de référence et de l'œil de chat), et que le nombre d'itérations de la méthode de Monte-Carlo est insuffisant.

6 Confrontation des résultats issus des deux méthodes

Après la mise en œuvre des deux campagnes d'identification par l'utilisation de la MFB et par l'utilisation du Laser Tracer, les résultats entre les deux méthodes peuvent être confrontés. Cette confrontation est possible seulement dans le cas où les températures ambiantes de l'atelier sont semblables ($27 \pm 1^\circ C$). La répétition de **mesurage** à cette température n'a pu être faite pour cause d'intercomparaison européenne de la MFB. Ainsi seule la valeur moyenne des **erreurs de mouvement** en fonction de la position sera confrontée. Les résultats de cette confrontation sont illustrés à travers la figure 4.18.

Malgré l'assurance d'une température d'atelier semblable, et une mise en température de la **boucle structurelle**, les températures des axes, des règles (particulièrement pour X) étaient différentes lors des deux procédures de mesures : utilisation de la MFB ou utilisation du Laser Tracer. Cette différence est due à une sollicitation différente de la **boucle structurelle**, puisque dans un cas, la sollicitation est quasiment mono axiale dans le cas de la MFB et multi axiale dans le cas du Laser Tracer. Cet écart de température impacte directement l'**erreur de positionnement linéaire** identifiée illustrée à la figure 4.18a. L'écart de $16 \mu m$, au regard du CDT des règles ($8 \mu m/^\circ C/m$) ne serait dû théoriquement à une variation de $3,5^\circ C$. Cependant, l'effet des **erreurs angulaires de mouvement** sur l'**erreur de positionnement linéaire** engendre un écart. Contrairement aux travaux de Cambouives [Cambouives, 2015], les mesures n'ont pu être faites rigoureusement dans la même zone du volume de travail de la MO. De plus, l'origine des erreurs dans le logiciel Trac-Cal peut être choisie, mais semble n'engendrer qu'un offset sur l'ensemble des erreurs identifiées. Ainsi l'écart entre les résultats issus des deux méthodes est difficilement identifiable.

De la même manière, dans le cas des rectitudes, la définition des points limites assurant la construction de la **ligne droite de référence** n'est pas identique pour les deux méthodes. Donc en plus des effets thermiques et des effets des **erreurs angulaires de mouvement** s'ajoutent un offset sur les erreurs de rectitudes apparentes mesurées. Autrement dit, dans le cas de la figure 4.18b, s'il y avait correspondance des points limites, l'**erreur de rectitude** apparente E_{YX} identifiée par le Laser Tracer serait décalée d'un offset de $-2 \mu m$ telle que l'illustre la figure 4.19.

En outre, malgré l'explication de certains écarts notamment dus à la définition des **lignes droites**

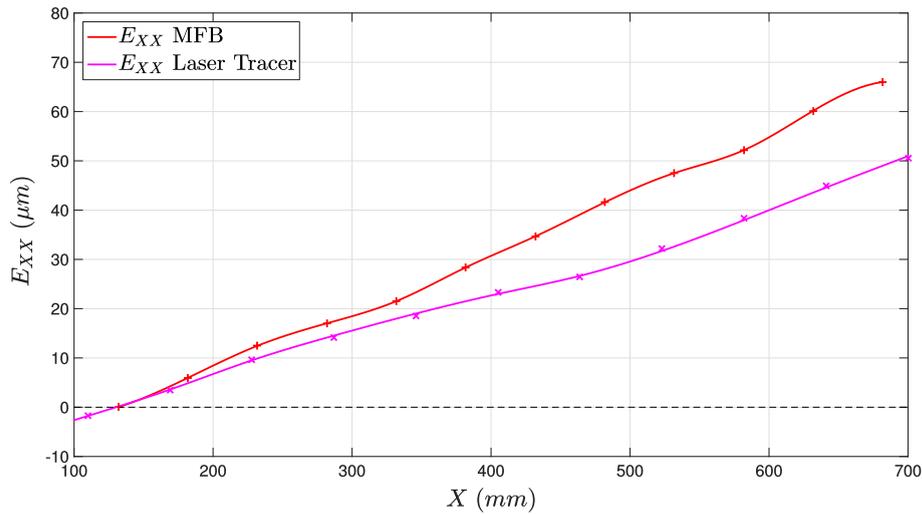
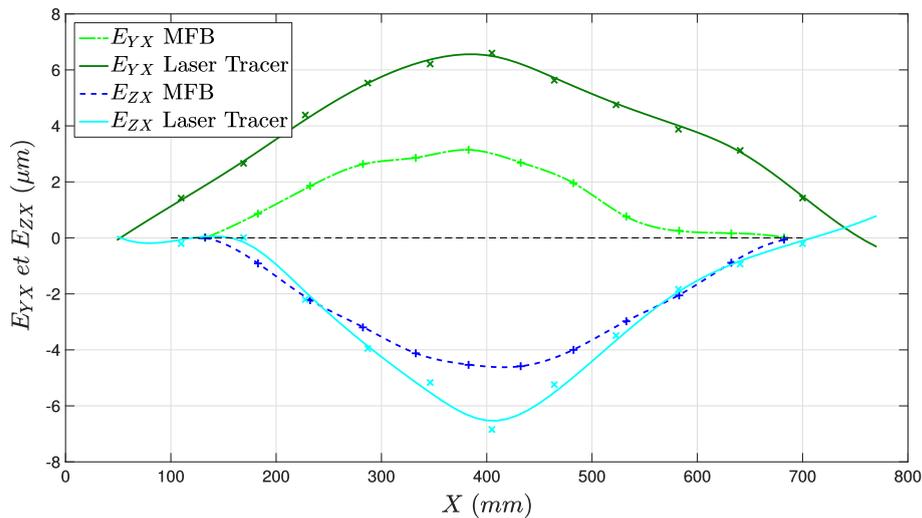

 (a) Erreur apparente de positionnement linéaire E_{XX} .

 (b) Erreurs apparentes de rectitudes E_{YX} , et E_{ZX} .

 Figure 4.18 – Erreurs de mouvement linéaire d'axe linéaire X : identification grâce à la MFB et grâce au Laser Tracer.

de référence, et aux effets de la dilatation thermique des éléments de guidage, de transmission et de mesure des axes, la similarité des courbes est nettement visible tant sur les ordres de grandeurs des valeurs identifiées que sur les variations des courbes des **erreurs de mouvement**. Cette similarité permet de valider la méthode faisant appel à la MFB par rapport à une méthode référence ayant recours à de l'interférométrie laser. Par ailleurs, l'avantage de la méthode et des mesures de la MFB dans différentes positions au sein du volume de travail, au même titre qu'une barre à trous classique [Camus, 2006], assure une certaine redondance des résultats. Cela permet également de conforter l'allure des **erreurs de mouvement linéaire d'axe linéaire**. Les écarts observés entre les courbes des erreurs de mouvement linéaire d'axe linéaire pour les différentes positions (n° I, II et III) sont le fruit des **erreurs angulaires de mouvement**. Ces erreurs ont été identifiées par **mesurages différentiels** (cf. Section 4). Même si les **erreurs de rectitude apparente** ou les **erreurs de positionnement linéaire** ne sont pas identiques entre les deux méthodes, car les conditions aux limites et la

localisation des **mesurages** différent, la technique de **mesurages** différentiels s'en affranchit ou du moins en minimise les effets (Figure 4.20).

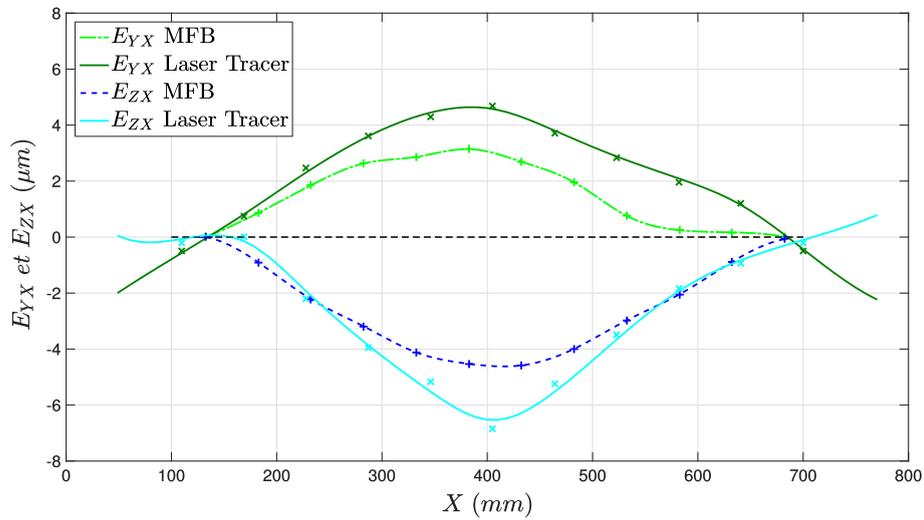


Figure 4.19 – Rectitudes apparentes dans le cas d'une même définition de **lignes droites de référence**.

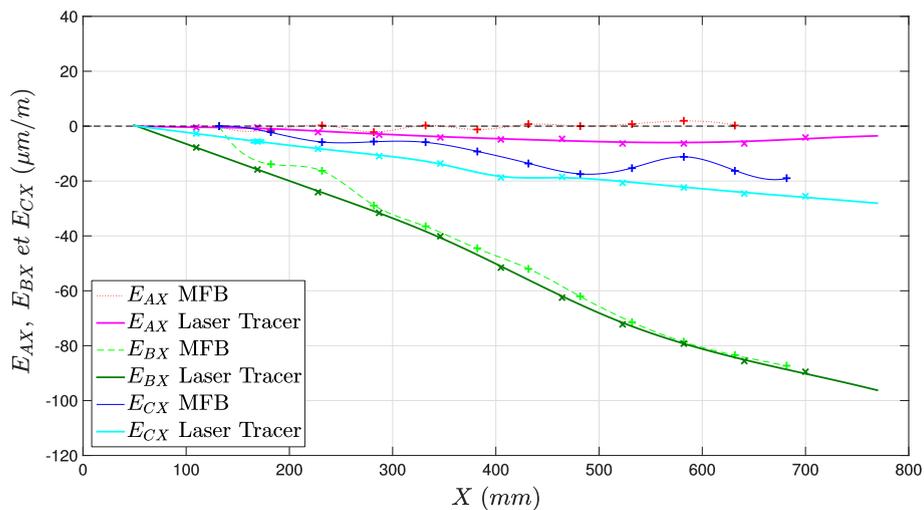


Figure 4.20 – **Erreurs angulaires de mouvement** de l'axe linéaire X : identification grâce à la **MFB** et grâce au **Laser Tracer**.

Enfin, une comparaison qualitative et quantitative ne pourrait se faire que pour le même état thermique interne de la **boucle structurelle**, ainsi que le même état de chargement statique. Cette perspective n'est envisageable que pour une mesure simultanée par les deux méthodes, comme dans les travaux de [Camboulives, 2015]. Camboulives a pu l'envisager dans ses travaux, car la **MMT** étudiée était thermiquement stabilisée et le **système de mesure** utilisé, en l'occurrence le Laser Tracer, était identique aux deux méthodes comparées. Dans cette étude, cette perspective n'est pas envisageable puisqu'il faudrait faire cohabiter le Laser Tracer et la **MFB** sur le plateau de la **MO**, faire cohabiter le palpeur RMP600 ainsi que l'œil de chat en broche, mais également, avoir recours à deux modèles temps réels de mesure, en simultané.

7 Conclusion

Ce présent chapitre a permis de démontrer la capacité d'utilisation de la **MFB** et de la modélisation respectivement présentées au chapitre 2 et 3.

Pour ce faire, à la différence de bon nombre d'**instruments de mesure** où le système d'acquisition est totalement ou partiellement découplé de la **boucle structurelle**, ici un **système de mesure** a été développé au plus près de la **boucle structurelle** : le LURPALpeur. Ce LURPALpeur est donc un ensemble assurant une mesure à l'aide d'un palpeur 3D intégré à la **MO** et synchronisé en temps réel avec les règles de mesures de la **MO**. Il s'affranchit totalement du comportement mal maîtrisé de la **CN** industrielle et permet donc d'obtenir une **chaîne d'acquisition**, une **boucle métrologique** et une **boucle structurelle** intimement liées. Ainsi la mesure du biais de géométrie de la structure est désormais possible.

Par la mesure de la **MFB** précédemment développée, couplée à une modélisation de ce biais géométrique de la structure et grâce à une procédure d'identification, les **erreurs géométriques** des trois axes linéaires sont identifiables et identifiées. Une confrontation de ces résultats à ceux issus d'une procédure et d'un matériel éprouvé (le Laser Tracer) a été menée. À ce stade de l'étude, les résultats ne sont pas aisément comparables, car les deux procédures n'ont pas été faites dans des conditions environnementales similaires. De plus, le niveau d'incertitude des deux méthodes n'est pas identique. En revanche, cette étude démontre que pour un étalon tel que la **MFB**, il est possible de cartographier les **erreurs géométriques** d'axes linéaires avec une incertitude très supérieure à celle du Laser Tracer, mais pour un coût de production au moins cinq fois inférieur. De cette étude, découle un certain nombre de perspectives de travaux de recherche tels que :

- finaliser la qualification complète du LURPALpeur au regard des normes internationales qui spécifient les différents essais et procédures à réaliser pour qualifier les **instruments de mesure** de type palpeur sur **MO** et **MMT** ;
- éprouver la méthode sur un moyen tel qu'une **MMT** où les conditions environnementales sont régulées et où la géométrie et la dynamique de structure sont propices à la mesure ;
- envisager d'autres essais sur une autre **MO**, avec ou sans utilisation d'une chambre climatique, comme celle qui a pu être développée au sein du projet européen **Joint Research Program-IND62 Traceable In-process dimensional Measurement (JRP-IND62 TIM)** (Work Package 3) ;
- une fois la méthode éprouvée, envisager une comparaison de l'erreur volumétrique simulée par les résultats du Laser Tracer et celle simulée par les résultats de la **MFB** et cela dans le même volume. La machine virtuelle développée dans le prochain chapitre (Chapitre 5) sera un atout majeur pour mener à bien cette perspective.

Les travaux exposés dans ce chapitre associés aux travaux exposés au chapitre 2 et 3 ont pu donner lieu à deux workshops internationaux [Viprey *et al.*, 2014b, 2016a], deux communications en congrès internationaux [Viprey *et al.*, 2014a, 2016b], ainsi qu'une publication en revue internationale à comité de lecture [Viprey *et al.*, 2016c].

Chapitre 5

Identification des erreurs d'emplacement et d'orientation d'axe

« On ne va jamais si loin que lorsque l'on ne sait pas où l'on va. »

Rivarol

Sommaire

1	Introduction	165
2	Retour sur le modèle géométrique précédemment développé	167
3	Stratégie de mesure pour l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe	168
3.1	Principe d'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe	170
4	Etude de la sensibilité du biais géométrique en fonction des erreurs et des paramètres du modèle	172
4.1	Rang de la matrice de sensibilité	173
4.2	Aptitude des combinaisons à caractériser l'erreur volumétrique	175
5	Expérimentation sur le centre UGV Mikron UCP 710	178
5.1	Mesure effective du biais géométrique	178
5.1.1	Choix des configurations articulaires mesurées	179
5.1.2	Résultats de mesures	180
5.2	Identification des erreurs géométriques	183
5.3	Résidu d'identification	184
6	Validation sur d'autres configurations	187
7	Performance du processus d'identification face au bruit de mesure	187
7.1	Mise en place d'indicateurs de performance	187
7.2	Résultats de performance du processus d'identification face au bruit de mesure	189
8	Étude de l'effet des erreurs de mouvement identifiées par MFB	192
8.1	Principe de compensation des erreurs de mouvement identifiées par MFB	192
8.2	Localisation de la compensation des erreurs de mouvement	193
8.3	Résultats de la modélisation du biais induit par les erreurs de mouvement	194
8.4	Impact de la compensation sur l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe	196
8.5	Résidu d'identification après compensation	197
9	Conclusion	199

1 Introduction

Le chapitre 1 section 4.2, expose que bon nombre de modélisations géométriques de **boucles structurelles** respectent un consensus sur le nombre d'**erreurs de mouvement** (c.-à-d. 1 par degré de liberté d'un solide dans un espace 3D, soit 6 par axe). Ces erreurs sont ensuite modélisées par des fonctions diverses (polynômes, Spline, séries de Fourier, ou encore par des modes).

À l'inverse, les **erreurs de position et d'orientation d'axe**, indépendantes du mouvement peuvent être modélisées comme des constantes indépendantes des valeurs articulaires. Malgré une modélisation apparemment simple, le nombre d'**erreurs de position et d'orientation d'axe** d'une **boucle structurelle** ne repose pas sur un consensus. L'objet de ce chapitre est de proposer un modèle réduit et identifié sur un jeu de données mesurées et de valider le modèle sur un autre jeu de données mesurées.

La modélisation géométrique d'une **Machine-Outil (MO)** 5 axes proposée au chapitre 3 repose sur une définition normalisée et relative des **erreurs géométriques** [NF ISO 230-1, 2012; NF ISO 230-7, 2007], dont le nombre est suffisant du point de vue de l'ISO. L'objectif est de modéliser au mieux l'**erreur volumétrique** engendrée par l'ensemble des **erreurs de position et d'orientation d'axe** X, Y, Z, A et C (ne sont considérées dans cette étude, ni les erreurs de la broche C1, ni les **erreurs de mouvement** des axes). Comme les **erreurs de position et d'orientation d'axe** ont parfois les mêmes effets sur l'**erreur volumétrique**, il s'agira de les considérer par groupe ayant le même effet à la fois sur l'**exactitude volumétrique** et à la fois sur le biais géométrique. La finalité de l'étude est de trouver la meilleure combinaison de paramètres qui permet de caractériser au mieux le biais géométrique effectif mesuré à l'aide du LURPALpeur.

L'identification par la mesure du biais géométrique $\delta\mathbf{q}$ se fera en deux temps. Premièrement, l'étude purement numérique de l'effet des **erreurs de position et d'orientation d'axe** sur le biais géométrique permet d'extraire des combinaisons potentielles de paramètres pour modéliser le biais mesuré. Ces combinaisons de paramètres seront ensuite confrontées sur leur capacité à modéliser une **erreur volumétrique** simulée en fonction des paramètres \mathbf{q} , ψ , τ , et ξ à l'aide d'une **Machine Virtuelle (MV)**.

Il viendra ensuite le passage du numérique au réel sur **MO**. Il se fera par la mesure du biais géométrique et non pas par la simulation de l'**erreur volumétrique** dans l'espace des tâches (cf. Chapitre 3 figure 3.7). Cette mesure de biais est faite par palpation d'une sphère étalon assurant la **traçabilité métrologique** des **erreurs géométriques** identifiées. Par ailleurs, les paramètres de réglage de la **procédure de mesure** seront étudiés et optimisés pour minimiser la sensibilité d'identification des combinaisons d'**erreurs géométriques**. Le modèle identifié sera éprouvé et validé sur d'autres points de mesures.

L'identification sera étayée par une analyse et minimisation de la sensibilité du problème d'identification vis-à-vis des :

- paramètres intrinsèques à la **procédure de mesure** : positionnement du **mesurande** (centre de la sphère) dans le volume de travail ;
- méthodologies mathématiques d'identification (méthodes inverses et réduction de modèle) ;

- phénomènes perturbateurs de la mesure (dérive temporelle de la **boucle structurelle** et bruit de mesure).

Comme les contributions de toutes **erreurs géométriques** sur le biais géométrique mesuré ont été modélisées et linéarisées à l'ordre 1, il est possible d'écrire que ce biais est une contribution à la fois des **erreurs de position et d'orientation d'axe**, des erreurs d'assemblages de l'outil et de la pièce, des **erreurs de mouvement** et des erreurs aléatoires (Équation (5.1)).

$$\begin{aligned}
 \delta \mathbf{q}_{\text{mes}} = & \underbrace{\delta \mathbf{q}_{\text{mes}}(E_{i0j})}_{\text{effets des erreurs de position et d'orientation}} + \underbrace{\delta \mathbf{q}_{\text{mes}}(d_{i \text{ w ou } t})}_{\text{effets des erreurs d'assemblage}} \\
 & + \underbrace{\delta \mathbf{q}_{\text{mes}}(E_{ij})}_{\text{effets des erreurs de mouvement}} + \underbrace{\delta \mathbf{q}_{\text{mes}}(\epsilon)}_{\text{effets des erreurs aléatoires}}
 \end{aligned} \tag{5.1}$$

Les deux premières contributions décrites à l'équation (5.1) seront identifiées à partir de $\delta \mathbf{q}_{\text{mes}}$ mais sans considération des effets des **erreurs de mouvement** identifiées au chapitre 4 précédent. Finalement, le dernier point de ce chapitre traitera de la compensation de l'effet des **erreurs de mouvement** des axes linéaires sur la mesure du biais géométrique.

2 Retour sur le modèle géométrique précédemment développé

À partir du modèle exposé dans le chapitre 3, en ne considérant ni les erreurs de mouvement, ni les erreurs géométriques associées à la broche, le modèle se résume à l'équation (5.2) suivante :

$$\begin{aligned}
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T} N_{R_{nom} X}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{C0X} & E_{B0X} & E_{X0X} \\ E_{C0X} & 1 & 0 & 0 \\ -E_{B0X} & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom X} \mathbb{T} E P O R_{moy X}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & X \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy X} \mathbb{T} M R_m X} \times R_m X \mathbb{I} 4_{R_Y} \times \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T} N_{R_{nom} Y}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{C0Y} & 0 & 0 \\ E_{C0Y} & 1 & -E_{A0Y} & E_{Y0Y} \\ 0 & E_{A0Y} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom Y} \mathbb{T} E P O R_{moy Y}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & Y \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy Y} \mathbb{T} M R_m Y} \times R_m Y \mathbb{I} 4_{R_Z} \times \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T} N_{R_{nom} Z}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & E_{B0Z} & 0 \\ 0 & 1 & -E_{A0Z} & 0 \\ -E_{B0Z} & E_{A0Z} & 1 & E_{Z0Z} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom Z} \mathbb{T} E P O R_{moy Z}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & Z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy Z} \mathbb{T} M R_m Z} \times R_m Z \mathbb{I} 4_{R_{C1}} \times R_{C1} \mathbb{I} 4_{R_t} \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -J_X \\ 0 & 1 & 0 & -J_Y \\ 0 & 0 & 1 & -J_Z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T} N_{R_{nom} t}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -dc_t & db_t & dx_t \\ dc_t & 1 & -da_t & dy_t \\ -db_t & da_t & 1 & dz_t \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom t} \mathbb{T} A R_{réel t}} \underbrace{\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_{réel t} \mathbf{p}_t R_{réel t}} = \tag{5.2} \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & m_x \\ 0 & 1 & 0 & m_y \\ 0 & 0 & 1 & m_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T} N_{R_{nom} t}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{C0A} & E_{B0A} & 0 \\ E_{C0A} & 1 & -E_{A0A} & E_{Y0A} \\ -E_{B0A} & E_{A0A} & 1 & E_{Z0A} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom t} \mathbb{T} A R_{réel t}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c(A) & s(A) & 0 \\ 0 & -s(A) & c(A) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{réel t} \mathbf{p}_t R_{réel t}} \times R_m A \mathbb{I} 4_{R_C} \times \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & b_y \\ 0 & 0 & 1 & b_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T} N_{R_{nom} A}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -E_{C0C} & E_{B0C} & E_{X0C} \\ E_{C0C} & 1 & -E_{A0C} & E_{Y0C} \\ -E_{B0C} & E_{A0C} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom A} \mathbb{T} E P O R_{moy A}} \underbrace{\begin{bmatrix} c(C) & s(C) & 0 & 0 \\ -s(C) & c(C) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy A} \mathbb{T} M R_m A} \times R_m C \mathbb{I} 4_{R_w} \times \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} a & d & g & p_x \\ b & e & h & p_y \\ c & f & i & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_f \mathbb{T} N_{R_{nom} C}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -dc_w & db_w & dx_w \\ dc_w & 1 & -da_w & dy_w \\ -db_w & da_w & 1 & dz_w \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom C} \mathbb{T} E P O R_{moy C}} \underbrace{\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_{moy C} \mathbb{T} M R_m C} \\
 & \underbrace{\begin{bmatrix} a & d & g & p_x \\ b & e & h & p_y \\ c & f & i & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_w \mathbb{T} N_{R_{nom} w}} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -dc_w & db_w & dx_w \\ dc_w & 1 & -da_w & dy_w \\ -db_w & da_w & 1 & dz_w \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{R_{nom w} \mathbb{T} A R_{réel w}} \underbrace{\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix}}_{R_{réel w} \mathbf{p}_w R_{réel w}}
 \end{aligned}$$

Les erreurs géométriques de la broche ne sont pas considérées car C1 est un demi-axe au sens de [NF ISO 841, 2004] et lorsque la broche est indexée, ses erreurs géométriques peuvent être vues comme des erreurs d'assemblage de l'outil d'après la propriété des matrices équivalentes¹. Le tableau 5.1 résume l'ensemble des erreurs considérées dans le modèle exposé à l'équation (5.2) précédente.

1. Propriété applicable aux MTHs, car elles sont toutes carrées, inversibles et de même rang égal à 4 (propriété issue de l'hypothèse de corps rigide).

Tableau 5.1 – Résumé des 31 erreurs de position et d'orientation d'axe du modèle 5 axes.

Axe, outil, ou pièce	Erreurs de position ou d'orientation	Erreurs de position zéro	Erreurs de mouvement	Erreurs d'assemblage
X	- E_{BOX}, E_{COX}	E_{X0X} -	- -	- -
Y	- E_{AOY}, E_{COY}	E_{Y0Y} -	- -	- -
Z	- E_{AOZ}, E_{BOZ}	E_{Z0Z} -	- -	- -
C1	E_{X0C1}, E_{Y0C1} E_{A0C1}, E_{B0C1}	- E_{e0C1}	- -	- -
t	- -	- -	- -	dx_t, dy_t, dz_t da_t, db_t, dc_t
A	E_{Y0A}, E_{Z0A} E_{B0A}, E_{C0A}	- E_{A0A}	- -	- -
C	E_{X0C}, E_{Y0C} E_{A0C}, E_{B0C}	- E_{C0C}	- -	- -
w	- -	- -	- -	dx_w, dy_w, dz_w da_w, db_w, dc_w

3 Stratégie de mesure pour l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe

Contrairement aux essais radiaux (R-tests) largement utilisés et dont l'objectif est une mesure de l'erreur volumétrique dans l'espace des tâches, l'approche adoptée ici repose sur la mesure du biais géométrique directement sur les règles de mesures (linéaires et angulaires). Cette approche est semblable à celle mise en œuvre dans le chapitre 3 (Figure 3.7) lors de l'identification des erreurs de mouvement d'axes linéaires.

Dans une application d'usinage ou de mesure in situ en 5 axes continu, le biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{mod}$ (Équation (5.3)) pourrait être modélisé sur les règles de mesures linéaires et angulaires.

$$\delta\mathbf{q}_{mod} = \begin{pmatrix} \delta X_{biaisé} \\ \delta Y_{biaisé} \\ \delta Z_{biaisé} \\ \delta A_{biaisé} \\ \delta C_{biaisé} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} X_{biaisé} - X \\ Y_{biaisé} - Y \\ Z_{biaisé} - Z \\ A_{biaisé} - A \\ C_{biaisé} - C \end{pmatrix} \quad (5.3)$$

La modélisation de $X_{biaisé}$, $Y_{biaisé}$ et $Z_{biaisé}$ peut être faite à partir de l'équation (5.2) en fonction de ψ , τ ξ (illustrés au chapitre 3 page 101), des paramètres articulaires A et C et des erreurs géométriques (\mathbf{E}). En revanche la limitation majeure réside dans l'expression de $A_{biaisé}$ et $C_{biaisé}$, où l'expression n'est pas explicite à cause des non-linéarités du Modèle Géométrique Inverse (MGI). Cette limitation peut être contournée dans le cas d'une application 5 axes positionné, où (A, C) prennent des valeurs particulières. Ainsi, pour une configuration articulaire (A, C) choisie, le MGI peut dans ce cas être linéarisé. Il est donc possible de modéliser le biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{mod} = [\delta X_{biaisé}, \delta Y_{biaisé}, \delta Z_{biaisé}]^T$ en fonction de ψ , τ ξ , des paramètres A et C mesurés et des

erreurs géométriques (\mathbf{E}) figurant dans le tableau 5.2.

L'ensemble de la suite de l'étude repose donc sur la mise en place d'une **procédure de mesure** par palpation d'une entité géométrique dans l'espace des tâches pour des configurations $[A, C]^T$ choisies. La mesure de X_{mes} , Y_{mes} , Z_{mes} permet de mettre en évidence un biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{mes}$ sur les axes linéaires dans le volume de travail à l'aide du système de mesure composé une nouvelle fois du LURPALpeur (Figure 5.1a) et d'une sphère étalon (Figure 5.1b).

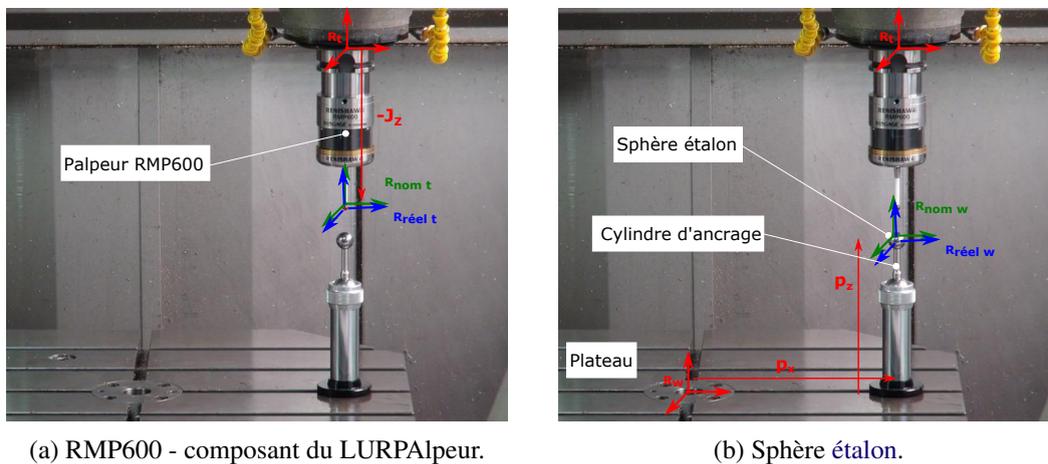


Figure 5.1 – Système de mesure.

Le choix s'est porté sur une sphère de référence Renishaw étalonnée (**traçabilité métrologique assurée**) devant respecter les contraintes suivantes :

- son rayon nominal doit être suffisamment important pour envisager de grandes variations de sa position dans le volume de travail en ayant recours aux axes de rotation, et cela sans avoir de collisions entre le stylet du palpeur et le cylindre d'ancrage de la sphère (Figure 5.1b) ;
- son défaut de forme doit être faible pour minimiser son impact sur l'identification du centre de la sphère :
 - rayon de $25,000 \text{ mm} \pm 1\mu\text{m}$
 - circularité moyenne de $0,09 \mu\text{m}$ pour un rayon corrigé moyen de $24,99972 \text{ mm}$ à partir d'une mesure effectuée dans 3 plans à 60° (*données d'étalonnage Renishaw*).

Ainsi seule la position de la sphère sera mesurée et suffisante pour caractériser le biais $\delta\mathbf{q}_{mes}$ en un point du volume de travail. Ce biais est une fonction explicite des paramètres suivants : ψ , τ , ξ , et \mathbf{E} , tous considérés comme des constantes du modèle défini à l'équation (5.2) et des paramètres articulaires (A , C). Contrairement au chapitre 3, ici, ces paramètres ne sont plus fixes pour toute la mesure.

La sphère est palpée en 9 points : 4 points sur l'équateur, 4 sur une latitude et un au pôle (Figure 5.2). Le nombre de points est choisi comme étant la valeur maximale conseillée par [GTCMMFQ,

1998] pour localiser une sphère dans l'espace. Quelles que soient les valeurs (A , C), le palpé de la sphère se fait toujours suivant les directions articulaires X , Y , Z , ou une composition de ces directions (cf. Sous-section 2.4 du chapitre 3 - Page 140).

À partir des coordonnées articulaires (X_{mes} , Y_{mes} , Z_{mes}) capturées pour chacun des points palpés par le LURPALpeur, il est possible d'associer une sphère au sens des moindres carrés par méthode de régression sphérique. La mesure et l'extraction du centre des moindres carrés se font sous les hypothèses suivantes :

- le défaut de forme du stylet et de la sphère sont négligeables ;
- l'écart de position du au retard de palpé est égal à $0,2 \mu m$ à $100 \text{ mm}/\text{min}$ et est négligé ;
- les effets des **erreurs de position et d'orientation d'axe** sont invariants entre la position des points palpés et la position du centre des moindres carrés (c.-à-d. sur une distance de $R_{sphère} + r_{stylet} = 12,5 \text{ mm} + 3 \text{ mm}$ ou un volume de $25 \times 25 \times 12,5 \text{ mm}^3$).

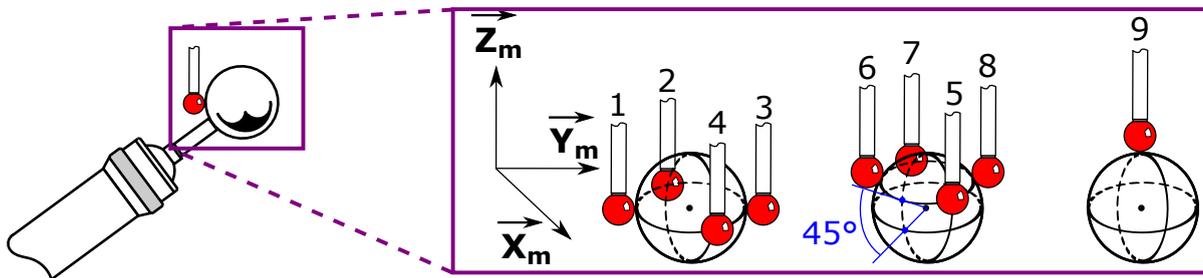


Figure 5.2 – Stratégie de palpé de la sphère étalon.

La reconstruction du centre de la sphère revient à imposer la coïncidence entre le centre du stylet noté P_t et de coordonnées $\mathbf{p}_t = (0,0,0)$ dans $R_{réel t}$ et le centre de la sphère noté P_w de coordonnées $\mathbf{p}_w = (x,y,z) = (0,0,0)$ dans $R_{réel w}$. En d'autres termes, cette reconstruction revient à imposer la coïncidence des origines des repères $R_{réel w}$ et $R_{réel t}$ illustrés à la figure 5.1.

3.1 Principe d'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe

Suite à la procédure de mesure de la sphère étalon dans une configuration choisie j , le centre de la sphère des moindres carrés est calculé et ses coordonnées sont notées $(X_{mes}, Y_{mes}, Z_{mes})_j$. D'après la figure 5.3, à partir de la coïncidence du point piloté du palpeur avec le centre de la sphère des moindres carrés, et en ayant recours aux valeurs réelles $(A_{mes}, C_{mes})_j$, il est possible de modéliser la valeur prise du centre de la sphère par $(X_{biaisé}, Y_{biaisé}, Z_{biaisé})_j$ sous l'effet des **erreurs de position et d'orientation d'axe**.

L'objectif de l'identification est de trouver l'ensemble des **erreurs de position et d'orientation d'axe**, composantes du vecteur \mathbf{E} qui assurent la meilleure correspondance entre la mesure et la modélisation, en d'autres termes entre $(X_{mes}, Y_{mes}, Z_{mes})$ et $(X_{biaisé}, Y_{biaisé}, Z_{biaisé})$. D'après l'annexe F notamment, et le fait que les **erreurs de position et d'orientation d'axe** rencontrés sur les

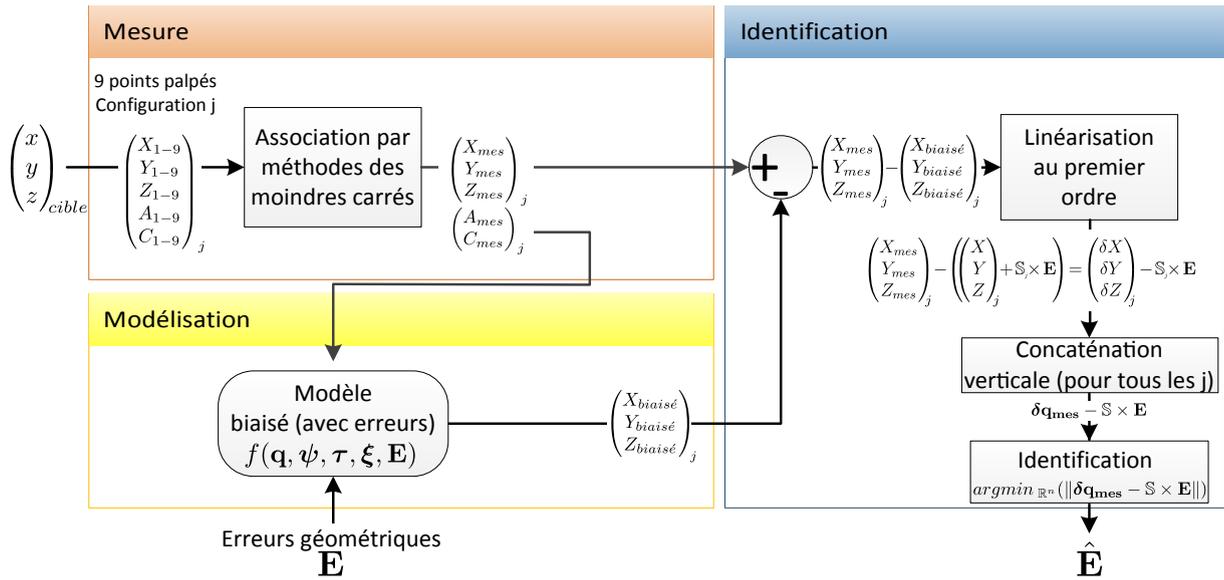


Figure 5.3 – Méthodologie d'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe.

structures polyarticulées sont de l'ordre de quelques centaines de microradians ($\mu rad \equiv \mu m/m$) ou micromètres (μm), les expressions explicites de $(X_{biaisé}, Y_{biaisé}, Z_{biaisé})$ non linéaires en \mathbf{E} ont pu être linéarisées. Ainsi, l'expression de l'écart entre la mesure et la modélisation s'écrit comme un biais géométrique mesuré $\delta \mathbf{q}_{mes} = (\delta X_{mes}, \delta Y_{mes}, \delta Z_{mes})$ moins l'effet des erreurs de position et d'orientation d'axe comme le produit d'une matrice de sensibilité \mathbb{S} et du vecteur \mathbf{E} (Équation (5.4)).

$$\begin{aligned}
 \begin{pmatrix} X_{mes} \\ Y_{mes} \\ Z_{mes} \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} X_{biaisé} \\ Y_{biaisé} \\ Z_{biaisé} \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} X_{mes} \\ Y_{mes} \\ Z_{mes} \end{pmatrix} - \left(\begin{pmatrix} X \\ Y \\ Z \end{pmatrix} + \mathbb{S} \times \mathbf{E} \right) \\
 &= \begin{pmatrix} X_{mes} - X \\ Y_{mes} - Y \\ Z_{mes} - Z \end{pmatrix} - \mathbb{S} \times \mathbf{E} \\
 &= \underbrace{\begin{pmatrix} \delta X_{mes} \\ \delta Y_{mes} \\ \delta Z_{mes} \end{pmatrix}}_{\delta \mathbf{q}_{mes}} - \underbrace{\begin{pmatrix} \delta X_{biaisé} \\ \delta Y_{biaisé} \\ \delta Z_{biaisé} \end{pmatrix}}_{\delta \mathbf{q}_{mod} = \mathbb{S} \times \mathbf{E}}
 \end{aligned} \tag{5.4}$$

La meilleure correspondance entre la mesure et la modélisation revient donc à minimiser l'écart entre $\delta \mathbf{q}_{mes}$ et $\delta \mathbf{q}_{mod}$. Cette minimisation s'écrit de manière générale par l'équation (5.5) où :

- \mathbf{E} est de dimension $[31 \times 1]$ comme le montre le tableau 5.1 ;
- la matrice \mathbb{S} est de dimension $[3Nc \times 31]$, avec Nc le nombre de centres de sphère reconstruits indicés j (cf ; figure 5.3). Nc est le nombre de configurations articulaires considérées dans la procédure de mesure ;
- $\hat{\mathbf{E}}$ est de dimension $[n \times 1]$ avec n le rang de la matrice \mathbb{S} (dans le cas d'un système régulier).

$$\hat{\mathbf{E}} = \underset{\mathbb{R}^n}{\operatorname{argmin}} (\| \delta \mathbf{q}_{\text{mes}} - \underbrace{\mathbb{S} \times \mathbf{E}}_{\delta \mathbf{q}_{\text{mod}}} \|) \quad (5.5)$$

Le problème d'identification se résume à la résolution au sens des moindres carrés de l'équation matricielle (5.6) suivante :

$$\begin{bmatrix} \mathbb{S}_1 \\ \vdots \\ \mathbb{S}_j \\ \vdots \\ \mathbb{S}_{Nc} \end{bmatrix}_{[3Nc \times 31]} \times \mathbf{E}_{[31 \times 1]} = \begin{bmatrix} \delta \mathbf{q}_{\text{mes}_1} \\ \vdots \\ \delta \mathbf{q}_{\text{mes}_j} \\ \vdots \\ \delta \mathbf{q}_{\text{mes}_{Nc}} \end{bmatrix}_{[3Nc \times 1]} \quad (5.6)$$

Le rang de la matrice \mathbb{S} conditionne donc le nombre de paramètres à identifier.

4 Etude de la sensibilité du biais géométrique en fonction des erreurs et des paramètres du modèle

D'après l'équation (5.6), la matrice \mathbb{S}_j est de dimension $[3 \times 31]$ pour une configuration j parmi les Nc configurations. L'ensemble des coefficients de sensibilité sont explicités dans le tableau 5.2 en fonction des composantes de $\delta \mathbf{q}_{\text{mod}}$ et des composantes du vecteur \mathbf{E} . De ce tableau émane que la sensibilité du biais géométrique modélisé $\delta \mathbf{q}_{\text{mod}}$ pour l'ensemble des composantes de \mathbf{E} est fonction des paramètres articulaires (A, C), ce qui justifie l'utilisation des valeurs ($A_{\text{mes}}, C_{\text{mes}}$) pour la modélisation de ($X_{\text{biaisé}}, Y_{\text{biaisé}}, Z_{\text{biaisé}}$) illustrées à la figure 5.3. Par ailleurs, la variation du couple (A, C) entre deux **mesurages** permet de solliciter les axes de rotation de sorte que les effets de leurs **erreurs géométriques** respectives sur $\delta \mathbf{q}$ diffèrent, comme le montre la figure 5.4.

D'après le tableau 5.2, la sensibilité dépend de la position de la sphère sur le plateau de la machine par la présence dans les coefficients de sensibilité, des composantes (p_x, p_y, p_z) de ξ , et de la composante J_z de la jauge outil τ ainsi que des paramètres géométriques intrinsèques à la structure ψ . Ces derniers paramètres ψ ne sont pas réglables. Le choix de τ porté seulement sur une composante J_z s'explique par les raisons suivantes :

- le palpeur RMP600 n'est pas conçu pour travailler avec un stylet de forme étoilée ;
- l'utilisation d'un support de palpeur nécessiterait une orientation donnée, ce qui limiterait les configurations atteignables. De plus, l'utilisation de support de palpeur comme au chapitre 3 et 4 est susceptible d'engendrer des palpements intempestifs dus des vibrations du palpeur générées par la dynamique de la **boucle structurelle** ;
- l'utilisation d'un support de palpeur engendrerait de potentielles collisions avec le berceau ainsi qu'avec le plateau lors de fortes inclinaisons du berceau ;
- mais surtout l'utilisation d'un support de palpeur dégraderait la zone de palpement sur la sphère de référence, qui ne serait plus un hémisphère à cause du cylindre d'encrage de celle-ci. Ainsi la reconstruction du centre sphère serait potentiellement entachée d'une **erreur de mesure**.

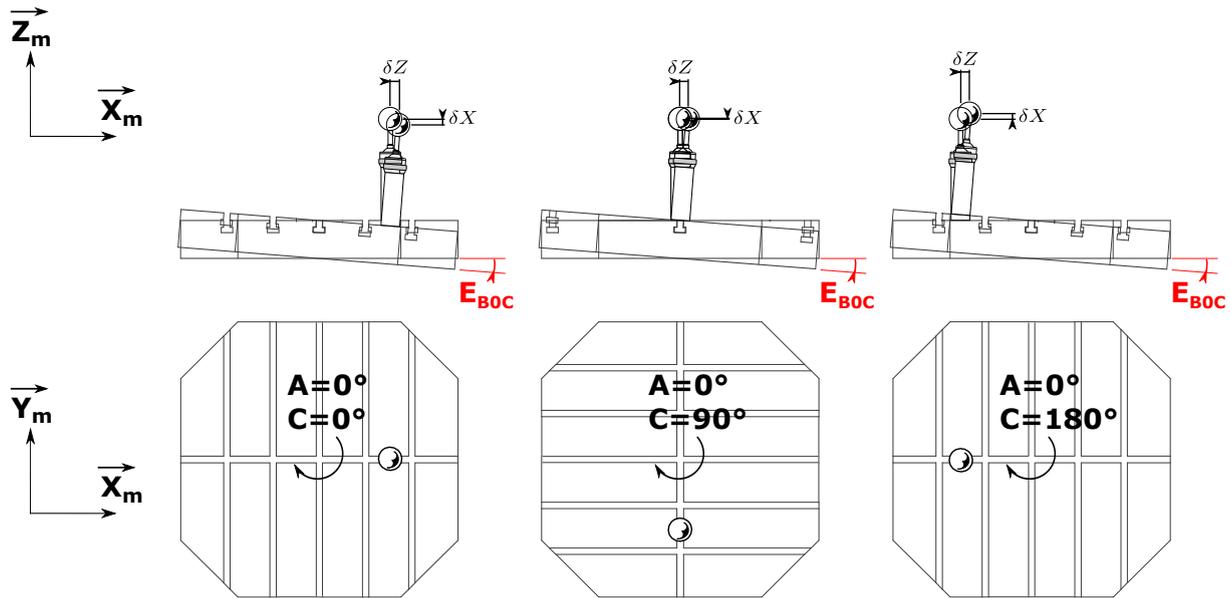


Figure 5.4 – Effet de E_{B0C} sur la position du centre sphère en fonction de la valeur de C .

Par conséquent, l'absence de composantes J_X et J_Y et leurs variations ne permettent pas une identification des erreurs da_t , db_t , et dc_t .

4.1 Rang de la matrice de sensibilité

La condition explicitée à l'équation (5.7) impose le nombre minimal N_c de configurations articulaires où la sphère de référence doit être mesurée.

$$ENT \left[\frac{Dim(\mathbf{E})}{Dim(\delta \mathbf{q}_{mes})} \right] \leq 1$$

$$\frac{31}{3N_c} \leq 1 \quad (N_c \in \mathbb{N}) \quad (5.7)$$

Il est donc nécessaire de mesurer $N_c = 11$ configurations articulaires différentes pour pouvoir inverser le système linéaire $\mathbb{S} \times \mathbf{E} = \delta \mathbf{q}_{mes}$ (système linéaire déterminé ou légèrement sur-déterminé). Dans la **procédure de mesure**, le nombre de configurations articulaires mesurées sera plus important, le problème sera donc largement sur-déterminé pour assurer la robustesse de l'identification vis-à-vis de valeurs mesurées potentiellement aberrantes.

La matrice de sensibilité \mathbb{S} (concaténation verticale de matrices \mathbb{S}_j pour différentes valeurs numériques de $(A, C)_j$) a un rang égal à 14 (résultat issu d'un calcul numérique). De ce résultat, il est possible d'en déduire que la régularisation du système linéaire ($Dim(\mathbb{S}) = [Dim(\delta \mathbf{q}_{mes}) \times rg(\mathbb{S})]$) passe par un vecteur \mathbf{E} régularisé de dimension $rg(\mathbb{S}) = 14$, et ainsi le nombre minimal de configurations chute à seulement $N_c = 5$.

Par observation des contributions des composantes de \mathbf{E} , les erreurs dx_t , dy_t , dz_t et dx_w , dy_w ,

Tableau 5.2 – Résumé des contributions des erreurs de position et d'orientation d'axe sur le biais géométrique.

Coefficients de sensibilité de \mathbb{S}_j	$\delta X_{\text{biaisé}}$	$\delta Y_{\text{biaisé}}$	$\delta Z_{\text{biaisé}}$
1	$-dx_t, -E_{X0X}, E_{X0C}$	$-dy_t, -E_{Y0Y}, E_{Y0A}$	$-dz_t, -E_{Z0Z}, E_{Z0A}$
J_Z	db_t	$-da_t$	\emptyset
$m_z - b_y \times s(A) + b_z \times c(A) + p_x \times s(A) \times s(C) - p_y \times c(C) \times s(A) + p_z \times c(A)$	\emptyset	E_{A0Z}, E_{A0Y}	\emptyset
$-m_z + b_y \times s(A) - b_z \times c(A) - p_x \times s(A) \times s(C) + p_y \times c(C) \times s(A) - p_z \times c(A)$	E_{B0Z}, E_{B0X}	\emptyset	\emptyset
$-m_y - b_y \times c(A) - b_z \times s(A) + p_x \times c(A) \times s(C) - p_y \times c(A) \times c(C) - p_z \times s(A)$	\emptyset	\emptyset	E_{A0Y}
$m_y + b_y \times c(A) + b_z \times s(A) - p_x \times c(A) \times s(C) + p_y \times c(A) \times c(C) + p_z \times s(A)$	E_{C0Y}, E_{C0X}	\emptyset	\emptyset
$m_x + p_x \times c(C) + p_y \times s(C) - b_y \times s(A) b_z \times c(A) + p_x \times s(A) \times s(C) - p_y \times c(C) \times s(A) + p_z \times c(A)$	\emptyset	$-E_{C0X}$	E_{B0X}
$-b_y \times s(A) b_z \times c(A) + p_x \times s(A) \times s(C) - p_y \times c(C) \times s(A) + p_z \times c(A)$	E_{B0A}	$-E_{A0A}$	\emptyset
$p_x \times c(C) + p_y \times s(C) - b_y \times c(A) - b_z \times s(A) + p_x \times c(A) \times s(C) - p_y \times c(A) \times c(C) - p_z \times s(A)$	\emptyset	E_{C0A}	$-E_{B0A}$
$-b_y \times c(A) - b_z \times s(A) + p_x \times c(A) \times s(C) - p_y \times c(A) \times c(C) - p_z \times s(A)$	E_{C0A}	\emptyset	$-E_{A0A}$
$-p_x \times s(A) \times s(C) + p_y \times c(C) \times s(A) - p_z \times c(A)$	\emptyset	E_{A0C}	\emptyset
$-p_x \times c(A) \times s(C) + p_y \times c(A) \times c(C) + p_z \times s(A)$	\emptyset	\emptyset	E_{A0C}
p_z	E_{B0C}	\emptyset	\emptyset
$p_x \times c(C) \times s(A) + p_y \times s(A) \times s(C)$	\emptyset	$-E_{B0C}$	$-E_{C0C}$
$p_x \times c(A) \times c(C) + p_y \times c(A) \times s(C)$	\emptyset	E_{C0C}	$-E_{B0C}$
$c(A)$	\emptyset	E_{Y0C}	\emptyset
$s(A)$	\emptyset	\emptyset	$-E_{Y0C}$
$p_x \times s(C) - p_y \times c(C)$	E_{C0C}	\emptyset	\emptyset
$c(C)$	dx_w	\emptyset	\emptyset
$c(A) \times s(C)$	\emptyset	$-dx_w$	\emptyset
$s(A) \times s(C)$	\emptyset	\emptyset	dx_w
$s(C)$	dy_w	\emptyset	\emptyset
$c(A) \times c(C)$	\emptyset	dy_w	\emptyset
$s(A) \times c(C)$	\emptyset	\emptyset	$-dy_w$
$s(A)$	\emptyset	dz_w	\emptyset
$c(A)$	\emptyset	\emptyset	dz_w

dz_w traduisant une erreur de position respectivement de l'outil et de la pièce sont conservées et permettent d'abaisser le rang de \mathbb{S} à 8. Ces composantes sont linéairement indépendantes. D'une part, cela s'observe par les coefficients de sensibilité qui leur sont associés ainsi que par leur contribution sur une ou toute les composantes de $\delta \mathbf{q}_{\text{mod}} = (\delta X_{\text{biaisé}}, \delta Y_{\text{biaisé}}, \delta Z_{\text{biaisé}})$, d'autre part, cette indépendance a été démontrée par calcul. De plus, la jauge outil ne variant pas, da_t et db_t ne sont pas identifiés en tant que tels. Ils interviendront dans la valeur de dx_t et dy_t identifiée de la même manière que $E_{X0X}, E_{X0C}, E_{Y0Y}, E_{Y0A}, E_{Z0Z}, E_{Z0A}$.

Une combinaison de 8 erreurs de position et d'orientation d'axe assurant un rang de \mathbb{S} de 14 permettra la régularisation et l'inversion du système linéaire et donc de minimiser l'écart entre $\delta \mathbf{q}_{\text{mod}}$ et $\delta \mathbf{q}_{\text{mes}}$. Parmi les $C_8^{13} = 1287$ combinaisons potentielles, seulement 20 d'entre elles permettent de constituer une matrice \mathbb{S} de rang $rg(\mathbb{S}) = 14$, autrement dit un système linéaire régulier. Ces combinaisons d'erreurs de position et d'orientation d'axe sont résumées dans le tableau 5.3. La combinaison n° 20 (**comb20**) est celle spécifiée par la norme [NF ISO 230-1, 2012] et illustrée à la figure 1.24 du chapitre 1. Ces combinaisons d'erreurs de position et d'orientation d'axe une

fois identifiées n’auront a priori pas la même capacité, via le modèle identifié, à caractériser le biais géométrique qui aura été mesuré. Cette aptitude sera étudiée par comparaison du résidu entre $\delta\mathbf{q}_{\text{mod}}$ et $\delta\mathbf{q}_{\text{mes}}$ (cf. Section 5.3). Pour l’heure, les combinaisons peuvent être confrontées via le modèle géométrique développé.

Tableau 5.3 – Résumé des combinaisons assurant un système linéaire régulier.

	dx_t	dy_t	dz_t	E_{A0Z}	E_{B0Z}	E_{A0Y}	E_{C0Y}	E_{B0X}	E_{C0X}	E_{B0A}	E_{C0A}	E_{A0A}	E_{A0C}	E_{B0C}	E_{Y0C}	dx_w	dy_w	dz_w
comb1	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	-	-	-	✓	✓	-	✓	✓	✓
comb2	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	-	-	-	-	✓	✓	✓	✓	✓
comb3	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	-	-	✓	-	✓	✓	-	✓	✓	✓
comb4	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	-	-	✓	-	-	✓	✓	✓	✓	✓
comb5	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓	-	-	✓	✓	-	✓	✓	✓
comb6	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓	-	-	-	✓	✓	✓	✓	✓
comb7	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	-	-	✓	✓	-	✓	✓	-	✓	✓	✓
comb8	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	-	-	✓	✓	-	-	✓	✓	✓	✓	✓
comb9	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓	✓	-	-	✓	✓	✓	-	✓	✓	✓
comb10	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓	✓	-	-	✓	-	✓	✓	✓	✓	✓
comb11	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓	✓	-	-	-	✓	✓	✓	✓	✓	✓
comb12	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓	-	-	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓	✓
comb13	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓	-	-	✓	✓	-	✓	✓	✓	✓	✓
comb14	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓	-	-	✓	-	✓	✓	✓	✓	✓	✓
comb15	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	-	✓	✓	-	✓	✓	✓	-	✓	✓	✓
comb16	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	-	✓	✓	-	-	✓	✓	✓	✓	✓	✓
comb17	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	-	✓	✓	-	-	✓	✓	✓	✓	✓	✓
comb18	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	-	-	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓	✓
comb19	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	-	-	✓	✓	✓	-	✓	✓	✓	✓	✓
comb20	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	-	-	✓	✓	-	✓	✓	✓	✓	✓	✓

4.2 Aptitude des combinaisons à caractériser l’erreur volumétrique

L’objectif de cette partie est de présenter la méthodologie globale pour déterminer l’aptitude des combinaisons d’erreurs de position et d’orientation d’axe $\hat{\mathbf{E}}_{[14 \times 1]}$ identifiées à simuler fidèlement l’erreur volumétrique induite par le vecteur $\mathbf{E}_{[31 \times 1]}$.

Pour y répondre, une procédure de simulation du modèle est proposée à l’aide de **Machines Virtuelles (MVs)**. Le fonctionnement d’une **MV** repose sur une trajectoire, représentée sous la forme d’un vecteur d’excitation noté \mathbf{q} où figurent les valeurs articulaires $[X, Y, Z, A, C]^T$, ainsi que sur un vecteur d’erreurs $\mathbf{E}_{[31 \times 1]}$ (Figure 5.5). Pour un vecteur \mathbf{E} dont on se donne des valeurs réalistes, et pour un vecteur d’excitation \mathbf{q} donné, la **MV** permet de simuler l’erreur volumétrique virtuelle de référence $\mathbf{V}_{\text{CAXYZ}}^{MV}$ (Figure 5.5).

La **MV** associée à une modèle géométrique 3D de la **boucle structurelle** permet ainsi de visualiser l’erreur volumétrique simulée au sein du volume de travail de la **MO** telle que l’illustre la figure 5.6.

L’identification des erreurs géométriques $\hat{\mathbf{E}}$ se fait ici par la résolution du système linéaire défini par l’équation (5.8) où :

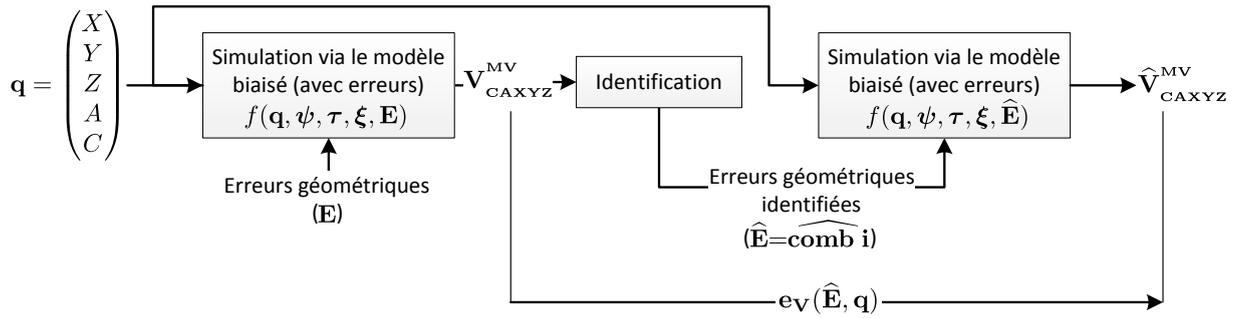


Figure 5.5 – Simulation basée sur des machines virtuelles.

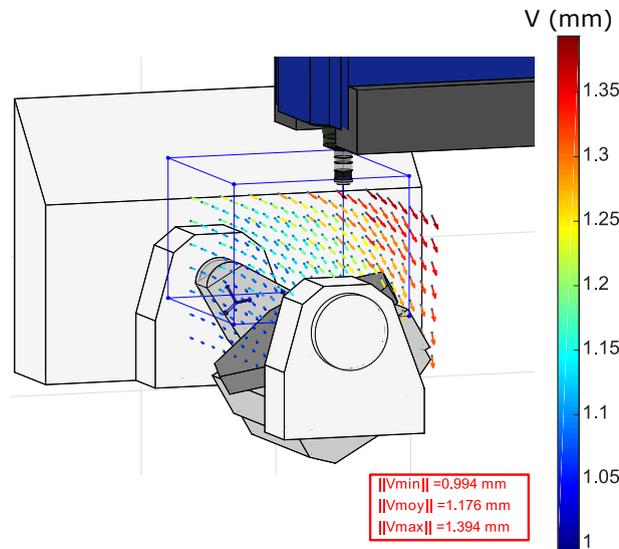


Figure 5.6 – Exemple de simulation et d'aide à la compréhension des effets des erreurs géométriques sur le comportement géométrique de la boucle structurelle.

- $n = 3Nc$ ou $6Nc$ suivant si seules les 3 composantes de position $(\delta x, \delta y, \delta z)$ de \mathbf{V}_{CAXYZ}^{MV} sont considérées pour chaque configuration articulaire \mathbf{q} , ou si l'ensemble des 6 composantes (position et orientation) sont considérées ;
- \mathbb{J} est de dimension $[n \times 1]$ et traduit les effets au premier ordre de toutes les erreurs \mathbf{E} sur le positionnement de l'outil dans le repère pièce R_w , par l'intermédiaire de matrices de transports [Abbaszadeh-Mir *et al.*, 2002]. Ces effets sont traduits pour l'ensemble des Nc configurations.

$$\mathbb{J}_{[n \times 31]} \times \mathbf{E}_{[31 \times 1]} = \mathbf{V}_{CAXYZ}^{MV} \quad [n \times 1] \quad (5.8)$$

Dans le cas où $n = 3Nc$, le rang de \mathbb{J} est de 14, comme ont pu également le montrer [Zargarbashi et Mayer, 2009]. Quelle que soit la combinaison **comb i**, le système linéaire (5.8) reste de rang 14 et est ainsi régulier. Dans le cas où $n = 6Nc$, le rang de \mathbb{J} est de 20, et vérifie l'équation (1.7) de Everett [Everett et Hsu, 1988] exposée au chapitre 1 (Équation (1.7)). En considérant les erreurs d'orientation de l'outil et de la pièce en plus de chacune des combinaisons, l'ensemble des 20 combinaisons **comb i** permettent la régularisation du système linéaire et son inversion. Par conséquent, les erreurs de position et d'orientation d'axe intrinsèques à la boucle structurelle

assurent une cartographie de l'erreur volumétrique en position ($n = 3$) ainsi qu'en position et en orientation ($n = 6$).

Un choix d'une combinaison d'erreurs **comb i** permet de procéder à l'identification des valeurs $\hat{\mathbf{E}} = \widehat{\mathbf{comb i}}$, qui sont donc estimées à partir de $\mathbf{V}_{\text{CAXYZ}}^{\text{MV}}$ (Figure 5.5). À partir de ces combinaisons identifiées $\hat{\mathbf{E}}$, une erreur volumétrique $\widehat{\mathbf{V}}_{\text{CAXYZ}}^{\text{MV}}$ est simulée par le modèle sur les mêmes configurations articulaires \mathbf{q} . Cette simulation permet de qualifier la capacité des combinaisons à traduire l'ensemble des effets cumulés des 31 erreurs géométriques (19 erreurs de position et d'orientation d'axe + 12 erreurs d'assemblages) par l'indicateur $\mathbf{e}_v(\hat{\mathbf{E}}, \mathbf{q})$ appelé erreur de simulation (Équation (5.9)).

$$\mathbf{e}_v(\hat{\mathbf{E}}, \mathbf{q}) = \widehat{\mathbf{V}}_{\text{CAXYZ}}^{\text{MV}}(\hat{\mathbf{E}}, \mathbf{q}) - \mathbf{V}_{\text{CAXYZ}}^{\text{MV}}(\mathbf{E}, \mathbf{q}) \quad (5.9)$$

La figure 5.7 met en exergue la norme de cette erreur de simulation sur $N_c=50$ configurations articulaires différentes pour l'ensemble des 20 combinaisons dans le cas où $n = 3N_c$ (seules les composantes de position de l'erreur volumétrique sont considérées).

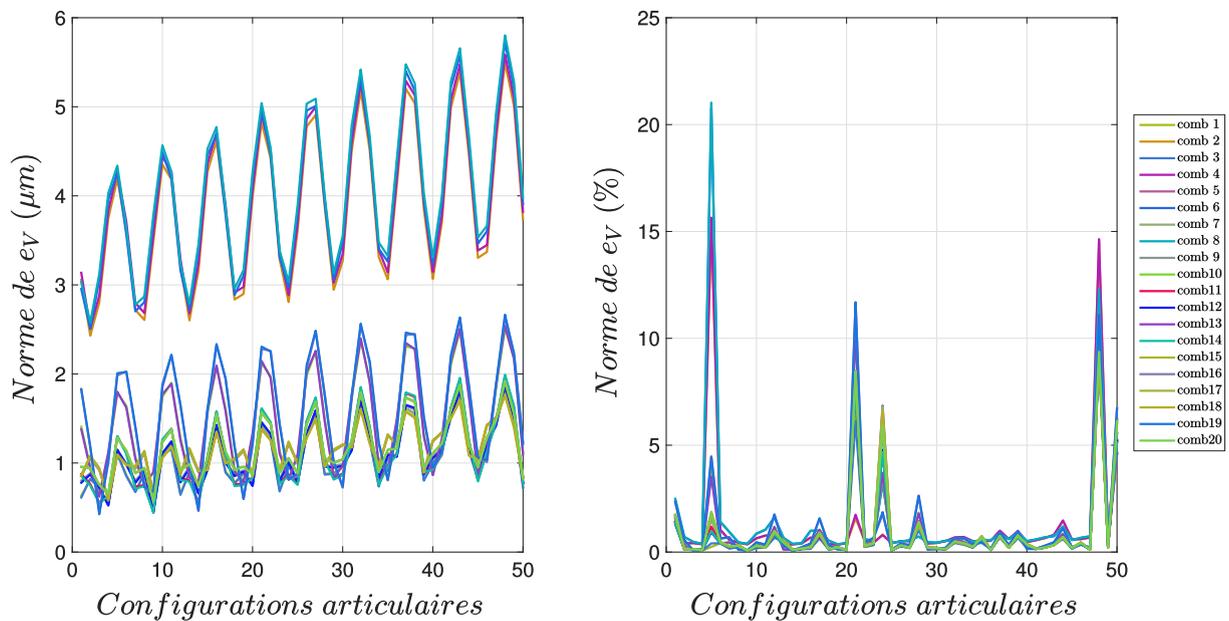


Figure 5.7 – Norme absolue et relative de l'erreur de simulation \mathbf{e}_v pour les 20 combinaisons identifiées sur $N_c = 50$ configurations articulaires.

Il est clairement observable que 3 groupes de combinaisons se détachent de cette étude. Un premier groupe (combinaisons n° 2, 4, 8, et 19) dont le comportement des combinaisons est médiocre au sens où la norme de l'erreur de simulation avoisine les $5,5 \mu m$ alors qu'un second groupe (combinaisons n° 6, 10, 13 et 16) avoisine les $2,6 \mu m$. En revanche le troisième groupe de combinaisons n'excède pas les $2 \mu m$. Dans ce dernier y figure la combinaison n° 20 correspondant à celle de la norme ISO, ainsi que les combinaisons 1, 3, 5, 7, 9, 11, 12, 14, 15, 17, et 18. Ces écarts de comportements s'expliquent par le fait que :

- la simulation par le modèle n'est pas simplifiée à l'ordre 1 (aucune simplification sur les

matrices de rotations modélisant les erreurs d'orientations, ainsi que sur les termes $o(E^2)$. Seule l'identification se fait à l'ordre 1 ;

- certaines combinaisons de $\hat{\mathbf{E}} = \widehat{\text{comb } \mathbf{i}}$ comportent des erreurs identifiées qui sont prédominantes dans le vecteur \mathbf{E} d'entrée ;
- la différence de comportement est très marquée puisque la mesure de l'erreur volumétrique est simulée et donc exempte de bruit de mesure, et autres sources de perturbation inhérente à la MO réelle.

De plus, il est possible de remarquer que la norme relative de cet indicateur montre que pour certaines configurations articulaires choisies (n° 5, 21, 24, 48, et 50), l'erreur volumétrique de référence $\mathbf{V}_{\text{CAXYZ}}^{\text{MV}}$ n'est pas correctement simulée par $\widehat{\mathbf{V}_{\text{CAXYZ}}^{\text{MV}}}$ après identification des erreurs $\hat{\mathbf{E}}$. Par conséquent l'erreur volumétrique simulée n'assure pas une caractérisation de l'erreur volumétrique de référence de manière homogène sur toutes les configurations articulaires utilisées pour l'identification. Ces différences de caractérisation dépendent des combinaisons et des configurations articulaires mais surtout du vecteur \mathbf{E} choisi en entrée. Ainsi, à ce stade, il n'est donc pas possible de conclure sur le choix de la combinaison assurant la meilleure caractérisation basée sur une simple simulation. Néanmoins, il est possible de recommander les combinaisons de paramètres permettant d'avoir, à priori sur des cas tests, les erreurs de simulation les plus faibles.

5 Expérimentation sur le centre UGV Mikron UCP 710

Après avoir étudié l'aptitude des combinaisons à caractériser l'erreur volumétrique, il est désormais question de mener l'identification des erreurs en se basant sur une application réelle sur le centre UGV 5 axes Mikron UCP 710.

En effet, le premier problème qui consistait à déterminer les meilleurs groupes de 8 erreurs de position et d'orientation d'axe parmi les 19 a été traité par utilisation de MVs. Il a permis de déterminer les meilleurs groupes de 8 erreurs au regard d'un vecteur d'erreurs \mathbf{E} fixé en entrée d'une MV. En revanche, le vecteur \mathbf{E} n'est en aucun cas représentatif des erreurs géométriques présentes sur la MO 5-axes Mikron UCP 710. Ainsi, le second problème porte sur la démarche d'identification à mettre en place sur la machine réelle pour quantifier les 8 erreurs de chaque combinaison et d'envisager le choix de la meilleure. Cette identification ne pourra être menée qu'après mesurage du biais géométrique $\delta \mathbf{q}_{\text{mes}}$ sur la machine réelle (MR) pour certaines configurations \mathbf{q} .

5.1 Mesure effective du biais géométrique

La mesure du biais géométrique s'appuie sur la stratégie de mesure exposée à la partie 3 par palpation d'une sphère de référence dans différentes configurations articulaires \mathbf{q} et pour une position bien choisie de la sphère de référence (p_x, p_y, p_z) sur le plateau de la machine. La possibilité de mettre en place plusieurs sphères sur le plateau de la machine peut être envisagé tel que le propose Erkan [Erkan *et al.*, 2011] avec son artefact « RUMBA ». Cette éventualité permettrait de minimiser les temps nécessaires au changement de configuration mais le temps effectif de mesure

serait augmenté proportionnellement au nombre de sphères rajoutées. Cette augmentation peut être palliée en réduisant le nombre de configurations mesurées, d'autant plus que de trop grandes dérives temporelles de la structure pourraient être évitées (cf. Chapitre 4). En revanche, cela engendre des centres de sphères mesurés pour les mêmes configurations (A, C) et cela ne permet pas de moyenniser l'effet des **erreurs de mouvement** des axes de rotation si le nombre de configurations (A, C) n'est pas suffisant.

5.1.1 Choix des configurations articulaires mesurées

Le choix des configurations articulaires est mené suivant plusieurs contraintes de :

- robustesse : en ayant un nombre suffisant de points mesurés et ainsi être en présence d'un système linéaire sur-déterminé peu sensible aux points de mesures aberrants.
- représentativité du réel : en maximisant le volume circonscrit des points mesurés dans le volume de travail et ainsi identifier des **erreurs de position et d'orientation d'axe** qui sont représentatives ;
- sensibilité au bruit : en minimisant le conditionnement de la matrice de sensibilité \mathbb{S} et pour assurer une meilleure identification vis-à-vis des bruits de mesures ;

La contrainte de robustesse peut être assurée en choisissant un nombre de configurations $Nc \gg Nc_{mini} = 5$. Le choix s'est porté sur $Nc = 50$ configurations ce qui permet d'avoir $3Nc$ équations linéaires ce qui est très supérieur au $rg(\mathbb{S}) = 14$. On s'est limité à ce nombre afin de conserver une **procédure de mesure** relativement rapide (<1h) et un conditionnement du système linéaire relativement faible (<5000). En effet, le conditionnement est relatif au nombre d'équations linéaires mises en jeu ainsi que des paramètres de réglage. Une étude du conditionnement de \mathbb{S} a permis de statuer sur le positionnement de la sphère à adopter ainsi que sur les valeurs de (A, C) à choisir tout en conservant une représentativité du réel, en maximisant le volume balayé, en assurant une accessibilité totale de la sphère et en évitant les collisions. Cette étude de conditionnement de \mathbb{S} a été menée pour 31 valeurs des 4 paramètres $R = \sqrt{p_x^2 + p_y^2}$ (rayon d'excentration de la sphère par rapport au centre du plateau), p_z (hauteur de la sphère), A , et C admissibles. Ainsi, 31^4 matrices \mathbb{S}_j ont été construites, et le conditionnement de matrices \mathbb{S} constituées de 29791 \mathbb{S}_j concaténées ont été calculées pour chaque valeur de paramètres. Les résultats illustrés à la figure 5.8, démontrent que plus la sphère est excentrée et haute, plus le conditionnement est faible.

De plus, certaines valeurs de A et C font augmenter le conditionnement du système linéaire (p. ex. $-180^\circ, 0^\circ, +180^\circ$). Écarter ces valeurs articulaires est très critiquable et à nuancer. En effet, d'une part ces valeurs maximisent les effets des **erreurs de position et d'orientation d'axe** des axes A et C . D'autre part, les valeurs numériques de conditionnement affichées à la figure 5.8 correspondent à des matrices \mathbb{S} de tailles $[(3 \times 29791) \times 14]$ et sont calculées pour de grandes variations de R et p_z . Ce qui explique des valeurs de conditionnement de \mathbb{S} de l'ordre de 10^4 à 10^{18} . La matrice \mathbb{S} pour $Nc = 50$ configurations sera quant à elle, de taille $[150 \times 14]$ et de conditionnement égal à 4525.

En résumé, une répartition linéaire des valeurs articulaires A et C (cf. Figure 5.9) sur une plage

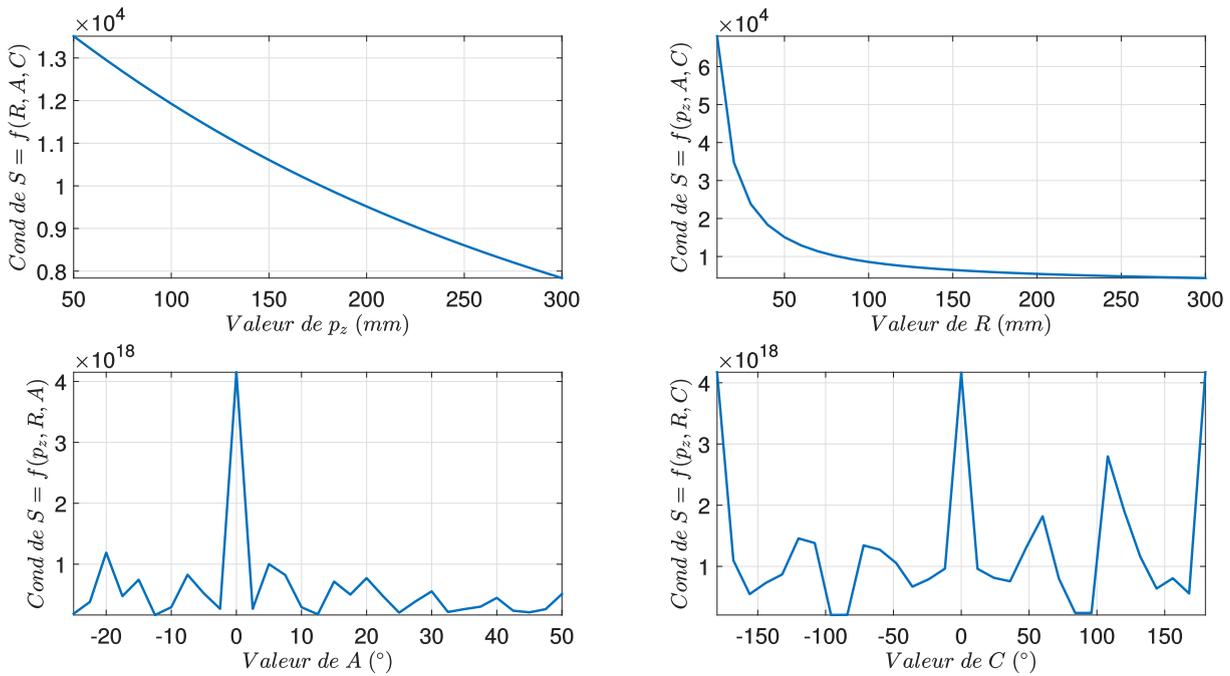


Figure 5.8 – Évolution du conditionnement de la matrice \mathbb{S} en fonction des paramètres de réglage.

assurant une parfaite accessibilité de la sphère a été choisie pour un positionnement le plus excentré possible sur le plateau de la machine ($R = 254,502 \text{ mm} = \sqrt{254,500^2 + (-0,889)^2}$) et pour une hauteur maximale $p_z = 170,569 \text{ mm}$.

Ces valeurs de paramètres permettent de solliciter les axes linéaires X , Y et Z sur une majeure partie de leur course (Figure 5.9). En outre, les valeurs de $A > 50^\circ$ sont exclues à cause de l'accessibilité à un hémisphère complet de la sphère de référence, et ce, sans interaction avec son cylindre d'ancrage. Cette valeur maximale de 50° d'inclinaison du berceau n'engendre une flexion de l'ensemble {support en acier + sphère en tungstène} et un déplacement du centre de la sphère que d'une valeur de $0,5 \mu\text{m}$. Enfin ces configurations mesurées assurent un volume circonscrit (c.-à-d. volume incluant tous les centres sphères mesurés) suffisamment représentatif du volume de travail de la machine comme l'illustrent les figures 5.9.

5.1.2 Résultats de mesures

La mesure effective du biais géométrique 3D $\delta\mathbf{q}_{\text{mes}}$, faite après un cycle de chauffe des axes, est illustrée à la figure 5.10.

La mesure des 50 configurations articulaires, soit 450 points mesurés, nécessite 52 min . La mesure a été répétée 10 fois pendant 2 jours. La reconstruction des centres des sphères associées permet d'en déduire $\delta\mathbf{q}_{\text{mes}}$.

D'après l'étude du chapitre 4 sur la dérive temporelle de la boucle structurelle, la durée de la procédure de mesure impose une identification et une compensation de cette dérive. L'identification a été faite sur une configuration de référence de la sphère étalon pour les valeurs $(A, C) = (0, 0)$. Cette configuration de référence a ainsi été mesurée en début et en fin de procédure et mesurée toutes les

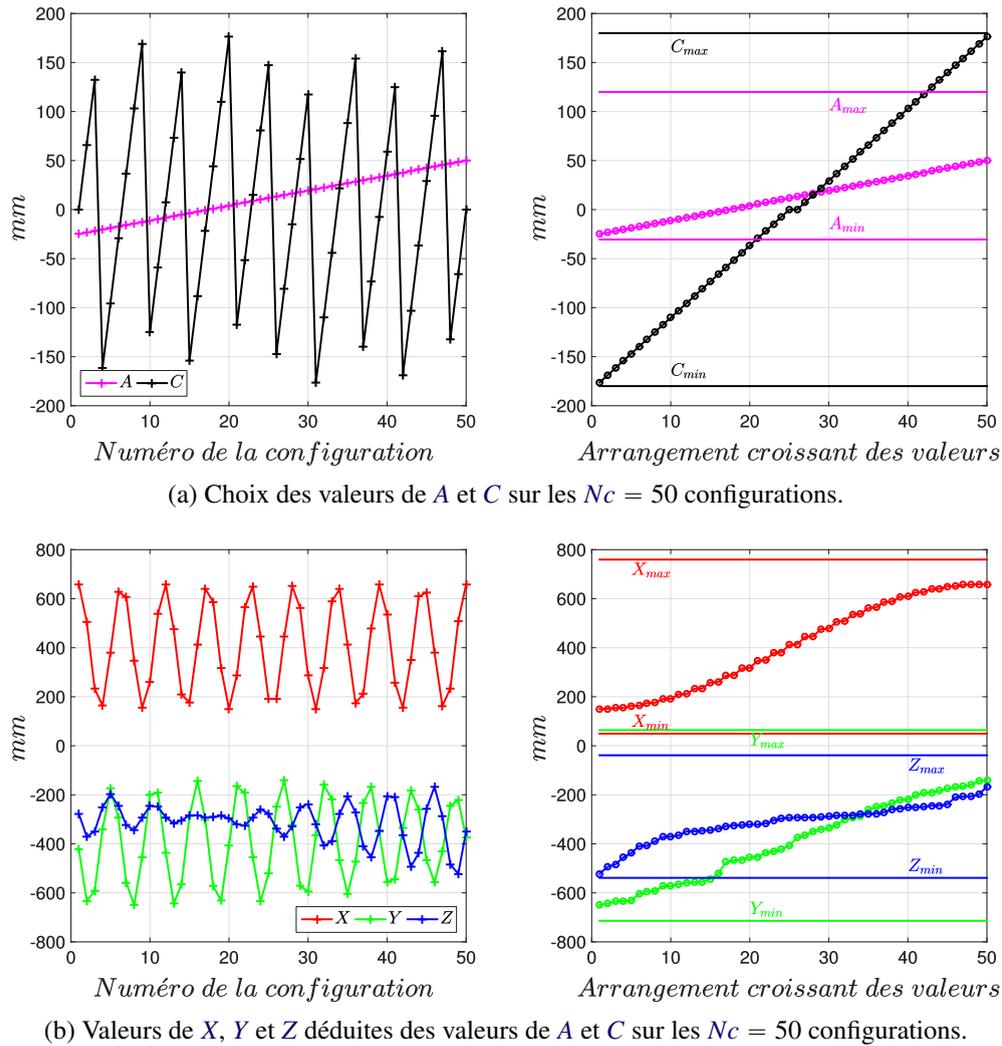


Figure 5.9 – Valeurs des $N_c=50$ configurations articulaires mesurées : \mathbf{q}_{mes} .

5 configurations articulaires d'intérêt N_c (environ toutes les 5 min). L'identification repose sur une hypothèse forte qui est que cette dérive temporelle est isotrope sur tout le volume de travail de la MO et lente. Une mesure de configurations de références supplémentaires a été envisagée afin de confirmer ou infirmer l'hypothèse d'isotropie de cette dérive, mais elle n'a pas été mise en œuvre. En effet, cette mesure augmentant significativement le nombre de configurations à mesurer n'aurait pas permis d'obtenir une image fidèle de cette dérive pour chacune des configurations d'intérêt N_c . Les variations des composantes du biais et sa norme sont illustrées à la figure 5.11.

Les oscillations visibles sont dues aux effets des erreurs de position et d'orientation d'axe sur un tour de plateau (paramètre articulaire C). Les barres d'incertitudes traduisent quant à elles la dispersion due à la reproductibilité de la procédure de mesure. Des valeurs détaillées sont illustrées au tableau 5.4, où l'on peut lire les grandes variations des composantes et de la norme de $\delta\mathbf{q}_{mes}$. En fonction de la configuration articulaire considérée, le biais géométrique mesuré sur chacun des axes peut être tantôt positif tantôt négatif avec des variations maximales de plus de $150 \mu m$. Par ailleurs, la dérive temporelle malgré une compensation de celle-ci, est prépondérante sur Z et engendre une

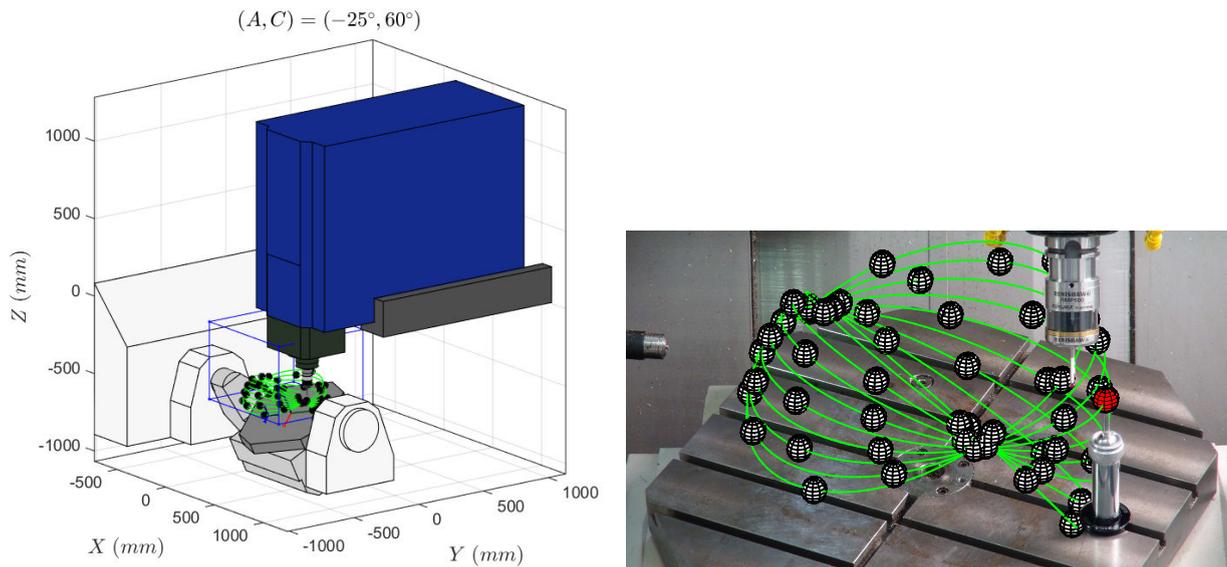


Figure 5.10 – N_c configurations articulaires mesurées.

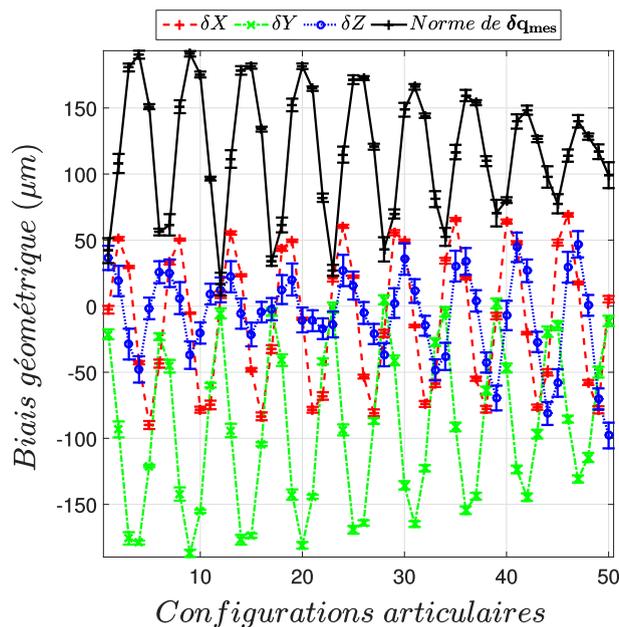


Figure 5.11 – Composantes δX_{mes} , δY_{mes} , δZ_{mes} mesurées du biais géométrique $\delta \mathbf{q}_{mes}$, et sa norme (dérivée temporelle compensée).

dispersion de reproductibilité de $12,1 \mu\text{m}$ sur les mesures.

À partir des résultats de mesure sur 2 jours d'expérimentation, l'incertitude de l'écart à la moyenne des distances entre les points palpés et les centres sphères des moindres carrés a été évaluée et vaut $u_{(k=2)} = 1,2\mu\text{m}$. Aux vues de la valeur d'incertitude de répétabilité de $U_{(k=2)} = 0,97\mu\text{m}$ trouvée au chapitre 3, il est possible de conclure que la procédure de mesure est robuste (c.-à-d. peu de points aberrants).

Tableau 5.4 – Résultats de la campagne de mesure de biais géométrique.

	Min sur N_c (μm)	Moy sur N_c (μm)	Max sur N_c (μm)	u_{max} sur N_c (μm)
δX_{mes}	-90,0	-9,1	69,1	3,3
δY_{mes}	-187,1	-92,1	4,8	6,0
δZ_{mes}	-97,9	-6,8	46,8	12,1
$\ \delta \mathbf{q}_{\text{mes}}\ $	16,6	117,8	190,9	10,1

5.2 Identification des erreurs géométriques

L'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe a été réalisée à partir du biais géométrique mesuré après compensation de la dérive temporelle de la boucle structurelle (Figure 5.12).

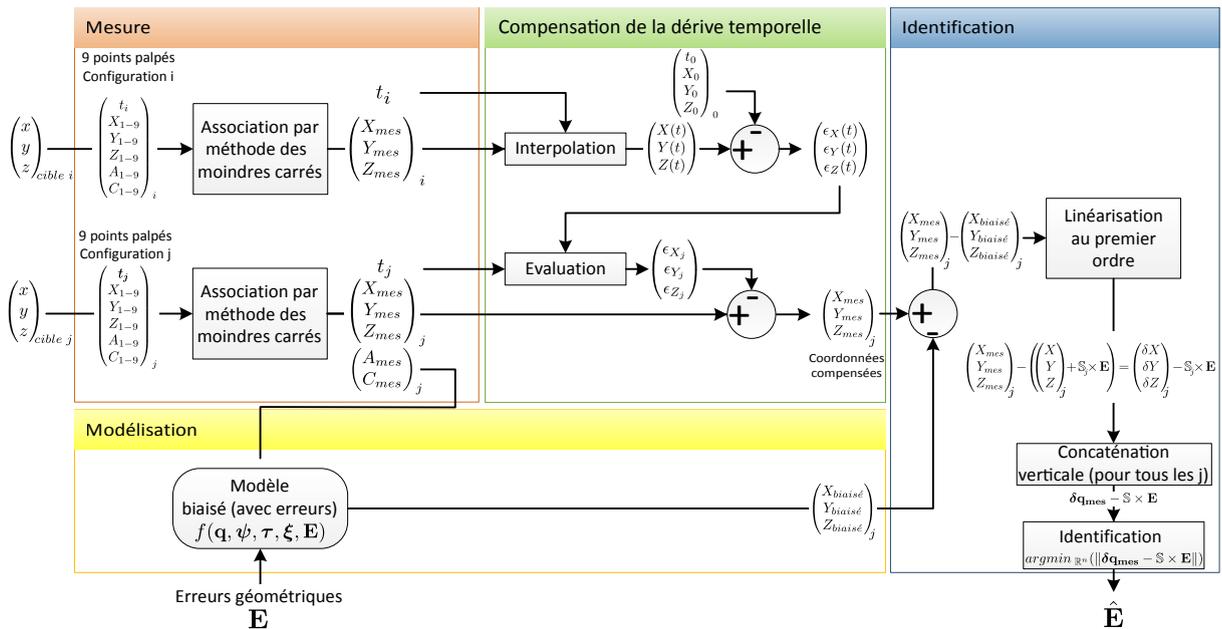


Figure 5.12 – Identification des erreurs de position et d'orientation d'axe avec compensation de la dérive temporelle de la boucle structurelle.

Cette dérive temporelle évaluée sur les centres sphères des configurations d'intérêt N_c est notée $(\epsilon_{x_j}, \epsilon_{y_j}, \epsilon_{z_j})^T$ et illustrée à la figure 5.13 dans le cas d'une des 10 répétitions de la procédure de mesure. Les valeurs identifiées à partir du système linéaire rappelé à l'équation (5.10) par une méthode numérique de résolution de type QR sont exposées au tableau 5.5.

$$\underbrace{\mathbb{S} \times \mathbf{E}}_{\delta \mathbf{q}_{\text{mod}}} = \delta \mathbf{q}_{\text{mes}} \quad (5.10)$$

L'étude montre qu'il suffit de 25 configurations spatialement réparties pour une convergence à 95% des résultats d'identification [Viprey, 2013]. Par ailleurs les configurations doivent être choisies uniformément réparties le long des courses des axes sous peine d'obtenir des résultats d'identification totalement différents [Viprey, 2013]. Les valeurs identifiées E_{A0Z} , E_{B0Z} , E_{C0Y} , E_{B0C} , dx_w , dy_w

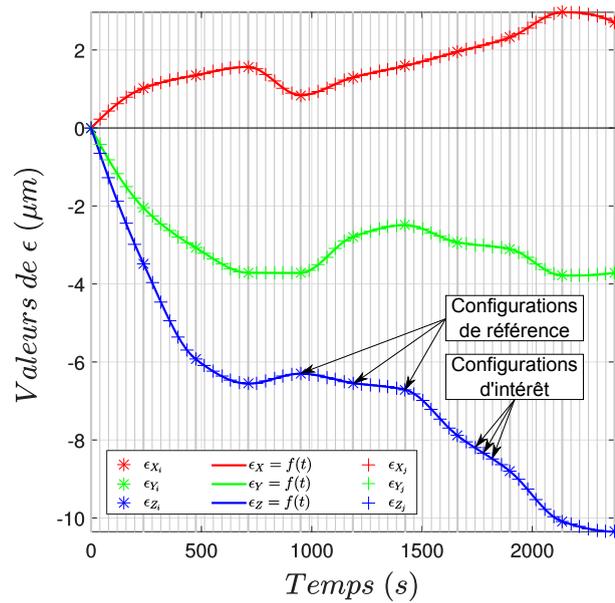


Figure 5.13 – Dérive temporelle de la boucle structurelle durant la procédure de mesure.

figurant au tableau 5.5 sont constantes, et cela quelle que soit la combinaison considérée. Le reste du biais géométrique est traduit par une combinaison linéaire des autres erreurs.

5.3 Résidu d'identification

Le résidu d'identification noté $r(\hat{\mathbf{E}})$ est l'écart entre la mesure et l'effet modélisé des erreurs de position et d'orientation d'axe identifiées. Cet indicateur statue sur la qualité de l'identification. Ce résidu est calculé comme la différence entre le biais géométrique mesuré $\delta\mathbf{q}_{\text{mes}}$ et le biais géométrique modélisé $\delta\mathbf{q}_{\text{mod}}$ (Équation (5.11)). Le résidu $r(\hat{\mathbf{E}})$ illustrée à la figure 5.14 quantifie la part du biais géométrique mesuré $\delta\mathbf{q}_{\text{mes}}$ qui est caractérisé par les effets des erreurs de position et d'orientation d'axe.

$$r(\hat{\mathbf{E}}) = \delta\mathbf{q}_{\text{mes}} - \delta\mathbf{q}_{\text{mod}} \quad (5.11)$$

L'identification précédente engendre des valeurs identiques d'erreurs de position et d'orientation d'axe quelle que soit la combinaison. Par conséquent, le résidu ne dépend finalement que des valeurs d'erreurs de position et d'orientation d'axe qui diffèrent d'une combinaison à l'autre.

L'écart entre la mesure et la caractérisation est dû aux effets de l'identification, ainsi qu'à la linéarisation du modèle au travers de \mathbb{S} , mais également au fait que la mesure est physique et par conséquent entachée d'un bruit. L'erreur de simulation illustrée à la figure 5.5, quant à elle, considérait les effets de l'identification et les effets du modèle non linéarisé, le tout sans bruit de mesure.

La norme du résidu est illustrée à la figure 5.15. Elle est identique quelle que soit la combinaison d'erreurs de position et d'orientation d'axe identifiée $\hat{\mathbf{E}} = \widehat{\text{comb}} \mathbf{i}$. Ceci peut s'expliquer par le caractère linéaire du système d'équations. Le biais géométrique mesuré est traduit par un effet linéarisé à l'ordre 1, alors que les MVs ne font aucune approximation à l'ordre 1 sur le calcul et la

Tableau 5.5 – Résumé des combinaisons identifiées.

	dx_t	dy_t	dz_t	E_{A0Z}	E_{B0Z}	E_{A0Y}	E_{C0Y}	E_{B0X}	E_{C0X}	E_{B0A}	E_{C0A}	E_{A0A}	E_{A0C}	E_{B0C}	E_{Y0C}	dx_w	dy_w	dz_w
	μm	μm	μm	μrad	μrad	μrad	μrad	μrad	μrad	μrad	μrad	μrad	μrad	μrad	μm	μm	μm	
comb1	-36 ±3,6	72 ±8,8	78 ±7,4	-42 ±1,8	-3 ±1,7	74 ±14	98 ±1,3	22 ±1,6	37 ±1,4	- -	- -	- ±15	-13 ±1	-10 ±1	- -	8 ±1,3	100 ±1,2	38 ±0,8
comb2	-36 ±3,6	66 ±2,2	84 ±6,3	-42 ±1,8	-3 ±1,7	87 ±11	98 ±1,3	22 ±1,6	37 ±1,4	- -	- -	- -	- ±1	-10 ±1	2 ±1,8	8 ±1,3	100 ±1,2	39 ±0,7
comb3	-20 ±3,4	87 ±9,3	78 ±7,4	-42 ±1,8	-3 ±1,7	74 ±14	98 ±1,3	22 ±1,6	- -	- -	-37 ±1,4	- ±15	-13 ±1	-10 ±1	- -	8 ±1,3	100 ±1,2	38 ±0,8
comb4	-20 ±3,4	80 ±2,5	84 ±6,3	-42 ±1,8	-3 ±1,7	87 ±11	98 ±1,3	22 ±1,6	- -	- -	-37 ±1,4	- -	- ±1	-10 ±1	2 ±1,8	8 ±1,3	100 ±1,2	39 ±0,7
comb5	-47 ±3	72 ±8,8	70 ±6,9	-42 ±1,8	-3 ±1,7	74 ±14	98 ±1,3	- ±1,4	37 ±1,6	-22 ±1,6	- -	- ±15	-13 ±1	-10 ±1	- -	8 ±1,3	100 ±1,2	38 ±0,8
comb6	-47 ±3	66 ±2	75 ±6	-42 ±1,8	-3 ±1,7	87 ±11	98 ±1,3	- ±1,4	37 ±1,6	-22 ±1,6	- -	- -	- ±1	-10 ±1	2 ±1,8	8 ±1,3	100 ±1,2	39 ±0,7
comb7	-31 ±2,7	87 ±9,3	70 ±7	-42 ±1,8	-3 ±1,7	74 ±14	98 ±1,3	- -	- -	-22 ±1,6	-37 ±1,4	- ±15	-13 ±1	-10 ±1	- -	8 ±1,3	100 ±1,2	38 ±0,7
comb8	-31 ±2,7	80 ±2,5	75 ±5,8	-42 ±1,8	-3 ±1,7	87 ±11	98 ±1,3	- -	- -	-22 ±1,6	-37 ±1,4	- -	- ±1	-10 ±1	2 ±1,8	8 ±1,3	100 ±1,2	39 ±0,7
comb9	-36 ±3,6	111 ±4,7	45 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	22 ±1,6	37 ±1,4	- -	- ±14	-74 ±15	-13 ±1	-10 ±1	- -	8 ±1,3	100 ±1,2	38 ±0,8
comb10	-36 ±3,6	111 ±4,7	45 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	22 ±1,6	37 ±1,4	- -	- ±11	-87 -	- ±1	-10 ±1	2 ±1,8	8 ±1,3	100 ±1,2	39 ±0,7
comb11	-36 ±3,6	111 ±4,7	45 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	22 ±1,6	37 ±1,4	- -	- -	-87 ±11	-10 ±1	-9 ±1,7	8 ±1,3	100 ±1,2	34 ±2,2	
comb12	-20 ±3,4	126 ±5	45 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	22 ±1,6	- -	- -	-37 ±1,4	-74 ±14	-13 ±15	-10 ±1	- -	8 ±1,3	100 ±1,2	38 ±0,8
comb13	-20 ±3,4	126 ±5	45 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	22 ±1,6	- -	- -	-37 ±1,4	-87 ±11	- -	-10 ±1	2 ±1,8	8 ±1,3	100 ±1,2	39 ±0,7
comb14	-20 ±3,4	126 ±5	45 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	22 ±1,6	- -	- -	-37 ±1,4	- ±11	-87 ±1	-10 ±1	-9 ±1,7	8 ±1,3	100 ±1,2	34 ±0,2
comb15	-47 ±3	111 ±4,7	36 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	- ±1,4	37 ±1,6	-22 ±1,6	- ±14	-74 ±15	-13 ±1	-10 ±1	- -	8 ±1,3	100 ±1,2	38 ±0,8
comb16	-47 ±3	111 ±4,7	36 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	- ±1,4	37 ±1,6	-22 ±1,6	- ±11	-87 -	- ±1	-10 ±1	2 ±1,8	8 ±1,3	100 ±1,2	39 ±0,7
comb17	-47 ±3	111 ±4,7	36 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	- ±1,4	37 ±1,6	-22 ±1,6	- ±11	-87 ±1	-10 ±1	-9 ±1,7	8 ±1,3	100 ±1,2	34 ±0,2	
comb18	-31 ±2,7	126 ±5	36 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	- -	- ±1,6	-22 ±1,6	-37 ±1,4	-74 ±14	-13 ±1,4	-10 ±1	- -	8 ±1,3	100 ±1,2	38 ±0,7
comb19	-31 ±2,7	126 ±5	36 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	- -	- ±1,6	-22 ±1,6	-37 ±1,4	-87 ±11	- ±1	-10 ±1	2 ±1,8	8 ±1,3	100 ±1,2	39 ±0,7
comb20	-31 ±2,7	126 ±5	36 ±10	-42 ±1,8	-3 ±1,7	- -	98 ±1,3	- -	- ±1,6	-22 ±1,6	-37 ±1,4	- -	-87 ±11	-10 ±1	-9 ±1,7	8 ±1,3	100 ±1,2	34 ±0,2

simulation de l'erreur volumétrique (seule l'identification est à l'ordre 1). De plus, cette égalité des résidus est probablement dû au bruit de mesure qui est le même pour chacune des combinaisons et qui n'est pas identifié. Par ailleurs, les erreurs de mouvement des axes linéaires et de rotation participent à ce résidu d'identification. Il est du également à des effets non mesurés et non modélisés tels que l'état thermique ainsi que des dérives thermiques de la boucle structurelle.

Cette étude du résidu permet tout de même d'affirmer que le biais géométrique modélisé δq_{mod} (Tableau 5.6) permet de caractériser 90% de la mesure (δq_{mes}). Il est nécessaire de rajouter l'importance de la mise en température de la machine (éléments de transmissions, éléments de guidages),

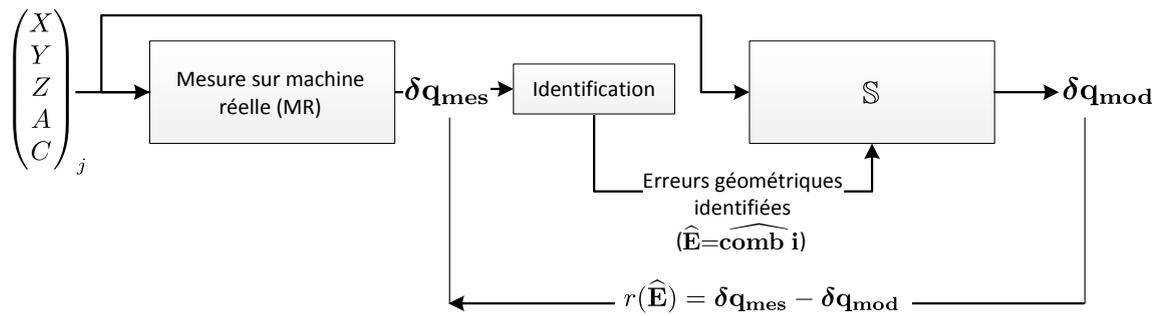


Figure 5.14 – Résidu d'identification $r(\hat{\mathbf{E}})$.

car un essai sur MO froide (conditions différentes de celles de service) engendre une identification très médiocre puisque la norme du résidu moyen d'identification est alors de $48 \mu\text{m}$. Dans le cas d'une boucle structurelle mise en température, la norme de ce résidu moyen est de $11,5 \mu\text{m}$.

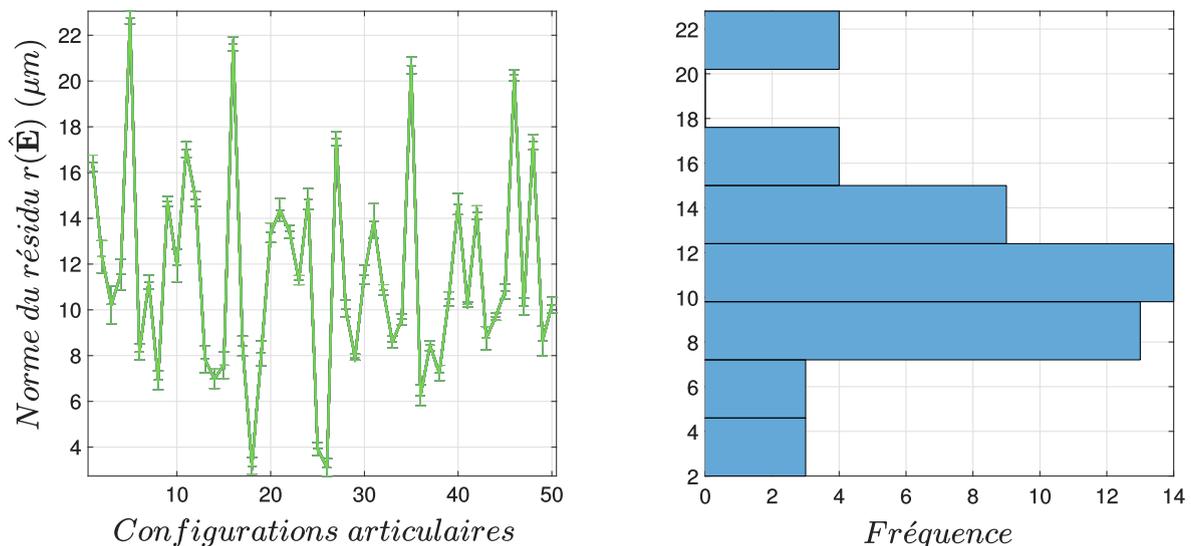


Figure 5.15 – Norme du résidu d'identification $\|r(\hat{\mathbf{E}})\|$ calculé pour chacune des combinaisons d'erreurs $\hat{\mathbf{E}} = \widehat{\text{comb i}}$.

Tableau 5.6 – Qualification de l'identification.

	Min sur N_c (μm)	Moy sur N_c (μm)	Max sur N_c (μm)	u_{max} sur N_c (μm)
δX_{mes}	-90,0	-9,1	69,1	3,3
δY_{mes}	-187,1	-92,1	4,8	6,0
δZ_{mes}	-97,9	-6,8	46,8	12,1
$\ \delta \mathbf{q}_{mes}\ $	16,6	117,8	190,9	10,1
δX_{mod}	-87,1	-9,2	68,3	3,4
δY_{mod}	-197,5	-91,9	-2,8	5,2
δZ_{mod}	-89,8	-7,3	50,7	7,3
$\ \delta \mathbf{q}_{mod}\ $	22,2	116,4	201,0	10,0
$\ r(\hat{\mathbf{E}})\ $	3,1	11,5	22,8	0,8

Tableau 5.7 – Résumé des identifications servant à la vérification.

	dx_t	dy_t	dz_t	E_{AOZ}	E_{BOZ}	E_{AOY}	E_{COY}	E_{BOX}	E_{COX}	E_{BOA}	E_{COA}	E_{AOA}	E_{AOC}	E_{BOC}	E_{YOC}	dx_w	dy_w	dz_w
	μm	μm	μm	μrad	μm	μm	μm	μm										
comb20 grâce à $N_c=50$	-31	126	36	-42	-3	-	98	-	-	-22	-37	-	-87	-10	-9	8	100	34
comb20 grâce à $N_c=25$	-32	122	23	-42	-7	-	98	-	-	-21	-37	-	-88	-7	-12	8	99	35

6 Validation sur d'autres configurations

La validation de l'identification précédente a été réalisée à l'aide de configurations dites de vérifications. Suite à l'étude de convergence des résultats d'identification, seulement $N_c = 25$ configurations ont été utilisées pour l'identification des erreurs notées $\hat{\mathbf{E}}_{N_c}$. Par la suite, les 25 autres configurations (notées N_{cv}) ont été utilisées pour la validation de l'identification des $\hat{\mathbf{E}}_{N_c}$. Le résultat est illustré par le tableau 5.7 où figurent les valeurs identifiées des erreurs de position et d'orientation d'axe. La convergence des résultats d'identification [Viprey, 2013] est mise en exergue dans ce tableau.

En revanche, le résidu d'identification calculé à partir de l'équation (5.12) est plus faible que pour $N_c = 50$ configurations mesurées.

$$r(\hat{\mathbf{E}})_{[75 \times 1]} = \delta \mathbf{q}_{\text{mes}_{N_{cv}}} - \mathbb{S}_{[3N_{cv} \times 14]} \times \hat{\mathbf{E}}_{N_c=25} \quad (5.12)$$

Le résidu, chiffré au tableau 5.8 est légèrement plus faible puisque le nombre de configurations mesurées et utilisées est deux fois moins grand. En effet, les points utiles à la vérification sont moins nombreux, et sont donc moins susceptibles de laisser un important résidu non identifié. Finalement, ces résultats dénotent que l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe assure une bonne représentativité des erreurs présentes au sein de la boucle structurelle ainsi qu'une bonne capacité à caractériser le biais géométrique mesuré ailleurs dans le volume de travail.

Tableau 5.8 – Qualification de l'identification via d'autres configurations parmi les N_c mesurées.

	Min sur N_c (μm)	Moy sur N_c (μm)	Max sur N_c (μm)
$\ r(\hat{\mathbf{E}})\ $ grâce à $N_c = 50$	3,1	11,5	22,8
$\ r(\hat{\mathbf{E}})\ $ grâce à $N_c = 25$	2,5	11,2	21,2

7 Performance du processus d'identification face au bruit de mesure

7.1 Mise en place d'indicateurs de performance

L'objectif de cette étude est l'évaluation des performances de l'identification de paramètres du modèle vis-à-vis d'un bruit de mesure. Pour cela, la mesure du biais géométrique a été bruitée par

ajout d'un bruit aléatoire. Le bruit a été tiré aléatoirement (générateur de nombre pseudo-aléatoire de Mersenne Twister) de la distribution normale centrée en 0 et dont l'écart-type est directement issu des 10 reproductions de la **procédure de mesure** des N_c configurations articulaires. Le nombre de tirages aléatoires de vecteurs $\delta\mathbf{q}_{\text{mes avec bruit}}$ a été expérimentalement évalué à $M = 1.10^5$ tirages afin d'assurer la convergence des résultats.

À partir de ces deux valeurs de $\delta\mathbf{q}_{\text{mes avec bruit}}$ et $\delta\mathbf{q}_{\text{mes sans bruit}}$, les **erreurs de position et d'orientation d'axe** sont identifiées et notées respectivement $\hat{\mathbf{E}}_{\text{avec bruit}}$ et $\hat{\mathbf{E}}_{\text{sans bruit}}$ (Figure 5.16). La simulation

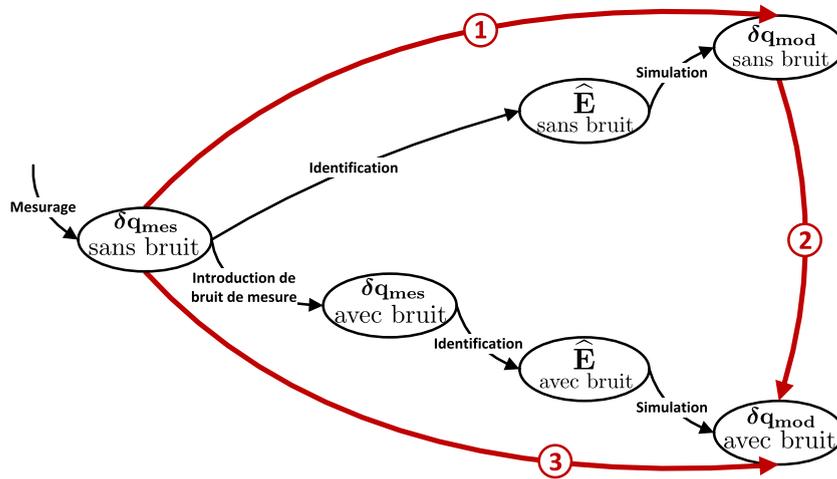


Figure 5.16 – Description de la mise en place d'indicateurs de performance du processus d'identification.

de l'effet de ces erreurs permet de caractériser le biais géométrique modélisé avec ou sans bruit noté respectivement $\delta\mathbf{q}_{\text{mod avec bruit}}$ et $\delta\mathbf{q}_{\text{mod sans bruit}}$. De ces vecteurs, 4 indicateurs de performance peuvent être mis en place et sont illustrés à la figure 5.16. Le premier indicateur noté ① permet de statuer sur la qualité de l'identification (l'effet du modèle) tel que cela a été fait jusqu'à présent qui peut être explicité par l'équation (5.13) suivante :

$$\begin{aligned} \delta\mathbf{q}_{\text{mod sans bruit}} - \delta\mathbf{q}_{\text{mes sans bruit}} &= \mathbb{S} \times \hat{\mathbf{E}}_{\text{sans bruit}} - \delta\mathbf{q}_{\text{mes sans bruit}} \\ &= \mathbb{S} \times (\mathbb{S}^+ \times \delta\mathbf{q}_{\text{mes sans bruit}}) - \delta\mathbf{q}_{\text{mes sans bruit}} \end{aligned} \quad (5.13)$$

Quant à l'indicateur ②, il quantifie l'impact du bruit sur l'identification et la capacité du modèle à caractériser le biais géométrique mesuré avec bruit par rapport à une mesure sans bruit (Équation (5.14)) :

$$\delta\mathbf{q}_{\text{mod avec bruit}} - \delta\mathbf{q}_{\text{mod sans bruit}} = \mathbb{S} \times \mathbb{S}^+ \times (\delta\mathbf{q}_{\text{mes avec bruit}} - \delta\mathbf{q}_{\text{mes sans bruit}}) \quad (5.14)$$

Et finalement l'indicateur ③ statue sur la qualité de l'identification avec bruit de mesure (l'effet du bruit par le modèle) par l'équation (5.15) :

$$\delta\mathbf{q}_{\text{mod avec bruit}} - \delta\mathbf{q}_{\text{mes sans bruit}} = \mathbb{S} \times (\mathbb{S}^+ \times \delta\mathbf{q}_{\text{mes avec bruit}}) - \delta\mathbf{q}_{\text{mes sans bruit}} \quad (5.15)$$

On souhaite qualifier le processus par le critère, qui est : « La capacité à caractériser la mesure du biais ($\delta\mathbf{q}_{\text{mes}}$ avec ou sans bruit) en chaque configuration articulaire », par conséquent l'impact

du bruit sur les valeurs identifiées $\hat{\mathbf{E}}$ n'a que peu d'intérêt. En revanche ces valeurs sont calculées pour contrôler l'effet du conditionnement de la matrice \mathbf{S} sur les valeurs identifiées.

Par ailleurs, pour des soucis de clarté et de compréhension, la norme du résidu de chaque indicateur ①, ② et ③ ne sera pas considérée pour chacune des $N_c = 50$ configurations articulaires. Le recours à la valeur moyenne et l'écart-type sur l'ensemble des M tirages aléatoires de l'écart quadratique moyen noté EQM est utilisé. L' EQM est la racine carrée de la moyenne arithmétique des carrés des écarts entre les prévisions et les observations. Cet indicateur a l'avantage de regrouper l'ensemble des N_c configurations articulaires mesurées pour un tirage aléatoire parmi M . Cet EQM est défini à l'équation (5.16) dans le cas de l'indicateur ①. On obtient ainsi un indicateur global de caractérisation sur l'ensemble des N_c configurations.

$$EQM = \sqrt{\frac{1}{N_c} \sum_{i=1}^{N_c} (\epsilon_i)^2} = \left(\frac{1}{N_c} \sum_{i=1}^{N_c} ((\delta X_{mod \text{ sans bruit}} - \delta X_{mes \text{ sans bruit}})^2 + \dots + (\delta Z_{mod \text{ sans bruit}} - \delta Z_{mes \text{ sans bruit}})^2) \right)^{\frac{1}{2}} \quad (5.16)$$

7.2 Résultats de performance du processus d'identification face au bruit de mesure

La simulation de $M = 10^5$ tirages aléatoires et le calcul des écarts quadratiques moyens (EQM) calculés pour chaque tirage et pour chaque indicateur permettent d'en déduire un certain nombre de résultats. D'abord, quelle que soit la méthode de résolution du problème inverse utilisée, la moyenne sur les M tirages des EQM et leur dispersion (évaluée par l'écart-type) restent identiques (Tableau 5.9) pour chacun des écarts suivants :

- $\delta \mathbf{q}_{mod \text{ sans bruit}} - \delta \mathbf{q}_{mes \text{ sans bruit}}$ lors de l'étude de l'effet du modèle (indicateur ①) ;
- $\delta \mathbf{q}_{mod \text{ avec bruit}} - \delta \mathbf{q}_{mod \text{ sans bruit}}$ traduisant l'effet du bruit seul (indicateur ②) ;
- $\delta \mathbf{q}_{mod \text{ avec bruit}} - \delta \mathbf{q}_{mes \text{ sans bruit}}$ qui évalue l'effet du modèle et du bruit (indicateur ③).

Tableau 5.9 – Résultats de performance du processus d'identification en fonction de la méthode et de l'indicateur.

Indicateur ① ¹	Indicateur ②		Indicateur ③	
	$EQM_{moy} (\mu m)$	$\text{écart} - \text{type}_{moy} (\mu m)$	$EQM_{moy} (\mu m)$	$\text{écart} - \text{type}_{moy} (\mu m)$
12,3	3,2	0,87	12,7	0,23

¹ pas de propagation du bruit.

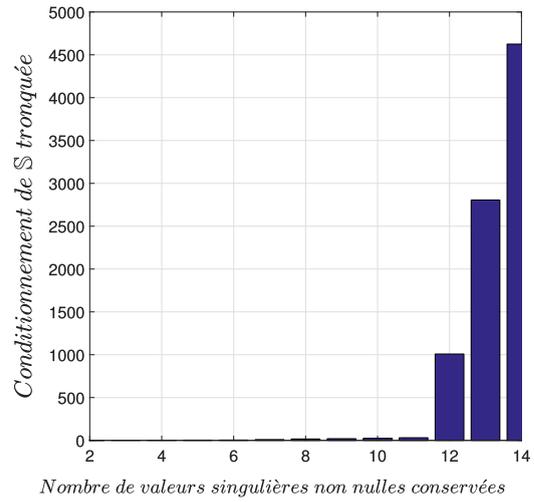
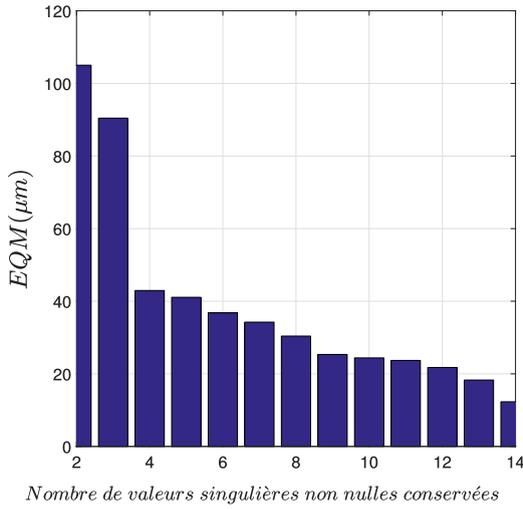
Aux vues des valeurs illustrées dans le tableau 5.9, l'effet du bruit sur $\delta \mathbf{q}_{mod}$ n'engendre qu'une augmentation de $0,4 \mu m$ de l' EQM entre l'indicateur ① et ③ alors que l'effet du bruit seul est de $3,2 \mu m$. Par conséquent, l'effet du bruit est minimisé par le modèle et par la résolution du problème

inverse. L'identification des **erreurs de position et d'orientation d'axe** et la caractérisation du biais géométrique mesuré $\delta\mathbf{q}_{\text{mes}}$ par $\delta\mathbf{q}_{\text{mod}}$ est ainsi très peu sensible au bruit de mesure ($0,4 \mu\text{m}$) et à la dispersion qu'il peut engendrer sur la caractérisation (écart-type de $0,23 \mu\text{m}$).

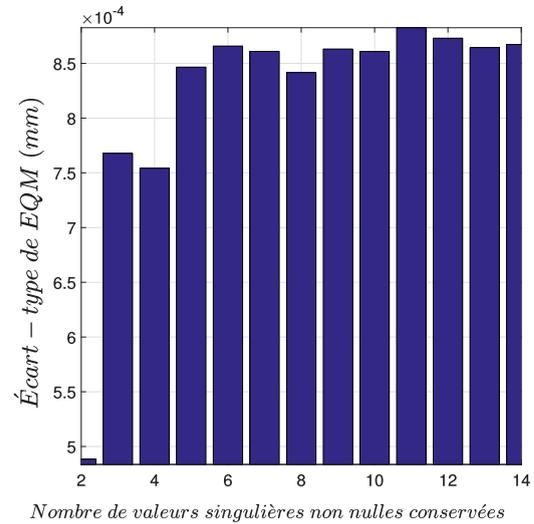
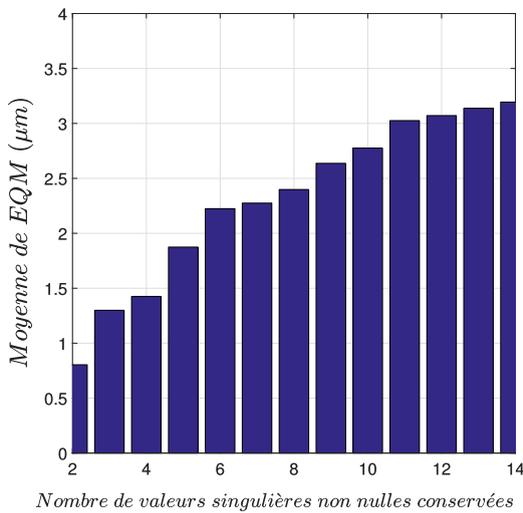
Par ailleurs, une troncature croissante du nombre de valeurs singulières (méthode de SVD tronquée sur \mathbb{S}) est menée. Elle permet de voir l'influence des petites valeurs singulières sur la stabilité de la résolution et la propagation du bruit. Cette troncature a pour conséquence une augmentation de l'EQM (Figure 5.17a). Ainsi la caractérisation du biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{\text{mes}}$ est d'autant plus médiocre que le nombre de valeurs singulières conservées est petit. En revanche, la diminution du conditionnement de \mathbb{S} lors de la suppression des valeurs singulières (Figure 5.17b) permet de réduire l'effet du bruit seul sur la caractérisation illustrée à la figure 5.17c, et globalement la dispersion engendrée 5.17d. Par la propagation des effets du modèle et du bruit, la diminution du paramètre « Nombre de valeurs singulières conservées » assure une minimisation des effets associés au modèle et au bruit, mais à contrario réduit la capacité du modèle à caractériser le biais géométrique mesuré. Un choix est donc à faire entre une bonne caractérisation associée à une incertitude conséquente ou une caractérisation moins performante, mais avec une meilleure incertitude vis-à-vis des effets du modèle et du bruit de mesure.

En résumé, le centre UGV Mikron UCP 710 doté du LURPALpeur est très peu sensible au bruit de mesure. Ainsi, la réduction de modèle n'est pas nécessaire. En revanche, sur des moyens de production dont la **boucle structurelle** est différente tout comme le **système de mesure**, il sera possible de réduire les effets du bruit par la SVD tronquée moyennant une baisse de performance **performance volumétrique**.

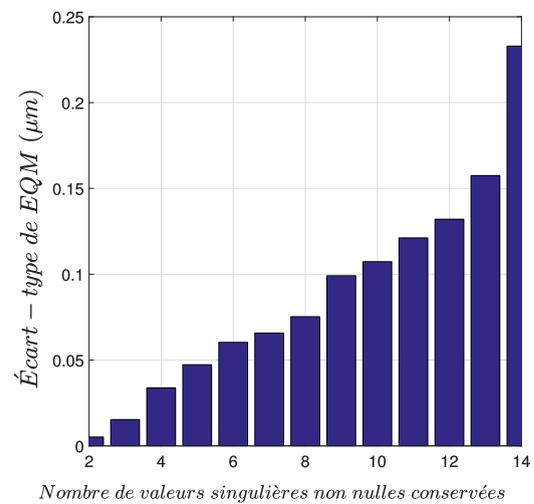
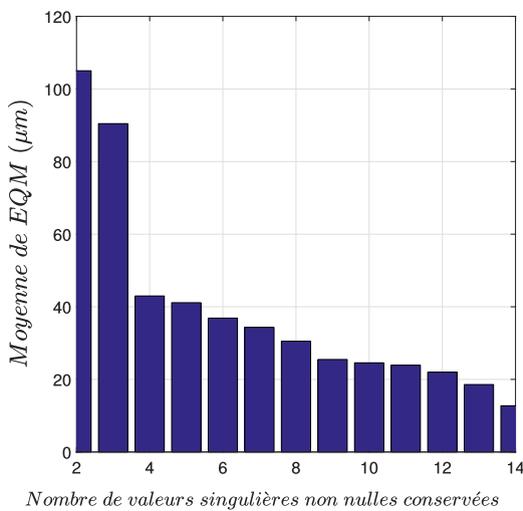
La problématique de rendre une **MO** mesurante avec un niveau d'incertitude de mesure maîtrisé nous a conduit à faire le choix d'une maîtrise de la caractérisation du biais géométrique en vue d'une compensation. Ceci dans le but d'assurer une bonne capabilité de la **MO** tant sur la mesure en ligne que sur le processus classique d'enlèvement de matière et ainsi d'augmenter sa **performance volumétrique** même si cela doit engendrer un niveau plus élevé de l'incertitude de mesure ou de positionnement outil/pièce après compensation. Toutefois, ce niveau d'incertitude face au bruit, est désormais chiffrable de manière globale sur l'ensemble du volume de travail, ou directement par une évaluation locale du résidu d'estimation r .



(a) Écart quadratique : SVD tronquée avec propagation des effets du modèle. (b) Conditionnement des matrices \mathbb{S} tronquée.



(c) Écart quadratique moyen : SVD tronquée avec propagation des effets du bruit. (d) Écart-type moyen associé à EQM : SVD tronquée avec propagation des effets du bruit.



(e) Écart quadratique moyen : SVD tronquée avec propagation des effets du modèle et du bruit. (f) Écart-type moyen associé à EQM : SVD tronquée avec propagation des effets du modèle et du bruit.

Figure 5.17 – Étude des indicateurs 1, 3 et 4 dans le cas d'une méthode de SVD tronquée.

8 Étude de l'effet des erreurs de mouvement identifiées par MFB

La mesure des centres sphères des N_c configurations permettant l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe est en réalité entâchée par les erreurs de mouvement des axes linéaires, mais également celles des axes de rotations. Dans ce présent chapitre, les contributions des erreurs de position et d'orientation d'axe ont été identifiées à partir de $\delta\mathbf{q}_{\text{mes}}$ mais sans considération des effets des erreurs de mouvement précédemment identifiées.

Les contributions de toutes erreurs géométriques sur le biais géométrique mesuré ont été modélisées et linéarisées à l'ordre 1 (Équation (5.1)). Ainsi, il est d'ores et déjà possible de compenser l'effet des erreurs de mouvement des axes linéaires identifiées à partir de l'ensemble des développements proposés et menés dans les deux précédents chapitres (Chapitre 2 et 3). Cette compensation permettra d'en déduire l'impact sur l'identification sur les erreurs de position et d'orientation d'axe.

8.1 Principe de compensation des erreurs de mouvement identifiées par MFB

Les erreurs de position et d'orientation d'axe et les erreurs d'assemblage peuvent être identifiées à partir du biais compensé $\delta\mathbf{q}_{\text{comp}}$ des effets des erreurs de mouvement identifiées $\hat{\mathbf{E}}_{ij}$ défini à l'équation (5.17).

$$\delta\mathbf{q}_{\text{comp}} = \delta\mathbf{q}_{\text{mes}} - \delta\mathbf{q}_{\text{mod}}(\hat{\mathbf{E}}_{ij}) \quad (5.17)$$

La modélisation de ces effets s'appuie sur la modélisation faite au chapitre 3 par les équations (3.11), (3.12) et (3.13).

La procédure de mesure basée sur le mesurage d'une sphère en supposant ses défauts de forme négligeables permet d'identifier le centre de la sphère étalon sans se soucier de son orientation dans R_f . Ainsi les paramètres du vecteur $\boldsymbol{\xi}$ à savoir b, c, e, f, h et i des équations (3.11), (3.12) et (3.13) sont ainsi imposés nuls puisque ${}^{R_{\text{réel } w}}\mathbf{p}_w = [0 \ 0 \ 0 \ 1]^T$. De plus, la jauge $\boldsymbol{\tau}$ du palpeur n'ayant qu'une composante J_Z , les équations (3.11), (3.12) et (3.13) se résument à (5.18), (5.19) et (5.20) où les erreurs de mouvement sont identifiées et représentées par leurs fonctions \hat{E}_{ij} Splines

explicites de classe C^2 calculées au chapitre 3.

$$\begin{aligned}
 \delta X_{mod \hat{E}_{ij}} &= -\hat{E}_{XX}(X) - \hat{E}_{XY}(Y) - \hat{E}_{XZ}(Z) \\
 &\quad - (\hat{E}_{BX}(X) + \hat{E}_{BY}(Y)) \times p_z^* \\
 &\quad + \hat{E}_{CX}(X) \times p_y^* \\
 &\quad + \hat{E}_{BZ}(Z) \times J_Z \\
 &\quad - (\hat{E}_{CY}(Y) + \hat{E}_{CZ}(Z)) \times J_Y
 \end{aligned} \tag{5.18}$$

$$\begin{aligned}
 \delta Y_{mod \hat{E}_{ij}} &= -\hat{E}_{YX}(X) - \hat{E}_{YY}(Y) - \hat{E}_{YZ}(Z) \\
 &\quad + (\hat{E}_{AX}(X) + \hat{E}_{AY}(Y)) \times p_z^* \\
 &\quad - \hat{E}_{AZ}(Z) \times J_Z \\
 &\quad + (\hat{E}_{CX}(X) + \hat{E}_{CY}(Y) + \hat{E}_{CZ}(Z)) \times J_X
 \end{aligned} \tag{5.19}$$

$$\begin{aligned}
 \delta Z_{mod \hat{E}_{ij}} &= -\hat{E}_{ZX}(X) - \hat{E}_{ZY}(Y) - \hat{E}_{ZZ}(Z) \\
 &\quad - \hat{E}_{AX}(X) \times p_y^* \\
 &\quad + (\hat{E}_{AY}(Y) + \hat{E}_{AZ}(Z)) \times J_Y \\
 &\quad - (\hat{E}_{BX}(X) + \hat{E}_{BY}(Y) + \hat{E}_{BZ}(Z)) \times J_X
 \end{aligned} \tag{5.20}$$

Les valeurs p_y^* et p_z^* sont des décalages d'origine pièce en 3 axes et correspondent en 5 axes, aux expressions suivantes (Équation (5.21)) dans le cas où l'on fait l'hypothèse de négliger les **erreurs géométriques** des axes de rotation :

$$\begin{cases} p_y^* = m_y + (b_z + p_z) \times s(A_{mes}) + (b_y + p_y \times c(C_{mes}) - p_x \times s(C_{mes})) \times c(A_{mes}) \\ p_z^* = m_z + J_z + (b_z + p_z) \times c(A_{mes}) - (b_y + p_y \times c(C_{mes}) - p_x \times s(C_{mes})) \times s(A_{mes}) \end{cases} \tag{5.21}$$

8.2 Localisation de la compensation des erreurs de mouvement

La meilleure correspondance entre la mesure et la modélisation revient donc à minimiser l'écart entre $\delta \mathbf{q}_{mes}$ et $\delta \mathbf{q}_{mod}$ en identifiant le meilleur jeu de paramètres $\hat{\mathbf{E}}$. On cherche donc à identifier des erreurs $\hat{\mathbf{E}}$ de manière à tendre vers l'égalité rappelée à l'équation (5.23).

$$\begin{aligned}
 \begin{pmatrix} X_{mes} \\ Y_{mes} \\ Z_{mes} \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} X_{biaisé} \\ Y_{biaisé} \\ Z_{biaisé} \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} X_{mes} - X \\ Y_{mes} - Y \\ Z_{mes} - Z \end{pmatrix} - \mathbb{S} \times \mathbf{E} \\
 &= \underbrace{\begin{pmatrix} \delta X_{mes} \\ \delta Y_{mes} \\ \delta Z_{mes} \end{pmatrix}}_{\delta \mathbf{q}_{mes}} - \underbrace{\begin{pmatrix} \delta X_{biaisé} \\ \delta Y_{biaisé} \\ \delta Z_{biaisé} \end{pmatrix}}_{\delta \mathbf{q}_{mod}}
 \end{aligned} \tag{5.22}$$

Ainsi après prise en compte des effets des **erreurs de mouvement**, il vient :

$$\underbrace{\begin{pmatrix} X_{mes} - \delta X_{mod} \hat{E}_{ij} \\ Y_{mes} - \delta Y_{mod} \hat{E}_{ij} \\ Z_{mes} - \delta Z_{mod} \hat{E}_{ij} \end{pmatrix}}_{\begin{pmatrix} X_{comp} \\ Y_{comp} \\ Z_{comp} \end{pmatrix}} - \begin{pmatrix} X_{biaisé} \\ Y_{biaisé} \\ Z_{biaisé} \end{pmatrix} = \underbrace{\begin{pmatrix} \delta X_{comp} \\ \delta Y_{comp} \\ \delta Z_{comp} \end{pmatrix}}_{\delta \mathbf{q}_{comp}} - \underbrace{\begin{pmatrix} \delta X_{biaisé} \\ \delta Y_{biaisé} \\ \delta Z_{biaisé} \end{pmatrix}}_{\delta \mathbf{q}_{mod}} \quad (5.23)$$

La compensation est opérée le plus en amont possible de l'identification. Par linéarité du schéma d'identification illustré à la figure 5.12 elle sera opérée directement sur les coordonnées des centres sphères des moindres carrés indicés « j » et indicés « i ». Ainsi, la position de référence permettant l'identification de la dérive temporelle de la **boucle structurelle** sera elle aussi compensée des effets des **erreurs de mouvement** des axes linéaires. Le nouveau schéma d'identification avec compensation des effets des **erreurs de mouvement** des axes linéaires (matérialisée en rouge) est illustré à la figure 5.18.

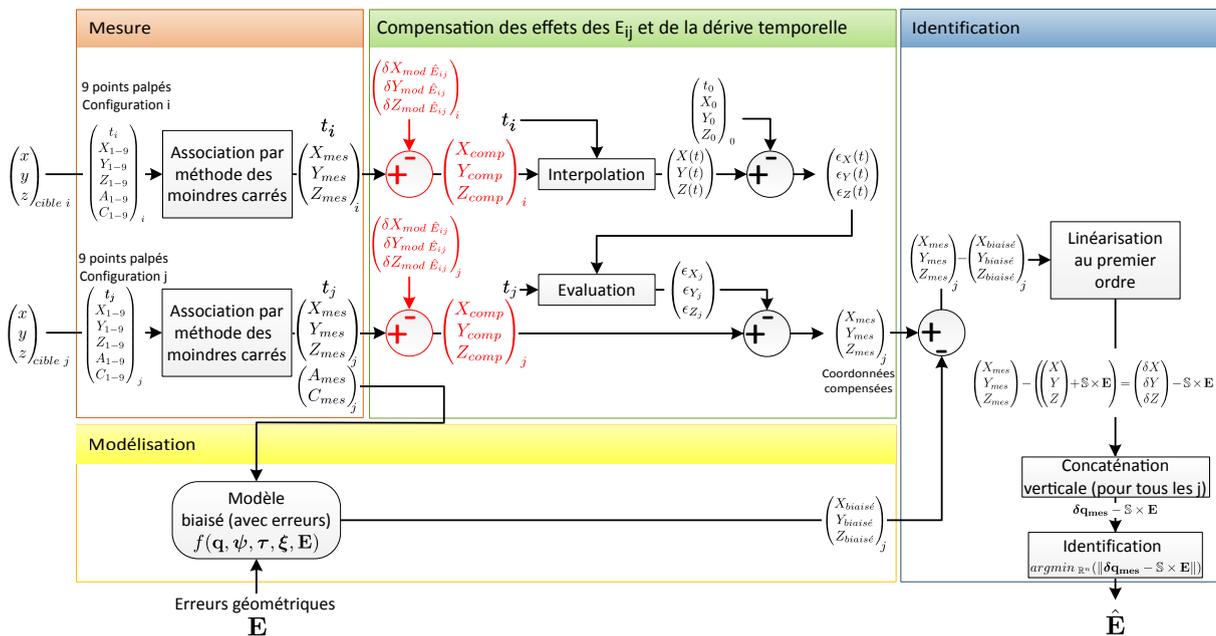


Figure 5.18 – Identification des **erreurs de position et d'orientation d'axe** avec compensation des effets des **erreurs de mouvement** d'axes linéaires (matérialisée en rouge) ainsi que de la dérive temporelle de la **boucle structurelle**.

8.3 Résultats de la modélisation du biais induit par les erreurs de mouvement

La modélisation du biais géométrique $\delta \mathbf{q}_{mod}(\hat{E}_{ij})$ engendré par les **erreurs de mouvement** des axes linéaires a permis de quantifier la contribution de ces dernières sur le biais géométrique total

mesuré pour chaque configurations articulaire Nc . Les résultats illustrés à la figure 5.19 et au tableau 5.10 mettent en exergue la part conséquente des effets des **erreurs de mouvement** sur le biais géométrique mesuré. En effet, la norme de ce biais géométrique modélisé $\delta\mathbf{q}_{\text{mod}}(\hat{E}_{ij})$ atteint la valeur maximale de $91,7 \mu\text{m}$ pour la configuration n° 49. Les **incertitudes-types** associées aux composantes et à la norme de $\delta\mathbf{q}_{\text{mod}}(\hat{E}_{ij})$ sont très faibles puisqu'elles traduisent seulement la répétabilité des 10 répétitions de la **procédure de mesure**.

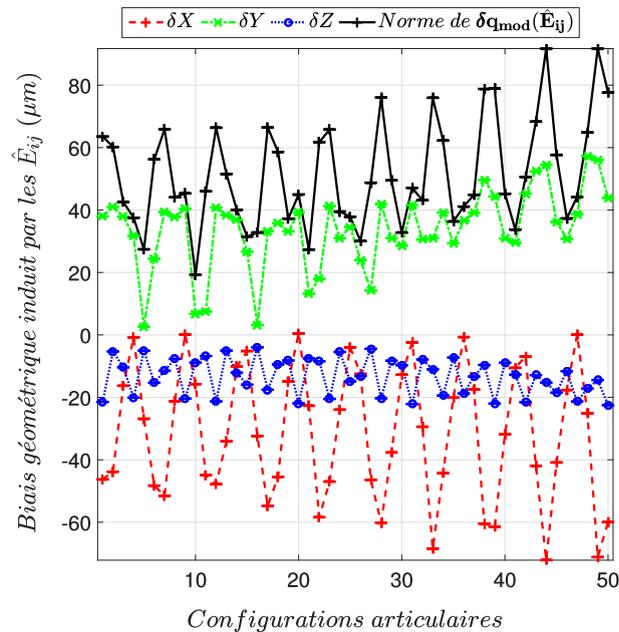


Figure 5.19 – Composantes $\delta X_{\text{mod } \hat{E}_{ij}}$, $\delta Y_{\text{mod } \hat{E}_{ij}}$, $\delta Z_{\text{mod } \hat{E}_{ij}}$ et norme du biais géométrique (modélisé) $\delta\mathbf{q}_{\text{mod}}(\hat{E}_{ij})$, engendrées par les **erreurs de mouvement**.

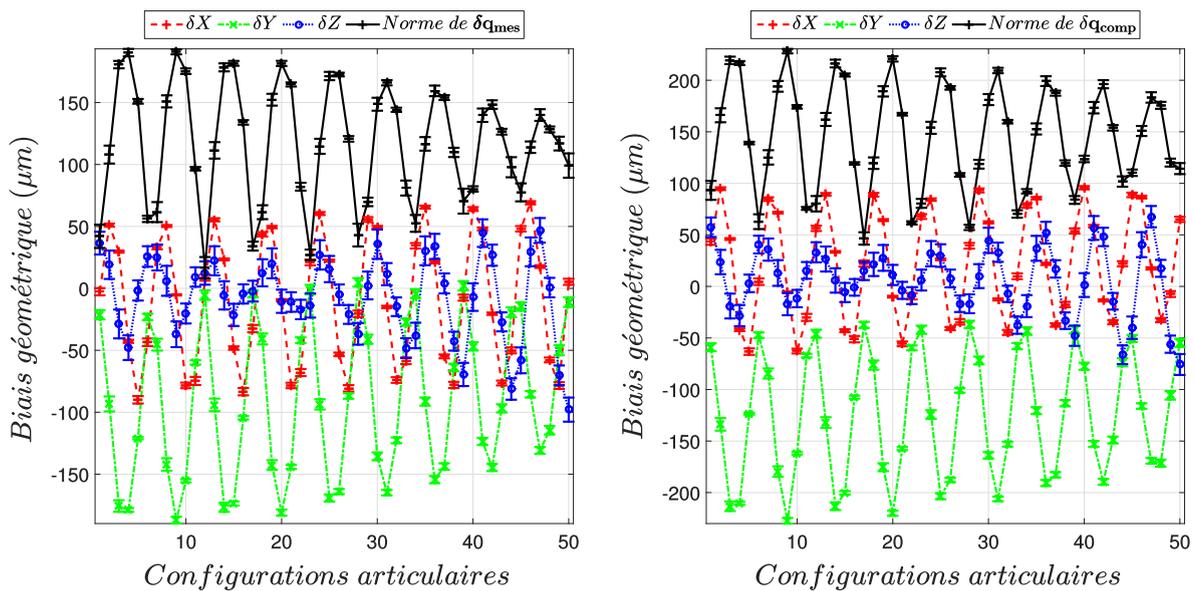
Tableau 5.10 – Quantification de la modélisation du biais engendré par les \hat{E}_{ij} .

	Min sur Nc (μm)	Moy sur Nc (μm)	Max sur Nc (μm)	u_{max} sur Nc (μm)
$\delta X_{\text{mod } \hat{E}_{ij}}$	-72,1	-31,4	0,5	0,001
$\delta Y_{\text{mod } \hat{E}_{ij}}$	2,6	33,8	57,3	0,003
$\delta Z_{\text{mod } \hat{E}_{ij}}$	-22,5	-13,4	-4,0	0,001
$\ \delta\mathbf{q}_{\text{mod}}(\hat{E}_{ij})\ $	19,3	51,6	91,7	2,3

Les valeurs articulaires mesurées varient que très peu sur les 10 répétitions de la **procédure de mesure**. Comme les gradients spatiaux des **erreurs de mouvement** sont très faibles sur un millimètre de course de l'axe considéré l'effet sur les composantes et la norme du biais modélisé reste très faible. Les niveaux d'incertitudes seraient effectivement plus importants si les incertitudes d'identification des **erreurs de mouvement** avait été prisent en compte dans la modélisation. Ce n'est pas le cas dans cette partie, mais la propagation de ces incertitudes sur l'identification des **erreurs de position et d'orientation d'axe** est une perspective à court terme qui est nécessaire à la quantification globale et localisée dans le volume de travail de la **performance volumétrique** de la MO ainsi que le niveau d'incertitude associé.

8.4 Impact de la compensation sur l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe

À la suite de la modélisation du biais géométrique induit par les erreurs de mouvement d'axes linéaires, la compensation de ce biais a été opérée telle qu'elle est illustrée à la figure 5.18. Par conséquent, le biais géométrique mesuré par palpate de sphère de référence n'est plus que l'effet des erreurs de position et d'orientation d'axe, des erreurs de mouvement des axes de rotation, des dérives thermiques et d'autres sources de perturbations aléatoires (cf. Figure 1.6 du chapitre 1). Ce biais géométrique $\delta\mathbf{q}_{comp}$ compensé des effets des erreurs de mouvement d'axes linéaires et des dérives temporelles est illustré à la figure 5.20b dont les ordres de grandeur sont répertoriés au tableau 5.11.



(a) Composantes et norme de $\delta\mathbf{q}_{mes}$ sans compensation. (b) Composantes et norme de $\delta\mathbf{q}_{comp}$ avec compensation.

Figure 5.20 – Impact de la compensation des effets des erreurs de mouvement sur $\delta\mathbf{q}_{mes}$

Tableau 5.11 – Quantification de $\delta\mathbf{q}_{comp}$ par rapport aux valeurs mesurées et non compensées.

		Min sur N_c (μm)	Moy sur N_c (μm)	Max sur N_c (μm)	u_{max} sur N_c (μm)
Pas de Comp	δX_{mes}	-90,0	-9,1	69,1	3,3
	δY_{mes}	-187,1	-92,1	4,8	6,0
	δZ_{mes}	-97,9	-6,8	46,8	12,1
	$\ \delta\mathbf{q}_{mes}\ $	16,6	117,8	190,9	10,1
Comp	δX_{comp}	-63,2	-31,4	95,7	3,4
	δY_{comp}	-227,3	33,8	-36,8	6,1
	δZ_{comp}	-75,8	-13,4	6,8	12,5
	$\ \delta\mathbf{q}_{comp}\ $	46,5	145,2	228,2	9,2

L'effet des **erreurs de position et d'orientation d'axe** sur le biais géométrique est finalement beaucoup plus important qu'il n'y paraissait avant la compensation des effets des **erreurs de mouvement** (Tableau 5.11). L'effet qui en résulte sur les **erreurs de position et d'orientation d'axe**, une fois l'identification menée, est une modification très franche des **erreurs de position et d'orientation d'axe** relatives aux axes linéaires soit E_{A0Z} , E_{B0Z} et E_{C0Y} dans le cas de la combinaison spécifiée par la norme exposée au tableau 5.12. Ce constat est identique pour les autres combinaisons.

Tableau 5.12 – Effet de la compensation des effets des E_{ij} sur la combinaison normalisée identifiée.

	dx_t	dy_t	dz_t	E_{A0Z}	E_{B0Z}	E_{A0Y}	E_{C0Y}	E_{B0X}	E_{C0X}	E_{B0A}	E_{C0A}	E_{A0A}	E_{A0C}	E_{B0C}	E_{Y0C}	dx_w	dy_w	dz_w
	μm	μm	μm	μrad	μm	μm	μm	μm										
$comb20_{sans\ comp}$	-31	126	36	-42	-3	-	98	-	-	-22	-37	-	-87	-10	-9	8	100	34
	$\pm 2,7$	± 5	± 10	$\pm 1,8$	$\pm 1,7$	-	$\pm 1,3$	-	-	$\pm 1,6$	$\pm 1,4$	-	± 11	± 1	$\pm 1,7$	$\pm 1,3$	$\pm 1,2$	$\pm 2,2$
$comb20_{avec\ comp}$	-16	63	18	-148	103	-	115	-	-	-18	-41	-	-70	-14	-8	28	100	29
	$\pm 2,7$	$\pm 5,1$	± 10	$\pm 1,8$	$\pm 1,7$	-	$\pm 1,3$	-	-	$\pm 1,7$	$\pm 1,5$	-	± 11	± 1	$\pm 1,8$	$\pm 1,3$	$\pm 1,3$	$\pm 0,2$

On observe également une fluctuation des erreurs d'assemblage de l'outil (w) ; ce qui est tout à fait cohérent. En effet, les paramètres d'assemblages identifiés sont un regroupement des erreurs d'assemblages effectives plus des effets des erreurs de position de zéro des axes et des erreurs de positions d'axes de rotation (cf. Tableau 5.2). Le fait d'avoir compensé les **erreurs de mouvement** des axes linéaires, notamment leur **erreur de positionnement linéaire** respectivement E_{XX} , E_{YY} et E_{ZZ} a engendré la définition de l'origine de ces erreurs de positionnement. Or il a été montré au chapitre 3 à l'équation 3.14 issue des équations (3.11), (3.12) et (3.13) que les erreurs de position de zéros sont un offset des **erreurs de positionnement linéaire**. La définition des origines respectives de E_{XX} , E_{YY} et E_{ZZ} , impose par conséquent à zéro les erreurs de position de zéro des axes respectivement E_{X0X} , E_{Y0Y} et E_{Z0Z} . Cela n'est pas du tout le cas lorsque la compensation des effets des **erreurs de mouvement** n'est pas menée (Tableau 5.5 colonnes relatives à dx_t , dy_t et dz_t). Par conséquent, aux vues des valeurs issues du tableau 5.12, du coefficient de sensibilité égal à 1 dans le tableau 5.2, les erreurs de position zéro pourraient se quantifier par la différence entre « $comb_{sans\ comp} - comb_{avec\ comp}$ » sur l'ensemble des combinaisons. Les valeurs déduites quantifiées sont :

$$\begin{cases} E_{X0X} \approx -12,5 \pm 1,5 \mu m \\ E_{Y0Y} \approx 61,1 \pm 3,6 \mu m \\ E_{Z0Z} \approx 21,5 \pm 3,1 \mu m \end{cases} \quad (5.24)$$

8.5 Résidu d'identification après compensation

Le résidu d'identification illustré à la figure 5.21, a été calculé pour l'ensemble des 20 combinaisons. Encore une fois chacune des combinaisons caractérise le biais géométrique compensé δq_{comp} de la même manière.

Pour autant, il est possible de noter une meilleure caractérisation du biais géométrique, puisque le résidu d'identification a diminué entre l'identification simple et celle après compensation des

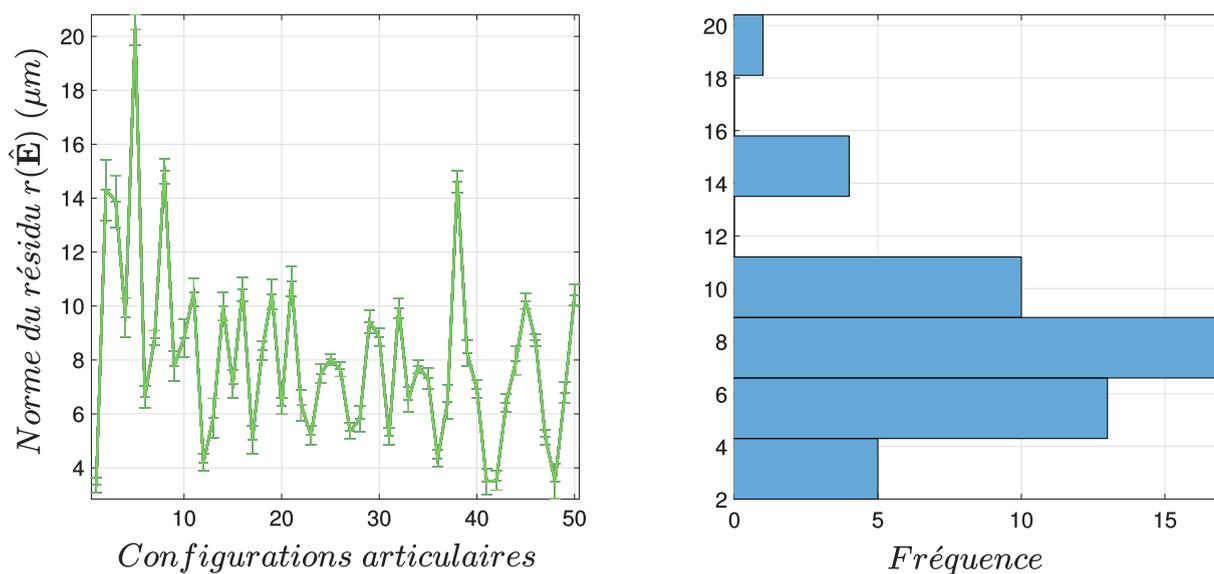


Figure 5.21 – Norme du résidu d'identification $\|r(\hat{\mathbf{E}})\|$ calculé pour chacune des combinaisons d'erreurs $\hat{\mathbf{E}} = \widehat{\text{comb}} \mathbf{i}$ après compensation des effets des erreurs de mouvement.

effets des erreurs de mouvement. En effet, le tableau 5.13 démontre une réduction de $3,4 \mu\text{m}$ sur la norme du résidu moyen d'identification r . Aussi, la distribution des valeurs est globalement centrée sur $8 \mu\text{m}$ et 45 configurations ont une norme de résidu en dessous de $11 \mu\text{m}$. Alors que précédemment, la distribution des valeurs était globalement centrée sur $11 \mu\text{m}$ avec 45 configurations en dessous de $18 \mu\text{m}$.

Dans l'ensemble, une fois les erreurs de mouvement compensées, l'identification des erreurs de position et d'orientation d'axe permet une caractérisation moyenne à hauteur de 94,5% du biais géométrique compensé. De plus, les écarts entre les composantes mesurées et les composantes modélisées du biais géométrique n'excèdent pas $3 \mu\text{m}$, ce qui dénote une bonne caractérisation de ce biais par le modèle.

Tableau 5.13 – Qualification de l'identification avant et après compensation des erreurs de mouvement d'axes linéaires E_{ij} .

		Min sur Nc (μm)	Moy sur Nc (μm)	Max sur Nc (μm)	u_{max} sur Nc (μm)
Pas de Compensation	δX_{mes}	-90,0	-9,1	69,1	3,3
	δY_{mes}	-187,1	-92,1	4,8	6,0
	δZ_{mes}	-97,9	-6,8	46,8	12,1
	$\ \delta \mathbf{q}_{mes}\ $	16,6	117,8	190,9	10,1
	δX_{mod}	-87,1	-9,2	68,3	3,4
	δY_{mod}	-197,5	-91,9	-2,8	5,2
	δZ_{mod}	-89,8	-7,3	50,7	7,3
	$\ \delta \mathbf{q}_{mod}\ $	22,2	116,4	201,0	10,0
	$\ r(\hat{\mathbf{E}})\ $	3,1	11,5	22,8	0,8
Compensation	δX_{comp}	-63,2	22,1	95,7	3,4
	δY_{comp}	-227,3	-125,7	-36,8	6,1
	δZ_{comp}	-75,8	6,1	67,7	12,5
	$\ \delta \mathbf{q}_{comp}\ $	46,5	145,2	228,2	9,2
	δX_{mod}	-64,3	22,1	96,3	3,4
	δY_{mod}	-227,2	-125,7	-34,8	5,2
	δZ_{mod}	-73,5	6,1	70,3	12,3
	$\ \delta \mathbf{q}_{mod}\ $	42,2	143,8	232,3	9,2
	$\ r(\hat{\mathbf{E}})\ $	3,4	8,1	20,2	1,1

9 Conclusion

À partir du modèle développé dans le chapitre 3, l'ensemble des contributions des erreurs de position et d'orientation d'axe sur le biais géométrique mesuré a pu être qualifié. Ce biais géométrique a été mesuré à partir du développement d'une procédure de mesure basée sur le palpé d'une sphère de référence. L'analyse des contributions des erreurs de position et d'orientation d'axe couplées à une étude du rang de la matrice de sensibilité met en exergue que 20 combinaisons sont potentiellement capables de caractériser la mesure par le modèle géométrique.

Cette capacité de caractérisation de l'exactitude volumétrique a été simulée numériquement à l'aide de Machines Virtuelles (MV). De cette étude émane des comportements bien différents des combinaisons vis-à-vis de leur capacité à caractériser une l'exactitude volumétrique simulée, sans bruit, sans autres sources d'erreurs aléatoires ou non prises en compte par le modèle.

À ce stade de développement, la combinaison normalisée est l'une des plus performante quant à sa faculté de caractériser l'exactitude volumétrique mesurée sur MV. Cependant, lors de l'application sur machine réelle, où d'autres sources de perturbations entachent la mesure (bruit de mesure, dérives thermiques, points aberrants, vibrations, etc.) le comportement des combinaisons est identique.

L'étude s'est donc ensuite orientée sur la validation de l'identification sur un sous groupe de configurations articulaires avec l'étude du résidu d'identification sur le groupe complémentaire. Il en ressort qu'aucune combinaison n'assure une meilleure caractérisation qu'une autre. À ce stade de développement, il n'est donc pas possible de mettre en avant le comportement d'une combinai-

son par rapport à une autre. Il a été montré que les effets de bruits de mesure sont minimisés à la fois par la sur-détermination du système linéaire, et par la méthode d'identification. Ces effets peuvent également être réduits par troncature de valeurs singulières du système d'équations, mais cela engendre une augmentation du résidu d'identification et donc cette approche est au service de l'incertitude, mais pas au service de l'exactitude de mesure sur MO. Enfin, le couplage de cette identification aux résultats d'identification des **erreurs de mouvement** d'axes linéaires issus du chapitre 4, par leurs compensations, assure une caractérisation de la mesure à hauteur de 95%. Le reliquat est potentiellement dû aux **erreurs de mouvement** d'axes de rotation non encore identifiés, aux dérives thermiques mal prises en compte, et d'autres erreurs aléatoires.

De nombreuses perspectives découlent de cette étude. Tout d'abord, une propagation des incertitudes d'identification des **erreurs de mouvement** des axes linéaires serait à envisager pour qualifier et quantifier l'impact de celles-ci sur l'identification des **erreurs de position et d'orientation d'axe**, mais également l'impact sur l'incertitude du résidu d'identification.

L'échéance à court terme est d'envisager une compensation des **erreurs géométriques** identifiées soit :

- en temps réel lors de l'usinage en complétant les tables de compensations disponibles, ou par l'intermédiaire de la commande numérique ouverte du laboratoire ;
- sur le programme en amont de l'usinage ou de la mesure ;
- sur les coordonnées des points mesurés à la suite d'une opération de contrôle.

De plus, la modélisation des effets des **erreurs de mouvement** d'axes de rotation, leur identification en ayant recours à la **Multi-Feature Bar (MFB)**, seraient également un pas de progrès non négligeable à l'amélioration des **performances volumétriques** des MOs 5 axes. En effet, à la suite de cette identification, la compensation géométrique de la structure pourrait être complétée.

Finalement, les perspectives majeures à long terme résident sur la continuation et l'amélioration de l'outil de simulation qu'est la Machine Virtuelle, en y incluant la simulation et la visualisation d'autres phénomènes thermiques, dynamiques, et le comportement non rigide de la **boucle structurale**. L'application de la méthodologie présentée dans ce chapitre sur une structure mériterait d'être envisagée dans un environnement contrôlé. Cette perspective aura pour but de minimiser les autres sources de perturbations de la mesure.

Ces travaux exposés dans ce chapitre ont pu donner lieu à un workshop international [Viprey *et al.*, 2016d], ainsi qu'une communication en congrès international [Viprey *et al.*, 2015c] et une en congrès national [Viprey *et al.*, 2015a].

Conclusions générales et perspectives

« Rien de ce qui est fini n'est jamais complètement achevé tant que tout ce qui est commencé n'est pas totalement terminé. »

Pierre Dac

Conclusions

Le processus d'élaboration de pièces simples ou de formes complexes par enlèvement de matière est une succession d'activités numériques et physiques. Ces activités plus ou moins complexes permettent l'obtention d'un livrable (produit fini) à partir d'un cahier des charges. L'amélioration de ce processus s'inscrit dans le but précis de limiter les écarts entre ce livrable et ce cahier des charges. Cette volonté d'amélioration passe par la maîtrise de l'ensemble de ces activités, ainsi que les flux de données et de matière entre elles.

La **Machine-Outil (MO)**, de manière évidente, est un maillon essentiel des activités physiques de ce processus. La maîtrise de son pilotage, de son comportement dynamique, thermique et surtout géométrique est essentielle puisque les incidences sur le dimensionnel et la géométrie de la pièce sont directes et chiffrables par la mesure. En effet, la **MO** a pour rôle de maintenir une position et orientation relative entre l'effecteur et la pièce, mais également d'assurer les mouvements de coupe et d'avance par l'intermédiaire de la **Commande Numérique (CN)**. Ces rôles sont rendus possibles par l'architecture et la géométrie de la **MO**. Ainsi, la qualité intrinsèque de la **MO** impacte celle du livrable à l'issue du processus de fabrication. Même si les thématiques de géométrie des machines et de métrologie des machines ne sont pas nouvelles, elles restent encore d'un intérêt général dans l'industrie manufacturière puisqu'elles sont aux services de l'amélioration du processus. Ceci est d'autant plus vrai aujourd'hui où l'on constate qu'il y a un besoin fort de réaliser de la mesure en ligne sur **MO** tout en assurant la **traçabilité métrologique** des résultats et des niveaux d'incertitudes compatibles avec les tolérances visées.

Les travaux détaillés dans ce manuscrit sont en lien direct avec les besoins industriels demeurant d'avoir des moyens de production de très haute performance tant sur la productivité que sur la qualité des entités géométriques usinées dont la mesure en ligne est traçable. Pour aboutir à un niveau moyen d'**erreur volumétrique** inférieure à $10 \mu\text{m}$, ces travaux ont été orientés par la problématique suivante :

Comment modéliser et identifier l'état géométrique d'une boucle structurelle à partir de procédures de mesures simples à mettre en œuvre dans un flux de production. Le tout en assurant une traçabilité métrologique de la mesure, dans le but de modéliser l'erreur volumétrique le plus fidèlement possible ?

En conséquence pour obtenir ce niveau d'exactitude, le chapitre 1 présente les principales sources d'inexactitude sur MO, les stratégies et moyens mis en place pour en réduire leurs effets. Il en émane que les sources principales d'inexactitude sont les **erreurs géométriques**. Par ailleurs, l'analyse de l'existant des procédures d'**étalonnage** de géométrie des machines rencontrées dans la littérature dénote qu'elles sont :

- soit développées pour des **Machine à Mesurer Tridimensionnelle (MMT)** localisées dans des environnements contrôlés ;
- soit limitées sur MO par une accessibilité difficile aux **mesurandes** de l'**étalon**. Ceci est souvent due à l'impossibilité de réorienter l'effecteur par rapport aux directions des axes de la MO ;
- soit font appel à des technologies d'interférométrie laser qui ont certes, le mérite d'être directement raccordées à la définition du mètre **SI**, mais dont la mise en œuvre est très chronophage (plusieurs jours). Ce qui n'en fait pas des procédures aisément envisageables dans le flot de production.

Par ailleurs cette diversité des moyens de mesure des **erreurs géométriques** reposent sur des modèles géométriques qui ne sont pas basés sur un consensus. Les modèles géométriques incluant les **erreurs de position et d'orientation d'axe** sont très nombreux. En effet, la littérature propose un grand nombre de modèles réduits qui sont bien souvent peu justifiées. La réduction est légitime puisque certaines de ces erreurs sont surabondantes au sens où elles engendrent le même effet sur l'**erreur volumétrique**. Ainsi, à partir de la norme internationale, une volonté de ces travaux a été de proposer, de développer et de valider un modèle géométrique générique de comportement de la structure d'une MO dans un contexte de mesure quasi statique. Des procédures d'**étalonnage** permettant l'identification des **erreurs géométriques** suffisantes du modèle ont été développées et dont la mise en œuvre peut être réalisée aisément dans le flot de production.

Le chapitre 2 expose une des contributions majeures de ces travaux qui est le développement d'un **étalon** matériel thermo-invariant en Invar : la **Multi-Feature Bar (MFB)**. Ses attributs techniques lui confèrent la capacité d'être utilisée dans l'environnement encore souvent non maîtrisé d'un atelier et particulièrement d'un volume de travail de MO. Par la mesure d'entités géométriques sur ce dernier, il est possible de reconstruire un alignement de points 3D comme l'intersection d'axes d'alésages et de plans locaux. Ainsi dans un repère local à la MFB, 3 paramètres intrinsèques sont identifiables : 1 **erreur de positionnement linéaire** de ces points le long de la direction d'alignement, et 2 **erreurs de rectitude** (horizontale et verticale) dans les directions orthogonales. Un **étalonnage** préalable de ces paramètres intrinsèques, basé sur une méthode de retournement et de compensation, a été réalisé sur une **MMT** raccordée au mètre **SI**. Par conséquent, l'**étalonnage** de

cette **MFB** engendre une continuité entre la définition du mètre **SI** et la mesure sur **MO**, autrement dit la **traçabilité métrologique** des **résultats de mesure** de cet **étalon** sur **MO**. Cette contribution au niveau du développement de la **MFB** et de son **étalonnage** a été validée à travers une inter-comparaison européenne des résultats d'**étalonnage**. Cette intercomparaison, par son pilotage géré intégralement dans le cadre de ces travaux de thèse, permet d'assurer un niveau de confiance sur les **valeurs vraies** des **mesurandes** trouvées au **LNE** et ainsi d'en déduire des **valeurs de référence** utilisables ensuite pour la mesure sur **MO**.

Une seconde contribution majeure présentée au travers des chapitres 3 et 4 a été l'utilisation de cette **MFB** sur **MO** pour identifier des **erreurs géométriques**.

Une part importante de ces travaux exposée au chapitre 3, est de proposer un modèle géométrique biaisé à partir du comportement nominal attendu de la structure. Tout d'abord, la modélisation géométrique biaisée d'un axe a été envisagée et s'est appuyée sur un paramétrage normalisé des **erreurs géométriques** dans un contexte quasi statique de la **boucle structurelle** considérée comme infiniment rigide (contexte de mesure). Ensuite, le caractère générique de cette modélisation géométrique d'axe permet de propager ce modèle à n'importe quelle **boucle structurelle** de structure polyarticulée sérielle. Ce modèle générique a donc été propagée à la **boucle structurelle** sérielle 5 axes Mikron UCP 710. Il permet ainsi de prédire l'**erreur volumétrique** en n'importe quel point du volume de travail. En plus de cela, à partir de ce modèle, une linéarisation au premier ordre des effets des **erreurs géométriques** sur les règles de mesure permet d'en déduire un biais géométrique modélisé. Le biais géométrique modélisé est donc mis en relation avec les **erreurs géométriques** ainsi que les paramètres géométriques nominaux de la structure. La mesure de ce biais géométrique à l'aide de la **MFB** peut ainsi permettre l'identification des **erreurs de mouvement** des axes linéaires, par l'intermédiaire de la **procédure de mesure** et des équations d'identification formulées dans ce chapitre.

Le chapitre 4 décrit la mesure effective sur **MO** de la **MFB**. Elle a été menée en utilisant la même stratégie de mesure que celle menée pour son étalonnage, mais sans la phase de retournement qui n'est désormais plus nécessaire. Cette volonté permet de minimiser les erreurs sur la mesure qui peuvent être issues des facteurs influents de la méthode de mesure (p. ex. nombre de points mesurés, critères et méthode d'association des éléments intégraux, etc.). Cette mesure n'a été possible que par une intégration physique d'un palpeur 3D de très haute exactitude dans la **MO** et la synchronisation de son déclenchement avec la capture de l'ensemble des paramètres articulaires, le tout pilotable et contrôlable par l'utilisateur via une interface logicielle. L'avantage majeur de cette contribution est l'affranchissement complet des compensations et des traitements mal maîtrisés de la **CN** industrielle sur la mesure. De plus, cette mesure réduit les retards de prise d'information puisque la période temporelle de synchronisation est 200 fois plus faible que la période de l'horloge du **Directeur de Commande Numérique (DCN)** industriel. En outre, certains points sont limitants tels que la sensibilité de l'électronique du palpeur 3D aux

ondes électromagnétiques présentes dans l'environnement proche de la **MO** et qui ont un réel impact sur la stabilité de la **procédure de mesure** à ce niveau de fréquence de synchronisation. Ce développement nécessitera à long terme une qualification complète et rigoureuse de cet **instrument de mesure** appelé LURPALpeur.

Un palpate d'**étalons** matériels grâce au LURPALpeur permet d'extraire une variation articulaire mesurée directement sur les règles de mesure, appelée biais géométrique mesuré. Ainsi ce biais mesuré directement dans l'espace articulaire est une image la plus fidèle possible de la géométrie biaisée de la **MO** et au plus près de la **boucle structurelle**.

Notamment, la mesure de la **MFB** sur **MO** via le LURPALpeur permet d'explicitier un biais géométrique mesuré. La confrontation du biais géométrique mesuré au biais géométrique modélisé permet d'identifier les **erreurs de mouvement** des axes linéaires via le développement de la **procédure de mesure** du chapitre précédent. L'identification de ces erreurs a donc été menée sur la machine réelle par mesure physique du biais effectif. Elle s'est accompagnée d'un bilan et calcul du niveau d'incertitude associé à chacune des valeurs identifiées. Par la suite, ces résultats ont été confrontés aux résultats issus d'une procédure basée sur l'utilisation d'un Laser Tracer ayant recours à l'interférométrie laser et une méthode de multilatération. Les ordres de grandeur des erreurs identifiés sont semblables, en revanche la comparaison reste délicate puisque les mesures ne sont pas faites dans les mêmes conditions de temps ainsi que de températures d'atelier et de machine. Par ailleurs, les incertitudes associées à la **procédure de mesure** par **MFB** sont 10 fois plus importantes. Ce chiffre est notamment dû aux incertitudes associées aux mesurages différentiels et à l'incertitude d'étalonnage de la **MFB**. Cette dernière est nettement supérieure à celle du Laser Tracer car le niveau hiérarchique de la **MFB** est nettement plus bas dans la **chaîne de traçabilité métrologique** par rapport au Laser Tracer. Cependant la durée de la procédure reste 4 fois plus rapide et 8 fois moins chère que celle ayant recours au Laser Tracer. De plus, le module de traitement du Laser Tracer évolue en boîte noire où l'analyse d'incertitude reste très critiquable quant aux sources d'incertitudes prises en considération. Une comparaison n'est rigoureusement possible qu'en procédant à une mesure simultanée par Laser Tracer et par recours de la **MFB**, le tout dans un environnement thermiquement stable, avec le même nombre d'itérations lors de la méthode d'évaluation des incertitudes par Monte-Carlo.

La seconde procédure détaillée dans le chapitre 5, consiste en un palpate de sphère de référence (**étalon** commercial) dans différentes configurations articulaires et une évaluation du biais géométrique. Cette évaluation garantira ensuite l'identification des **erreurs de position et d'orientation d'axe**. Le modèle proposé au départ dans ces travaux est surabondant en terme d'**erreurs de position et d'orientation d'axe** (19 erreurs intrinsèques à la structure et 12 erreurs d'assemblages de l'outil et de la pièce). À partir de ce modèle, 20 combinaisons d'erreurs composées de 8 **erreurs de position et d'orientation d'axe** intrinsèques à la structure et de 6 erreurs d'assemblage de l'outil et de la pièce ont été déduites d'une analyse des effets des **erreurs de position et d'orientation d'axe** sur le biais géométrique. À ce stade, la conception d'une **Machine Virtuelle (MV)** a permis de statuer sur les comportements de chaque combinaison sur l'**erreur volumétrique** dans un contexte opérationnel (dans l'espace des tâches) à partir d'un jeu d'erreurs en entrée de simulation.

Certaines combinaisons ont un meilleur comportement lors de la caractérisation de cette **erreur volumétrique** par le modèle identifié. D'un point de vue physique, après avoir réglé les paramètres de réglage de la **procédure de mesure**, l'application sur structure réelle a été réalisée. La procédure est toujours basée sur la mesure de biais géométrique par palpée de la sphère de référence. Un souci de maîtrise des sources de perturbations lors de la mesure a orienté le développement vers une compensation des dérives temporelles de la structure lors de la mesure, mais également une compensation des **erreurs de mouvement** précédemment identifiées. Une fois le biais géométrique mesuré, la résolution du système linéarisé traduisant au premier ordre les effets des **erreurs de position et d'orientation d'axe** sur les règles a été menée. Les conclusions à l'issue de la résolution sont que les combinaisons caractérisent identiquement le biais géométrique mesuré. Cette similarité de comportement peut provenir d'autres sources de perturbations telles que des vibrations, des évolutions thermiques de la structure, ou des effets d'ordre 2 ou supérieurs qui ne sont pas modélisés au travers du système linéaire. Une analyse des effets de la méthode de résolution du système linéaire et de l'impact du bruit permet de valider la robustesse de l'identification. La représentativité des erreurs identifiées a été éprouvée sur d'autres configurations de mesure et ce quelle que soit la combinaison considérée.

Au terme de ces travaux, le modèle développé, et partiellement identifié (identification des **erreurs de mouvement** ainsi que des **erreurs de position et d'orientation d'axe**) nous permet d'ores et déjà de caractériser 95% du biais géométrique mesuré. Ainsi le biais géométrique moyen non caractérisé s'élève à hauteur de $8,1\mu m$. Par ailleurs, les procédures utilisées font appel à des **étalons matériels**, ce qui assure une **traçabilité métrologique** des résultats d'identification. Les travaux proposés dans cette thèse répondent donc à la problématique de départ, et font l'objet de nombreuses perspectives de recherche pouvant faire émerger des travaux de recherche à court et long terme.

Perspectives

Des perspectives émanent de l'intercomparaison européenne de la MFB ainsi que du retour d'expérience des différents partenaires européens. La MFB a démontré une légère sensibilité à la déformation lors de son maintien en position sur son porte-pièce. La géométrie ainsi que la section de l'étalon sont déjà optimisées sur des critères de masse, et d'accessibilité des surfaces d'intérêts à l'aide d'un stylet de longueur minimale de 50 mm. Les marges de progression sont donc limitées. En revanche, le maintien en position peut subir des évolutions afin de minimiser encore un peu plus la déformation de l'étalon. L'utilisation de lames flexibles a déjà été expérimentée dans différents travaux de métrologie au sein du LNE. Cette solution pourrait être envisageable pour maintenir la MFB sur le système de mise en position isostatique. Par ailleurs, un opérateur familiarisé avec l'ensemble des éléments modulaires et expérimenté au sujet de la méthode procède au montage en 60 min environ et peut assurer la manutention du montage en totale autonomie. En revanche, certains des différents Laboratoires Nationaux de Métrologie (LNMs) ont fait appel à deux opérateurs pour la manutention une fois que le montage a été assemblé après plus de 120 min. Dans une optique d'utilisation industrielle, ce montage pourrait être prévu comme un assemblage par liaisons complètes permanentes des différents éléments modulaires permettant de réduire sa masse et les temps de montage. A très court terme, une perspective consistera à calculer les valeurs de référence de l'intercomparaison à partir de l'une des deux méthodes proposées par Cox [Cox, 2002, 2007] comme supplément de l'Arrangement de Reconnaissance Mutuelle ou Mutual Recognition Arrangement (MRA) [BIPM, 2003]. Les méthodes proposées dépendent des conditions de l'intercomparaison, du nombre de partenaires, des résultats de mesures de chacun des partenaires ainsi que des niveaux d'incertitude associés.

D'autres perspectives découlent du développement du LURPALpeur qui nécessiterait une qualification complète par la détermination de ses performances de mesure à partir des essais normalisés (p. ex. l'influence de la thermique, la constance de palpé, l'erreur de palpé 2D et 3D, la variation de la temporisation ou retard au palpé).

Qu'elle soit réalisée en temps réel lors de l'usinage, ou via le programme ou encore sur les coordonnées mesurées, la compensation des erreurs géométriques identifiées est une perspective nécessaire à l'amélioration du processus d'élaboration de pièce ou de mesure en ligne. Une fois les erreurs de mouvement d'axes linéaires et les erreurs de position et d'orientation d'axe compensées, il serait également judicieux de mener à nouveau l'ensemble des procédures de mesure. Cela permettrait de constater l'efficacité de la compensation sur l'exactitude volumétrique de la MO, pour éventuellement itérer les processus d'identification par la mesure de la MFB et de la sphère ainsi que le processus de compensation afin de raffiner cette exactitude volumétrique.

Une des perspectives majeures réside dans la définition du biais géométrique sur les règles de mesures linéaires des erreurs géométriques des axes de rotation. Une procédure d'identification des erreurs de mouvement d'axes de rotation peut être envisagée par l'utilisation de la MFB après compensation des erreurs de mouvement d'axes linéaires et les erreurs de position et d'orientation

d'axe. Les équations explicites permettraient d'identifier ces erreurs par mesurages de quelques motifs de la MFB pour différentes valeurs de A et C . En effet, par reconstruction du repère local de la MFB, il serait possible d'évaluer l'écart entre chaque positionnement du repère local par rapport à son positionnement nominal. Cet écart permettrait d'en déduire, non seulement les erreurs de mouvement radiales, mais aussi l'erreur de mouvement axiale, ainsi que les erreurs d'inclinaisons et de positionnement angulaire de chacun des axes de rotation ; autrement dit les 12 erreurs de mouvement des axes de rotation. Cette identification pourrait être comparée également à la procédure d'identification des erreurs d'axes de rotation qui est implémentée dans la dernière version logicielle de Trac-Cal.

Par ailleurs, l'expérience acquise au LNE au sujet de la mesure de cylindricité de très haute exactitude, permettrait de développer un étalon pour mettre en place une technique de multi-retournement au sein de la MO assurant le découplage entre les erreurs de mouvement de l'axe de rotation considéré, et les erreurs de forme de la référence (c.-à-d. pièce étalon). Une fois cette identification des erreurs de mouvement d'axes de rotation faite, la compensation des erreurs de mouvement d'axes linéaires et les erreurs de position et d'orientation d'axe précédemment envisagée, pourrait être complétée et également éprouvée par une seconde campagne de mesure.

Finalement, la définition générique du modèle géométrique d'un axe peut être appliquée à d'autres structures de MOs ou d'autres machines telles que des MMTs ou robots anthropomorphes afin de décrire le comportement géométrique biaisé et son impact sur le positionnement effecteur/pièce. À partir de ces modélisations, il est possible :

- d'éprouver la méthode de la MFB sur un moyen tel qu'une MMT où les conditions environnementales sont régulées et où la géométrie et la dynamique de structure sont propices à la mesure ;
- d'envisager d'autres essais sur la structure de la Mikron UCP 710 du laboratoire ou une autre MO, avec ou sans utilisation d'une chambre climatique, comme celle qui a pu être développée au sein du projet européen Joint Research Program-IND62 Traceable In-process dimensional Measurement (JRP-IND62 TIM) (Work Package 3) afin de maîtriser les sources de perturbations de la mesure qui sont issues de l'environnement ambiant.

Ces voies d'amélioration du processus d'élaboration de pièce, qui sont dirigées et concentrées sur la volonté de caractériser et compenser le comportement géométrique réel quasi statique d'une structure de MO est un premier pas de progrès vers un horizon industriel tutoyant avec la mesure traçable in situ et in-process.

Références

1 Normes

ANSI/ASME (1997). B89.4.1-1997 Methods for Performance Evaluation of Coordinate Measuring Machines.

Cité page 40

BIPM (2003). *Reconnaissance mutuelle des étalons nationaux de mesure et des certificats d'étalonnage et de mesurage émis par les laboratoires nationaux de métrologie – Bureau International des Poids et Mesures*. Organisation Intergouvernementale de la Convention du Mètre, 2ème édition édition.

3 citations pages 84, 94, et 206

BIPM (2006). *Le Système International d'unités – Bureau International des Poids et Mesures*. Organisation intergouvernementale de la Convention du Mètre, 8ème édition édition.

2 citations pages 56 et 71

FD X07-023 (2012). FD X07-023 Métrologie – évaluation de l'incertitude de mesure par la méthode Monte Carlo - Principes et mise en oeuvre du supplément 1 au GUM.

Cité page 151

JCGM 100 (2008). *Évaluation des données de mesure – Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure*.

5 citations pages xxvii, 13, 142, 150, et 151

JCGM 101 (2008). *Évaluation des données de mesure – Supplément 1 du "Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure" - Propagation de distributions par une méthode de Monte Carlo*.

5 citations pages xxvii, 142, 150, 151, et 157

JCGM 200 (2012). *Vocabulaire International de Métrologie légale (VIM) – Bureau International des Poids et Mesures*.

11 citations pages xix, 7, 9, 12, 14, 16, 56, 71, 84, 85, et 94

NF E 11-019 (2002). *Spécification géométrique des produits (GPS) – Etalons spécifiques - règles de conception et caractéristiques*.

Cité page 60

NF ISO 10360-1 (2001). Spécification géométrique des produits (GPS) – Essais de réception et de vérification périodique des machines à mesurer tridimensionnelles (MMT) - Partie 1 : Vocabulaire.

Cité page 12

NF ISO 10360-2 (2009). Spécification géométrique des produits (GPS) – Essais de réception et de vérification périodique des machines à mesurer tridimensionnelles (MMT) - Partie 2 : MMT utilisées pour les mesures de dimensions linéaires.

8 citations pages xx, 38, 39, 45, 56, 57, 130, et 140

NF ISO 10360-9 (2014). Spécification géométrique des produits (GPS) – Essais de réception et de vérification périodique des machines à mesurer tridimensionnelles (MMT) - Partie 9 : MMT avec systèmes de palpé multiples.

Cité page 140

NF ISO 10791-10 (2007). Conditions d'essai pour centres d'usinage – Partie 10 : Évaluation des déformations thermiques.

Cité page 27

NF ISO 10791-6 (2014). Conditions d'essai pour centres d'usinage – Partie 6 : Précision des vitesses et interpolations.

2 citations pages 11 et 99

NF ISO 13041-8 (2004). Conditions d'essai des tours à commande numérique et des centres de tournage – Partie 8 : Évaluation des effets thermiques.

Cité page 27

NF ISO 14253-2 (2011). Spécification géométrique des produits (GPS) – Vérification par la mesure des pièces et des équipements de mesure - Partie 2 : Lignes directrices pour l'estimation de l'incertitude dans les mesures GPS, dans l'étalonnage des équipements de mesure et dans la vérification des produits.

5 citations pages xix, 13, 14, 15, et 16

NF ISO 17025 (2005). Exigences générales concernant la compétence des laboratoires d'étalonnages et d'essais.

3 citations pages xix, 14, et 85

NF ISO 230-1 (2012). Code d'essais des machines-outils - Partie 1 : Exactitude géométrique des machines fonctionnant à vide ou dans des conditions quasi-statiques.

28 citations pages xix, xx, 9, 11, 17, 18, 22, 23, 25, 29, 33, 34, 35, 37, 38, 42, 45, 47, 73, 80, 81, 99, 108, 114, 121, 154, 165, et 174

NF ISO 230-10 (2011). Code d'essais des machines-outils - Partie 10 : Détermination des performances de mesure des systèmes de palpé des machines-outils à commande numérique.

Cité page 140

NF ISO 230-2 (2006). Code d'essais des machines-outils - Partie 2 : Détermination de l'exactitude et de la répétabilité de positionnement des axes en commande numérique.

Cité page 18

NF ISO 230-3 (2007). Code d'essais des machines-outils - Partie 3 : Évaluation des effets thermiques.

2 citations pages 27 et 99

NF ISO 230-4 (2005). Code d'essais des machines-outils - Partie 4 : Essais de circularité des machines-outils à commande numérique quasi-statiques.

2 citations pages 38 et 40

NF ISO 230-7 (2007). Code d'essais des machines-outils - Partie 7 : Exactitude géométrique des axes de rotation.

11 citations pages xx, 17, 20, 24, 32, 35, 37, 38, 45, 99, et 165

NF ISO 230-8 (2010). Code d'essais des machines-outils - Partie 8 : Vibrations.

2 citations pages 28 et 29

NF ISO 2806 (1996). Systèmes d'automatisation industrielle – commande numérique des machines - vocabulaire.

2 citations pages 17 et 21

NF ISO 5459 (2011). Spécification géométrique des produits (GPS) – Tolérancement géométrique - Références spécifiées et systèmes de références spécifiées.

2 citations pages 62 et 63

NF ISO 5725-1 (1994). Exactitude (justesse et fidélité) des résultats et méthode de mesure - Partie 1 : Principes généraux et définitions.

2 citations pages xix et 14

NF ISO 841 (2004). Systèmes d'automatisation industrielle et intégration - Commande numérique des machines, système numérique de coordonnées et nomenclature du mouvement.

7 citations pages 11, 17, 21, 33, 99, 102, et 167

2 Références bibliographiques

ABBASZADEH-MIR, Y., MAYER, J. R. R., CLOUTIER, G. et FORTIN, C. (2002). 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*, 40(18):4781–4797.

4 citations pages 35, 37, 48, et 176

ABBE, E. K. (1890). Measuring instruments for physicists. *Journal for Instrumental Information*, 10:446–448.

Cité page 19

ACKO, B., MCCARTHY, M., HAERTIG, F. et BUCHMEISTER, B. (2012). Standards for testing freeform measurement capability of optical and tactile coordinate measuring machines. *Measurement Science and Technology*, 23(9):094013.

Cité page 44

ACKO, B. et MILFELNER, M. (2014). Temperature-invariant material standard for monitoring performance of machine tools. *Journal of Trends in the Development of Machinery and Associated Technology*.

Cité page 40

AGUADO, S., SANTOLARIA, J., SAMPER, D. et AGUILAR, J. (2013). Influence of measurement noise and laser arrangement on measurement uncertainty of laser tracker multilateration in machine tool volumetric verification. *Precision Engineering*, 37(4):929 – 943.

Cité page 46

ALTINTAS, Y., BRECHER, C., WECK, M. et WITT, S. (2005). Virtual machine tool. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(2):115 – 138.

Cité page 29

ANDOLFATTO, L., LAVERNHE, S. et MAYER, J. (2011). Evaluation of servo, geometric and dynamic error sources on five-axis high-speed machine tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(10–11):787 – 796.

5 citations pages xx, 29, 30, 35, et 37

ASHBY, M. F. (2005). *Materials Selection in Mechanical Design*. Elsevier Butterworth-Heinemann, third edition édition.

4 citations pages xxi, 66, 67, et 70

BELFORTE, G., BONA, B., CANUTO, E., DONATI, F., FERRARIS, F., GORINI, I., MOREI, S., PEISINO, M., SARTORI, S. et LEVI, R. (1987). Coordinate measuring machines and machine tools selfcalibration and error correction. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 36(1):359 – 364.

Cité page 44

BÉRANGER, G., TIERS, J.-F. et DUFFAUT, F. (2013). Invar Famille d'alliages fonctionnels. *Techniques de l'ingénieur - Matériaux à propriétés mécaniques*, base documentaire : TIB535DUO.(ref. article : n2750).

Cité page 67

BERGER, D., BRABANDT, D. et LANZA, G. (2015). Conception of a mobile climate simulation chamber for the investigation of the influences of harsh shop floor conditions on in-process measurement systems in machine tools. *Measurement*, 74:233 – 237.

Cité page 149

BIRCH, K. P. et DOWNS, M. J. (1993). An updated Edlén equation for the refractive index of air. *Metrologia*, 30(3):155.

2 citations pages 47 et 154

BLUTEAU, H. (1999). *Contribution à l'amélioration de la qualité des mesures sur machines à mesurer tridimensionnelles, surveillance, diagnostic et correction des défaillances*. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.

3 citations pages xix, 14, et 40

BOHEZ, E. (2002). Five-axis milling machine tool kinematic chain design and analysis. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(4):505 – 520.

2 citations pages 33 et 99

BOHEZ, E. L., ARIYAJUNYA, B., SINLAPEECHEEWA, C., SHEIN, T. M. M., LAP, D. T. et BELFORTE, G. (2007). Systematic geometric rigid body error identification of 5-axis milling machines. *Computer-Aided Design*, 39(4):229 – 244.

4 citations pages 33, 36, 37, et 47

BOURDET (1987). *Contribution à la Mesure Tridimensionnelle : Modèle d'identification géométrique des surfaces, Métrologie fonctionnelle des pièces mécaniques, Correction géométrique des machines à mesurer tridimensionnelles*. Doctorat d'état Es-Sciences Physiques, Université Nancy 1.

5 citations pages xxv, 35, 62, 114, et 1

BRINGMANN, B. et KNAPP, W. (2009). Machine tool calibration : Geometric test uncertainty depends on machine tool performance. *Precision Engineering*, 33(4):524 – 529.

3 citations pages xx, 31, et 44

BRINGMANN, B., KÜNG, A. et KNAPP, W. (2005). A measuring artefact for true 3D machine testing and calibration. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1):471 – 474.

Cité page 44

BRYAN, J. (1982). A simple method for testing measuring machines and machine tools part 1 : Principles and applications. *Precision Engineering*, 4(2):61 – 69.

Cité page 39

BRYAN, J. (1990). International status of thermal error research (1990). *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 39(2):645 – 656.

4 citations pages xx, 25, 26, et 30

BUSCH, K., KUNZMANN, H. et WÄLDELE, F. (1985). Calibration of coordinate measuring machines. *Precision Engineering*, 7(3):139 – 144.

Cité page 39

CAMBOULIVES, M. (2015). *Étalonnage d'un espace de travail par multilatération*. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.

3 citations pages 157, 159, et 161

Cambridge UNIV (2003). *Material Data Book*. Cambridge University Engineering Department.

Cité page 67

CAMUS, S. (2006). Contrôle des machines à mesurer tridimensionnelle par la méthode "barre à trous". Rapport technique.

8 citations pages 42, 57, 59, 62, 75, 121, 160, et XXIX

CANU, S. (2001). *L'inégalité de Bienaymé-Tchebyshev*. INSA Rouen.

Cité page 142

CASTRO, H. (2008). A method for evaluating spindle rotation errors of machine tools using a laser interferometer. *Measurement*, 41(5):526 – 537.

Cité page 45

CASTRO, H. et BURDEKIN, M. (2003). Dynamic calibration of the positioning accuracy of machine tools and coordinate measuring machines using a laser interferometer. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(9):947 – 954.

Cité page 45

CAUCHICK-MIGUEL, P., KINGA, T. et DAVIS, J. (1996). CMM verification : a survey. *Measurement*, 17(1):1 – 16.

Cité page 38

CHEN, J., LIN, S. et HE, B. (2013). Geometric error compensation for multi-axis cnc machines based on differential transformation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pages 1–8.

Cité page 46

CHOI, J., MIN, B. et LEE, S. (2004). Reduction of machining errors of a three-axis machine tool by on-machine measurement and error compensation system. *Journal of Materials Processing Technology*, 155-156(0):2056 – 2064.

Cité page 45

- COOREVITS, T. (1990). *Contribution au développement des techniques d'autocalibrage appliquées aux machines à mesurer tridimensionnelles*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers - ENSAM.
Cité page 31
- CÔTÉ, M. (2011). *Estimation d'incertitudes associées aux huit écarts de membrure d'une machine-outil*. Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal - Département de Génie Mécanique.
Cité page 35
- COX, M. G. (2002). The evaluation of key comparison data. *Metrologia*, 39(6):589.
2 citations pages 94 et 206
- COX, M. G. (2007). The evaluation of key comparison data : determining the largest consistent subset. *Metrologia*, 44(3):187.
2 citations pages 94 et 206
- DAVID, J.-M. et COOREVITS, T. (1993). Les limites de la correction par logiciel des erreurs de géométrie des MMT. Définition d'une architecture nouvelle de machine. *In Actes du 6ème congrès International de Métrologie. MFQ, Lille*.
Cité page 135
- de AQUINO SILVA, J. B. et BURDEKIN, M. (2002). A modular space frame for assessing the performance of co-ordinate measuring machines (cmms). *Precision Engineering*, 26(1):37 – 48.
Cité page 45
- DIOLEZ, G. (2006). *Maîtrise de la position géométrique des solides : vers de nouveaux outils plus efficaces*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers - ENSAM.
8 citations pages xx, 9, 26, 33, 34, 40, 42, et 45
- DONALDSON, R. R. (1972). Simple method for separating spindle error from test ball roundness error. Rapport technique, California Univ., Livermore. Lawrence Livermore Lab.
Cité page 32
- EDLÉN, B. (1966). The refractive index of air. *Metrologia*, 2(2):71.
Cité page 47
- EKINCI, T. et MAYER, J. (2007). Relationships between straightness and angular kinematic errors in machines. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(12–13):1997 – 2004.
Cité page 31
- ERKAN, T. (2010). *Méthodes de suivi de l'état des machines-outils par palpation d'artefacts*. Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal - Département de Génie Mécanique.
Cité page 35
- ERKAN, T., MAYER, J. R. et DUPONT, Y. (2011). Volumetric distortion assessment of a five-axis machine by probing a 3d reconfigurable uncalibrated master ball artefact. *Precision Engineering*,

35(1):116 – 125.

2 citations pages 48 et 178

EVANS, C. J., HOCKEN, R. J. et ESTLER, W. T. (1996). Self-Calibration : Reversal, Redundancy, Error Separation, and 'Absolute Testing'. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 45(2):617 – 634.

2 citations pages 42 et 73

EVERETT, L. J. et HSU, T.-W. (1988). The theory of kinematic parameter identification for industrial robots. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 110(1):96–100.

2 citations pages 35 et 176

FLACK, D. (2011). *Measurement Good Practice Guide No. 42 - CMM Verification*. Numéro 42. NPL.

3 citations pages xx, 39, et 44

FLORUSSEN, G., DELBRESSINE, F., van de MOLENGRAFT, M. et SCHELLEKENS, P. (2001). Assessing geometrical errors of multi-axis machines by three-dimensional length measurements. *Measurement*, 30(4):241 – 255.

2 citations pages 35 et 37

GTCMMFQ (1998). *Technique de Mesure sur Machines à Mesurer Tridimensionnelles – Groupe de Travail du Collège Métrologie du Mouvement Français pour la Qualité (GTCMMFQ)*. Collège Français de Métrologie.

3 citations pages 62, 63, et 169

GUESS, P. C., SCHULTHEIS, S., BONFANTE, E. A., COELHO, P. G., FERENCZ, J. L. et SILVA, N. R. (2011). All-ceramic systems : Laboratory and clinical performance. *Dental Clinics of North America*, 55(2):333 – 352. Esthetic and Cosmetic Dentistry for Modern Dental Practice : Update 2011.

Cité page 67

HENNEBELLE, F. (2007). *Détermination des incertitudes de mesures sur machines à mesurer tri-dimensionnelles : application aux engrenages*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers - ENSAM.

6 citations pages xix, xx, 14, 38, 39, et 42

HOCKEN, R. J. et PEREIRA, P. H. (2011). *Coordinate measuring machines and systems*. CRC Press.

3 citations pages 16, 42, et XXIX

IBARAKI, S., IRITANI, T. et MATSUSHITA, T. (2012). Calibration of location errors of rotary axes on five-axis machine tools by on-the-machine measurement using a touch-trigger probe. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 58(0):44 – 53.

2 citations pages 37 et 47

IBARAKI, S. et KNAPP, W. (2013). Indirect measurement of volumetric accuracy for three-axis and five-axis machine tools.

2 citations pages 25 et 47

IBARAKI, S. et OTA, Y. (2014). A machining test to calibrate rotary axis error motions of five-axis machine tools and its application to thermal deformation test. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 86(0):81 – 88.

Cité page 47

IBARAKI, S., OYAMA, C. et OTSUBO, H. (2011). Construction of an error map of rotary axes on a five-axis machining center by static r-test. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(3):190 – 200.

Cité page 48

INASAKI, I., KISHINAMI, K., SAKAMOTO, S., SUGIMURA, N., TAKEUCHI, Y. et TANAKA, F. (1997). Shaper generation theory of machine tools - its basis and applications. *Yokendo, Tokyo*, pages 95–103.

Cité page 36

JOUY, F. et CLÉMENT, A. (1986). Theoretical modelisation and experimental identification of the geometrical parameters of coordinate-machines by measuring a multi-directed bar. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 35(1):393 – 396.

Cité page 40

KIRIDENA, V. et FERREIRA, P. (1994a). Kinematic modeling of quasistatic errors of three-axis machining centers. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 34(1):85 – 100.

3 citations pages 31, 35, et 37

KIRIDENA, V. et FERREIRA, P. (1994b). Parameter estimation and model verification of first order quasistatic error model for three-axis machining centers. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 34(1):101 – 125.

3 citations pages 31, 37, et 44

KNAPP, W., TSCHUDI, U. et BUCHER, A. (1991). Comparison of different artefacts for interim coordinate-measuring machine checking : a report from the swiss standards committee. *Precision Engineering*, 13(4):277 – 291.

Cité page 38

KONO, D., MATSUBARA, A., NAGAOKA, K. et YAMAZAKI, K. (2012). Analysis method for investigating the influence of mechanical components on dynamic mechanical error of machine tools. *Precision Engineering*, 36(3):477 – 484.

Cité page 29

KUNZMANN, H., TRAPET, E. et W"ALDELE, F. (1990). A uniform concept for calibration, acceptance test, and periodic inspection of coordinate measuring machines using reference objects. *CIRP*

Annals - Manufacturing Technology, 39(1):561 – 564.

Cité page 43

KUNZMANN, H., TRAPET, E. et W"ALDELE, F. (1995). Results of the international comparison of ball plate measurements in CIRP and WECC. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 44(1):479 – 482.

Cité page 44

KWAŚNY, W., TUREK, P. et JĘDRZEJEWSKI, J. (2011). Survey of machine tool error measuring methods. *Journal of Machine Engineering*, 11.

Cité page 45

LAHOUSSE, L. (2005). *Contribution à la construction de machines de grande précision géométrique : Le concept de l'information dans l'amélioration des performance des machines*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers - ENSAM.

2 citations pages 90 et 135

LAVERNHE, S. (2006). *Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV*. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.

Cité page 7

LEE, H.-W., CHEN, J.-R., PAN, S.-P., LIOU, H.-C. et Hsu, P.-E. (2016). Relationship between ISO 230-2/-6 Test results and positioning accuracy of machine tools using LaserTRACER. *Applied Sciences*, 6(4):105.

Cité page 45

LEI, W. et Hsu, Y. (2002a). 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.

2 citations pages 36 et 37

LEI, W. et Hsu, Y. (2002b). 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.

2 citations pages 36 et 37

LELEU, S. (2000). *Contribution à l'évaluation des angles : conception, réalisation et validation d'un plateau pivotant de très haute précision : vers une nouvelle référence angulaire nationale*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers - ENSAM.

4 citations pages 9, 90, 91, et 135

LIEBRICH, T., BRINGMANN, B. et KNAPP, W. (2009). Calibration of a 3D-ball plate. *Precision Engineering*, 33(1):1 – 6.

2 citations pages 44 et 73

LIM, C. et BURDEKIN, M. (2002). Rapid volumetric calibration of coordinate measuring machines using a hole bar artefact. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part B, Journal of Engineering Manufacture*, 216(8):1083–1093.

4 citations pages xx, 42, 43, et 64

LIN, Y. et SHEN, Y. (2003). Modelling of five-axis machine tool metrology models using the matrix summation approach. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 21(4): 243–248.

2 citations pages 36 et 37

LINARES, J.-M., CHAVES-JACOB, J., SCHWENKE, H., LONGSTAFF, A., FLETCHER, S., FLORE, J., UHLMANN, E. et WINTERING, J. (2014). Impact of measurement procedure when error mapping and compensating a small CNC machine using a multilateration laser interferometer. *Precision Engineering*, 38(3):578 – 588.

Cité page 155

LINDIG, O. et PANNHORST, W. (1985). Thermal expansion and length stability of zerodur in dependence on temperature and time. *Appl. Opt.*, 24(20):3330–3334.

Cité page 67

MARSH, E. (2009). *Precision Spindle Metrology*. DEStech Publications, Inc.

Cité page 32

MARSH, E. R., ARNESON, D. A. et MARTIN, D. L. (2010). A comparison of reversal and multiprobe error separation. *Precision Engineering*, 34(1):85 – 91. CIRP-CAT 2007.

Cité page 32

MASSEY JR, F. J. (1951). The Kolmogorov-Smirnov test for goodness of fit. *Journal of the American statistical Association*, 46(253):68–78.

Cité page 142

MATSUMOTO, M. et NISHIMURA, T. (1998). Mersenne Twister : a 623-dimensionally equidistributed uniform pseudo-random number generator. *ACM Transactions on Modeling and Computer Simulation (TOMACS)*, 8(1):3–30.

Cité page 150

MAYER, J. (2012). Five-axis machine tool calibration by probing a scale enriched reconfigurable uncalibrated master balls artefact. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 61(1):515 – 518.

Cité page 48

MAYR, J., JEDRZEJEWSKI, J., UHLMANN, E., DONMEZ, M. A., KNAPP, W., HÄRTIG, F., WENDT, K., MORIWAKI, T., SHORE, P., SCHMITT, R., BRECHER, C., WÜRZ, T. et WEGENER, K. (2012). Thermal issues in machine tools. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 61(2):771 – 791.

2 citations pages 26 et 30

- McCARTHY, M. B., BROWN, S. B., EVENDEN, A. et ROBINSON, A. D. (2011). NPL freeform artefact for verification of non-contact measuring systems. volume 7864, pages 78640K–78640K–13.
Cité page 64
- MEKID, S. (2009). *Introduction to Precision Machine Design*. CRC Press Taylor & Francis Group.
8 citations pages 15, 16, 26, 28, 30, 40, 45, et 149
- MEKID, S. et OGEDENGBE, T. (2010). A review of machine tool accuracy enhancement through error compensation in serial and parallel kinematic machines. *International Journal of Precision Technology*, 1(3-4):251–286.
4 citations pages xix, 15, 16, et 30
- MOORE, W. R. (1970). *Foundations of mechanical accuracy*. The Moore Special Tool Company.
3 citations pages xxii, 45, et 90
- MUNOA, J., BEUDAERT, X., ERKORKMAZ, K., IGLESIAS, A., BARRIOS, A. et ZATARAIN, M. (2015). Active suppression of structural chatter vibrations using machine drives and accelerometers. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 64(1):385 – 388.
Cité page 29
- OSAWA, S., BUSCH, K., FRANKE, M. et SCHWENKE, H. (2005). Multiple orientation technique for the calibration of cylindrical workpieces on CMMs. *Precision Engineering*, 29(1):56 – 64.
Cité page 38
- OSAWA, S., TAKATSUJI, T., NOGUCHI, H. et KUROSAWA, T. (2002). Development of a ball step-gauge and an interferometric stepper used for ball-plate calibration. *Precision Engineering*, 26(2):214 – 221.
Cité page 42
- OUYANG, J. et JAWAHIR, I. (1995). Ball array calibration on a coordinate measuring machine using a gage block. *Measurement*, 16(4):219 – 229.
2 citations pages 41 et 75
- PAHK, H. et KIM, J. (1993). Development of computer integrated system for error diagnosis of a CMM using calibrated mechanical artefacts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 33(6):773 – 790.
Cité page 38
- PAHK, H. J., KIM, Y. S. et MOON, J. H. (1997). 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*, 37(11):1583 – 1596.
Cité page 31
- PEGGS, G. et McKEOWN, P. (1989). Creating a standards infrastructure for co-ordinate measurement technology in the UK. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 38(1):521 – 523.
3 citations pages xx, 43, et 44

PEZESHKI, M. et AREZOO, B. (2015). Kinematic errors identification of three-axis machine tools based on machined work pieces. *Precision Engineering*, pages –.

Cité page 47

PRÉVOST, D. (2011). *Modélisation avancée du couple Machine Outil / Commande Numérique dans un contexte UGV pour l'optimisation du calcul de trajectoires multi axes*. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.

3 citations pages 7, 16, et 29

RAHMAN, M. (2004). *Modeling and measurement of multi-axis machine tools to improve positioning accuracy in a software way*. Oulun yliopisto.

Cité page 16

RAMESH, R., MANNAN, M. et Poo, A. (2000a). Error compensation in machine tools - a review : Part i : geometric, cutting-force induced and fixture-dependent errors. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(9):1235 – 1256.

4 citations pages xix, 15, 16, et 45

RAMESH, R., MANNAN, M. et Poo, A. (2000b). Error compensation in machine tools - a review : Part ii : thermal errors. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(9):1257 – 1284.

3 citations pages xix, 15, et 16

RUIJL, T. A. M. (2001). *Ultra precision coordinate measuring machine-design, calibration and error compensation*. TU Delft, Delft University of Technology.

Cité page 67

SATO, M. (2006). Design and performance of 5 axis machines in Japan. *In Proceeding of 12th International Conference on Machine Tool Engineer's*, pages 167–189.

Cité page 33

SHELLEKENS, P., ROSIELLE, N., VERMEULEN, H., VERMEULEN, M., WETZELS, S. et PRIL, W. (1998). Design for precision : Current status and trends. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 47(2):557 – 586.

Cité page 28

SCHOLZ, F. W. et STEPHENS, M. A. (1987). K-sample anderson–darling tests. *Journal of the American Statistical Association*, 82(399):918–924.

Cité page 142

SCHWENKE, H., FRANKE, M., HANNAFORD, J. et KUNZMANN, H. (2005). Error mapping of CMMs and machine tools by a single tracking interferometer. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1):475 – 478.

2 citations pages 46 et 154

SCHWENKE, H., KNAPP, W., HAITJEMA, H., WECKENMANN, A., SCHMITT, R. et DELBRESSINE, F. (2008). Geometric error measurement and compensation of machines - an update. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57(2):660 – 675.

5 citations pages 16, 28, 29, 30, et 99

SCHWENKE, H., SCHMITT, R., JATZKOWSKI, P. et WARMANN, C. (2009). On-the-fly calibration of linear and rotary axes of machine tools and {CMMs} using a tracking interferometer. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 58(1):477 – 480.

Cité page 46

SHIRAISHI, M. (1988). Scope of in-process measurement, monitoring and control techniques in machining processes - part I : In-process techniques for tools. *Precision Engineering*, 10(4):179 – 189.

Cité page 8

SHIRAISHI, M. (1989a). Scope of in-process measurement, monitoring and control techniques in machining processes - part II : In-process techniques for workpieces. *Precision Engineering*, 11(1):27 – 37.

Cité page 8

SHIRAISHI, M. (1989b). Scope of in-process measurement, monitoring and control techniques in machining processes - part III : In-process techniques for cutting processes and machine tools. *Precision Engineering*, 11(1):39 – 47.

Cité page 8

SLAMANI, M., MAYER, J. et CLOUTIER, G. (2011). Modeling and experimental validation of machine tool motion errors using degree optimized polynomial including motion hysteresis. *Experimental Techniques*, 35(1):37–44.

Cité page 31

SLOCUM, A. H. (1992). *Precision Machine Design*. Society of Manufacturing Engineers.

11 citations pages xix, xxii, 9, 15, 16, 26, 28, 44, 45, 67, et 90

SMITH, G. T. (2016). *Machine Tool Metrology : An Industrial Handbook*. Springer.

Cité page 38

SRIVASTAVA, A., VELDHUIS, S. et ELBESTAWIT, M. (1995). Modelling geometric and thermal errors in a five-axis cnc machine tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(9):1321 – 1337.

3 citations pages 25, 36, et 37

STEINMETZ, C. (1990). Sub-micron position measurement and control on precision machine tools with laser interferometry. *Precision Engineering*, 12(1):12 – 24.

Cité page 45

- TIAN, W., GAO, W., ZHANG, D. et HUANG, T. (2014). A general approach for error modeling of machine tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 79(0):17 – 23.
2 citations pages 36 et 37
- TOURNIER, C. (2001). *Contribution to the design of free-form surfaces
the machining surface in 5-axis iso scallop machining*. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.
2 citations pages xix et 7
- TRAPET, E., MARTÍN, J.-J. A., YAGÜE, J.-A., SPAAN, H. et ZELENÝ, V. (2006). Self-centering probes with parallel kinematics to verify machine-tools. *Precision Engineering*, 30(2):165 – 179.
2 citations pages xx et 41
- TRAPET, E. et WÄLDELE, F. (1991). A reference object based method to determine the parametric error components of coordinate measuring machines and machine tools. *Measurement*, 9(1):17 – 22.
Cité page 43
- TSUTSUMI, M. et SAITO, A. (2003). Identification and compensation of systematic deviations particular to 5-axis machining centers. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(8):771 – 780.
4 citations pages 35, 36, 37, et 48
- TUREK, P., JĘDRZEJEWSKI, J. et MODRZYCKI, W. (2010). Methods of machine tool error compensation. *Journal of Machine Engineering*, Vol. 10, No. 4:5–25.
2 citations pages xx et 27
- URIARTE, L., ZATARAIN, M., AXINTE, D., YAGÜE-FABRA, J., IHLENFELDT, S., EGUIA, J. et OLARRA, A. (2013). Machine tools for large parts. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62(2):731 – 750.
Cité page 9
- VACHARANUKUL, K. et MEKID, S. (2005). In-process dimensional inspection sensors. *Measurement*, 38(3):204 – 218.
Cité page 8
- VISSIÈRE, A. (2013). *Mesure de cylindricité de très haute exactitude : Développement d'une nouvelle machine de référence*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers - ENSAM.
4 citations pages xxii, 32, 90, et 135
- WENDT, J.-C. K. (2013). *EMRP IND62 TIM - Traceable in-process dimensional measurement*. PTB.
Cité page 46

WENDT, K. (2015). *JRP IND62 TIM - Protocol*. PTB.

3 citations pages xx, 8, et 44

WHITEHOUSE, D. J. (1976). Some theoretical aspects of error separation techniques in surface metrology. *Journal of Physics E : Scientific Instruments*, 9(7):531.

Cité page 32

WOZNIAK, A. et JANKOWSKI, M. (2015). Wireless communication influence on cnc machine tool probe metrological parameters. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 82(1):535–542.

Cité page 139

YANG, H. et NI, J. (2005). Dynamic neural network modeling for nonlinear, nonstationary machine tool thermally induced error. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(4-5):455–465.

2 citations pages 27 et 99

YU, Z., TIEMIN, L. et XIAOQIANG, T. (2011). Geometric error modeling of machine tools based on screw theory. *Procedia Engineering*, 24(0):845 – 849. International Conference on Advances in Engineering 2011.

2 citations pages 36 et 37

ZARGARBASHI, S. et MAYER, J. (2009). 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*, 49(10):759 – 766.

3 citations pages 35, 37, et 176

ZHANG, G., HUANG, Y., SHI, W. et FU, W. (2003). Predicting dynamic behaviours of a whole machine tool structure based on computer-aided engineering. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(7):699–706.

Cité page 29

ZHANG, G. et ZANG, Y. (1991). A method for machine geometry calibration using 1-d ball array. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 40(1):519 – 522.

2 citations pages 41 et 73

ZHU, W., WANG, Z. et YAMAZAKI, K. (2010). Machine tool component error extraction and error compensation by incorporating statistical analysis. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(9):798 – 806.

Cité page 32

3 Références sites web, et documentations techniques

APISENSOR (2016a). Site internet de API - Ballbar.

<http://www.apisensor.com/fr/products/ballbar/>.

Cité page 40

APISENSOR (2016b). Site internet de API - XD Laser.

http://www.atechauthority.com/pdf/6d_prod.pdf. <http://www.apisensor.com/products/xd-laser/>.

Cité page 46

AZOM (2013a). Aluminium.

<http://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=2863>.

Cité page 67

AZOM (2013b). Carbon steel.

<http://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=6022>.

Cité page 67

AZOM (2014). Invar - nickel iron alloy.

<http://www.azom.com/properties.aspx?ArticleID=515>.

Cité page 67

BLUM (2016). Site web Blum - Palpeur TC51.

<http://www.blum-novotest.de/fr/composants-de-mesure/produits/sondes-de-machine-outils/tc51-tc61.html>.

2 citations pages 137 et XVII

COFRAC (2016). Attestation d'accréditation. http://www.lne.fr/fr/lne_bref/accreditations-cofrac/attestations-etalonage.pdf.

Cité page 77

EMCI (2016). Site internet de EMCI. www.emci-industrie.com.

5 citations pages xix, xx, 10, 47, et 48

ETALON (2015). *TRAC-CAL Manual 3.0*. eTalon.

3 citations pages xxiv, 156, et 157

ETALON (2016). Site internet de eTalon - Laser Tracer Next Generation.

<http://www.etalon-ag.com/products/lasertracer/>.

3 citations pages xx, 46, et 153

GARDNER RESEARCH (2014). 2014 world machine-tool output and consumption survey.

http://www.gardnerweb.com/cdn/cms/2014wmtocs_SURVEY.pdf.

<http://www.gardnerweb.com/>.

Cité page 2

- GARDNER RESEARCH (2015). 2015 world machine-tool output and consumption survey.
<http://www.gardnerweb.com/cdn/cms/GR-2015-WMTS.pdf>. <http://www.gardnerweb.com/>.
Cité page 1
- HEIDENHAIN (2013). Site internet de Heidenhain.
http://www.asynoptim.com/_dynamique/catalogues01/fichiers/kinematicsopten1-228.pdf.
www.heidenhain.fr.
2 citations pages 29 et 47
- HEIDENHAIN (2015a). Systèmes de mesure angulaire avec roulement intégrés.
http://www.heidenhain.ch/de_EN/php/documentation-information/brochures/popup/media-/media/file/view/file-0351/file.pdf#page=.
2 citations pages 138 et 149
- HEIDENHAIN (2015b). Systèmes de mesure linéaire pour machines-outils à commande numérique.
http://www.heidenhain.ch/de_EN/php/documentation-information/brochures/popup/media-/media/file/view/file-0429/file.pdf#page=.
Cité page 138
- HEIDENHAIN (2016). Site internet de Heidenhain - KGM.
http://www.heidenhain.fr/fr_FR/produits/systemes-de-mesure-de-comparaison/kgm/specifications/. www.heidenhain.fr.
2 citations pages 29 et 32
- HEIDENHAIN (2016). Site internet de Heidenhain - Palpeur TS740.
http://www.heidenhain.com/en_US/products-and-applications/touch-probes/workpiece-measurement/ts-640ts-642ts-740/.
2 citations pages 137 et XVII
- IBSPE (2014). Site internet de IBS Precision Engineering.
<http://www.ibspe.com/public/uploads/content/files/Machine-Tool-Inspection-SEA-web.pdf>.
www.ibspe.com.
6 citations pages xx, 28, 41, 42, 45, et 48
- KOBA (2013a). Site internet de Koba - Koba Ball Bar.
<http://www.koba.de/index.php?id=29&L=1>.
Cité page 41
- KOBA (2013b). Site internet de Koba - Koba Step.
<http://www.koba.de/index.php?id=26&L=1>.
2 citations pages 39 et 76
- MICROPLAN-G (2013). Site internet de Microplan-Group.
http://media.wix.com/ugd/9d3315_1201c9d1cef04764a343ed154b4efbc5.pdf.

www.microplan-group.com.

Cité page 42

MOLINARO, H. H., VOURC'H, E. et BARBOT, J.-P. (2015). Capteurs et chaîne d'acquisition.

http://eduscol.education.fr/sti/si-ens-cachan/ressources_pedagogiques/capteurs-et-chaine-dacquisition.

Cité page 9

NORELEM (2014). Eléments modulaires pour montage de contrôle.

http://www.norelem.fr/doc/fr/fr/did.11133/controle_alliage_leger.pdf.

Cité page 69

PRECISIONBALLS (2016b). Site internet de Precisionballs - Geostep.

http://www.precisionballs.com/about_geostep.php.

3 citations pages xx, 40, et 41

RENISHAW (2010). Site internet de Renishaw - Palpeur RMP600 - Guide d'installation.

<http://resources.renishaw.com/fr/details/manuel-dinstallation-palpeur-a-transmission-radio-haute-precision-rmp600-54839>.

Cité page 139

RENISHAW (2016a). Site internet de Renishaw - Ballbar QC 20.

<http://www.renishaw.com/en/qc20-w-ballbar-system-11075>.

5 citations pages xix, xx, 10, 40, et 41

RENISHAW (2016b). Site internet de Renishaw - Laser measurement.

<http://www.renishaw.com/en/xl-80-laser-system-8268>.

<http://www.renishaw.com/media/pdf/en/5d15dd21874642ba986dbdefb6ede174.pdf>.

Cité page 45

RENISHAW (2016c). Site internet de Renishaw - MCG.

<http://www.renishaw.fr/fr/systemes-mcg-jauge-de-contrôle-volumétrique-6674>.

3 citations pages xx, 40, et 41

RENISHAW (2016d). Site internet de Renishaw - Palpeur RMP600.

<http://www.renishaw.com/en/rmp600-high-accuracy-touch-probe-8880>.

2 citations pages 137 et XVII

SCHOTT (2013). Zerodur : Zero Expansion Glass Ceramic.

http://www.us.schott.com/advanced_optics/english/download/schott_zerodur_katalog_july-2011_us.pdf.

Cité page 67

SIEMENS (2006a). *SINUMERIK 840D sl/840Di sl/840D/840Di/810D - Detailed Machine Data Description*.

Cité page 144

SIEMENS (2006b). *SINUMERIK 840D sl/840Di sl/840D/840Di/810D Extended Functions*.

3 citations pages 10, 28, et 144

TIM SURVEY (2013). Report on the end-user survey of the existing measurement standards for different applications in in-process metrology.

https://www.surveymonkey.com/sr.aspx?sm=vD_2bPHibd11V2vO7mm3MK9UDvogmK14-fXQ0q9yThRfNk_3d.

Cité page 149

TIM WEBSITE (2015). Homepage of traceable in-process dimensional measurements.

<https://www.ptb.de/emrp/ind62-home.html>.

2 citations pages xix et 2

TRAPET (2015). Trapet precision engineering.

<http://trapet.de/en/3d><http://trapet.de>.

3 citations pages xx, 44, et 45

4 Références produites

VIPREY, F. (2013). Modélisation et mesure des défauts géométriques de MOCN 5 axes en vue de leur compensation. Mémoire de Master 2 Recherche, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.

4 citations pages xix, 14, 183, et 187

VIPREY, F., LAVERNHE, S., TOURNIER, C. et NOUIRA, H. (2015a). Modélisation géométrique des machines-outils 5 axes pour la compensation de l'exactitude volumétrique. *In 14eme colloque national AIP Primeca*, La Plagne, France.

Cité page 200

VIPREY, F., LAVERNHE, S., TOURNIER, C. et NOUIRA, H. (2015c). Reduction of a RRTTT machine tool geometric model by combinatorial analysis to improve volumetric accuracy. *In Laser Metrology and Machine Performance (LAM DAMAP) 2015*, Huddersfield, United Kingdom.

Cité page 200

VIPREY, F., NOUIRA, H., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2014a). Geometric errors identification on 5-axis machine-tool using both novel hole-bar standard design and laser tracer interferometer system. *In MacroScale : Recent Developments In Traceable Dimensional Measurements*, Vienna, Austria.

Cité page 162

VIPREY, F., NOUIRA, H., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2014b). Identification of the geometric errors of a mikron 5-axis machine-tool using the hole-bar 3d standard and the laser tracer interferometer system. *In Traceable In-process dimensional Measurement for machine tools (TIM) Workshop*, NPL, Teddington, UK.

Cité page 162

VIPREY, F., NOUIRA, H., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2016a). Determination of volumetric machine tool errors by using a hole-bar material standard (Multi-Feature Bar - MFB). *In TIM Final Workshop*, PTB, Braunschweig, Germany.

Cité page 162

VIPREY, F., NOUIRA, H., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2016b). Novel hole-bar standard design and inter-comparison for geometric errors identification on machine-tool. *In ICPE 2016 : 18th International Conference on Precision Engineering*, Dubai, UAE.

Cité page 162

VIPREY, F., NOUIRA, H., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2016c). Novel multi-feature bar design for machine tools geometric errors identification. *Precision Engineering*, pages –.

Cité page 162

VIPREY, F., NOUIRA, H., LAVERNHE, S. et TOURNIER, C. (2016d). Reduction of a five axis machine tool kinematic model by combinatorial analysis to improve volumetric accuracy. *In TIM Final*

Workshop, PTB, Braunschweig, Germany.

Cité page 200

VIPREY, F., SOUVIGNET, C. et FARGIER, E. (2015d). Certificat d'étalonnage de la Multi-Features Bar (Confidentiel). Numéro P010115 DMSI /18, Laboratoire National de Métrologie et d'Essais.

Cité page 79

Annexe A

Cylindre des moindres carrés

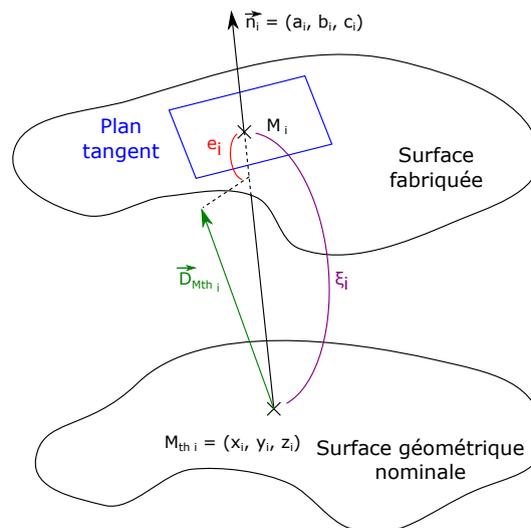


Figure A.1 – General geometric identification method of surface [Bourdet, 1987].

Une surface géométrique nominale peut être définie par un ensemble de points théoriques $M_{th(i)}$ de coordonnées cartésiennes (x_i, y_i, z_i) , dont les normales à la surface en ces points $M_{th(i)}$ sont notées \vec{n}_i (Figure A.1). Les cosinus directeur de ces normales sont notés (a_i, b_i, c_i) . La surface fabriquée, et donc mesurée est définie par l'ensemble des points mesurés M_i . Pour ce faire, l'ensemble des points M_i , après transformation de corps rigide, sont tels que la surface géométrique idéale nominale est centrée dans le repère machine $R_m = (O_m, (\vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z}))$ et d'axe \vec{Z} . Cette transformation, ainsi que la définition de la surface géométrique nominale ne sont pas exposés dans cette annexe.

La méthode des moindres carrés exposée dans [Bourdet, 1987], minimise les écarts entre la surface fabriquée et la surface géométrique idéale en donnant un déplacement $\vec{D}_{M_{th_i}}$ tel que la

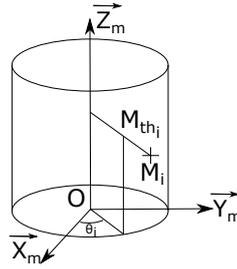


Figure A.2 – Surface cylindrique nominale.

position finale de M_{th_i} , soit globalement le plus près possible du plan tangent en M_i (Figure A.1). Pour un point M_i , l'écart entre la surface fabriquée et la surface géométrique idéale est donné par :

$$e_i = \xi_i - \overrightarrow{D_{M_{th_i}}} \cdot \vec{n}_i \quad (\text{A.1})$$

Appliquée à un nuage de points centré en zéro et de normale \vec{Z} (Figure A.2), de la méthode des moindres carrés en résulte le champ de déplacement infinitésimal sous forme condensé, écrit au point O :

$$e_i = \xi_i - [P_i]_O \cdot [T_O] \quad (\text{A.2})$$

où :

$$[P_i]_O = \left\{ \vec{n}_i \quad \overrightarrow{OM_{th_i}} \wedge \vec{n}_i \right\} \quad \text{et} \quad [T_O] = \begin{Bmatrix} \alpha & u \\ \beta & v \\ 0 & 0 \end{Bmatrix}$$

D'après la figure A.2, il est possible d'exprimer \vec{n}_i , ξ_i et $\overrightarrow{M_{th_i}}$ par :

$$\vec{n}_i = \begin{pmatrix} \cos\theta_i = \frac{x_i}{\sqrt{x_i^2 + y_i^2}} \\ \sin\theta_i = \frac{y_i}{\sqrt{x_i^2 + y_i^2}} \\ 0 \end{pmatrix}, \quad \xi_i = \sqrt{x_i^2 + y_i^2} - R, \quad \overrightarrow{OM_{th_i}} = \begin{pmatrix} R \cos\theta_i \\ R \sin\theta_i \\ z_i \end{pmatrix}$$

Ainsi l'écart e_i peut s'écrire explicitement de la manière suivante :

$$e_i = \xi_i - (-z_i \sin\theta_i \alpha + z_i \cos\theta_i \beta + \cos\theta_i u + \sin\theta_i v + r) \quad (\text{A.3})$$

où r est le taux d'accroissement du rayon porté par \vec{n}_i qui minimise les écarts e_i

Minimiser la somme des écarts aux carrés W de l'équation (A.4), revient à résoudre le système d'équations linéaires (A.5). Le système peut se mettre sous la forme matricielle (A.6), et se résoudre afin d'obtenir les valeurs de paramètres (α, β, u, v, r) caractérisant l'écart entre le cylindre nominale d'axe \vec{Z} , passant par O et de rayon R et le cylindre nominal globalement au plus près du nuage de points mesurés.

$$W = \sum_{i=1}^n e_i^2 \quad (\text{A.4})$$

where n is the number of measured points

$$\frac{\partial W}{\partial \alpha} = 0; \frac{\partial W}{\partial \beta} = 0; \frac{\partial W}{\partial u} = 0; \frac{\partial W}{\partial v} = 0; \frac{\partial W}{\partial r} = 0 \quad (\text{A.5})$$

$$\begin{bmatrix} \sum z_i^2 \sin^2 \theta_i & -\sum z_i^2 \sin \theta_i \cos \theta_i & -\sum z_i \sin \theta_i \cos \theta_i & -\sum z_i \sin^2 \theta_i & -\sum z_i \sin \theta_i \\ -\sum z_i^2 \sin \theta_i \cos \theta_i & \sum z_i^2 \cos^2 \theta_i & \sum z_i \cos^2 \theta_i & \sum z_i \sin \theta_i \cos \theta_i & \sum z_i \cos \theta_i \\ -\sum z_i \sin \theta_i \cos \theta_i & \sum z_i \cos^2 \theta_i & \sum \cos^2 \theta_i & \sum \sin \theta_i \cos \theta_i & \sum \cos \theta_i \\ \sum z_i \sin^2 \theta_i & \sum z_i \sin \theta_i \cos \theta_i & \sum \sin \theta_i \cos \theta_i & \sum \sin^2 \theta_i & \sum \sin \theta_i \\ -\sum z_i \sin \theta_i & \sum z_i \cos \theta_i & \sum \cos \theta_i & \sum \sin \theta_i & n \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \alpha \\ \beta \\ u \\ v \\ r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sum \xi_i z_i \sin \theta_i \\ \sum \xi_i z_i \cos \theta_i \\ \sum \xi_i \cos \theta_i \\ \sum \xi_i \sin \theta_i \\ \sum \xi_i \end{bmatrix} \quad (\text{A.6})$$

Cette méthode a été entièrement développée durant ces travaux pour de pouvoir traiter les résultats de mesures directement sur un ordinateur au pied de la machine sans faire appel à un logiciel d'association d'entité géométrique. L'algorithme développé est très brièvement mis en exergue par le diagramme en figure A.3.

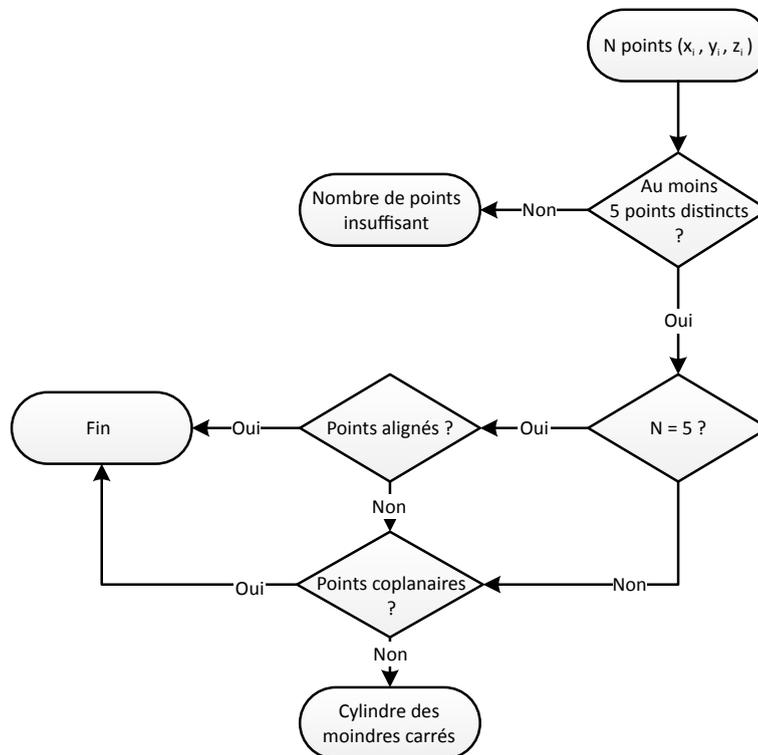


Figure A.3 – Diagramme succinct de l'algorithme d'association d'un cylindre des moindres carrés

Annexe B

Plan des moindres carrés

La méthode des moindres carrés utilisée dans le cas d'un plan cartésien, ne repose pas sur le torseur de petit déplacement tel qu'il a été utilisé dans le cas du cylindre (A). La méthode adoptée ici est la minimisation de la somme des carrés des distances vraies.

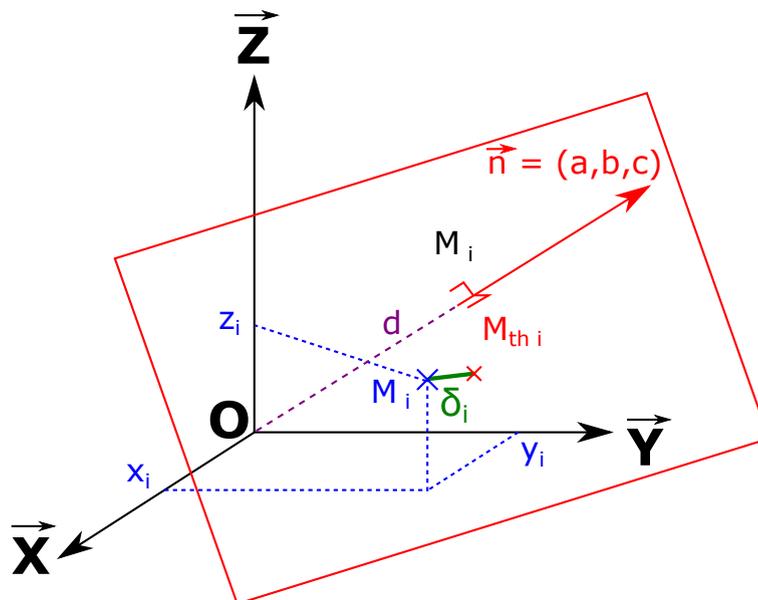


Figure B.1 – Ecart δ_i entre une point de mesure M_i et un point théorique M_{thi} du plan.

L'équation générale d'un plan cartésien est :

$$ax + by + cz + d = 0 \quad (\text{B.1})$$

où le vecteur normal au plan est $\vec{n} = (a, b, c)$ et la distance à l'origine est noté d , et $M_{thi} = (x, y, z)$ un point du plan. La description suivante ne fait pas mention des cas particuliers où la valeurs de c

est nulle (c-à-d. des plans parallèles à \vec{Z}), ou lorsque la distance à l'origine est nulle. En revanche l'algorithme développé sur Matlab traite ces cas particuliers.

Trouver le plan des moindres carrés passant au plus près d'un nuage de points $M_i = (X_i, Y_i, Z_i)$ revient à minimiser la somme des écarts δ_i aux carrés pour chaque point M_i défini à l'équation (B.2) et illustré à la figure B.1. Cet écart au carré est obtenu à partir de l'équation (B.1) avec le changement de variables défini à l'équation (B.3).

$$\delta_i^2 = \frac{1}{A^2+B^2+1}(AX_i + BY_i + Z_i - D)^2 \quad (\text{B.2})$$

with

$$A = a/c; \quad B = b/c; \quad D = -d/c \quad (\text{B.3})$$

donc, pour un nuage de n points $M_i = (X_i, Y_i, Z_i)$, la somme W des écarts δ_i aux carrés est :

$$W = \sum_{i=1}^n \delta_i^2 = \frac{1}{A^2 + B^2 + 1} \sum_{i=1}^n (AX_i + BY_i + Z_i - D)^2 \quad (\text{B.4})$$

La valeur minimale de cette somme est obtenue lorsque les dérivées partielles par rapport à A , B et D sont nulles. La dérivée partielle par rapport à D est particulièrement simple :

$$\frac{\partial W}{\partial D} = \frac{2}{A^2 + B^2 + 1} \sum_{i=1}^n (AX_i + BY_i + Z_i - D) = 0 \quad (\text{B.5})$$

Donc la meilleure estimation de D est égale à :

$$D = \frac{1}{n} \left(A \sum_{i=1}^n X_i + B \sum_{i=1}^n Y_i + \sum_{i=1}^n Z_i \right) \quad (\text{B.6})$$

Par utilisation du changement de variables suivant :

$$x_i = X_i - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n X_i; \quad y_i = Y_i - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n Y_i; \quad z_i = Z_i - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n Z_i$$

la somme W des écarts δ_i aux carrés (équation (B.4)) peut désormais s'écrire de la manière suivante :

$$W = \sum_{i=1}^n \delta_i^2 = \frac{1}{A^2 + B^2 + 1} \sum_{i=1}^n (Ax_i + Bx_i + z_i)^2 \quad (\text{B.7})$$

La minimisation de la somme des écarts aux carrés exprimée à l'équation (B.7) est basée sur une méthode non itérative. Le minimum de cette somme est obtenu lorsque les dérivées partielles relativement à A et B sont nulles.

Le système de deux équations à deux inconnues (A , B) peut être simplifié par calcul analytique sous la forme d'un polynôme de degré 3 en A (équation (B.8)) et d'une expression de B dépendante de A (équation (B.9)).

$$c_3 A^3 + c_2 A^2 + c_1 A + c_0 = 0 \quad (\text{B.8})$$

où,

$$\left\{ \begin{array}{l} c_3 = S_{xy}(S_{yz}^2 - S_{xz}^2) + S_{xz}S_{yz}(S_{xx} - S_{yy}) \\ c_2 = S_{yz}^3 + S_{yz}(S_{xz}^2 - 2S_{xy}^2 - S_{xx}^2) \\ \quad + S_{yz}(S_{xx}S_{zz} + S_{xx}S_{yy} - S_{yy}S_{zz}) \\ \quad + S_{xy}S_{xz}(S_{xx} + S_{yy} - 2S_{zz}) \\ c_1 = S_{xy}^3 + S_{xy}(S_{xz}^2 - 2 * S_{yz}^2 - S_{zz}^2) \\ \quad + S_{xy}(S_{xx}S_{zz} + S_{yy}S_{zz} - S_{xx}S_{yy}) \\ \quad + S_{xz}S_{yz}(S_{yy} + S_{zz} - 2S_{xx}) \\ c_0 = S_{yz}(S_{xy}^2 - S_{xz}^2) + S_{xy}S_{xz}(S_{zz} - S_{yy}) \end{array} \right.$$

avec,

$$\begin{aligned} S_{xx} &= \sum_{i=1}^n x_i^2 & S_{yy} &= \sum_{i=1}^n y_i^2 & S_{zz} &= \sum_{i=1}^n z_i^2 \\ S_{xy} &= \sum_{i=1}^n x_i y_i & S_{xz} &= \sum_{i=1}^n x_i z_i & S_{yz} &= \sum_{i=1}^n y_i z_i \end{aligned}$$

$$B = \frac{S_{xy}S_{yz}A^2 + (S_{yz}^2 - S_{xy}^2)A - S_{xy}S_{yz}}{(S_{yz}(S_{xx} - S_{yy}) - S_{xy}S_{xz})A + S_{xy}(S_{yy} - S_{zz}) + S_{xz}S_{yz}} \quad (\text{B.9})$$

La résolution complète de l'équation (B.8) se fait de manière analytique à l'aide des théories de Ferro ou Cardan. Parmi l'ensemble-solution de l'équation (B.8), le couple (A,B) optimal est celui qui minimise W de l'équation (B.4). À partir des valeurs de A et B , les paramètres intrinsèques du plan (c-à-d. le vecteur normal $\vec{n} = (a,b,c)$, la distance à l'origine d) sont déduit par :

$$a = \frac{A}{\sqrt{A^2 + B^2 + 1}}; \quad b = \frac{B}{\sqrt{A^2 + B^2 + 1}}; \quad c = \frac{1}{\sqrt{A^2 + B^2 + 1}} \quad (\text{B.10})$$

$$d = -\frac{1}{n\sqrt{A^2 + B^2 + 1}} \left(A \sum_{i=1}^n X_i + B \sum_{i=1}^n Y_i + \sum_{i=1}^n Z_i \right) \quad (\text{B.11})$$

Au même titre que pour le cylindre des moindres carrés, cette méthode a entièrement été développée durant ces travaux, afin de pouvoir traiter les résultats de mesures directement sur un ordinateur au pied de la machine sans faire appel à un logiciel d'association d'entité géométrique. L'algorithme développé est très brièvement exposé en figure B.2.

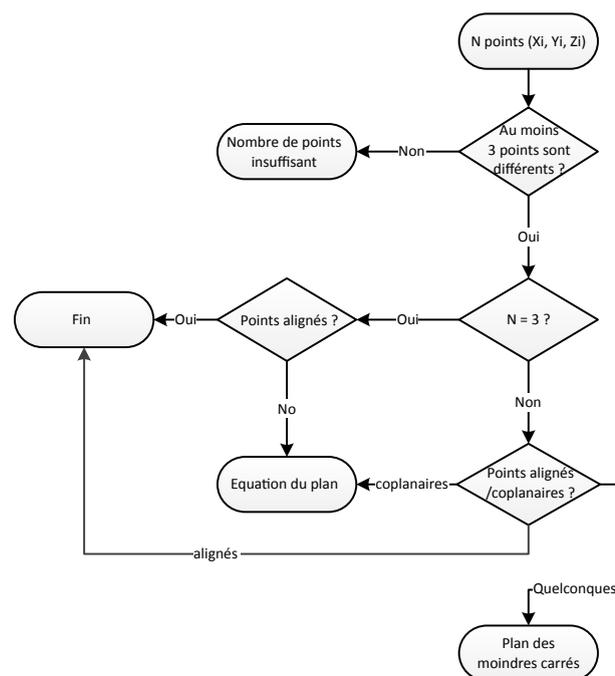


Figure B.2 – Diagramme succinct de l’algorithme d’association de plan des moindres carrés

Annexe C

Points de déformation minimale

Considérons une poutre de sections droites ($l \times e$) de longueur L dont qui la compose le matériau est homogène, élastique, et isotrope. Cette poutre est posée sur deux appuis simples positionnés symétriquement par rapport à son centre telle que le définit la figure C.1. L'écart entre ces deux appuis peut être choisi arbitrairement, et sera noté s . Le module de Young de la poutre est noté E , quant à sont moment quadratique exprimé au centre d'inertie d'une section droite $I_{(G,\vec{z})}$ sera simplement noté I et vaut $\frac{le^3}{12}$.

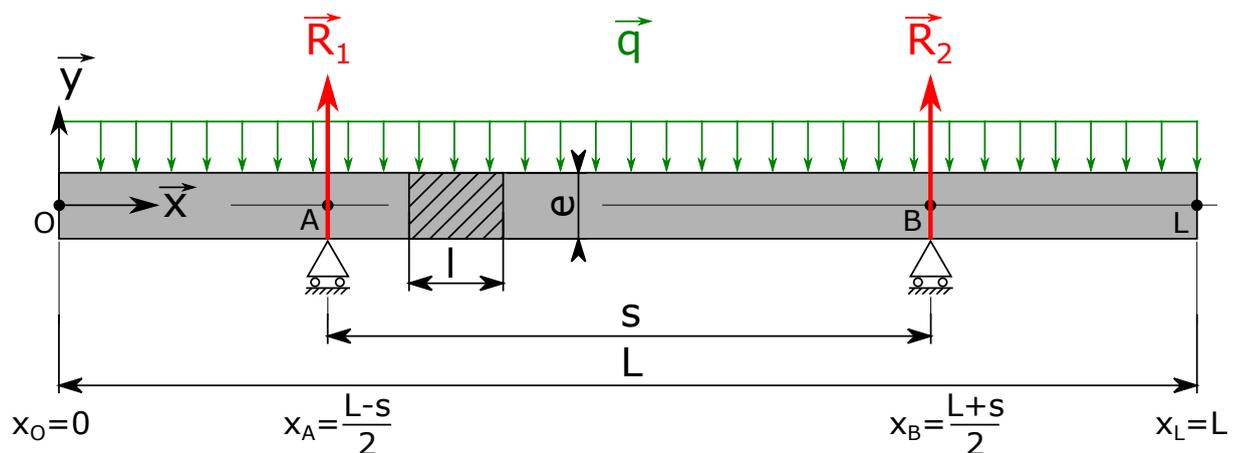


Figure C.1 – Paramétrage du problème de RdM

La poutre est en équilibre sous l'action de trois action mécanique extérieure :

- qL (q en $N.m^{-1}$) qui est le poids propre de la poutre modélisé par une charge linéique uniformément répartie tout le long de la barre ;
- la force de réaction R_1 du support 1 appliquée en A ;
- la force de réaction R_2 du support 2 appliquée en B.

Le principe fondamental de la statique (c.à.d. l'équation de la résultante projetée sur \vec{z} , ainsi que la projection sur \vec{z} de l'équation des moments exprimée en 0) appliqué à ce cas d'équilibre symétrique, permet d'écrire que :

$$R = R_1 = R_2 = \frac{qL}{2} \quad (\text{C.1})$$

D'après la théorie d'Euler-Bernouilly il est possible d'exprimer la dérivée seconde de la déformée de la poutre en fonction des moments fléchissants :

$$\forall s \in [0; L], \forall x \in [x_O; x_L],$$

$$-EI \frac{d^2y}{dx^2}(x) = \sum M f_z(x) = \begin{cases} \frac{qx^2}{2} & \text{pour } x \in [x_O; x_A] \\ \frac{qx^2}{2} - \frac{qL}{2} \left[x - \left(\frac{L-s}{2} \right) \right] & \text{pour } x \in [x_A; x_B] \\ \frac{qx^2}{2} - \frac{qL}{2} \left[x - \left(\frac{L-L}{2} \right) \right] - \frac{qL}{2} \left[x - \left(\frac{L+s}{2} \right) \right] & \text{pour } x \in [x_B; x_L] \end{cases} \quad (\text{C.2})$$

Après une première intégration de l'équation (C.2), on peut en déduire :

$$\forall s \in [0; L], \forall x \in [x_O; x_L],$$

$$-EI \frac{dy}{dx}(x) = \begin{cases} \frac{qx^3}{6} + C_1 & \text{pour } x \in [x_O; x_A], C_1 \in \mathbb{R} \\ \frac{qx^3}{6} - \frac{qLx^2}{4} + \frac{qL}{2} \left(\frac{L-s}{2} \right) x + C_2 & \text{pour } x \in [x_A; x_B], C_2 \in \mathbb{R} \\ \frac{qx^3}{6} - \frac{qLx^2}{4} + \frac{qL}{2} \left(\frac{L-s}{2} \right) x - \frac{qLx^2}{4} + \frac{qL}{2} \left(\frac{L+s}{2} \right) x + C_3 & \text{pour } x \in [x_B; x_L], C_3 \in \mathbb{R} \end{cases} \quad (\text{C.3})$$

Pour des raisons de symétrie de chargement et de conditions aux limites, la déformée de la poutre est symétrique par rapport à sa section droite centrale en $x = \frac{L}{2}$. Ainsi l'équation (C.3) est nulle en $x = \frac{L}{2}$ et :

$$C_2 = -\frac{qL^3}{12} + \frac{qL^2s}{8} \quad (\text{C.4})$$

La déformée de la poutre étant de classe \mathcal{C}^1 (c.à.d. continue en tangence), à partir de l'équation (C.3), il est possible d'écrire que la dérivée de la déformée est nulle en x_A et x_B :

$$\begin{cases} C_1 = -\frac{qL}{4} \left(\frac{L-s}{2}\right)^2 + \frac{qL^2}{4} \left(\frac{L-s}{2}\right) - \frac{qLs}{4} \left(\frac{L-s}{2}\right) + C_2 \\ C_3 = \frac{qL}{4} \left(\frac{L+s}{2}\right)^2 - \frac{qL^2}{4} \left(\frac{L+s}{2}\right) - \frac{qLs}{4} \left(\frac{L+s}{2}\right) + C_2 \end{cases} \quad (\text{C.5})$$

Soit :

$$\begin{cases} C_1 = -\frac{qL^3}{48} + \frac{qLs^2}{16} \\ C_3 = -\frac{7qL^3}{48} - \frac{qLs^2}{16} \end{cases} \quad (\text{C.6})$$

L'équation (C.3) où les constantes d'intégration sont explicitées au travers des expressions (C.4) et (C.6), peut être de nouveau intégrée pour exprimer la déformée de la poutre comme une fonction de la position x le long de sa ligne moyenne :

$$\forall s \in [0; L], \forall x \in [x_O; x_L],$$

$$-EIy(x) = \begin{cases} \frac{qx^4}{24} - \frac{qL^3x}{48} + \frac{qLs^2x}{16} + C_4 \\ \text{pour } x \in [x_O; x_A], C_4 \in \mathbb{R} \\ \frac{qx^4}{24} - \frac{qLx^3}{12} + \frac{qL^2x^2}{8} - \frac{qLsx^2}{8} - \frac{qL^3x}{12} + \frac{qL^2sx}{8} + C_5 \\ \text{pour } x \in [x_A; x_B], C_5 \in \mathbb{R} \\ \frac{qx^4}{24} - \frac{qLx^3}{6} + \frac{qL^2x^2}{4} - \frac{7qL^3x}{48} - \frac{qLs^2x}{16} + C_6 \\ \text{pour } x \in [x_B; x_L], C_6 \in \mathbb{R} \end{cases} \quad (\text{C.7})$$

La déformée de la poutre est nulle au niveau des appuis A et B. Ainsi :

$$\begin{cases} C_4 = \frac{3qL^4}{384} - \frac{3qL^2s^2}{64} + \frac{qLs^3}{24} - \frac{qs^4}{384} \\ C_5 = \frac{7qL^4}{384} - \frac{qL^3s}{32} - \frac{qL^2s^2}{64} + \frac{qLs^3}{32} - \frac{qs^4}{384} \\ C_6 = \frac{11qL^4}{384} + \frac{qL^2s^2}{64} + \frac{qLs^3}{24} - \frac{qs^4}{384} \end{cases} \quad (\text{C.8})$$

En résumé la déformée de la poutre est :

$$\forall s \in [0; L], \forall x \in [x_O; x_L],$$

$$-EIy(x) = \begin{cases} \frac{qx^4}{24} - \frac{qL^3x}{48} + \frac{qLs^2x}{16} + \frac{3qL^4}{384} - \frac{3qL^2s^2}{64} + \frac{qLs^3}{24} - \frac{qs^4}{384} \\ \text{pour } x \in [x_O; x_A], C_4 \in \mathbb{R} \\ \\ \frac{qx^4}{24} - \frac{qLx^3}{12} + \frac{qL^2x^2}{8} - \frac{qLsx^2}{8} - \frac{qL^3x}{12} + \frac{qL^2sx}{8} + \frac{7qL^4}{384} - \frac{qL^3s}{32} - \frac{qL^2s^2}{64} + \frac{qLs^3}{32} - \frac{qs^4}{384} \\ \text{pour } x \in [x_A; x_B], C_5 \in \mathbb{R} \\ \\ \frac{qx^4}{24} - \frac{qLx^3}{6} + \frac{qL^2x^2}{4} - \frac{7qL^3x}{48} - \frac{qLs^2x}{16} + \frac{11qL^4}{384} + \frac{qL^2s^2}{64} + \frac{qLs^3}{24} - \frac{qs^4}{384} \\ \text{pour } x \in [x_B; x_L], C_6 \in \mathbb{R} \end{cases} \quad (C.9)$$

Cette expression de déformée est valable pour toute longueur s entre les deux appuis. A ce stade, il est possible de déterminer soit la position des points d'Airy, soit la position des points de minimum de déformation.

Points d'Airy

Ces points dits d'Airy, sont les points A et B le long de \vec{x} qui assurent l'orthogonalité des sections x_O et x_L par rapport à \vec{x} et donc le parallélisme entre elles. Ces points sont utilisés en métrologie des longueurs (ex. mesure de cales étalons). La condition d'orthogonalité des sections extrêmes de la poutre se traduit directement à partir de l'expression de la dérivée de la déformée C.3 en x_O qui doit être nulle :

$$0 = -EI \frac{dy}{dx}(0) = \frac{q0^3}{6} - \frac{qL^3}{48} + \frac{qLs^2}{16} \quad (C.10)$$

Soit :

$$\frac{qLs^2}{16} = \frac{qL^3}{48} \quad (C.11)$$

D'où :

$$s = \frac{L}{\sqrt{3}} \quad (C.12)$$

Pour les caractéristiques géométriques et matériaux (c-à-d. l'Invar) de la barre à trous suivantes, la déformée de la poutre est exposée à la figure C.2 :

$$\begin{cases} E = 145 \text{ GPa} \\ L = 580 \text{ mm}, l = 80 \text{ mm}, e = 20 \text{ mm} \\ q = 0,0717 \text{ N.mm}^{-1} \\ I = 5,33.10^4 \text{ mm}^4 \end{cases} \quad (C.13)$$

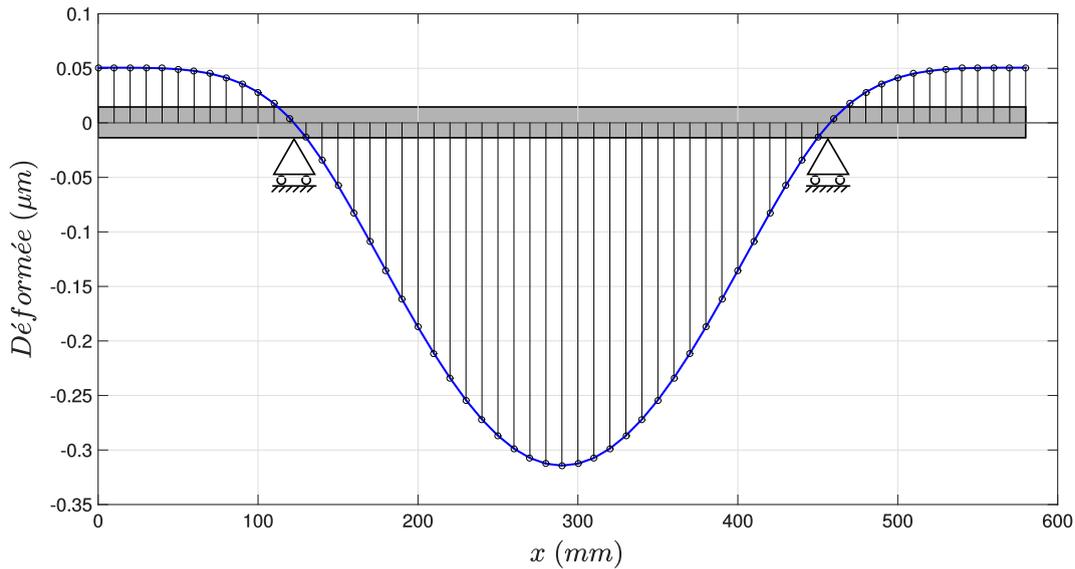


Figure C.2 – Déformée de la poutre mise en position sur les points d'Airy (avec les valeurs (C.13)).

Points de déformation minimale

Les points de déformation minimale, sont les points A et B le long de \vec{x} qui assurent que la déformée en x_0 ou x_L soit égale à la déformée en $x = \frac{L}{2}$. Cette condition de déformation minimale de la poutre se traduit directement à partir de l'égalité de la déformée C.9 en x_0 et $x = \frac{L}{2}$:

$$\begin{aligned} & -\frac{3qL^4}{384} - \frac{18qL^2s^2}{384} + \frac{16qLs^3}{384} - \frac{qs^4}{384} = \\ & \frac{9qL^4}{384} - \frac{12qL^3s}{384} - \frac{12qL^3}{384} + \frac{6qL^2s^2}{16} + \frac{12qL^2s}{384} + \frac{4qL^2}{384} - \frac{12qLs^3}{384} - \frac{qL}{384} + \frac{qs^4}{384} \end{aligned} \quad (\text{C.14})$$

Soit :

$$4s^3 - 12Ls^2 + 12L(1-L)s + 12L(L^2 - L) + 4L - 1 = 0 \quad (\text{C.15})$$

La solution vraisemblable (c-à-d. réelle positive et inférieure à L) de l'équation (C.15) en s vaut :

$$s = 0,5537 \times L \quad (\text{C.16})$$

Pour cette valeur de s , la déformée de la poutre est définie en figure C.3. Ces résultats peuvent être mis en comparaison avec une poutre en flexion sur deux appuis à chaque extrémité à la figure C.4.

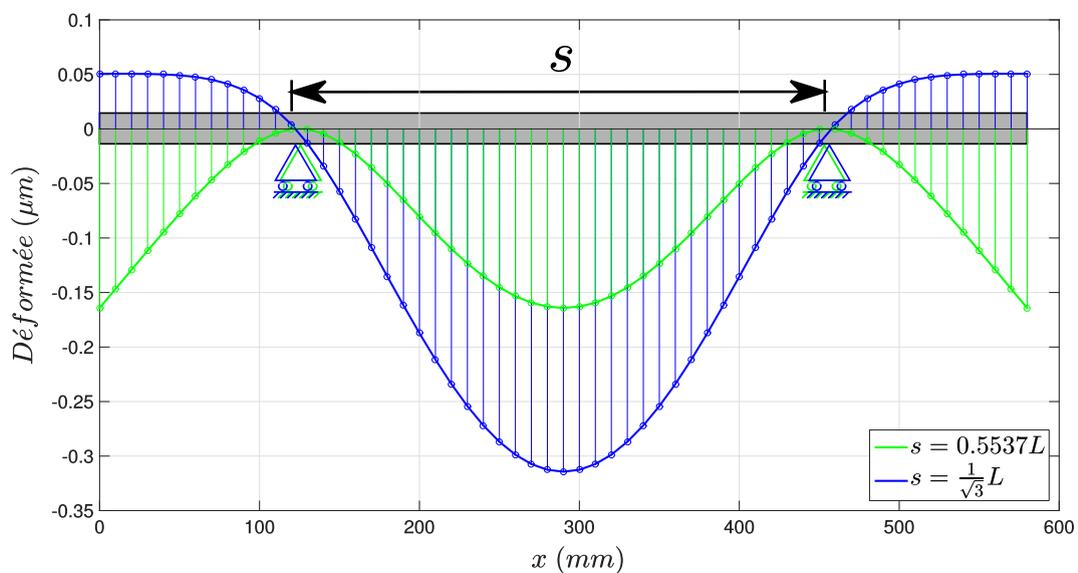


Figure C.3 – Déformée de la poutre mise en position sur les points de déformation minimale (avec les valeurs (C.13)).

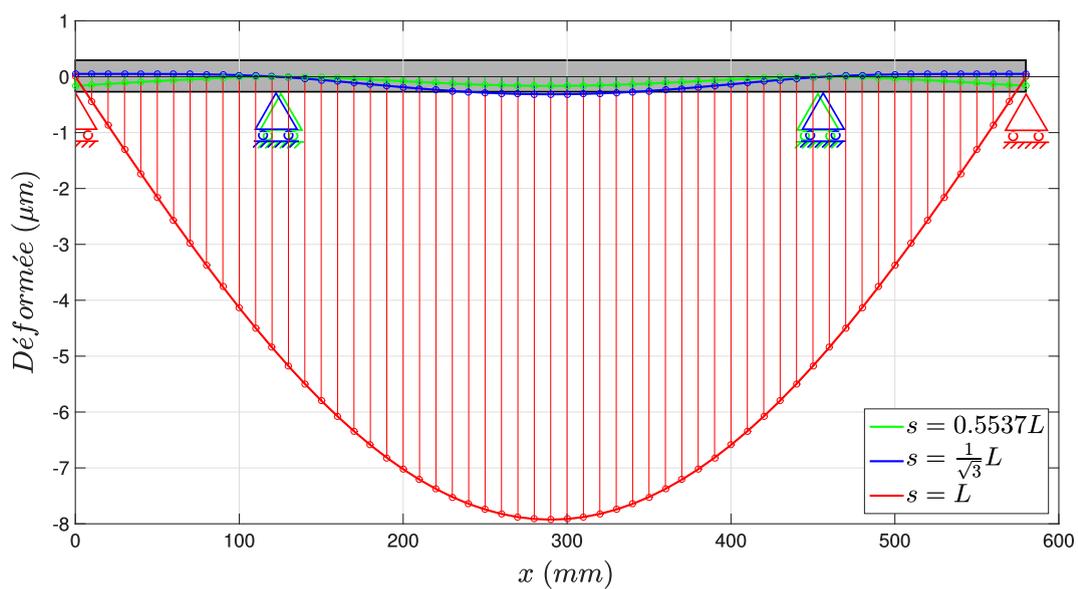


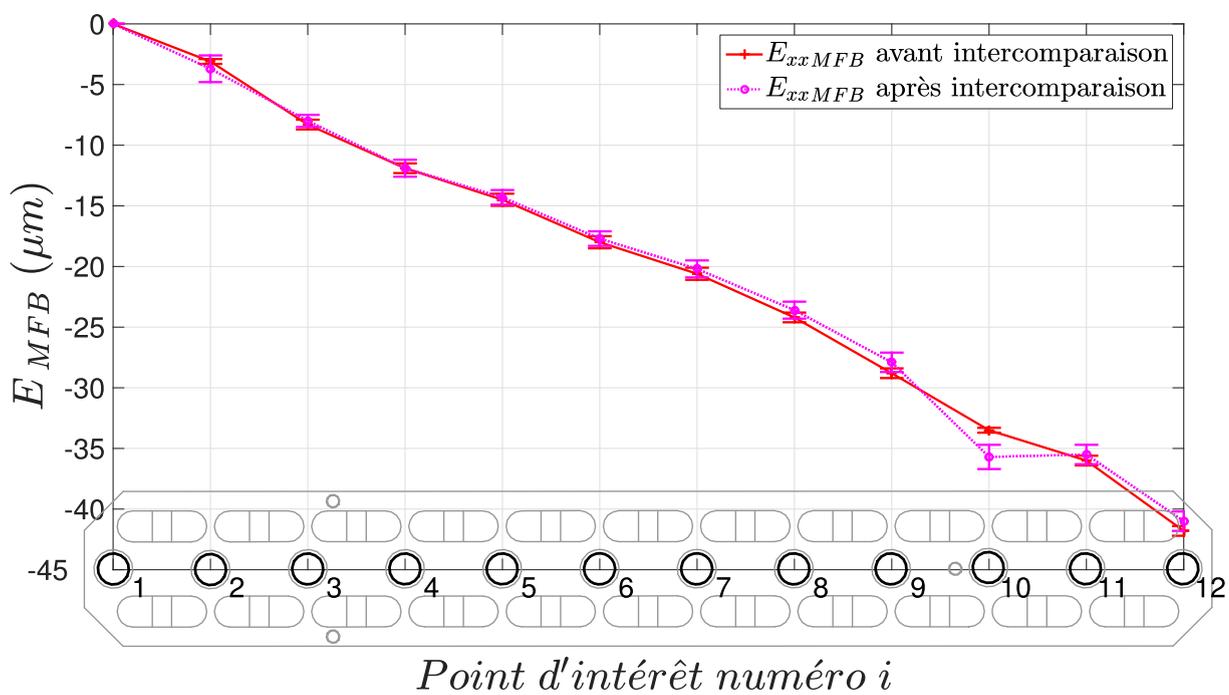
Figure C.4 – Déformée de la poutre pour différentes valeurs de s (avec les valeurs (C.13)).

Annexe

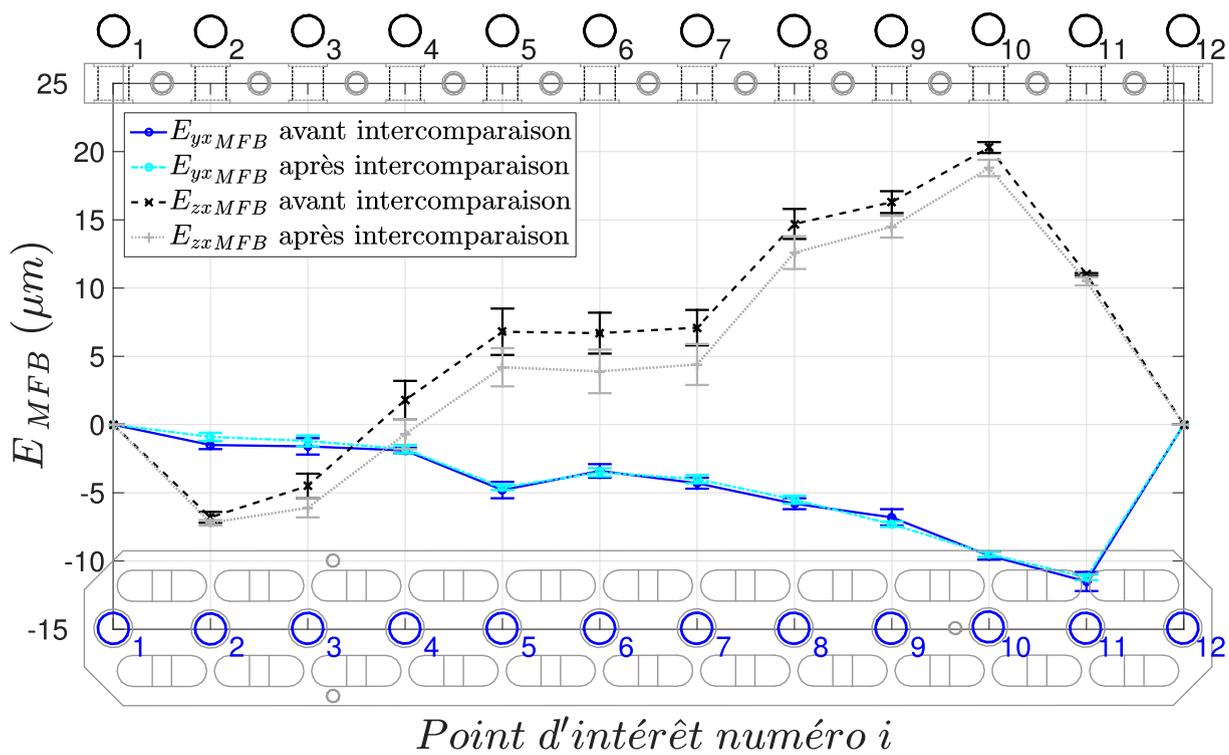
D

**Etalonnage de la MBF par le LNE, avant
et après l'intercomparaison**

Cette annexe met en exergue les étalonnages de la MFB avant et après intercomparaison.



(a) Erreur de positionnement linéaire E_{xxMFB} .



(b) Erreur de rectitudes horizontale et verticale respectivement E_{yxMFB} et E_{zxMFB} .

Figure D.1 – Résultats d'étalonnage de la MFB par le LNE : avant et après l'intercomparaison.

Annexe

E

Annexe relative au développement du Lurpalpeur

Tableau E.1 – Caractéristiques techniques des 3 meilleurs palpeurs 3D pour Machine-Outil à Commande Numérique (MOCN) sur le marché.

Fabricant	Heidenhain	Renishaw	Blum
référence produit	TS 740	RMP 600	TC 51
Sens de palpation	$\pm X, \pm Y, + Z$	$\pm X, \pm Y, + Z$	$\pm X, \pm Y, \pm Z$
Force nécessaire XY Z	0,6 N 0,2 N	0,2 N 1,9 N	1,5 N 4 N
Répétabilité	-	0,25 μm 2σ à 240 mm/min	0,3 μm 2σ
Reproductibilité	$2\sigma \leq 0,25 \mu\text{m}$ à 250 mm/min	-	-
Technologie de déclenchement	Capteurs de forces	Jauges de déformation	Optoélectronique ¹
Transmission du signal	Infrarouge	Radio	Infrarouge
Vitesse maximale de palpation	0,250 m/min	-	5 m/min
Vitesse minimale de palpation	-	3 mm/min	-

Données issues de [Renishaw, 2016d; Heidenhain, 2016; Blum, 2016].

1. Ombrage d'une barrière lumineuse miniature intérieure.

Annexe F

Rotation 3D et simplification à l'ordre 1

Considérons les bases $B_1 = (\vec{x}_1, \vec{y}_1, \vec{z}_1)$, $B_2 = (\vec{x}_2, \vec{y}_2, \vec{z}_2)$, $B_3 = (\vec{x}_3, \vec{y}_3, \vec{z}_3)$, et $B_4 = (\vec{x}_4, \vec{y}_4, \vec{z}_4)$ définies telles que :

$$B_1 \xrightarrow[\vec{x}_1 = \vec{x}_2]{\alpha = (\vec{y}_1, \vec{y}_2) = (\vec{z}_1, \vec{z}_2)} B_2 \xrightarrow[\vec{y}_2 = \vec{y}_3]{\beta = (\vec{x}_2, \vec{x}_3) = (\vec{z}_2, \vec{z}_3)} B_3 \xrightarrow[\vec{z}_3 = \vec{z}_4]{\gamma = (\vec{x}_3, \vec{x}_4) = (\vec{y}_3, \vec{y}_4)} B_4 \quad (F.1)$$

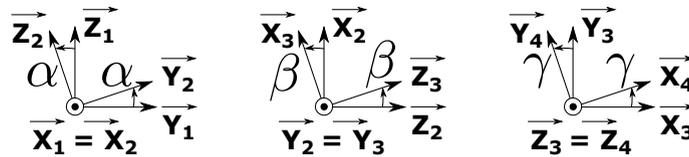


Figure F.1 – Représentation plane des changements de base

La matrice de passage de B_1 à B_4 s'écrit ${}^{B_1}\mathbb{T}_{B_4}$ est vaut :

$$\begin{aligned} {}^{B_1}\mathbb{T}_{B_4} &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\alpha) & -\sin(\alpha) \\ 0 & \sin(\alpha) & \cos(\alpha) \end{bmatrix}_{B_1} \times \begin{bmatrix} \cos(\beta) & 0 & \sin(\beta) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(\beta) & 0 & \cos(\beta) \end{bmatrix}_{B_2} \times \begin{bmatrix} \cos(\gamma) & -\sin(\gamma) & 0 \\ \sin(\gamma) & \cos(\gamma) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{B_3} \\ &= \underbrace{\begin{bmatrix} \cos(\beta)\cos(\gamma) & -\cos(\beta)\sin(\gamma) & \sin(\beta) \\ \cos(\alpha)\sin(\gamma) + \cos(\gamma)\sin(\alpha)\sin(\beta) & \cos(\alpha)\cos(\gamma) - \sin(\alpha)\sin(\beta)\sin(\gamma) & -\cos(\beta)\sin(\alpha) \\ \sin(\alpha)\sin(\gamma) - \cos(\alpha)\cos(\gamma)\sin(\beta) & \cos(\gamma)\sin(\alpha) + \cos(\alpha)\sin(\beta)\sin(\gamma) & \cos(\alpha)\cos(\beta) \end{bmatrix}}_{\text{complète}} \\ &= \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -\gamma & \beta \\ \gamma & 1 & -\alpha \\ -\beta & \alpha & 1 \end{bmatrix}}_{\text{linéarisé au premier ordre}}_{B_1} \end{aligned} \quad (F.2)$$

Rappel :

Les **erreurs de mouvement** sont identifiées par la lettre E suivie d'un indice, où :

- la première lettre est le nom de l'axe correspondant à la direction de l'**erreur de mouvement** ;
- la deuxième lettre correspond au nom de l'axe du mouvement.

Les erreurs de paramètres pour l'orientation des axes de coordonnées sont identifiées par les notations suivantes :

- le premier caractère après la lettre E (pour erreur) est le nom de l'axe correspondant à la direction de l'erreur ;
- le second caractère est le numéral 0 (zéro) assorti d'un axe de référence choisi (donné) ;
- et le dernier caractère est le nom de l'axe de coordonnées concerné.

Par conséquent, dans l'équation (F.2), i correspond à :

- 0X, 0Y, 0Z, 0A, ou 0C lorsque l'on considère respectivement les **erreurs de position et d'orientation d'axe** de X, Y, Z, A ou C avec :

$R_1 \equiv R_{nom\ i}$ associé à l'axe \vec{i} nominal ;

$R_2 \equiv R_{moy\ i}$ associé à la **lignes droites de référence** ou ligne moyenne de l'axe i avant le mouvement articulaire q .

- X, Y, Z, A, ou C lorsque l'on considère respectivement les **erreurs de mouvement** de l'axe X, Y, Z, A ou C ; Dans ce cas, la matrice ${}^{R_1}\mathbb{T}_{R_2}$ est une fonction du paramètre articulaire, et :
 $R_1 \equiv R_{m\ i}$ associé à la **lignes droites de référence** ou à la **lignes moyennes d'axes** i après le mouvement articulaire q ;

$R_2 \equiv R_{rel}$ associé à l'axe $i + 1$ nominal.

D'après la littérature, les erreurs angulaires quelles soient de mouvement ou d'orientation de ligne moyenne, varient entre $[-500; +500] \mu rad \equiv \mu m/m$. La figure F.2 montre l'écart entre la formulation F.2 complète et la formulation F.2 linéarisée pour des **erreurs angulaires de mouvement** variant dans l'intervalle $[-500; +500] \mu rad$, $E_{Ai} \in [-500; +500] \mu rad$ et $E_{Ai} = E_{Bi} = E_{Ci}$. L'approximation au premier ordre des rotations est donc vraisemblable.

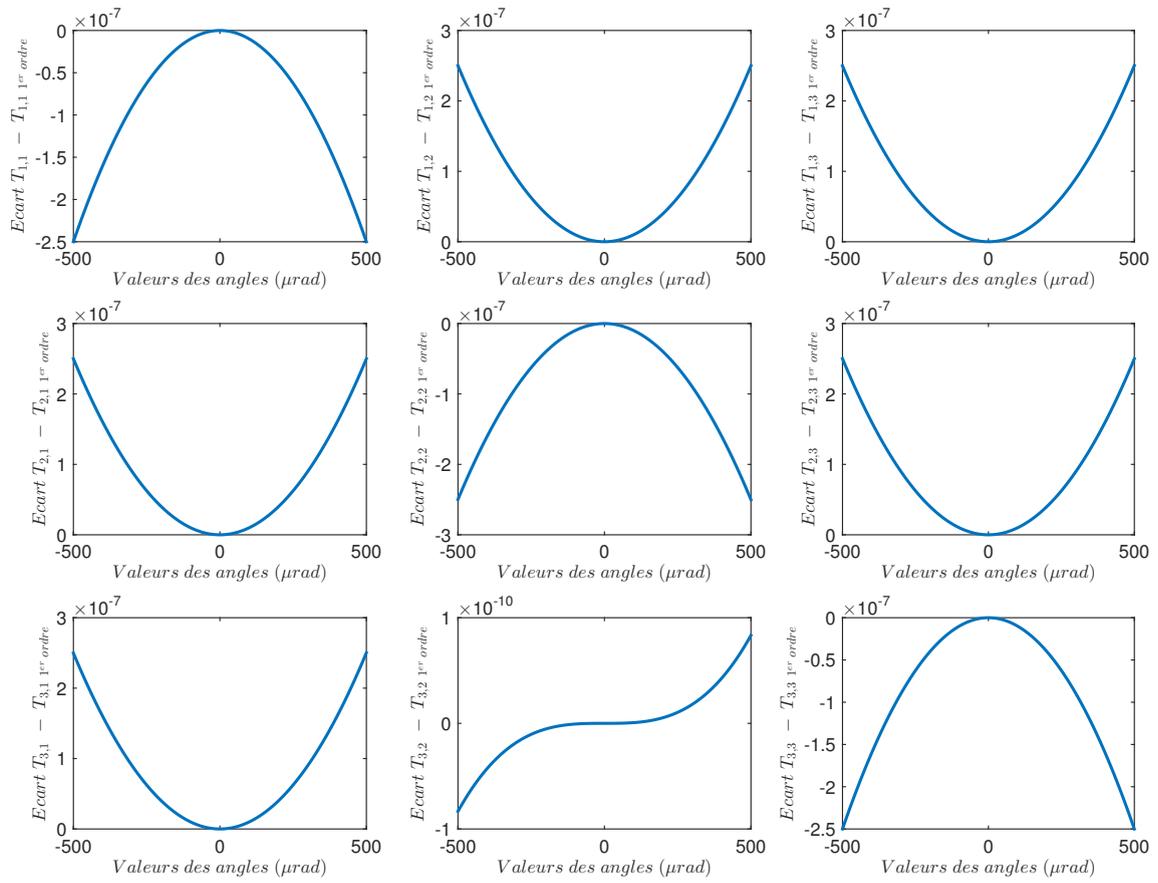


Figure F.2 – Écarts engendrés par l'approximation au premier ordre de la matrice de rotation complète définie à l'équation (F.2) pour $E_{Ai} \in [-500 \mu rad; +500 \mu rad]$ et $E_{Ai} = E_{Bi} = E_{Ci}$

Annexe

G

Illustration de la matrice de sensibilité sur un exemple simple

Considérons une structure où seul l'axe X n'est pas nominalement parfait. Autrement-dit, le mouvement de la structure le long de l'axe X est biaisé par les erreurs de mouvement E_{XX} , E_{YX} , E_{ZX} , E_{AX} , E_{BX} , et E_{CX} . Le modèle nominal reste inchangé (équation (G.1)). En revanche le modèle biaisé est traduit par les relations G.2.

$$\begin{cases} X - J_X = ax + dy + gz + p_x \\ Y - J_Y = bx + ey + hz + p_y \\ Z - J_Z = cx + fy + iz + p_z \end{cases} \quad (\text{G.1})$$

$$\begin{cases} X_{\text{biaisé}} - J_X - E_{CX}(X)(bx + ey + hz + p_y) + E_{BX}(X)(cx + fy + iz + p_z) + E_{XX}(X) = ax + dy + gz + p_x \\ Y_{\text{biaisé}} - J_Y - E_{CX}(X)J_X - E_{AX}(X)(cx + fy + iz + p_z) + E_{YX}(X) = bx + ey + hz + p_y \\ Z_{\text{biaisé}} - J_Z + E_{BX}(X)J_X + E_{AX}(X)(bx + ey + hz + p_y) + E_{ZX}(X) = cx + fy + iz + p_z \end{cases} \quad (\text{G.2})$$

La différence des équations (G.2) - (G.1) permet d'exprimer δX , δY et δZ par :

$$\begin{pmatrix} \delta X \\ \delta Y \\ \delta Z \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} E_{CX}(X)(bx + ey + hz + p_y) - E_{BX}(X)(cx + fy + iz + p_z) - E_{XX}(X) \\ E_{CX}(X)J_X + E_{AX}(X)(cx + fy + iz + p_z) - E_{YX}(X) \\ E_{BX}(X)J_X - E_{AX}(X)(bx + ey + hz + p_y) - E_{ZX}(X) \end{bmatrix} \quad (\text{G.3})$$

$$= \underbrace{\begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & -G(x,y,z) & -F(x,y,z) \\ 0 & -1 & 0 & G(x,y,z) & 0 & J_X \\ 0 & 0 & -1 & -F(x,y,z) & -J_X & 0 \end{bmatrix}}_{\text{S}} \times \underbrace{\begin{bmatrix} E_{XX}(X) \\ E_{YX}(X) \\ E_{ZX}(X) \\ E_{AX}(X) \\ E_{BX}(X) \\ E_{CX}(X) \end{bmatrix}}_{\text{E}}$$

L'expression de \mathbf{E} peut se faire pour n'importe quelle origine des erreurs géométriques. Cette origine peut être choisie n'importe où dans le volume de travail. A partir de cette origine, les erreurs peuvent ainsi être définies. Cette particularité, permet de cartographier l'ensemble des erreurs géométriques sur un sous-volume du volume de travail. Après partitionnement du volume de travail, l'utilisation de plusieurs modèles identifiés est envisageable suivant la zone où se trouve le couple (outil, pièce).

\mathbb{S} traduit la sensibilité du modèle sur chaque composante articulaire pour chacune des erreurs géométriques. Les composantes de \mathbb{S} relatives aux erreurs angulaires de mouvements forment une matrice 3×3 anti-symétrique (propriété issue de la modélisation des erreurs géométriques).

L'équation (G.3), peut facilement s'illustrer :

- Le schéma G.1 met en exergue l'écart δX sur la composante X, dû à l'erreur de positionnement linéaire $E_{XX}(X)$. Cet écart n'est fonction que de la valeur de X , et est donc indépendant de Y et Z .
- De même, le schéma G.2 illustre l'écart δY sur la composante Y, dû à l'erreur de rectitude horizontale $E_{YX}(X)$. Cet écart est également indépendant des valeurs articulaires Y et Z .
- En revanche, l'erreur de roulis $E_{AX}(X)$ a un effet sur la composante Y et Z qui se traduit par un écart δY et un écart δZ . La figure G.3 expose l'écart δZ . Cet écart est fonction de la variable articulaire Y sachant que nominalemment, $Y = F(x,y,z) + J_Y$.
- L'effet combiné sur X et Z de l'erreur de tangage $E_{BX}(X)$ via l'écart δX et δZ respectivement sur les composantes X et Z est quant à lui présenté à la figure G.4.

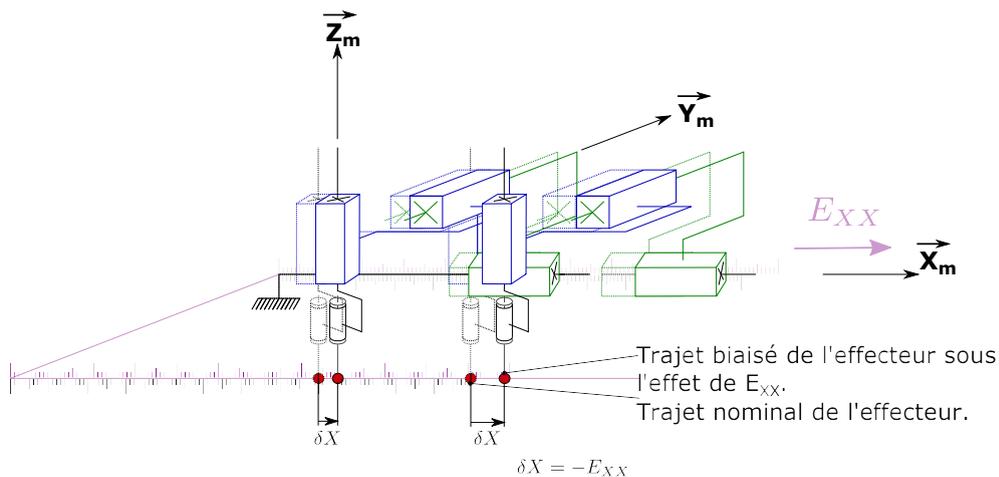


Figure G.1 – Ecart δX sur la composante X, dû à l'erreur de positionnement linéaire $E_{XX}(X)$.

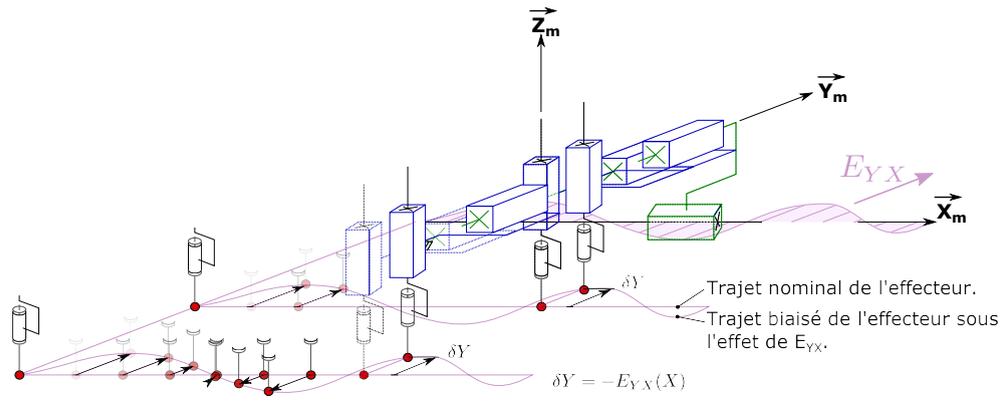


Figure G.2 – Ecart δY sur la composante Y, dû à l'erreur de rectitude horizontale $E_{YX}(X)$.

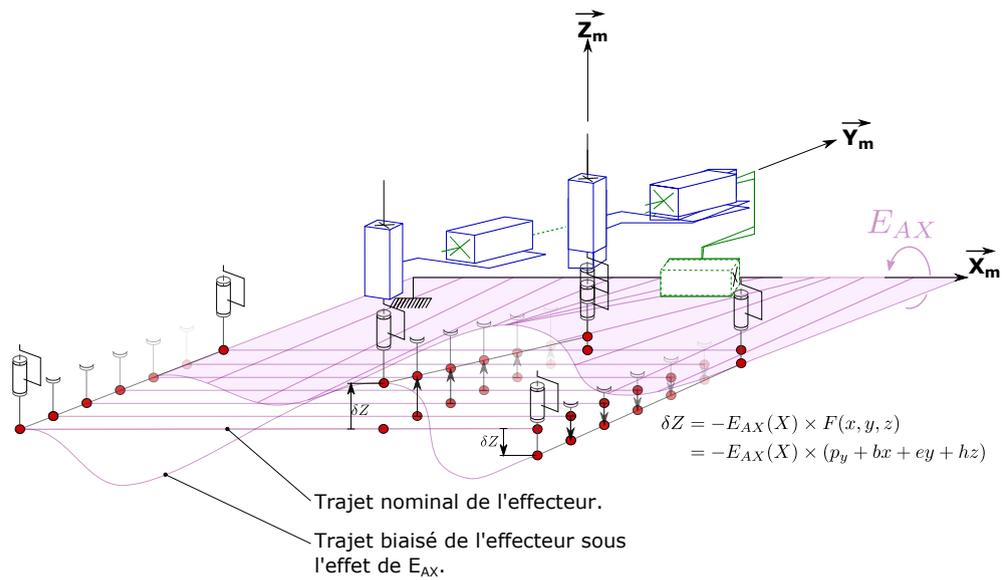


Figure G.3 – Ecart δZ sur la composante Z, dû à l'erreur de roulis $E_{AX}(X)$.

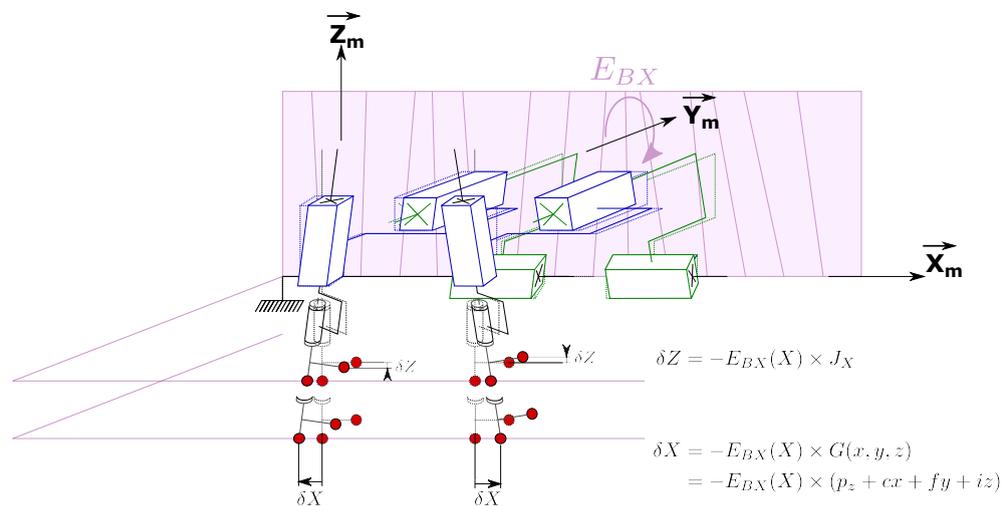


Figure G.4 – Ecart δX et δZ respectivement sur les composantes X et Z, dû à l'erreur de tangage $E_{BX}(X)$.

Identification des erreurs d'orientation d'axes linéaires

L'effet d'une erreur d'orientation E_{COY} de l'axe Y par rapport à l'axe X (c.-à-d. erreur de perpendicularité), dans le cas d'une trajectoire circulaire dans le plan (X, Y) est décrit à la figure H.1. Cet effet caractéristique est souvent observé dans les résultats de R-test ou des résultats de mesure à l'aide d'un Telescopic Magnetic Ball Bar (TMBB).

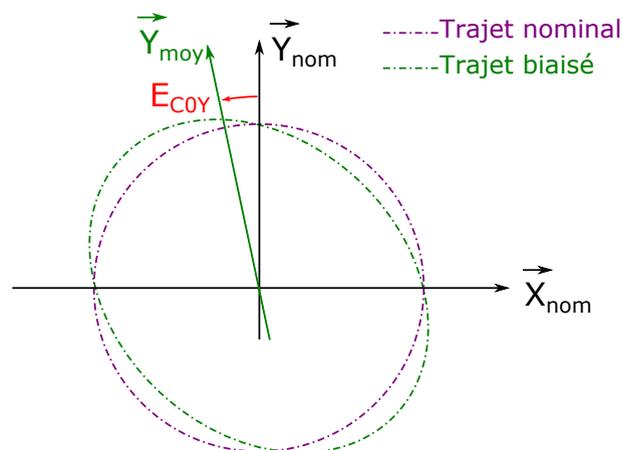
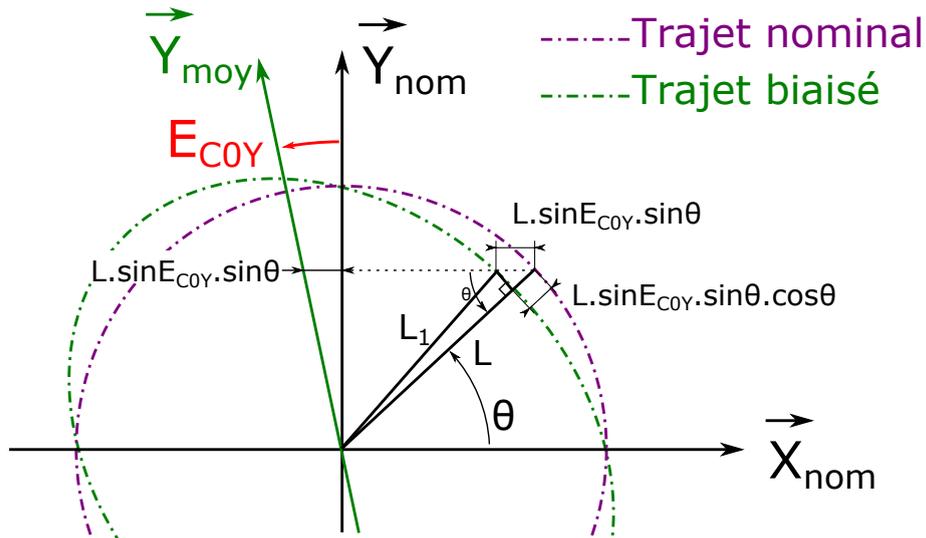


Figure H.1 – Effet de E_{COY} sur une trajectoire circulaire.

À partir de cet effet, la cause peut être directement mesurée à l'aide d'artefacts de longueur étalonnés au préalable (TMBB, Fixed Ball Bar (FBB), cale étalon, plaque/barre à boule et plaque/barre à trous).

En positionnant l'artefact étalonné de longueur L dans le plan (X, Y) , en paramétrant le problème tel qu'il est exposé à la figure H.2a, où l'on considère l'axe X comme référence, il est possible d'identifier l'erreur d'orientation E_{COY} , en l'absence d'autres erreurs.



(a) Paramétrage du problème d'identification d'une erreur de perpendicularité

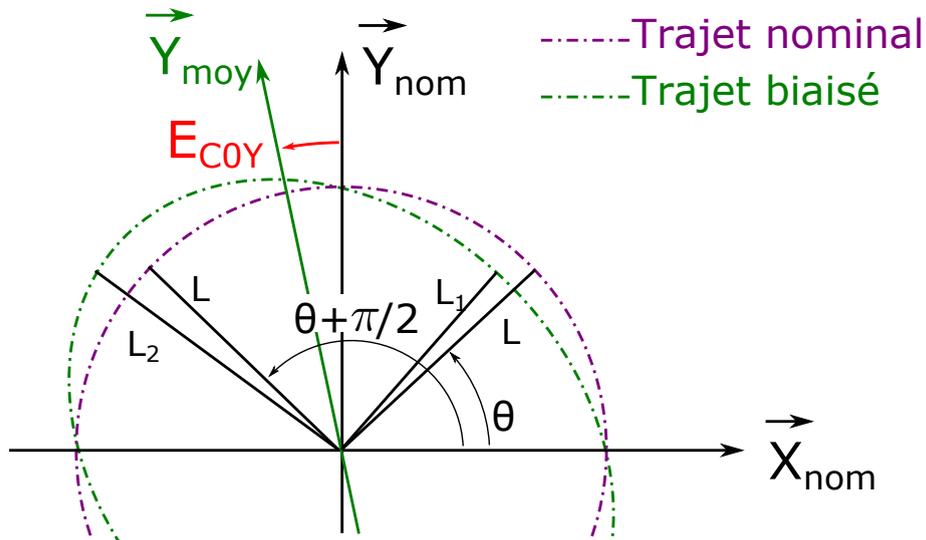
(b) Identification de E_{C0Y} par deux mesures.

Figure H.2 – Identification d'erreur d'orientation de ligne droite de référence : Méthodes de diagonales croisées.

La longueur L correspond à la longueur de l'artefact, issue de son étalonnage préalable. Ainsi L correspond à $\sqrt{x^2 + y^2}$ dans un repère orthonormé. Alors que L_1 est la mesure effective de la longueur de l'artefact dans le repère biaisé par E_{C0Y} , égale à $\sqrt{x_1^2 + y_1^2}$. Par un raisonnement géométrique, en considérant que E_{C0Y} est très petit devant l'orientation θ de l'artefact, il est possible d'écrire :

$$\begin{aligned} L - L_1 &= L \times \sin E_{C0Y} \times \sin \theta \cos \theta \\ &= L \times E_{C0Y} \times \sin \theta \cos \theta \quad (\text{par approximation des petits angles}) \end{aligned} \quad (\text{H.1})$$

Ainsi, l'erreur E_{C0Y} est :

$$E_{C0Y} = \frac{2(L - L_1)}{L \sin 2\theta} \quad (\text{H.2})$$

La formulation de l'erreur à l'équation (H.2) est une fonction de θ . Il est donc nécessaire de choisir θ de telle sorte qu'une erreur faite sur l'orientation θ affecte peu le résultat d'identification. La variation de la fonction sinus est minimale pour $\frac{\pi}{2}$ [π], soit une valeur de θ de $\frac{\pi}{4}$ [$\frac{\pi}{2}$]. Pour ces valeurs d'orientation des artefacts, la sensibilité de l'erreur d'orientation d'axe est maximale (cf. figure H.1). Voilà pourquoi en pratique, les artefacts de longueur sont positionnés sur des diagonales du volume de travail.

Cette erreur et cette stratégie sont mentionnées dans [Camus, 2006], et sont exprimées dans le chapitre 9 *Performance Evaluation* dans la seconde édition de l'ouvrage *Coordinate Measuring Machines and Systems* [Hocken et Pereira, 2011]. Dans cet ouvrage, il est précisé que cette méthode ne peut être réalisée qu'en l'absence d'autres erreurs (i.e. de mouvement), ce que ne mentionne pas Camus. Le raisonnement de Hocken et Pereira va plus loin, puisque l'artefact ne doit pas nécessairement être étalonné (c.-à-d. connaissance de L). En effet, tel que le montre la figure H.2b, si un mesurage est opéré à $\frac{\pi}{4}$ avec une longueur mesurée L_1 puis à $\frac{3\pi}{4}$ avec une longueur mesurée L_2 , il vient les égalités H.3.

$$E_{COY1} = \frac{2(L - L_1)}{L \sin 2\theta} \quad E_{COY2} = \frac{2(L_2 - L)}{L \sin(2\theta)} \quad (\text{H.3})$$

Par moyenne arithmétique des deux mesurages :

$$E_{COY} = \frac{2(L_2 - L_1)}{L_1 + L_2} \quad (\text{Sous l'hypothèse que } E_{COY1} \approx E_{COY2}) \quad (\text{H.4})$$

Titre : Modélisation et caractérisation des défauts de structure de machine-outil 5 axes pour la mesure in-process.

Mots clés : Machine-outil 5 axes, Modélisation, Identification, Erreurs géométriques, Étalon matériel

Résumé : Le principe de la métrologie en cours d'usinage est d'obtenir des données de mesure directement dans le flot de production. Ce principe fait suite au besoin croissant des industriels de réaliser des mesures en ligne durant une opération ou entre deux opérations d'usinage en employant le moyen de production pour mesurer la pièce usinée. La maîtrise des sources d'erreur de mesure telles que les erreurs géométriques est une condition sine qua non pour garantir la métrologie dimensionnelle traçable directement sur les machines-outils.

Ces travaux portent sur la modélisation géométrique de machine-outil 5 axes, basée sur une paramétrisation normalisée des erreurs géométriques. Ce modèle est simulé et simplifié par l'utilisation d'une machine virtuelle développée comme un outil d'aide à la compréhension et à la visualisation des effets des erreurs géométriques sur l'erreur volumétrique.

Un nouvel étalon matériel thermo-invariant a

été développé : la Multi-Feature Bar.

Raccordé à la définition internationale du mètre par un étalonnage et une intercomparaison européenne, il permet d'envisager des mesures traçables sur machine-outil dans un environnement hostile. L'identification de trois paramètres intrinsèques à cet étalon, couplée à une procédure de mesure, assure une identification complète et traçable des erreurs de mouvement d'axes linéaires. Suite à cela, l'identification des erreurs entre axes est quant à elle basée sur une analyse de combinaisons de paramètres suffisants pour caractériser au mieux l'erreur volumétrique. Une procédure d'identification des paramètres du modèle est proposée en minimisant la dérive temporelle de la structure ainsi que les effets des erreurs de mouvement précédemment identifiées. Une analyse de sensibilité des paramètres de réglages de la procédure de mesure ainsi que des effets de bruits permet de garantir la qualité de l'identification proposée.

Title: Modeling and characterization of geometric errors on 5-axis machine-tool to ensure in-process metrology.

Keywords: 5-axis machine tool, modeling, identification, geometric errors, material standard

Abstract: In-process metrology consists in obtaining measurement data directly into the manufacturing process. This method results from an increasing need of manufacturers to carry out on-line measurements during one manufacturing task or between two manufacturing tasks by using the mean of production to measure the machined part. Monitoring the sources of errors like geometric errors is one of the prerequisites to ensure the traceable dimensional metrology directly on the machine tool.

This thesis deals with the geometric modeling of 5-axis machine tool based on a standardized parameterization of geometric errors. This model is simulated and simplified by the use of a virtual machine developed in order to help understand and visualize the effects of geometric errors on the volumetric error.

A new standard thermo-invariant material namely Multi-Feature Bar has been developed.

After its calibration and after a European intercomparison, it provides a direct metrological traceability to the SI meter for dimensional measurement on machine tool in a hostile environment. The identification of three intrinsic parameters of this standard, coupled with a measurement procedure ensures complete and traceable identification of motion errors of linear axes. The identification of position and orientation errors of axis is based on an analysis of combinations of necessary parameters to characterize volumetric error and at best. A model parameter identification procedure is proposed by minimizing the time drift of the structural loop and the effects of previously identified motion errors. A sensitivity analysis of the measurement procedure settings and of the noise effects ensures the quality of this proposed identification.

