



HAL
open science

Elaboration de stratégies de commande numérique pour une optimisation de la vitesse de parcours en fabrication additive

Fetra Rasoanarivo

► **To cite this version:**

Fetra Rasoanarivo. Elaboration de stratégies de commande numérique pour une optimisation de la vitesse de parcours en fabrication additive. Automatique / Robotique. Université Paris-Saclay, 2020. Français. NNT : 2020UPASC005 . tel-02900507

HAL Id: tel-02900507

<https://theses.hal.science/tel-02900507>

Submitted on 16 Jul 2020

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

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

Elaboration de stratégies de commande numérique pour l'optimisation de la vitesse de parcours en fabrication additive

Thèse de doctorat de l'université Paris-Saclay

Ecole doctorale n°580 Sciences et technologies de l'information et de la
communication (STIC).

Spécialité de doctorat : Automatique.

Unité de recherche : Université Paris-Saclay, CNRS, CentraleSupélec, Laboratoire des
signaux et systèmes, 91190, Gif-sur-Yvette, France.

Référent : CentraleSupélec.

**Thèse présentée et soutenue à Gif-sur-Yvette,
le 29 Juin 2020,
par**

Fetra RASOANARIVO

Composition du Jury

Christophe TOURNIER

Professeur des Universités, ENS Paris-Saclay (LURPA)

Président

Richard BEAREE

Professeur des Universités, Arts et Métiers ParisTech Lille (LISPEN)

Rapporteur

Alain BERNARD

Professeur des Universités, Ecole Centrale de Nantes (LS2N)

Rapporteur

Frédéric VIGNAT

Maître de Conférences - HDR, Grenoble INP (G-Scop)

Examineur

Didier DUMUR

Professeur, CentraleSupélec (L2S)

Directeur de thèse

Pedro RODRIGUEZ-AYERBE

Professeur, CentraleSupélec (L2S)

Co-Encadrant

Gilles WALRAND

Responsable Scientifique, AddUP

Invité

Remerciements

La conclusion de mon travail de thèse par ce manuscrit marque un tournant crucial dans ma vie professionnelle et personnelle. Je tiens ici à témoigner de ma profonde reconnaissance envers les personnes qui ont contribué à la bonne réalisation de ce travail sur ces trois années et demie.

Je remercie Didier Dumur, mon directeur de thèse, de m'avoir donné l'opportunité de travailler sur ce sujet très intéressant qu'est la fabrication additive. Toujours à l'écoute, tu as, depuis les cours de majeure à Supélec jusqu'à la fin de ma thèse, fait preuve d'un dynamisme de travail qui m'inspirera très probablement dans la suite.

Merci à Pedro Rodriguez-Ayerbe, mon co-encadrant, pour le soutien que tu m'as apporté durant mes travaux. Tu m'a appris des méthodes de raisonnement et d'expérimentation qui m'ont permis de monter en compétences dans l'atteinte des objectifs qui ont été fixés dans la thèse.

Merci à tous les membres de mon jury de thèse par la confiance qu'ils m'ont portée en me décernant le titre doctoral. Merci à Christophe Tournier, président du jury mais aussi principal collaborateur au sein du projet SOFIA. Merci à Alain Bernard et Richard Béarée d'avoir accepté de rapporter ma thèse. Merci à Frédéric Vignat d'avoir accepté de l'examiner. Merci aussi à Gilles Walrand, représentant d'AddUP au sein du projet SOFIA de m'avoir donné l'opportunité de travailler dans ce projet innovant.

Merci au personnel du L2S Département Automatique qui ont fait partie de mon quotidien durant la durée de ces travaux. Je pense ici à tous les enseignants permanents que j'ai déjà eu la chance de côtoyer durant la majeure AS pour certains. Le travail n'aurait pas été le même sans l'ambiance avec les collègues directs doctorants. Je pense notamment ici à Dory mon collègue de bureau pour la bonne ambiance, Kodjo pour le soutien mutuel, les "ainés" pour leurs précieux conseils, et les débatteurs de la pause de midi sur les sujets existentiels de premier ordre : Thomas, Vincent et Geoffray.

Merci à Kevin et Kamel, collaborateurs au sein du projet SOFIA et doctorants du LURPA, pour l'accueil dans leur laboratoire durant mes passages pour expérimenter sur le banc de test de la tête trois axes.

Merci à ces amis qui ont fait partie de mon quotidien : je pense ici à Boul et sa grande famille pour les apéros à l'ambiance unique, à Stéphane ancien colloc et maintenant ami proche (khouya comme il dit).

Merci à ma deuxième famille que j'ai eu la chance d'intégrer durant ma thèse. Je pense à Maman Hanta, Rado sy Lucie et le petit Jarod, Kasy et Tsiky Mamy. Vous m'avez accueilli à bras ouverts, je suis reconnaissant de vous avoir dans ma vie. Nous avons partagé de bons moments et j'ai hâte de voir ce que l'avenir nous réserve. Je nous souhaite d'avancer tous ensemble en tant que famille et puisse chacun réaliser aussi ses objectifs.

Encore une fois merci tonton Doda et tatie Sahondra pour tout ce que vous avez fait, sans vous je n'en serai pas là.

Merci à ma petite famille ("izahay efa-mianaka kely") d'avoir toujours été là pour moi malgré la distance. Je sais qu'il m'ont porté quotidiennement dans leurs prières. Merci Dada sy Neny pour tout ce que vous avez fait pour nous. J'ai de la chance de bénéficier d'autant d'amour. Comme on a l'habitude de le dire avec Kala Mi : "le meilleur reste à venir". Kala Mi, je suis fier de ce que tu es devenu.

Finalement, merci à Miora ma partenaire de vie pour sa présence durant cette période. Malala, comme je l'ai dit, le fruit de ce travail aurait été très différent si tu n'avais pas été là pour équilibrer la balance.

Table des matières

Table des matières	v
Liste des figures	vii
Liste des tableaux	xi
Acronymes	xiii
Glossaire	xv
Notations	xvii
Introduction	1
1 Contexte de la fabrication additive métallique	5
1.1 Historique et technologies	5
1.1.1 Origines et familles de procédés de fabrication additive	5
1.1.2 Les principales technologies de fabrication additive métallique	8
1.2 Le procédé <i>SLM - Selective Laser Melting</i>	10
1.2.1 Principe de la fabrication SLM	12
1.2.2 Les fonctions du système actionneur en SLM	13
1.3 Présentation des montages deux axes et trois axes	15
1.4 Références	18
2 Modélisation des systèmes Galvanomètres/Laser	21
2.1 Les éléments de la chaîne numérique de commande	22
2.2 Modélisation de la dynamique des axes	27
2.2.1 Modélisation du moteur galvanomètre	27
2.2.1.1 Etat de l'art	27
2.2.1.2 Optimisation de la modélisation du moteur galvanomètre seul	32
2.2.2 Modélisation de la structure de commande	42
2.2.2.1 Etat de l'art	42
2.2.2.2 Modélisation de structures de commande conventionnelles	45
2.3 Modélisation des fonctions de l'actionneur tête de scanning	59
2.3.1 Définitions	59
2.3.2 Modélisation de la fonction de balayage	60
2.3.2.1 Les modèles géométriques	60
2.3.2.2 Les Tables de Transformée Inverse	65
2.3.3 Modélisation de la fonction de focalisation	66
2.4 Exploitation des techniques de modélisation pour la mise en place d'un protocole d'essai industriel dénommé KM0	69
2.5 Validation des environnements de simulation	73
2.5.1 Principe de la validation des modèles	73
2.5.1.1 Présentation du job de marquage sélectionné	74

2.5.1.2	Déroulement du job de marquage	77
2.5.2	Résultats sur les angles par axe	78
2.5.3	Résultats dans le plan (x, y) et sur la hauteur z	78
2.5.3.1	Présentation de la méthode de calcul d'erreur de contour mise en oeuvre	80
2.5.3.2	Résultats sur les erreurs de contour	80
2.6	Exploitation des environnements de simulation	82
2.6.1	Utilisation du simulateur pour le réglage des délais à l'allumage et l'extinction du laser	82
2.6.1.1	Réglage du délai à l'allumage	82
2.6.1.2	Réglage du délai à l'extinction	83
2.6.2	Utilisation du simulateur pour la comparaison des résultats de différentes recettes de marquage	83
2.7	Références	86
3	Optimisation de la dynamique des actionneurs galvanomètres	89
3.1	Introduction	90
3.2	Synthèse des structures de commande robuste H-infini	91
3.2.1	Définition du problème standard et sa résolution par l'algorithme de Glover-Doyle	91
3.2.2	Mise en forme pour la synthèse	94
3.2.3	Application de la méthode aux galvanomètres	96
3.3	Résultats sur le simulateur du système trois axes	105
3.3.1	Job de marquage avec le réglage de vitesses n°1	105
3.3.1.1	Résultats sur les axes	105
3.3.1.2	Résultats sur le marquage	106
3.3.2	Job de marquage avec le réglage de vitesses n°2	107
3.3.2.1	Résultats sur les axes	107
3.3.2.2	Résultats sur le marquage	107
3.3.3	Job de marquage avec réglage de vitesses n°3	107
3.3.3.1	Résultats sur les axes	107
3.3.3.2	Résultats sur le marquage	109
3.4	Résultats avec les structures H-infini sur le banc de test pour le système deux axes	109
3.4.1	Job de marquage avec le réglage de vitesses n°1	109
3.4.1.1	Résultats sur les axes	109
3.4.1.2	Résultats sur le marquage	110
3.4.2	Job de marquage avec le réglage de vitesses n°2	111
3.4.2.1	Résultats sur les axes	111
3.4.2.2	Résultats sur le marquage	111
3.5	Synthèse des résultats et discussions	112
3.6	Références	114
	Conclusion et Perspectives	115
A	Outils pour la détermination des paramètres du modèle de base de galvanomètre	I
A.1	Le signal d'excitation	I
A.2	La méthode d'estimation de réponse fréquentielle	III
A.3	Pertinence des méthodes directe et indirecte	IV
B	Principe de l'algorithme d'optimisation par Essaims Particulaires PSO	VII
B.1	L'algorithme classique	VII
B.2	L'algorithme perturbé	VIII

Liste des figures

1	Comparaison de principe des machines-outils à commande numérique et la fabrication additive	1
2	Les acteurs du projet SOFIA	2
1.1	Procédé de stéréolithographie pour le prototypage rapide	6
1.2	Illustration des procédés de Fabrication Additive	7
1.3	Comparaison d'une pièce en aéronautique réalisée par fonderie et par fabrication additive	8
1.4	Illustration du procédé Electron Beam Melting	9
1.5	Principe de la fabrication additive	10
1.6	Phases d'obtention d'une pièce en fabrication additive et flux d'informations échangés	11
1.7	Principe de fabrication en SLM	13
1.8	Illustration de la fonction de balayage de l'actionneur en SLM	13
1.9	Illustration de la fonction focalisation de l'actionneur en SLM	14
1.10	Mécanisme de conversion rotation - translation pour le DFM	15
1.11	Présentation du montage 3 axes	16
1.12	Présentation du montage 2 axes	16
1.13	Premier mode de commande par carte constructeur du système deux axes	17
1.14	Deuxième mode de commande par carte externe du système deux axes	18
2.1	La chaîne numérique de commande des têtes de scanning industrielles	22
2.2	Illustration des motifs de contour et de remplissage de forme	23
2.3	Illustration du phénomène de burn-in (a) et du résultat de la compensation par rajout de délais à l'allumage et l'extinction du faisceau laser (b)	24
2.4	Illustration des profils à vitesse, accélération et jerk limités	24
2.5	Type de profil à jerk amorti (<i>Damped-Jerk</i>)	25
2.6	Elements des environnements de simulation pour le marquage laser	26
2.7	Constitution d'un axe de la tête de scanning	27
2.8	Galvanomètre - ampèremètre analogique	28
2.9	Les trois principales technologies de galvanomètres	28
2.10	Schéma équivalent électrique et mécanique pour un galvanomètre	30
2.11	Schéma bloc de base du galvanomètre	33
2.12	Méthode de détermination des paramètres du modèle de base de galvanomètre	34
2.13	Réglage des paramètres de la méthode de détermination des paramètres du modèle de base de galvanomètre	35
2.14	Réponse fréquentielle du modèle de base	35
2.15	Généralisation du schéma équivalent électrique et mécanique du galvanomètre	36
2.16	Schéma-bloc du modèle de galvanomètre avec modes souples	38
2.17	Recalage des paramètres de modes souples	39
2.18	Comparaison des couples de frottements obtenus expérimentalement et du frottement visqueux	40
2.19	Illustration des résultats obtenus avec le modèle de frottement	40
2.20	Schéma-bloc du modèle optimisé de galvanomètre	41

2.21	Validation fréquentielle du modèle enrichi de galvanomètre	41
2.22	Cadre de recherche pour la commande des systèmes à haute précision	43
2.23	Structure de commande avec compensation de valeurs initiales	44
2.24	Structure de compensation par observateur de la perturbation	44
2.25	Illustration de la technique de commande adaptative inverse	45
2.26	Structure type de commande conventionnelle	45
2.27	L'opération de pré-filtrage	46
2.28	Illustration de l'opération de pré-filtrage	47
2.29	Eléments de la structure pour l'asservissement de la position angulaire du galvanomètre	48
2.30	Principe de l'action d'anticipation sur l'entrée	48
2.31	Un système asservi dans une boucle fermée	50
2.32	Données dynamiques à partir de la boucle ouverte	50
2.33	Modèle pour la synthèse	51
2.34	Boucle d'asservissement de courant	52
2.35	Synthèse fréquentielle du régulateur de courant	52
2.36	Boucle d'asservissement de la vitesse de rotation	53
2.37	Synthèse fréquentielle de la boucle de régulation de vitesse	53
2.38	La boucle d'asservissement en position	53
2.39	Synthèse fréquentielle du régulateur de position angulaire	54
2.40	Réponse fréquentielle de la boucle asservie de position dans le cadre des trois boucles d'asservissement en cascade	54
2.41	Rappel de la structure de commande complète	55
2.42	Simplification de la structure Feedback + FeedForward	55
2.43	Différentes actions dans la structure de commande du galvanomètre	56
2.44	Réglage du pré-filtrage pour améliorer le rejet de modes souples	56
2.45	Affinement des paramètres de la structure de commande par un algorithme d'optimisation	57
2.46	Illustration du résultat d'affinement des réglages de l'asservissement	58
2.47	Définition de l'espace articulaire et de l'espace des tâches	59
2.48	Paramétrisation pour le modèle simple de base	61
2.49	Illustration du MGD pour le système 2 axes	61
2.50	Différents paramétrages de modèles géométriques	62
2.51	Paramétrisation pour la modélisation géométrique du système 3 axes	63
2.52	Illustration du MGD pour le système 3 axes	64
2.53	Principe de l'interpolation bilinéaire pour les tables de correspondance	65
2.54	Evolution de la hauteur de focalisation sur un système à focalisation non corrigée	66
2.55	Paramétrisation pour l'étude de la fonction de focalisation	67
2.56	Schéma optique du trajet du faisceau laser	67
2.57	Signal d'excitation pour le protocole d'essai KM0	70
2.58	Analyse des réponses aux signaux de type échelon en angles dans KM0	70
2.59	Analyse de la réponse aux signaux de types rampes dans KM0	71
2.60	Allures des couples de frottements et de l'erreur de trainage obtenus suite aux essais en rampes dans KM0	72
2.61	Principe de la validation des modèles de simulation	74
2.62	Les régimes de fonctionnement en SLM en fonction de la puissance laser et de la vitesse de marquage	75
2.63	Illustration de l'effet de Balling up	75
2.64	Illustration des plateaux de cubes à réaliser pour les opérations de validation	76
2.65	Marquage d'une section pour le job sélectionné	76
2.66	Phases de marquage à l'échelle du plan de travail	77
2.67	Phases de marquage à l'échelle d'un cube élémentaire	78

2.68	Validation des environnements de simulation sur les réponses en angles	79
2.69	Principe du calcul de l'erreur de contour par interpolation linéaire	80
2.70	Illustration des écarts entre marquage expérimental et par simulation	81
2.71	Illustration de réglage du délai de retard à l'allumage du laser	83
2.72	Illustration de réglage du délai de retard à l'extinction du laser	84
2.73	Illustration de la dicrétisation pour le calcul du taux de remplissage	84
2.74	Comparaison des performances de marquage des deux réglages par simulation . . .	85
3.1	Cadre H_∞ standard	91
3.2	Schéma-bloc considéré pour la synthèse	94
3.3	Introduction de pondérations pour la synthèse	95
3.4	Modèle de synthèse pour la synthèse de correcteur H_∞	97
3.5	Illustration des étapes de réglage des filtres de pondération	101
3.6	Représentation du correcteur dans le plan complexe pour sa modification	102
3.7	Structure par axe avec le correcteur H_∞	103
3.8	Première validation temporelle de la structure avec correcteur H-infini sur les signaux à paliers décroissants	103
3.9	Comparaison des erreurs de suivi en angles pour la structure conventionnelle et la structure H-infini - paramétrage de vitesse n°1	106
3.10	Comparaison des marquages par structures conventionnelles et H-infini - simulateur trois axes - réglage n°1	106
3.11	Comparaison des résultats sur les angles entre la structure conventionnelle et la structure H-infini - paramétrage de vitesse n°2	107
3.12	Comparaison des marquages par structures conventionnelles et H-infini - simulateur trois axes - réglage n°2	108
3.13	Comparaison des résultats sur les angles entre la structure conventionnelle et la structure H-infini - paramétrage de vitesses n°3	108
3.14	Comparaison des marquages par structures conventionnelles et H-infini - simulateur trois axes - réglage n°3	109
3.15	Comparaison des écarts à la consigne pour les deux structures - banc de test 2 axes, réglage n°1	110
3.16	Comparaison des marquages par structures conventionnelles et H-infini - banc de test deux axes - réglage n°1	110
3.17	Erreurs sur les angles par rapport à la consigne - réglage de vitesses n°2	111
3.18	Comparaison des marquages par structures conventionnelles et H-infini - banc de test deux axes - réglage n°2	111
A.1	Génération par registres d'un signal SBPA	I
A.2	Exemple de réalisation de 2 périodes de SBPA pour $n = 4$ ($N = 15$)	II
A.3	Autocorrélation de la séquence SBPA	II
A.4	DSP de la séquence SBPA	II
A.5	Illustration de la segmentation des données pour le périodogramme de Welch . . .	III
A.6	Analyse fréquentielle des signaux pour la méthode directe	IV
A.7	Analyse fréquentielle des signaux pour la méthode indirecte	V

Liste des tableaux

1.1 Paramètres typiques des procédés de fabrication additive métallique	10
2.1 Exemple de résultats de l'affinement des paramètres de la structure de commande par un algorithme PSO	58
3.1 Synthèse des performances de marquage réalisées avec les structures de commande conventionnelles et H-infini pour différents paramétrages de vitesse de marquage .	112

Acronymes

CAO conception assistée par ordinateur.

DFM module de réglage dynamique de la focalisation –ou *Dynamic Focus Module*.

DMD *Direct Metal Deposition*.

DMLS *Direct Metal Laser Sintering*.

EBM fusion de lit de poudre par faisceau d'électrons –ou *Electron Beam Melting*.

FA fabrication additive.

FAM fabrication additive métallique.

FAO fabrication assistée par ordinateur.

FR fabrication rapide.

LBM *Laser Beam Melting*.

LC Laser Cladding.

LMD dépôt direct de poudre fusionnée par laser –ou *Laser Metal Deposition*.

OR outillage rapide.

PR prototypage rapide.

SLA stéréolithographie.

SLM fusion de lit de poudre par laser –ou *Selective Laser Melting*.

SOFIA *S*olutions pour la *F*abrication Industrielle Additive métallique.

Glossaire

carte Driver carte électronique de commande des galvanomètres fournie par les constructeurs.

galvanomètre ou galvanomètre moteur : moteur à courant continu à course limitée.

galvanomètre scanner ensemble constitué par un moteur à courant continu à course limitée et d'une charge miroir pour la déviation du faisceau laser.

job opération de marquage.

jump phase de balayage laser sans fusion et laser éteint, habituellement réalisée à plus haute vitesse que la phase de mark.

mark phase de balayage laser avec fusion et laser allumé.

système de scanning 2 axes montage système de scanning reproduisant un système réduit à deux axes - performances de balayage inférieures au système trois axes mais il est utilisé pour la validation expérimentale des développements grâce à la disponibilité d'une architecture de commande ouverte.

système de scanning 3 axes montage système de scanning reproduisant le système qui équipe les machines industrielles - exploitation limitée car il est commandable uniquement par les outils propriétaires du constructeur.

tête de scanning ensemble des éléments qui constituent l'actionneur pour le balayage et la focalisation du faisceau laser en fabrication SLM.

waist aussi appelé *rayon de gorge de faisceau*, c'est la plus petite valeur de rayon relevée le long d'un faisceau gaussien.

Notations

s variable de Laplace.

f variable fréquentielle.

$\theta_{xc}, \theta_{yc}, \theta_{zc}$ signaux de consignes angulaires.

$(\theta_x, \theta_y, \theta_z)$ espace articulaire, positions angulaires des galvanomètres.

(x, y, z) coordonnées de l'espace cartésien permettant entre autres de qualifier le point de tir de faisceau laser - (x, y) dans le plan du lit de poudre et z hauteur du plan de focalisation.

(x_c, y_c, z_c) consignes de coordonnées de l'espace du point de tir désiré pour faisceau laser - (x_c, y_c) dans le plan du lit de poudre et z_c hauteur du plan de focalisation.

X, Y, Z désignation des axes de rotation des galvanomètres.

U tension aux bornes du moteur galvanomètre.

J_r moment d'inertie du rotor du galvanomètre.

θ_r position angulaire sur le rotor du galvanomètre.

k module d'élasticité en torsion de la liaison mécanique entre le rotor du galvanomètre et la charge entraînée.

T_{fr} couple de frottement au niveau du rotor du galvanomètre.

T_{fl} couple de frottement au niveau de la charge du galvanomètre.

J_l moment d'inertie de la charge entraînée par le galvanomètre.

θ_l position angulaire au niveau de la charge du galvanomètre.

ω_l vitesse de rotation de la charge du galvanomètre.

θ position angulaire au niveau du rotor et de la charge du galvanomètre pour une liaison considérée rigide entre ces deux éléments.

J_{eq} somme des moments d'inertie du rotor et de la charge du galvanomètre, ramenée au rotor.

i courant dans les bobines du galvanomètre.

B coefficient de frottement visqueux au rotor du galvanomètre.

ω vitesse de rotation du rotor et de la charge du galvanomètre pour une liaison considérée rigide entre ces deux éléments.

T_p paramètre de couple de frottement statique du galvanomètre.

T_C paramètre de couple de frottement de Coulomb du galvanomètre.

R résistance des enroulements des bobines du galvanomètre.

L inductance des enroulements des bobines du galvanomètre.

E force contre-électromotrice du moteur galvanomètre.

K_e constante de force contre-électromotrice du moteur galvanomètre.

ω_r vitesse de rotation du rotor du galvanomètre.

T_r couple moteur du galvanomètre.

K_c constante de couple du galvanomètre.

MGD modèle géométrique direct de la fonction de balayage.

MGI modèle géométrique inverse de la fonction de balayage.

DFM modèle géométrique direct de la fonction de focalisation.

DFMI modèle géométrique inverse de la fonction de de focalisation.

ω_{resj} pulsation de résonance d'un mode propre en torsion de la liaison rotor-charge du galvanomètre.

K_{rj} paramètre de gain pour le modèle du mode de résonance j .

ξ_{rj} paramètre d'amortissement pour le modèle du mode de résonance j .

τ_e constante de temps électrique du galvanomètre.

τ_m constante de temps mécanique du galvanomètre.

$\begin{pmatrix} \dot{x}(t) \\ y(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A & B \\ C & D \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x(t) \\ u(t) \end{pmatrix}$ représentation d'état d'un système, x est l'état, y la sortie, u l'entrée, A la matrice d'état, B la matrice de commande, C la matrice d'observation, D la matrice d'action directe.

Introduction

L'avènement des machines-outils au 18^{ème} siècle était sans conteste un paramètre accélérateur de la deuxième révolution industrielle. La réalisation de pièces mécaniques, et plus particulièrement métalliques, tient jusqu'à aujourd'hui une place importante dans le monde industriel et connaît une progression technologique constante suite à l'apparition de divers types d'outils numériques permettant une maîtrise toujours plus pointue des processus de fabrication. L'apparition des premières techniques dites de **fabrication additive (FA)** au 20^{ème} siècle par les techniques de **prototypage rapide (PR)** a marqué une vraie rupture dans la manière de fabriquer les pièces mécaniques. En effet, contrairement aux méthodes maintenant considérées traditionnelles de fabrication par enlèvement de matière à l'aide des machines-outils à commande numérique, la réalisation par fabrication additive des pièces se fait par ajout de matières et couche par couche. Cette différence fondamentale sur le principe de fabrication de pièces mécaniques apportée par la fabrication additive est illustrée à la Figure 1.

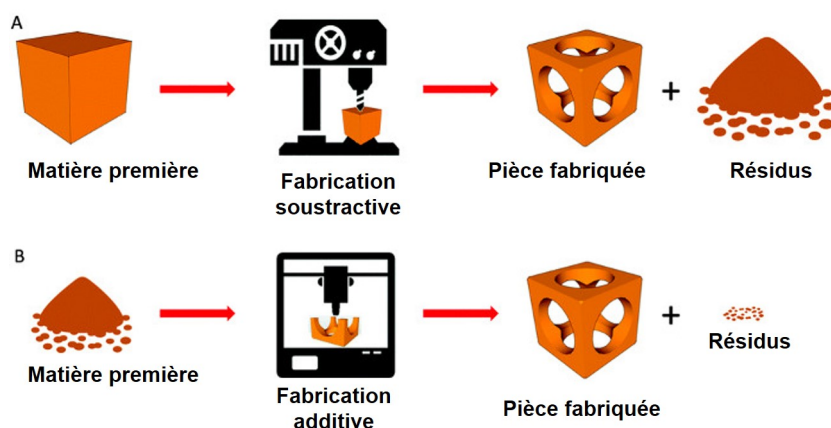


FIGURE 1 – Comparaison de principe des machines-outils à commande numérique et la fabrication additive (source [3dnatives](#))

Etant donné l'apparition relativement récente des techniques de fabrication additive, les communautés industrielle et académique sont aujourd'hui activement mobilisées autour de différents axes technologiques pour la mise en place d'une maturation constante pour ces techniques. C'est dans ce sens que le projet **Solutions pour la Fabrication Industrielle Additive métallique (SOFIA)** a vu le jour, ce travail de thèse est mené dans le cadre de ce projet. SOFIA est un programme de recherche appliquée pour la fabrication additive métallique, initié par AddUP, fruit d'une *joint-venture* entre Michelin et Fives et dédié à la fabrication additive. SOFIA est financé par la région Rhones-Alpes et la BPI France dans le cadre du programme *Investir pour le futur* comme un projet structurant pour la compétitivité. Le projet regroupe des acteurs nationaux majeurs des mondes industriel et académique, ceux-ci sont illustrés à la Figure 2.

L'illustration du principe de la fabrication additive donnée à la Figure 1 présente intuitivement le fait que cette famille de techniques permet d'obtenir des pièces avec des complexités accrues de formes et de géométries par rapport aux techniques de fabrication soustractive traditionnelles.



FIGURE 2 – Les acteurs du projet SOFIA

Cette possibilité de fabriquer des pièces plus complexes est appuyée par la montée en puissance des outils et algorithmes numériques pour la **conception assistée par ordinateur (CAO)**, la **fabrication assistée par ordinateur (FAO)** et la simulation numérique. Ces outils permettent la mise en évidence et l'analyse de la forte interdépendance entre la qualité des pièces finales obtenues par fabrication additive et les paramètres des procédés de fabrication. Cette interdépendance appelle à la nécessité d'une grande maîtrise de toute la chaîne de fabrication depuis l'étape de CAO jusqu'aux post-traitements des pièces fabriquées. C'est dans cette optique de maîtrise du comportement de la chaîne de fabrication, et notamment de la machine de fabrication, qu'intervient le travail de thèse présenté dans ce mémoire. Pour la technique de fabrication par **fusion de lit de poudre par laser –ou Selective Laser Melting (SLM)**, les tracés laser effectivement réalisés par l'actionneur sont aujourd'hui systématiquement assimilés aux trajectoires de consigne pour réaliser la fusion des couches des pièces à fabriquer. En d'autres mots, peu de travaux s'intéressent à ce jour à la prise en compte et à l'étude approfondie des différentes dynamiques des actionneurs qui influent sur la qualité du marquage effectif. Les écarts entre marquage désiré et marquage obtenu sont la plupart du temps subis et minimisés a posteriori par essais-erreurs, ce qui peut être coûteux en ressources de fabrication. D'un autre côté, une maîtrise de la dynamique des actionneurs permettrait d'optimiser les vitesses de parcours du balayage laser pour optimiser les temps d'opération donc gagner en productivité.

Dans ce travail de thèse, on se propose de donner des éléments de réponse à cette nécessité de maîtriser le processus de fabrication par la prise en compte des comportements dynamiques de l'actionneur. Cette étude de la dynamique de l'actionneur est réalisée au niveau de l'élément fondamental qui le compose : le moteur **galvanomètre** qui assure la déviation du faisceau laser de puissance pour réaliser la fusion sélective du lit de poudre.

Les activités menées au sein du projet SOFIA couvrent toute la chaîne de production depuis l'élaboration de la poudre métallique comme matière première jusqu'aux qualifications des produits finis et des procédés d'impression en passant par la recherche d'une maîtrise complète de l'équipement de fabrication. L'ensemble des travaux du projet sont regroupés sous quatre catégories distinctes :

- l'élaboration de la poudre métallique
- l'optimisation de la productivité machine par la maîtrise des couples matériau/procédé et l'investigation de nouvelles sources d'énergie
- la conception de gammes de pièces innovantes aux performances technico-économiques optimisées

— l'établissement d'un référentiel HSE dans le cadre de la fabrication additive métallique

Dans le contexte de la maîtrise du procédé de fabrication, différents acteurs sont mobilisés sur les travaux d'investigation et d'optimisation du procédé par la machine de fabrication. C'est dans ce cadre qu'intervient ce travail de thèse qui s'intéresse de près aux différentes dynamiques mises en jeu dans les organes mécaniques de l'actionneur permettant de diriger d'une manière précise la source de puissance pour fusionner la matière première. Une forte synergie multidisciplinaire est instaurée au sein du projet dans le but d'établir une compréhension précise des phénomènes en jeu dans la machine de fabrication et l'exploitation de ces connaissances à travers la mise en place de différents niveaux d'outils logiciels. Néanmoins, le cadre des travaux présentés dans le présent mémoire est restreint à l'aspect purement mécanique de l'actionneur de la machine, les aspects optiques et thermiques ne sont par exemple pas exploités. Les activités de cette thèse sont menées en interaction avec d'autres études portées sur le couple actionneur/source de puissance.

La contribution du travail présenté se décline sous quatre axes principaux :

1. la mise en place d'environnements numériques de simulation, fidèles au comportement de l'ensemble actionneur/source de puissance avec prise en compte des effets dynamiques ;
2. la mise en évidence de l'utilité de ces environnements de simulation dans le cadre de l'optimisation des réglages procédés pour les machines de fabrication et plus particulièrement l'étude de l'optimisation des vitesses de parcours ;
3. l'optimisation du pilotage des actionneurs par la mise en œuvre de structures de commande robuste de type H_∞ (H-infini) pour modeler la dynamique des boucles fermées asservies ;
4. la démonstration du gain en précision de marquage réalisable grâce à la mise en place des structures de commande robuste dans le cadre d'une optimisation des vitesses de parcours pour améliorer la productivité.

Pour la présentation de la démarche mise en oeuvre afin d'atteindre ces objectifs, le mémoire est structuré en trois grands chapitres. Dans le premier chapitre, la fabrication additive est introduite d'une manière générale d'abord puis particulièrement appliquée à la fabrication métallique, notamment la technique SLM. L'actionneur de la machine SLM est aussi présenté dans le premier chapitre ainsi que les montages utilisés à titre illustratif dans ce travail. Dans le deuxième chapitre, la méthode mise en oeuvre pour la mise en place des environnements de simulation de l'organe actionneur en SLM est déroulée. Cette méthode est exploitée d'un côté par l'étude d'un protocole d'essai pour la maintenance préventive des machines et d'un autre côté par le réglage optimal des paramètres de délais dans le procédé de fabrication. Finalement, dans le dernier chapitre, une présentation de la technique de synthèse de structure de commande robuste H_∞ est donnée avec l'application de la méthode aux montages introduits dans le premier chapitre. Une discussion sur l'avantage de ces nouvelles structures dans le cadre de vitesses de parcours plus importantes est donnée en comparaison aux structures de commande classiques dans les têtes de scanning industrielles.

Chapitre 1

Contexte de la fabrication additive métallique

Ce premier chapitre présente globalement les familles de technologies pour la fabrication additive apparues au fil des années. Il met en évidence les innovations qui motivent la progression constante de ces techniques sur le plan de la recherche et celui de l'industrie. La fabrication additive métallique est présentée tout particulièrement étant le coeur des problématiques abordées dans le projet SOFIA. La technique de fabrication SLM ainsi que la machine de production correspondante sont développées. L'organe actionneur, sur lequel porte ces travaux de thèse, est en particulier détaillé. Les problématiques auxquelles ces travaux de thèse veulent répondre sont introduites et situées dans le contexte pertinent.

Sommaire

1.1 Historique et technologies	5
1.1.1 Origines et familles de procédés de fabrication additive	5
1.1.2 Les principales technologies de fabrication additive métallique	8
1.2 Le procédé SLM - <i>Selective Laser Melting</i>	10
1.2.1 Principe de la fabrication SLM	12
1.2.2 Les fonctions du système actionneur en SLM	13
1.3 Présentation des montages deux axes et trois axes	15
1.4 Références	18

1.1 Historique et technologies

1.1.1 Origines et familles de procédés de fabrication additive

Le développement de la fabrication additive depuis ses origines dans les années 1980 jusqu'à aujourd'hui est passé successivement par les étapes d'émergence des procédés de prototypage rapide, d'outillage rapide puis de fabrication rapide (voir [BARLIER et BERNARD \[2015\]](#)). Le procédé à l'origine de la FA est un procédé mis en oeuvre pour le PR dénommé : **stéréolithographie (SLA)**. On retrouve une bonne analyse des différents aspects de cette technique dans [JACOBS \[1992\]](#). Il consiste en la réalisation d'un prototype de pièce couche par couche à partir d'une résine liquide photodurcissable sous l'action d'un laser ultraviolet (illustration Figure 1.1).

L'apparition des outils numériques pour la CAO a permis de mettre en place ce procédé de PR pour lequel la grande innovation apportée est la réalisation directe d'une pièce prototype à partir d'un modèle numérique. Un des aspects les plus intéressants du PR est la facilité de modification du modèle numérique CAO en fonction des observations faites sur l'adéquation des caractéristiques du prototype par rapport aux attentes sur la pièce finale.

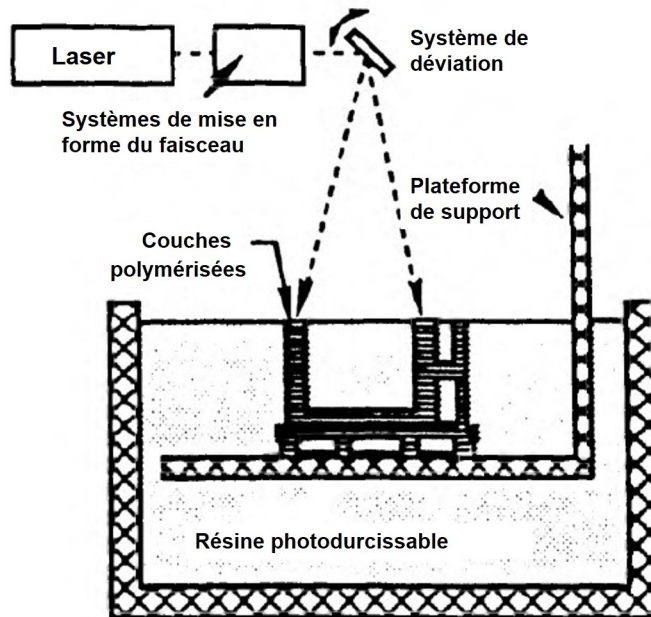


FIGURE 1.1 – Procédé de SLA pour le PR (source JACOBS [1992])

Depuis la mise en oeuvre de la SLA pour le PR, les évolutions des procédés de FA tendent à la généralisation du procédé pour des échelles de production de plus en plus grandes par rapport aux opérations de prototypage. Ainsi sont apparus successivement les procédés d'**outillage rapide (OR)** et de **fabrication rapide (FR)** avec une généralisation des procédés de FA dans l'industrie (voir LEVY et al. [2003]). L'OR est un procédé qui consiste en l'élaboration d'un outillage fonctionnel par procédé de FA pour la réalisation d'une série de pièces. L'exemple le plus parlant d'OR est celui des moules de fonderie (KARAPATIS et al. [1998]). Plus récemment les procédés de FR sont devenus une réalité industrielle, le principe étant de réaliser par FA des pièces finies et fonctionnelles ou en d'autres termes, l'utilisation des procédés de PR pour la réalisation de ces pièces (BAK [2003]). Un grand avantage de la FR est la facilité de répondre aux exigences de conception et la réalisation de pièces sur mesure (BOGERS et al. [2016]) dès les étapes de CAO et cela sans aucune rupture de la chaîne de fabrication.

A partir des travaux de normalisation internationaux, une classification des procédés de FA en 7 grandes familles, selon l'état initial du matériau et du procédé de mise en oeuvre, est présentée par BARLIER et BERNARD [2015] :

1. *Polymérisation d'une résine sous l'action d'un laser* - à l'instar du procédé SLA Figure 1.1. La pièce est réalisée par couche à partir de résine photodurcissable sous l'action d'un rayonnement ultraviolet
2. *Projection de gouttes de matériau* - illustrée Figure 1.2a. La pièce est construite à partir de la tête de dépose 1, 2 et 3 sont respectivement les réservoirs d'approvisionnement en matériau pour la pièce et le support de la pièce pendant la fabrication
3. *Projection d'un liant sur un substrat de type poudre* - illustrée Figure 1.2b. Un matériau *liant* est projeté sur la matière première en poudre pour chaque couche de la pièce à fabriquer. Le système de rouleau 3 réalise l'approvisionnement en poudre à partir du réservoir 1 à chaque fois que la plateforme 2 descend après réalisation d'une couche de la pièce
4. *Solidification de poudre sous l'action d'une source d'énergie de moyenne à forte puissance* - illustrée Figure 1.2c. Chaque couche de la pièce est réalisée sous l'action d'une source de puissance 4 (laser dans le cas de l'illustration) pour agglomérer la poudre et réaliser les sections désirées. Le système d'approvisionnement en poudre est constitué par le rouleau 3 et le réservoir de poudre 1. La plateforme 2 descend au fur et à mesure de la réalisation de la

pièce. Ce procédé est le plus utilisé pour la **fabrication additive métallique (FAM)** pour lequel on retrouve soit un laser soit un faisceau d'électrons pour la source de puissance

5. *Projection de poudre dans un flux d'énergie* - illustrée Figure 1.2d. La pièce est réalisée à partir d'une buse dans laquelle le flux de poudre 3 est fondu par une source de puissance 1 (laser) dirigée par le système optique 2, un flux de gaz inerte 4 est habituellement rajouté au système pour protéger de l'oxydation les flux de poudre transformés par la source de puissance
6. *Fusion d'un fil au travers d'une buse chauffante* - illustrée Figure 1.2e. Procédé utilisé en général pour le plastique, la pièce est réalisée à partir du fil d'approvisionnement 2, dirigé par un système de rouleaux 3 et chauffé dans la buse 4. 1 représente la plateforme de fabrication et 5 les éventuelles structures de support réalisées
7. *Assemblage de couches à partir de feuilles ou plaques découpées* - illustrée Figure 1.2f. Le rouleau 2 est le réservoir de matériau préencollé, la pièce est construite par couches sur la plateforme 1, 4 est une source de puissance pour la découpe de la forme pour chaque couche réalisée, le rouleau 3 sert à la fois à appuyer la matière déroulée et à chauffer la colle entre chaque couche

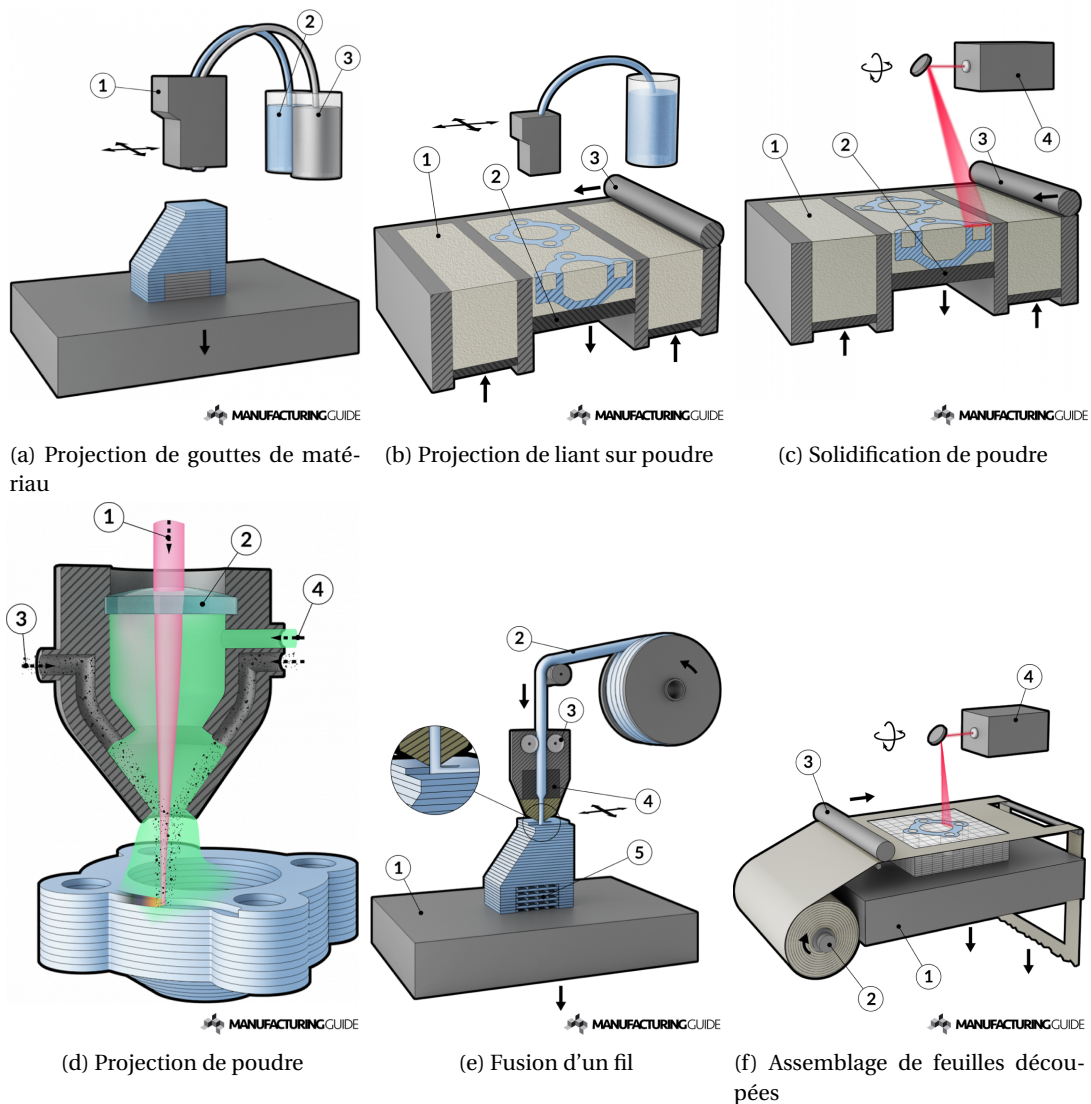


FIGURE 1.2 – Illustration des procédés FA (source [Manufacturing Guide](#))

La variété des familles de procédés de FA reflète la diversité des technologies apparues au fil

du temps et surtout l'applicabilité de la technologie à différents types de matériau : plastique photopolymère, cire de modelage, thermoplastiques bas point de fusion, plâtre, caoutchouc, sable, papier, métal, voire le béton pour les applications dans le génie civil. Le développement de nouveaux matériaux destinés aux procédés de FA est un vrai défi industriel actuel (voir [MARCHELLI et al. \[2009\]](#); [OLIVIER et al. \[2014\]](#)). Une attention particulière est portée sur la FAM dans la suite.

1.1.2 Les principales technologies de fabrication additive métallique

Les industries de fabrication de pièces métalliques s'intéressent actuellement de très près à la flexibilité des processus de FA pour la facilité de réalisation de géométries complexes, le développement de nouveaux matériaux et la suppression des outillages dédiés mais aussi pour les aspects d'impacts environnementaux réduits et la pérennité industrielle (voir [HUANG et al. \[2013\]](#)). Les pièces obtenues par les procédés de FA sont utilisées dans un grand nombre de secteurs, notamment le secteur exigeant de l'aéronautique. La Figure 1.3 présente une comparaison pour une même pièce (une charnière de capot de turbine d'avion) réalisée par fonderie et par un procédé de FA.



FIGURE 1.3 – Comparaison d'une pièce en aéronautique réalisée par fonderie et par fabrication additive (source [EADS](#))

On observe l'optimisation géométrique réalisée sur la pièce qui réduit la quantité de matière utilisée donc réduit naturellement le poids de la pièce finale, cette réduction du poids des structures étant un réel enjeu en aéronautique. La pièce de base est fabriquée en acier moulé tandis que la pièce obtenue par FA est réalisée à partir de la poudre d'alliage de titane. Les alliages de titane sont fréquemment utilisés dans les procédés de FAM du fait de la possibilité d'obtenir des pièces à caractéristiques mécaniques égales voire supérieures aux pièces obtenues en fonderie ou par forgeage (voir [DUTTA et FROES \[2015\]](#)).

Sur les sept familles de techniques pour la FA présentées Figure 1.2, les deux plus utilisées en industries pour la FAM sont les familles de procédés de *Solidification de lit de poudre sous l'action d'une source d'énergie* et la *Projection de poudre dans un flux d'énergie*. Trois procédés en particulier connaissent de nombreuses variantes au niveau des constructeurs de machine (une comparaison détaillée est donnée par [HERZOG et al. \[2016\]](#)) :

- Pour la famille des procédés fondés sur les lits de poudre :
 - le procédé SLM¹, pour lequel la fusion du lit de poudre pour la réalisation des couches de la pièce est réalisée par un laser. D'autres appellations du procédé sont : *Laser Beam Melting (LBM)* (appellation utilisée par [HERZOG et al. \[2016\]](#)), *Direct Metal Laser Sintering (DMLS)*². L'illustration de la Figure 1.2c correspond au procédé SLM;

1. [SLM Solutions GmbH](#)

2. [EOS Electro Optical Systems GmbH](#)

- le procédé de **fusion de lit de poudre par faisceau d'électrons** –ou *Electron Beam Melting (EBM)* utilisant un faisceau à électrons comme source de puissance, illustré Figure 1.4. Le principe est le même que le procédé SLM avec la poudre 3 répartie au fur et à mesure de la fabrication sur le support 4 par le rouleau 5. La chambre de fabrication 1 est mise sous vide et les formes des couches de la pièce sont réalisées par fusion du lit de poudre par le faisceau d'électrons 2.
- Pour la famille des procédés de projection de poudre dans un flux d'énergie
 - le procédé de **dépôt direct de poudre fusionnée par laser** –ou *Laser Metal Deposition (LMD)* (HERZOG et al. [2016]), aussi appelé *Direct Metal Deposition (DMD)*³ ou *Laser Cladding (LC)* (TOYSERKANI et al. [2004]). L'illustration de la Figure 1.2d correspond au procédé LMD.

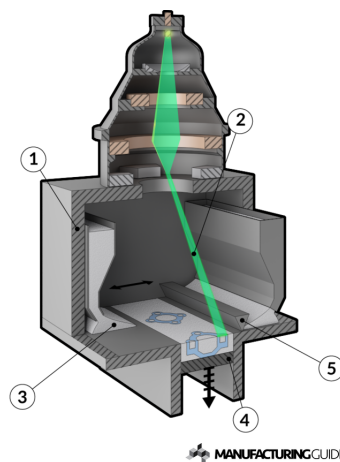


FIGURE 1.4 – Illustration du procédé EBM (source [Manufacturing Guide](#))

La qualité des pièces fabriquées par FA dépend étroitement des paramètres des procédés-mêmes. Le Tableau 1.1 présente une synthèse des paramètres les plus influents sur la qualité de la pièce fabriquée et de leurs valeurs typiques tirées des travaux de HERZOG et al. [2016], de YAN et YU [2015] et de BARLIER et BERNARD [2015]

Dans les solutions industrielles actuelles, les procédés basés sur lit de poudre comme le SLM et l'EBM présentent des volumes maximaux de pièces fabriquées plus petits (jusqu'à $0,03\text{m}^3$) par rapport aux solutions LMD (volumes supérieurs à $1,2\text{m}^3$) (voir FRAZIER [2014]). La vitesse de fabrication est quant à elle dépendante des paramètres du Tableau 1.1 (notamment la puissance utile, l'épaisseur de couche, la vitesse de marquage et la taille de spot). Par exemple, à puissance utile et vitesse de marquage de plus en plus grandes, la vitesse de production sera d'autant plus optimisée mais les effets négatifs sur la qualité finale de la pièce (notamment la rugosité) seront aussi plus importants (FRAZIER [2014]). Les qualités de rugosité des pièces les plus intéressantes sur les trois procédés discutés s'obtiennent en SLM, les deux autres procédés nécessitant systématiquement un post-traitement des pièces pour atteindre les mêmes caractéristiques. En outre, une opération de préchauffage est réalisée pour les procédés SLM et EBM pour faciliter la fusion des grains du lit de poudre. Le bain de fusion se refroidit le plus rapidement en SLM, ce qui a pour conséquence une taille de grains la plus fine par rapport aux deux autres procédés (HERZOG et al. [2016]) donc le meilleur état de surface. Les pièces réalisées par SLM présentent aussi les meilleures propriétés mécaniques de résistance à la rupture (YAN et YU [2015]).

3. [DM3D Technology, LLC](#)

	SLM	EBM	LMD
épaisseur de couche élémentaire	20 à 100 μm	50 à 200 μm	40 μm à 1mm
surface de travail	jusqu'à 800mm \times 400mm	jusqu'à 200mm \times 200mm	jusqu'à 1200mm \times 1500mm
puissance utile	20W à 1kW	jusqu'à 7kW	jusqu'à 3,5kW
vitesse de marquage (vitesse de scan)	jusqu'à 15m/s	jusqu'à 80m/s	150mm/min à 1,5m/min
taille de spot sur plan focal	50 à 180 μm	200 μm à 1mm	300 μm à 3mm
température de préchauffage	200 à 500°C (pour les alliages de Titane)	700°C (pour les alliages de Titane)	-
atmosphère de travail	gaz inertes : nitrogène, argon	vide (10^{-2}Pa)	gaz inertes : argon ou helium

TABEAU 1.1 – Paramètres typiques des procédés de fabrication additive métallique (sources **BARLIER et BERNARD [2015]**; **HERZOG et al. [2016]**; **YAN et YU [2015]**)

1.2 Le procédé SLM - *Selective Laser Melting*

Il a été vu que le procédé SLM présente le meilleur compromis entre la productivité machine et la qualité des pièces réalisées pour les procédés de FAM. Les axes de recherche autour de cette technologie restent nombreux compte tenu des défis présentés pour la production industrielle (délais, pérennité, maîtrise de la chaîne globale de production). A l'instar de tous les procédés de FA, le principe de fabrication SLM suit les étapes décrites dans la norme **NF ISO 17296-2 :2015 [2015]** et présentées Figure 1.5

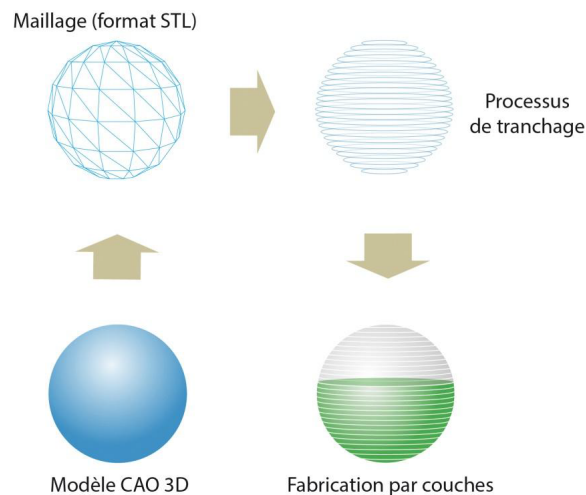


FIGURE 1.5 – Principe de la fabrication additive (source **NF ISO 17296-2 :2015 [2015]**)

En simplifiant le séquençement des opérations, quatre grandes étapes peuvent être retenues (**BARLIER et BERNARD [2015]**) :

- la modélisation CAO 3D de la pièce à fabriquer;
- l'étape de maillage du modèle 3D, une description détaillée des surfaces de la pièce à réaliser;

- l'étape de tranchage propre à la fabrication couche par couche accompagnée de la génération des consignes des actionneurs pour la réalisation de chaque couche;
- l'étape de fabrication proprement dite.

De cette description globale découle de nombreuses représentations du cycle complet d'obtention des pièces en FA suivant les fonctions de la chaîne de fabrication qu'on veut mettre en avant. KIM et al. [2015] proposent à la Figure 1.6 un séquençement en 8 phases se voulant exhaustif et faisant intervenir les échanges d'informations entre les phases d'obtention de la pièce. Une telle représentation permet de faire apparaître clairement les éléments de la chaîne de fabrication qui font l'objet des axes de recherche pour la FA.

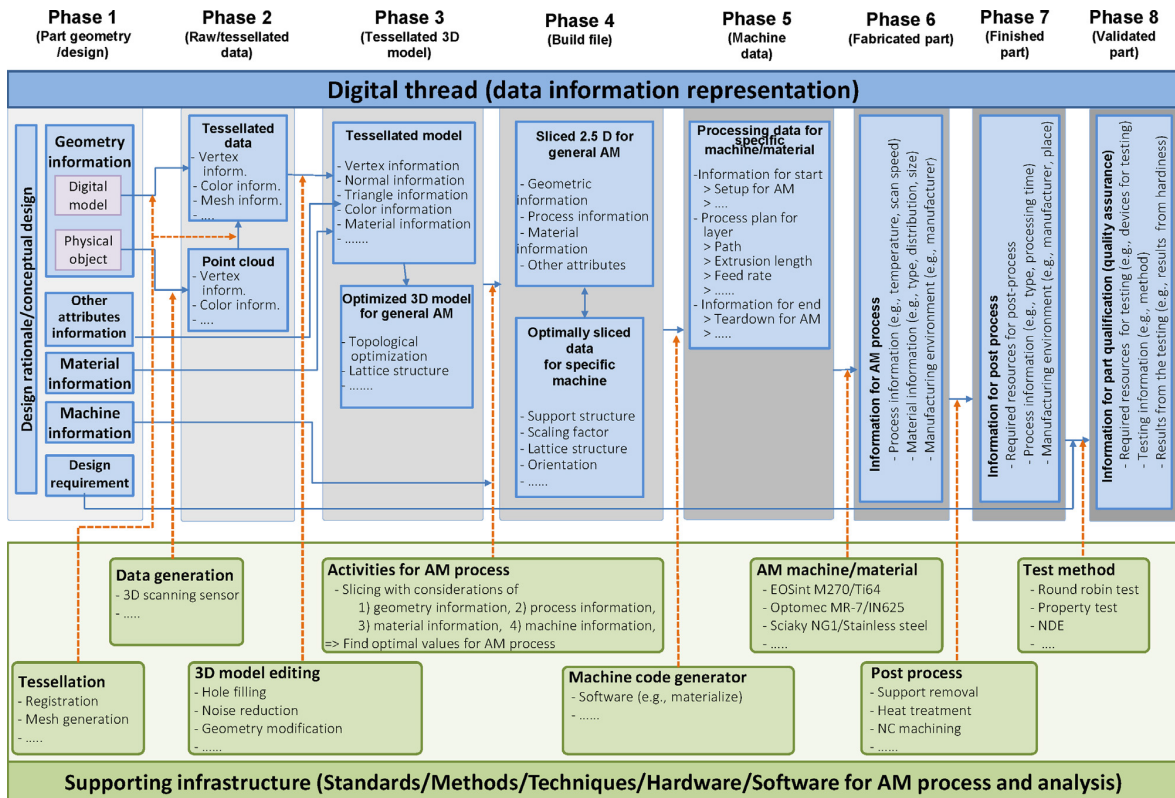


FIGURE 1.6 – Phases d'obtention d'une pièce en fabrication additive et flux d'informations échangés (source KIM et al. [2015])

La représentation en 8 phases avec les échanges durant les transitions entre phases est résumée comme suit :

- Phase 1. Phase de design de la pièce, description complète de la géométrie 3D à réaliser.
 - *Transition 1 - 2.* Conversion du fichier de description du modèle 3D en modèle 'maillé'.
- Phase 2. Modèle maillé brut : description détaillée surfacique de la pièce, le standard le plus utilisé étant le standard *stl* : une description des surfaces par des séries de triangles.
 - *Transition 2 - 3.* Création d'une géométrie physiquement réalisable par correction du modèle maillé brut (opérations manuelles).
- Phase 3. Modèle maillé corrigé, contraintes de fermeture et continuité du maillage respectées.
 - *Transition 3 - 4.* Introduction des informations de fabrication spécifiques à la fabrication additive, notamment le tranchage du modèle maillé pour la fabrication couche par couche.
- Phase 4. Informations pour la fabrication introduites dans le modèle de la pièce : informations géométriques (par exemple les structures de support) et informations propres au type

de processus (par exemple l'orientation de la pièce en fabrication sur la machine et les paramètres machines pour la fabrication), ces deux types d'information sont en principe interdépendantes.

- *Transition 4 - 5.* Introduction des spécifications processus (par exemple parcours laser pour chaque couche dans le cadre du procédé SLM) avec prise en compte des contraintes de l'actionneur de la machine.
- Phase 5. Commandes propres à l'actionneur de la machine générées pour la réalisation de la pièce.
 - *Transition 5 - 6.* Assimilation des informations utilisées pendant la construction de la pièce : paramètres géométriques, paramètres de procédés et matériaux.
- Phase 6. Pièce réalisée physiquement.
 - *Transition 6 - 7.* Opérations de post-traitement (traitement de surfaces ou traitements thermiques) dépendant des exigences de performances attendues sur la pièce.
- Phase 7. Obtention du produit fini.
 - *Transition 7 - 8.* Opération de validation non-destructive de la pièce finie (tests mécaniques).
- Phase 8. Pièce validée, référencement des propriétés de la pièce en regard des paramètres de toute la chaîne de production.

Le séquençement en 8 phases du processus présente toutes les phases par lesquelles passe la réalisation de la pièce désirée ainsi que les échanges d'informations réalisées lors des passages d'une phase à l'autre. Quelques exemples des grands axes de recherche actuels pour la fabrication additive sont : la conception pour la fabrication additive (THOMPSON et al. [2016]), la modélisation de l'interaction source de puissance/matière pendant la fabrication, la caractérisation des pièces produites. Ces axes de recherche montrent bien que toutes les phases depuis la conception jusqu'à la validation des produits finis sont au coeur des travaux de recherche d'actualité autant dans le monde académique qu'industriel.

A ce stade, un point intéressant est utile à lever : dans la majorité des travaux rencontrés dans la littérature, les influences de la dynamique machine (surtout sur la précision géométrique des pièces réalisées) sont la plupart du temps négligées et les trajets de l'actionneur sont assimilés aux trajets des signaux de consignes. Dans le cadre du projet SOFIA, l'influence de la dynamique machine sur les trajectoires de lasage en SLM est étudiée dans la thèse de GODINEAU [2019], un travail mené en parallèle de ce travail de thèse. Pour les développements présentés dans la suite, l'objectif principal est de proposer des outils pour maîtriser la dynamique en œuvre dans la machine de production à l'échelle des organes constituant l'actionneur en SLM. Le développement de structures qui sortent des montages conventionnels rencontrés actuellement sur les machines industrielles seront introduits dans le chapitre 3. L'impact de ces structures sur l'optimisation de la productivité par augmentation des vitesses de parcours est analysé sur les aspects de performance de la précision de marquage.

1.2.1 Principe de la fabrication SLM

Le principe de la fabrication de pièce couche par couche par le procédé SLM est décrit Figure 1.7.

Avant la réalisation de chaque couche, le rouleau de nivelage étale la poudre sur le dessus de la chambre de fabrication à partir de la (ou des) chambre(s) d'approvisionnement. Chaque couche est réalisée par la fusion sélective du lit de poudre à l'aide du laser. Une fois la couche réalisée, le piston de fabrication descend, les pistons d'approvisionnement remontent et le cycle est répété jusqu'à la fabrication de la dernière couche de la pièce.

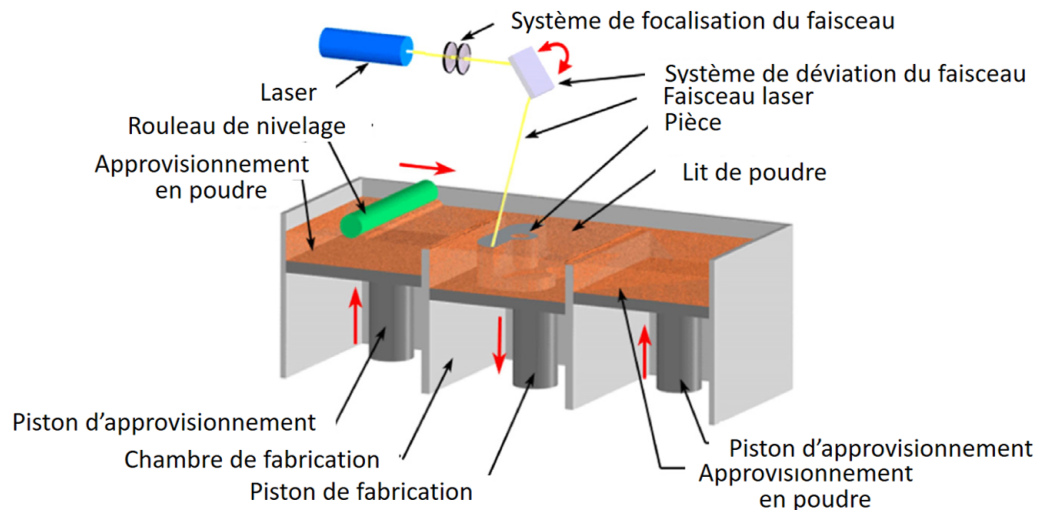


FIGURE 1.7 – Principe de fabrication en SLM (source CHEN et al. [2017])

Le système actionneur de la machine SLM réalise à la fois les deux fonctions de déviation (balayage) du faisceau laser dans le plan du lit de poudre et sa focalisation (pour garantir par exemple l'uniformité du spot laser sur le lit de poudre).

1.2.2 Les fonctions du système actionneur en SLM

L'ensemble des éléments de l'actionneur (pour la fonction de balayage et la fonction de focalisation) est désigné par tête de scanning. La fonction de balayage de l'actionneur en SLM est réalisée par un système à deux axes, il consiste en la mise en commun de deux éléments appelés galvanomètre scanner. Un galvanomètre scanner est constitué d'un moteur à courant continu à course limitée (désigné par galvanomètre ou moteur galvanomètre) entraînant en rotation un miroir pour la déviation du faisceau laser. La Figure 1.8 illustre pour chaque sens de rotation (1 à 4) des galvanomètres le déplacement du spot laser sur le lit de poudre (mêmes numéros 1 à 4) correspondant. Les plages limitées de rotation des galvanomètres constituent une limitation pour le choix de la taille du plan de marquage atteignable par le faisceau laser sur le lit de poudre.

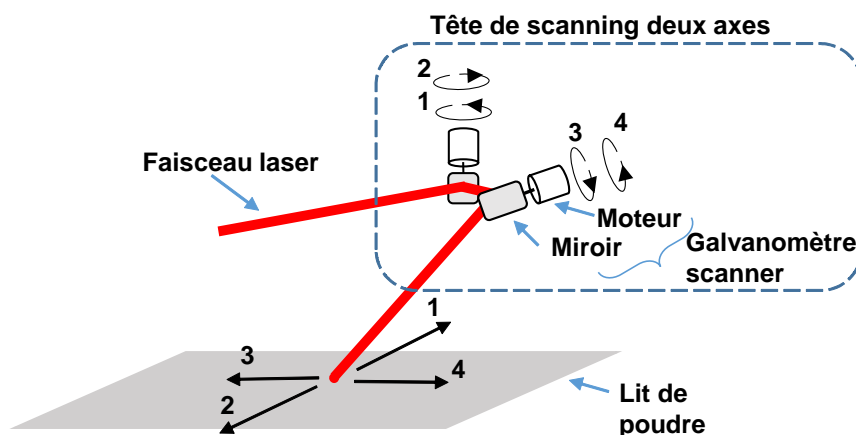


FIGURE 1.8 – Illustration de la fonction de balayage de l'actionneur en SLM

Pour la fonction de focalisation de l'actionneur, deux types de montage existent (EHRMANN [1991]). Le premier est semblable à l'illustration du procédé SLM Figure 1.7 pour lequel le système de focalisation du faisceau laser se trouve avant le système de déviation deux axes. Ce type de montage est utilisé pour les opérations de marquage dits *post-objectif* (illustration Figure 1.9b).

Pour le deuxième type de montage, le dispositif de réglage de la focalisation vient après la tête de scanning deux axes, on parle alors de marquage *pré-objectif* (illustration 1.9a).

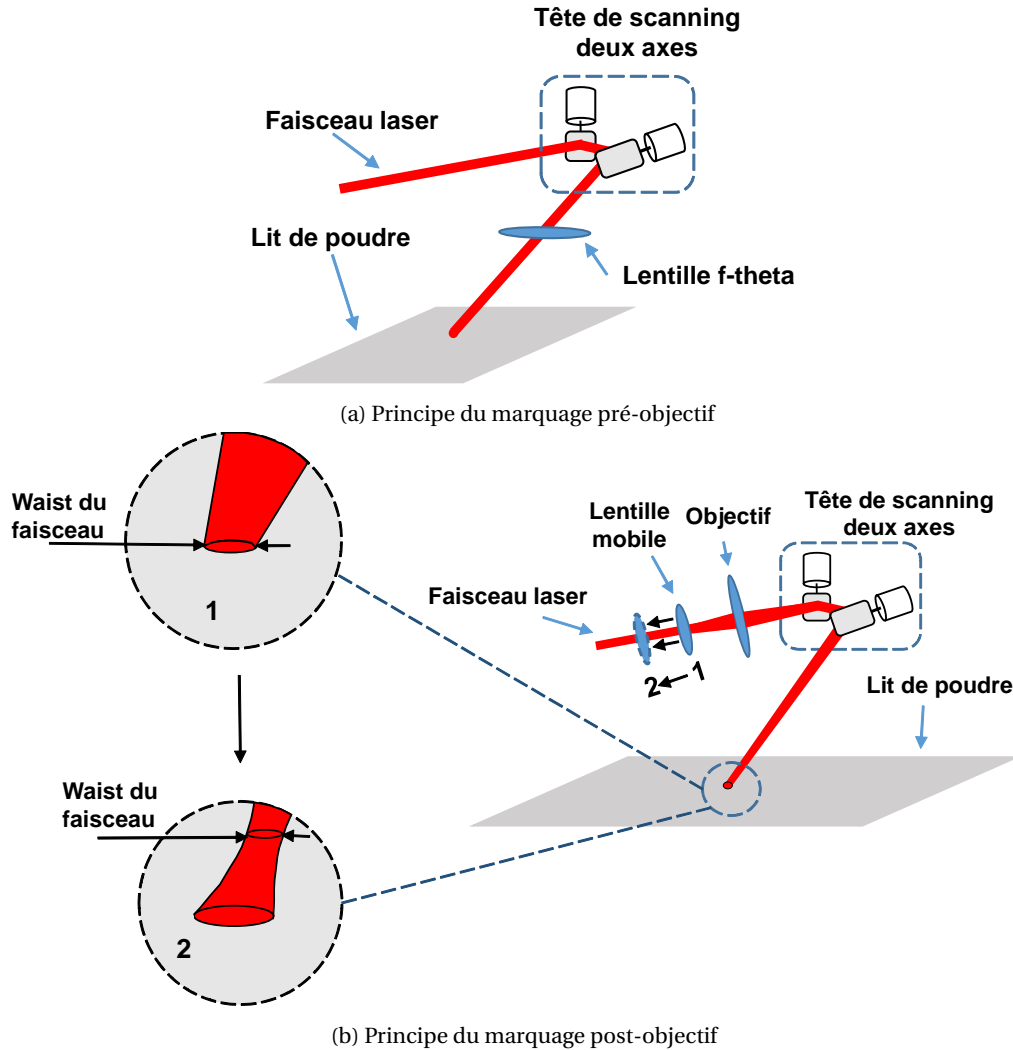


FIGURE 1.9 – Illustration de la fonction focalisation de l'actionneur en SLM

Pour les montages pré-objectif, une lentille optique de type *f-theta* assure l'uniformité de la taille du spot laser sur le lit de poudre. En principe, le plan de marquage pour les montages pré-objectif est relativement de petite taille, en effet les lentilles *f-theta* sont dimensionnées pour des tailles de plan, des longueurs d'ondes de faisceaux et des distances au plan de travail bien définies de base (EHRMANN [1991]), ce qui rajoute un coût supplémentaire chaque fois qu'un de ces paramètres doit changer dans le processus de fabrication.

Pour les montages post-objectif, le dispositif de réglage de la focalisation est un montage appelé **module de réglage dynamique de la focalisation** –ou *Dynamic Focus Module (DFM)*. Le DFM est constitué de deux éléments (Figure 1.9b) : une partie *objectif* fixe et une partie mobile constituée d'une lentille optique libre en translation. Du fait de ce degré de liberté supplémentaire, on parle souvent de tête de scanning trois axes pour les montages post-objectif (Laser Focus World [2014]). La translation de la lentille mobile a pour effet de déplacer le long du faisceau laser le **waist**⁴ du faisceau. Les effets de cette translation sont illustrés à la Figure 1.9b, la lentille mobile est translatée de la position 1 à la position 2, ce qui entraîne une montée du waist le long du faisceau et l'augmentation de la taille du spot laser sur le lit de poudre. Le grand avantage des montages post-objectif est la possibilité de régler dynamiquement en cours de fabrication la focalisation du

4. voir Glossaire

faisceau laser. Ils permettent facilement de travailler avec différentes tailles de plan de marquage et d'adapter le réglage de la focalisation en fonction du paramétrage de la taille de spot désirée sans modification du montage (EHRMANN [1991]).

Pour créer le mouvement de translation de la lentille mobile dans le dispositif DFM, un mécanisme entraîné par galvanomètre est le plus souvent utilisé (principe illustré Figure 1.10) mais il existe aussi des variantes utilisant par exemple un moteur linéaire à courant continu pour déplacer la lentille (ZHIQIANG et al. [2007]).

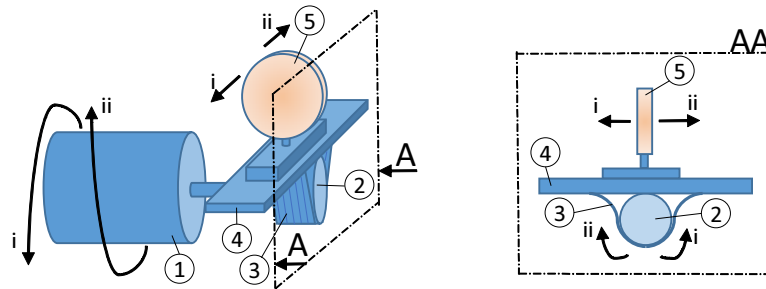


FIGURE 1.10 – Mécanisme de conversion rotation - translation pour le DFM

Sur la Figure 1.10, la translation de la lentille 5 est amorcée par la conversion du mouvement de rotation du moteur 1 en translation du chariot 4 par l'intermédiaire d'un système came(2)-feuillard(3). Le feuillard est à la fois solidaire de la came et du chariot. Les sens de rotation du moteur (*i* et *ii*) sont représentés avec les mouvements de translation correspondants (mêmes numéros) pour la lentille.

1.3 Présentation des montages deux axes et trois axes

On a vu que l'enjeu principal de ce travail de thèse est de proposer des outils ouverts pour étudier et représenter les effets de la dynamique de la machine de fabrication SLM sur la précision de l'opération de fusion laser sélective à l'échelle des éléments constitutifs de l'actionneur .

Deux systèmes distincts sont abordés dans la suite pour les développements réalisés. Ces systèmes sont désignés par système trois axes (Figure 1.11) et système deux axes (Figure 1.12).

Le système 3 axes est une reproduction de la tête de scanning qui équipe actuellement une grande partie des machines industrielles pour la fabrication SLM. Une plateforme expérimentale pour celle-ci est disponible dans le cadre du projet SOFIA chez un partenaire académique. Le montage qui est à disposition permet une utilisation du système 3 axes à un niveau utilisateur final via les logiciels propriétaires, donc l'architecture de contrôle est fermée (boîte noire). Les seules opérations réalisables sont la programmation des trajets laser désirés et le relevé des grandeurs propres à chaque galvanomètre par l'intermédiaire des cartes d'axes aussi appelés Driver.

Pour le systèmes 3 axes, tous les outils utilisés sont des outils propriétaires fournis par le constructeur de la tête de scanning. Les formes à marquer sont programmées en termes de coordonnées cartésiennes (x, y, z) représentant les sections - couche de la pièce à réaliser. (x, y) représente la coordonnée du tir laser désiré sur le plan de travail contenant le lit de poudre, z représente la hauteur du plan de focalisation (plan horizontal contenant le waist du faisceau laser). Une fois les formes programmées dans l'application propriétaire sur le poste de travail, celles-ci sont lues par une carte de commande numérique qui établit les consignes en angles $\theta_{xc}, \theta_{yc}, \theta_{zc}$ pour le galvanomètre de chaque axe. Des étapes d'interpolations des trajectoires sont réalisées dans la carte de commande numérique. Une acquisition des grandeurs propres au galvanomètre (angles, courant moteur, tension moteur) est possible et permet une analyse approfondie du fonctionnement du système trois axes via des outils propriétaires. En somme, il est possible de commander le

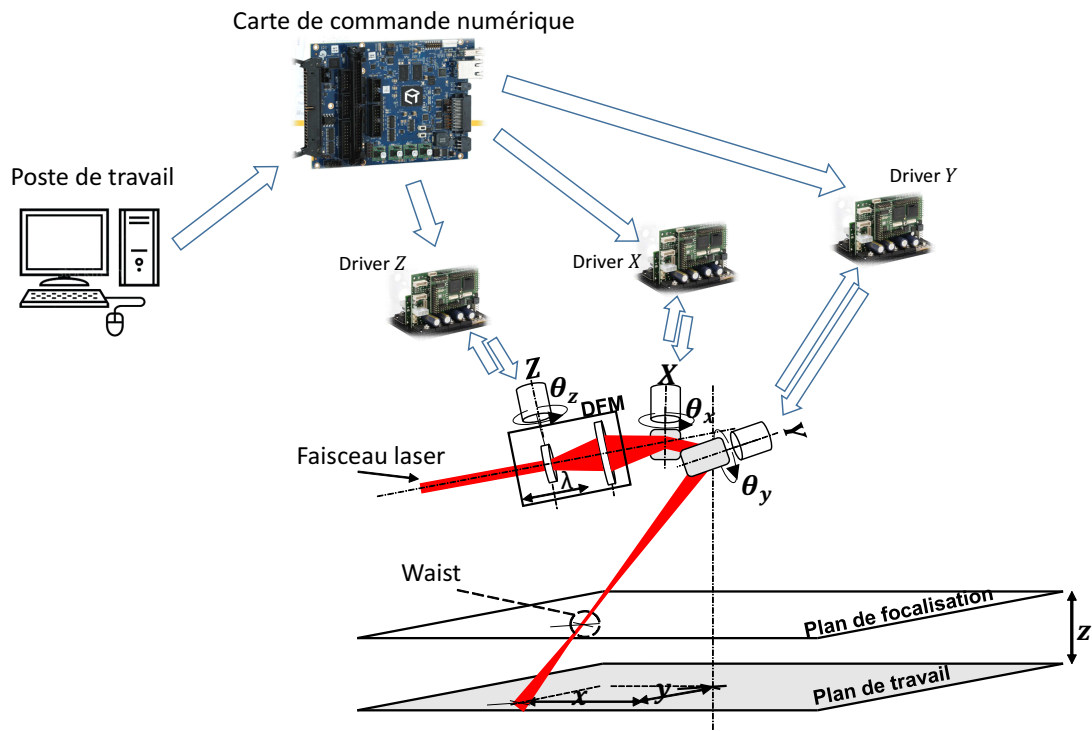


FIGURE 1.11 – Présentation du montage 3 axes

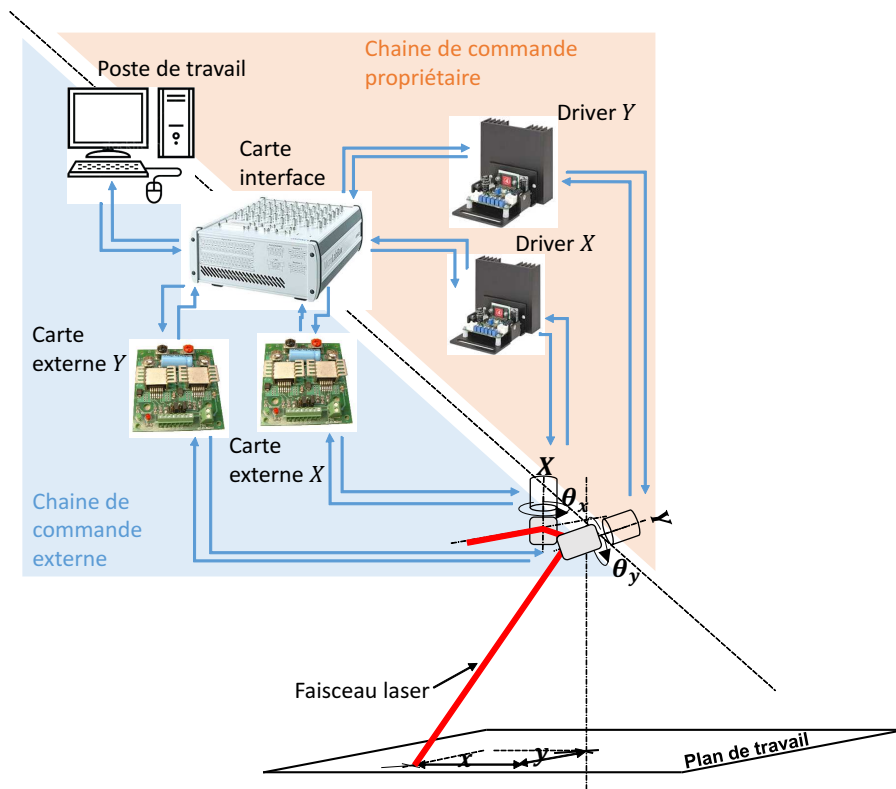


FIGURE 1.12 – Présentation du montage 2 axes

système trois axes en termes de coordonnées (x, y, z) mais les seuls retours disponibles pour l'analyse du système sont les retours capteurs des galvanomètres. Il est utile de noter aussi que la boîte noire constructeur ne permet ni de commander en angle directement les galvanomètres ni de les commander directement en puissance (tension/courant), ce qui limite les essais réalisables sur le système trois axes pour les étapes d'identification des organes de la tête de scanning. Ce sont ces limitations qui ont poussé à mettre en oeuvre le deuxième montage du système 2 axes.

Le deuxième banc d'essai disponible pour ce travail de thèse est le montage pour le système 2 axes. L'idée de base est de mettre en place une architecture de commande ouverte qui permet de contourner les structures d'asservissement en angles implémentées dans les Drivers constructeur et ainsi permettre des développements plus approfondis que les simples opérations d'analyse à l'instar du système trois axes. En tout, il y a sur le banc d'essai pour le système deux axes : un poste de travail, une carte interface dSpace pour les entrées/sorties, les Drivers constructeur, des cartes externes mises en oeuvre comportant des modules de pont en H pour commander directement en puissance les galvanomètres et un montage de capteur de courant.

Comme il est montré sur la Figure 1.12, il y a deux possibilités pour commander le système 2 axes. Il est utile de noter que dans ce montage il n'y a pas de carte de commande numérique, les opérations d'interpolations des trajectoires sont réalisées en amont et hors ligne dans le poste de travail et les commandes en angles sont envoyées directement à la carte interface. La carte interface sert à faire d'un côté la conversion numérique \rightarrow analogique pour commander les galvanomètres et d'un autre côté à l'échantillonnage des retours capteurs pour leur utilisation dans le programme de commande sous Matlab/Simulink dans le poste de travail.

Les deux modes de commande du système deux axes sont :

1. *Mode de commande constructeur* Figure 1.13 - Les consignes en angles (θ_{xc} et θ_{yc}) des galvanomètres sont établies dans le programme de commande à partir des signaux de consigne en positionnement x_c et y_c . Les signaux propres aux galvanomètres (angles, courant et tension moteur) sont relevés pour des rendus graphiques ou des traitements (traitement fréquentiel par exemple dans le cadre des opérations de modélisation). Les structures d'asservissement en angles des Drivers assurent le positionnement pour les deux axes. Les Drivers contiennent aussi des circuits de conditionnement des signaux retours capteurs qui permettent de fournir les signaux de mesure renvoyés vers le poste de travail par l'intermédiaire de la carte interface.

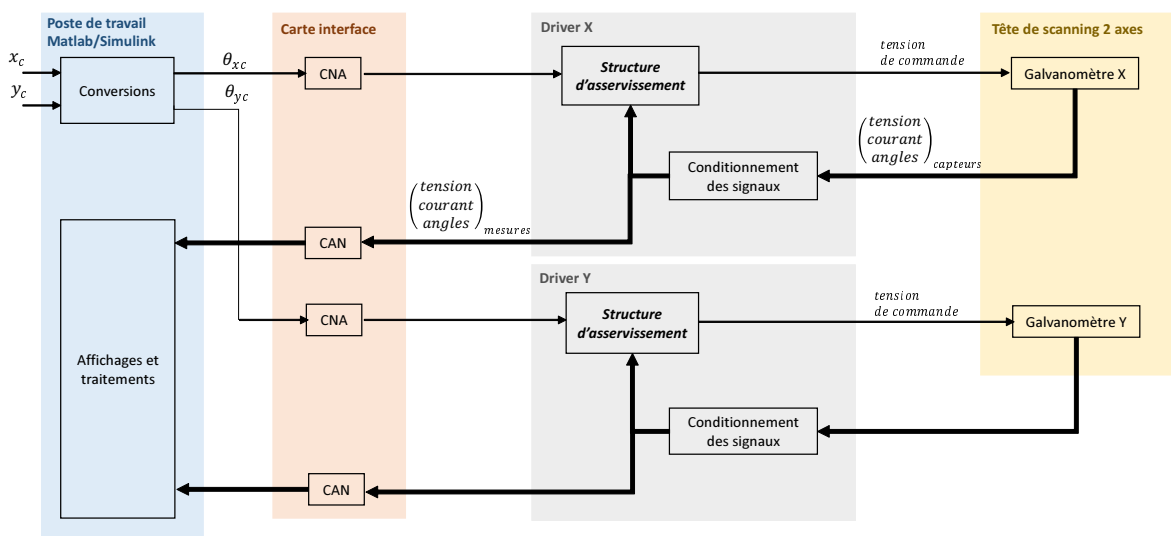


FIGURE 1.13 – Premier mode de commande par carte constructeur du système deux axes

2. *Mode de commande externe* Figure 1.14 - Dans ce deuxième mode de commande du système deux axes, la fonction d'asservissement en angles n'est plus réalisée par les Drivers construc-

teurs mais reportée en amont dans le programme de commande sous Matlab/Simulink. Dans cette configuration, la sortie du programme de commande est constituée des signaux numériques pour la modulation par largeur d'impulsions (MLI) réalisée dans la carte interface et permettant de commander le pont en H des cartes externes de contrôle afin de fournir le signal de commande en tension des galvanomètres. Les relevés des signaux de tension et de courant moteur sont réalisés sur la carte de commande externe. Les cartes Drivers constructeurs sont retenus uniquement pour le circuit de conditionnement des retours capteurs d'angles pour éviter la redondance de cette fonction sur les cartes de commandes externes. L'avantage principal de ce deuxième mode de commande du système deux axes est la modulabilité de la structure d'asservissement qui est reportée dans le poste de travail et implementée sous Matlab/Simulink pour fonctionner en temps réel.

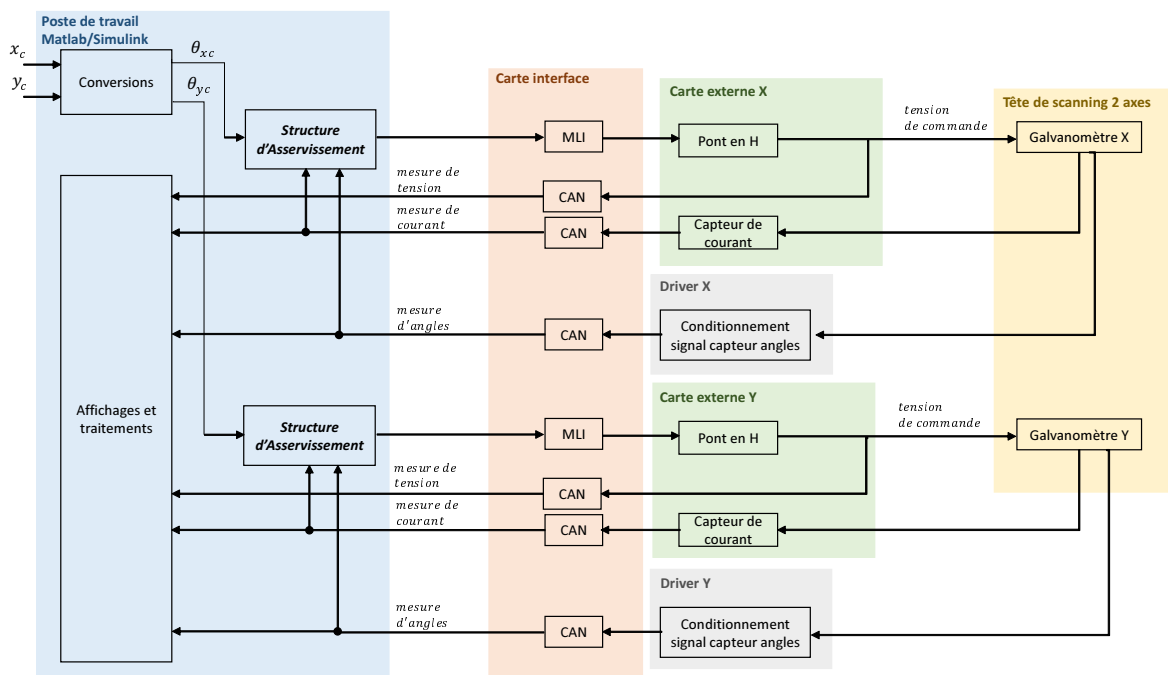


FIGURE 1.14 – Deuxième mode de commande par carte externe du système deux axes

Dans le chapitre 2 suivant, les systèmes deux et trois axes font l'objet d'une analyse approfondie à l'échelle de l'organe principal constitutif de la tête de scanning qui est le galvanomètre. Une présentation de l'élément galvanomètre est donnée, les notions de modèles géométriques et d'interpolations entre espace articulaire et espace des tâches sont introduites et les fonctions de balayage et de focalisation sont détaillées. Le but du chapitre 2 est la mise en place d'environnements de simulation complet pour les systèmes deux et trois axes avec la prise en compte du comportement dynamique de la tête de scanning pour reproduire les performances de précision de marquage à des degrés de fidélité acceptables pour les applications de fabrication additive SLM. Actuellement en SLM, les degrés de précision géométrique acceptés sont de l'ordre de $30\mu\text{m}$, qui est de l'ordre de grandeur de la valeur du rayon du faisceau laser tiré sur le lit de poudre.

1.4 Références

- BAK, D. 2003, «Rapid prototyping or rapid production? 3d printing processes move industry towards the latter», *Assembly Automation*, vol. 23, n° 4, p. 340–345.
- BARLIER, C. et A. BERNARD. 2015, *Fabrication additive*, Dunod.
- BOGERS, M., R. HADAR et A. BILBERG. 2016, «Additive manufacturing for consumer-centric busi-

- ness models : Implications for supply chains in consumer goods manufacturing», *Technological Forecasting and Social Change*, vol. 102, p. 225 – 239.
- CHEN, Q., G. GUILLEMOT, C.-A. GANDIN et M. BELLET. 2017, «Three-dimensional finite element thermomechanical modeling of additive manufacturing by selective laser melting for ceramic materials», *Additive Manufacturing*, vol. 16, p. 124–137.
- DUTTA, B. et F. H. S. FROES. 2015, «The additive manufacturing (am) of titanium alloys», dans *Titanium powder metallurgy*, Elsevier, p. 447–468.
- EHRMANN, J. S. 1991, «Optics for vector scanning», dans *Beam Deflection and Scanning Technologies*, vol. 1454, International Society for Optics and Photonics, p. 245–257.
- FRAZIER, W. E. 2014, «Metal additive manufacturing : a review», *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 23, n° 6, p. 1917–1928.
- GODINEAU, K. 2019, *Optimisation du pilotage de chaines opto-mécaniques pour l'exécution de trajectoires en fabrication additive par fusion laser sur lit de poudre*, thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure Paris Saclay.
- HERZOG, D., V. SEYDA, E. WYCISK et C. EMMELMANN. 2016, «Additive manufacturing of metals», *Acta Materialia*, vol. 117, p. 371–392.
- HUANG, S. H., P. LIU, A. MOKASDAR et L. HOU. 2013, «Additive manufacturing and its societal impact : a literature review», *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 67, n° 5-8, p. 1191–1203.
- JACOBS, P. F. 1992, *Rapid prototyping & manufacturing : fundamentals of stereolithography*, Society of Manufacturing Engineers.
- KARAPATIS, N., J. VAN GRIETHUYSEN et R. GLARDON. 1998, «Direct rapid tooling : a review of current research», *Rapid prototyping journal*, vol. 4, n° 2, p. 77–89.
- KIM, D. B., P. WITHERELL, R. LIPMAN et S. C. FENG. 2015, «Streamlining the additive manufacturing digital spectrum : A systems approach», *Additive manufacturing*, vol. 5, p. 20–30.
- Laser Focus World. 2014, «Scanners : Three-axis laser scanning technology improves demanding materials processing applications», URL <https://bit.ly/2YeHoPP>.
- LEVY, G. N., R. SCHINDEL et J.-P. KRUTH. 2003, «Rapid manufacturing and rapid tooling with layer manufacturing (lm) technologies, state of the art and future perspectives», *CIRP annals*, vol. 52, n° 2, p. 589–609.
- MARCHELLI, G., M. GANTER et D. STORTI. 2009, «New material systems for 3d ceramic printing», dans *Proceedings of the Twentieth International Solid Freeform Fabrication Symposium, University of Texas, Austin, TX, USA*, Wiley-VCH.
- NF ISO 17296-2 :2015. 2015, «Fabrication additive - Principes généraux - Partie 2 : Vue d'ensemble des catégories de procédés et des matières de base», Norme, AFNOR.
- OLIVIER, D., S. BORROS et G. REYES. 2014, «Application-driven methodology for new additive manufacturing materials development», *Rapid Prototyping Journal*, vol. 20, n° 1, p. 50–58.
- THOMPSON, M. K., G. MORONI, T. VANEKER, G. FADEL, R. I. CAMPBELL, I. GIBSON, A. BERNARD, J. SCHULZ, P. GRAF, B. AHUJA et al.. 2016, «Design for additive manufacturing : Trends, opportunities, considerations, and constraints», *CIRP annals*, vol. 65, n° 2, p. 737–760.
- TOYSERKANI, E., A. KHAJEPOUR et S. F. CORBIN. 2004, *Laser cladding*, CRC press.

YAN, M. et P. YU. 2015, «An overview of densification, microstructure and mechanical property of additively manufactured ti-6al-4v—comparison among selective laser melting, electron beam melting, laser metal deposition and selective laser sintering, and with conventional powder», dans *Sintering techniques of materials*, IntechOpen.

ZHIQIANG, D., Z. ZUDE, A. WU et C. YOUPIPING. 2007, «A linear drive system for the dynamic focus module of sls machines», *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 32, n° 11-12, p. 1211–1217.

Chapitre 2

Modélisation des systèmes Galvanomètres/Laser

Il a été vu au chapitre 1 qu'il existe principalement deux types de montages pour le système actionneur dans les machines SLM. Pour les deux montages, le balayage laser dans le plan (x, y) du lit de poudre est réalisé par le système à 2 axes de la tête de scanning composé d'un élément galvanomètre scanner (galvanomètre + miroir) pour chaque axe. Dans les montages pré-objectif, une lentille optique de focalisation f -theta est dimensionnée pour des paramètres opératoires fixés. Pour les montages post-objectifs, le réglage dynamique de la focalisation du faisceau laser constitue un degré de liberté supplémentaire et rajoute un troisième axe Z entraîné aussi par un moteur galvanomètre pour permettre de travailler avec différents paramètres opératoires (taille du plan de travail et distance au plan de travail). Dans ce deuxième chapitre, une méthode de mise en place d'un environnement de simulation des têtes de scanning présentées en fin de chapitre 1 avec prise en compte de la dynamique des axes est développée. L'étude des actionneurs galvanomètres est réalisée à partir de considérations sur la physique de l'élément, la modélisation géométrique des fonctions de balayage et de réglage de la focalisation est présentée. La démarche mise en œuvre pour la mise en place des modèles est illustrée sur un protocole d'essais intéressant pour la maintenance préventive des têtes de scanning. On discute ensuite de la validation des environnements de simulation obtenus par l'assemblage de ces éléments sur un job de marquage consistant à reproduire une forme simple sur l'étendue des plans de travail. Le chapitre finit sur une illustration de la nécessité de ces environnements de simulation dans le cadre de l'optimisation des réglages de délais dans le procédé et l'étude de différentes recettes de paramétrages pour les machines SLM pour optimiser la productivité par l'augmentation des vitesses de parcours.

Sommaire

2.1 Les éléments de la chaîne numérique de commande	22
2.2 Modélisation de la dynamique des axes	27
2.2.1 Modélisation du moteur galvanomètre	27
2.2.1.1 Etat de l'art	27
2.2.1.2 Optimisation de la modélisation du moteur galvanomètre seul	32
2.2.2 Modélisation de la structure de commande	42
2.2.2.1 Etat de l'art	42
2.2.2.2 Modélisation de structures de commande conventionnelles	45
2.3 Modélisation des fonctions de l'actionneur tête de scanning	59
2.3.1 Définitions	59
2.3.2 Modélisation de la fonction de balayage	60
2.3.2.1 Les modèles géométriques	60
2.3.2.2 Les Tables de Transformée Inverse	65
2.3.3 Modélisation de la fonction de focalisation	66
2.4 Exploitation des techniques de modélisation pour la mise en place d'un protocole d'essai industriel dénommé KMO	69

2.5 Validation des environnements de simulation	73
2.5.1 Principe de la validation des modèles	73
2.5.1.1 Présentation du job de marquage sélectionné	74
2.5.1.2 Déroulement du job de marquage	77
2.5.2 Résultats sur les angles par axe	78
2.5.3 Résultats dans le plan (x, y) et sur la hauteur z	78
2.5.3.1 Présentation de la méthode de calcul d'erreur de contour mise en oeuvre	80
2.5.3.2 Résultats sur les erreurs de contour	80
2.6 Exploitation des environnements de simulation	82
2.6.1 Utilisation du simulateur pour le réglage des délais à l'allumage et l'extinction du laser	82
2.6.1.1 Réglage du délai à l'allumage	82
2.6.1.2 Réglage du délai à l'extinction	83
2.6.2 Utilisation du simulateur pour la comparaison des résultats de différentes recettes de marquage	83
2.7 Références	86

2.1 Les éléments de la chaîne numérique de commande

On illustre à la Figure 2.1 la chaîne numérique actuellement implantée sur les machines industrielles (cas du système de scanning trois axes) dont les éléments sont présentés au fur et à mesure dans ce chapitre pour la mise en place des environnements de simulation pour les têtes de scanning.

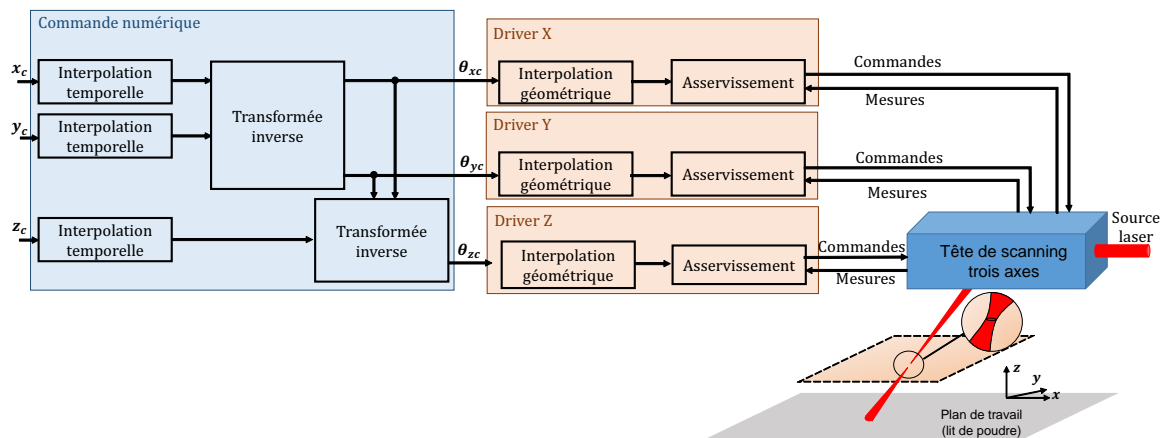


FIGURE 2.1 – La chaîne numérique de commande des têtes de scanning industrielles

Le principe de la chaîne numérique de commande de la tête de scanning 3 axes a été brièvement introduit au premier chapitre. Dans le principe, cette chaîne est très semblable à la chaîne numérique de commande des machines-outils à commande numérique multi-axes (TOURNIER [2010]).

On dégage une hiérarchisation de la chaîne de commande en deux parties distinctes : la partie commande numérique et la partie commande d'axes par les Drivers. Ces deux éléments peuvent être étudiés de manière complètement indépendante. La plus grande contribution de ce travail de thèse porte sur l'étude de l'asservissement des axes. Néanmoins, il est inévitable de bien comprendre la commande numérique amont pour garder un point de vue global sur le processus de fusion laser sélective lors de l'intégration des développements autour de l'asservissement des axes dans les environnements de simulation. Comme on le verra dans la suite, l'étude de la dynamique

des boucles asservies de galvanomètres peut très bien être dissociée de l'application fabrication additive et a déjà fait l'objet d'études dans de nombreux domaines d'application laser.

La commande numérique reçoit en entrée la description géométrique des trajets laser à effectuer qui sont eux-mêmes la sortie de l'étape FAO/Slicer (revoir Figure 1.6) sous la forme des coordonnées de l'espace (x_c, y_c, z_c) . Des entrées de paramétrages supplémentaires sont le plus souvent rajoutées à la description des trajectoires comme la puissance et la vitesse de balayage du spot laser. D'une manière générale, la commande numérique effectue deux fonctions distinctes : la fonction de *Transformée Géométrique Inverse* et les fonctions d'*Interpolations Géométriques et Temporelles*. Cependant, selon les constructeurs des structures de commande des têtes de scanning, les deux fonctions d'interpolations ne sont pas toujours forcément sur le même support physique que l'opération de transformée inverse comme l'exemple de la tête trois axes donné sur la Figure 2.1 sur laquelle l'opération d'interpolation géométrique est reportée dans les Drivers de commande des axes.

L'interpolation temporelle consiste principalement à appliquer la contrainte de vitesse de balayage programmée pour la fusion laser sélective du lit de poudre. La contrainte de vitesse de balayage sur le plan de travail se traduit en contrainte sur la vitesse de rotation des galvanomètres. Le but est de fonctionner le plus de temps possible à la vitesse maximale programmée afin de minimiser le temps de balayage donc le temps de fabrication. Bien évidemment il est physiquement impossible de fonctionner constamment à vitesse maximale étant donnés les nombreux changements d'orientation du faisceau pendant les opérations de balayage laser pour les contours et les remplissages de forme. La Figure 2.2 est une illustration des trajets laser à effectuer sur les motifs de contour et de remplissage pour un exemple de la réalisation d'une section circulaire de pièce pleine.

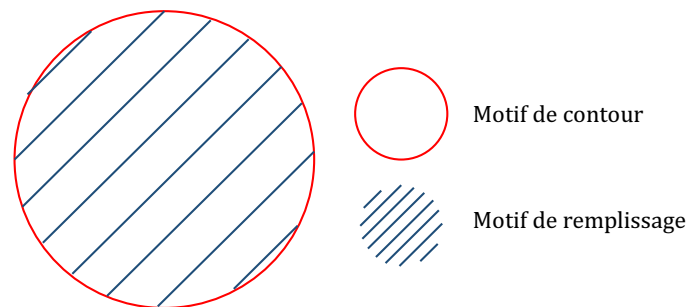


FIGURE 2.2 – Illustration des motifs de contour et de remplissage de forme

L'interpolation géométrique consiste à "lisser" les trajets du laser sur le lit de poudre. En principe, les trajets du laser sont décrits comme une suite de segments discontinus, ce qui pose problème pour des passages décrivant des angles dans le plan (x, y) (comme des coins en angles droits) car le passage par une vitesse de balayage nulle est souvent obligatoire pour réaliser les trajets avec des points de discontinuité. Le passage par une vitesse nulle peut devenir rapidement pénalisant en termes de temps de fabrication pour l'opération SLM. En outre, quand il y a des variations de vitesse de balayage en procédé SLM, la puissance laser est un élément à prendre en compte étant donné qu'elle n'est pas commandée (modulée) dans les machines actuelles. En effet, la puissance apportée au bain de fusion n'est pas uniforme à cause des phases d'accélération et décélération du faisceau laser pendant le marquage. Il y a une disparité de la puissance qui peut entraîner des phénomènes de sur-fusion ou *burn-in* qui auront pour conséquence une hétérogénéité dans la structure mécanique de la pièce finale. Pour pallier ce phénomène, les opérations d'interpolation doivent prendre en compte les contraintes de dynamiques des actionneurs galvanomètres scanner et du faisceau laser par le rajout de délais à l'allumage et l'extinction du laser par exemple. Les effets sur le marquage sont illustrés à la Figure 2.3.

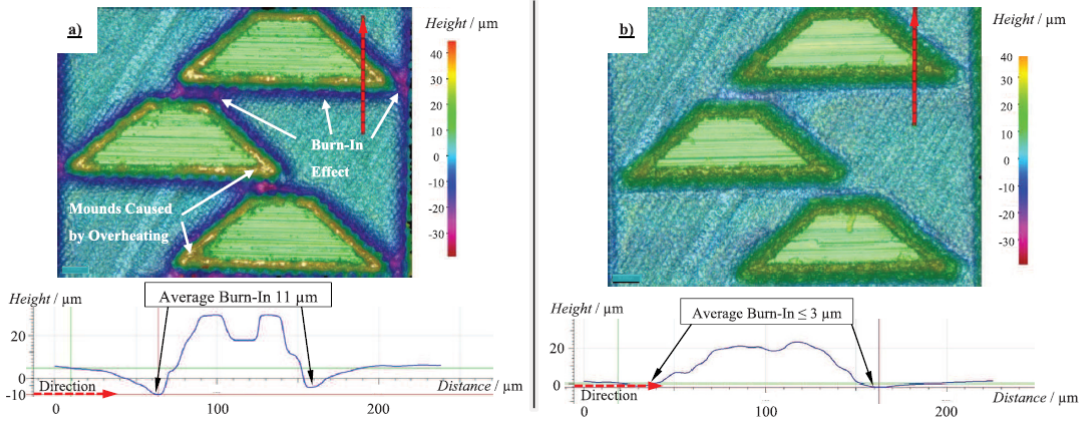


FIGURE 2.3 – Illustration du phénomène de burn-in (a) et du résultat de la compensation par rajout de délais à l’allumage et l’extinction du faisceau laser (b) (source POTHEN et al. [2017])

Les opérations d’interpolation de trajectoire sont depuis longtemps utilisées en usinage traditionnel. Les techniques les plus classiquement rencontrées sont les lois de mouvement à jerk limité, celles-ci permettent de lisser les trajectoires d’usinage et de réduire l’effet des vibrations résiduelles dans le processus (ERKORKMAZ et ALTINTAS [2001]; OLABI et al. [2010]). Une illustration du lissage apporté au profil initial est présenté à la Figure 2.4 pour des profils à vitesse, accélération et jerk limité.

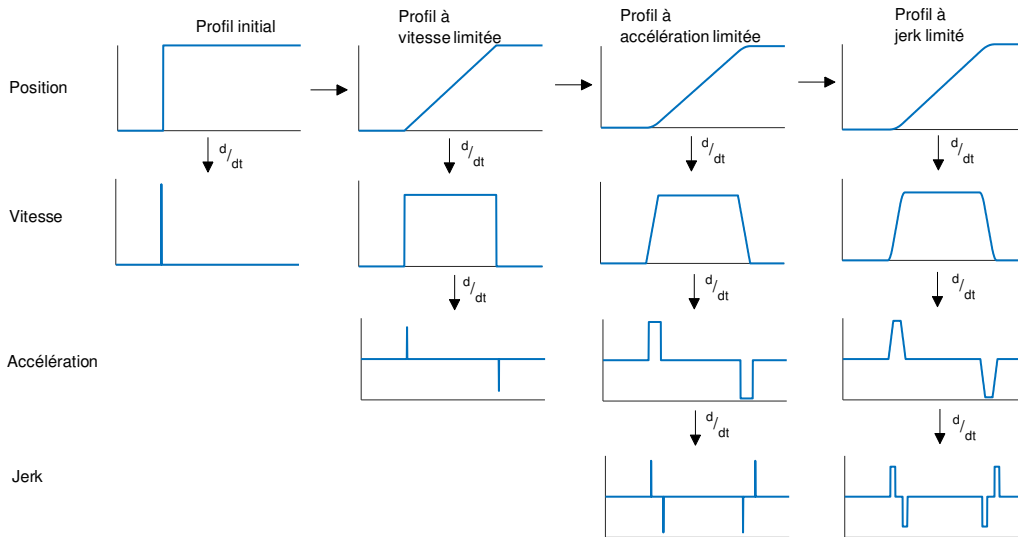
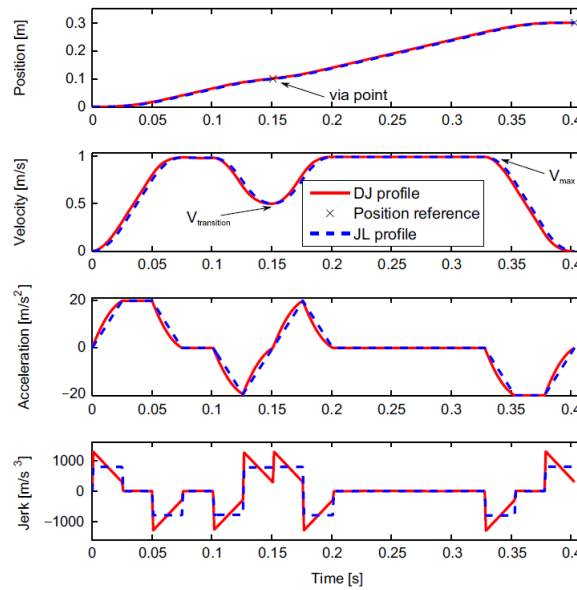


FIGURE 2.4 – Illustration des profils à vitesse, accélération et jerk limités

Il existe de nombreuses variantes pour le profil à jerk limité à l’instar du profil à jerk amorti (*damped-jerk*) proposé par BÉARÉE [2014] qui permet d’améliorer l’atténuation des vibrations résiduelles entraînées par les modes propres. Cet exemple de profil (*DJ* pour *Damped-Jerk*) est illustré à la Figure 2.5 en comparaison à un profil à jerk limité classique (*JL* pour *Jerk-Limited*). Les valeurs de limitations de jerk ne sont plus constantes mais varient linéairement.

Les opérations d’interpolation de trajectoire appliquées à la fabrication additive ont émergé tout récemment. La majorité de la connaissance est surtout détenue par les producteurs industriels qui se veulent expressément vague dans la présentation des résultats à l’instar des travaux présentés par WIENKEN et al. [2016] (pour la société SCANLAB). Pour illustrer les avancées dans la communauté académique, on peut noter les travaux d’un groupe de recherche du NIST (National Institute of Standards and Technology) aux Etats-Unis. Ils ont travaillé particulièrement sur des


 FIGURE 2.5 – Type de profil à jerk amorti (*Damped-Jerk*) (source BÉARÉE [2014])

lois de vitesse à accélération limitée (YEUNG et al. [2016]) et des profils à jerk limité (YEUNG et al. [2018]) pour montrer l'intérêt de ces types de trajectoires pour réduire les effets de sur-fusion au niveau du lit de poudre en procédé SLM.

Les opérations d'interpolation de trajectoires sont nécessaires pour prendre en compte les contraintes cinématiques et dynamiques des actionneurs dans le procédé de fusion SLM. Pour pouvoir traduire les trajectoires de l'espace de marquage par des grandeurs propres aux actionneurs d'axe (angles des moteurs), il est nécessaire de définir les Transformées Géométriques Inverses.

Les Transformées Géométriques Inverses sont les opérations qui consistent à convertir les consignes de trajets de l'espace (x, y, z) (aussi appelé espace de travail ou espace des tâches) en consignes pour les actionneurs des axes (les galvanomètres) $(\theta_x, \theta_y, \theta_z)$ (aussi appelé espace articulaire). La transformée géométrique inverse se décline le plus souvent sous forme de *tables de correspondance* mises en place pour un nombre de points définis et d'un calcul par interpolation (linéaire, cubique ...) pour les points qui n'appartiennent pas à cette table. La construction de cette table de transformée inverse se base sur ce qu'on appelle les *Modèles Géométriques* (NEE et al. [2001]; XIE et al. [2005]). Les modèles géométriques représentent les relations mathématiques liant dans les sens direct $((\theta_x, \theta_y, \theta_z) \rightarrow (x, y, z))$ et inverse $((x, y, z) \rightarrow (\theta_x, \theta_y, \theta_z))$ l'espace articulaire et l'espace des tâches. La mise en place de ces modèles sort de la portée des travaux de cette thèse mais elle est présentée dans la suite car nécessaire pour l'élaboration des environnements de simulation pour les têtes de scanning.

La mise en commun des différentes fonctions présentées précédemment permet d'établir l'environnement de simulation mis en place pour reproduire le comportement des têtes de scanning. La structure de ces simulateurs avec leur commande numérique est présentée à la Figure 2.6.

L'objectif principal de la mise en place de ces environnements de simulation est de recréer le marquage (x, y, z) effectivement réalisé par les têtes de scanning à partir des données d'entrée (x_c, y_c, z_c) . Les simulateurs sont construits de telle sorte que les différents blocs, qui reproduisent les fonctions de la chaîne numérique de commande, puissent être utilisés autant indépendamment que dans le cadre de la simulation du processus de marquage entier.

Les blocs qui constituent le simulateur et qui sont présentés dans ce chapitre sont :

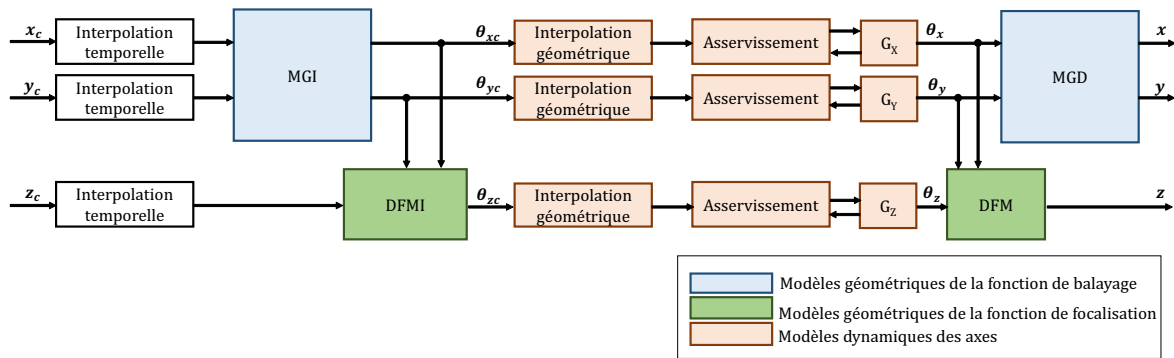


FIGURE 2.6 – Elements des environnements de simulation pour le marquage laser

- les blocs pour l'interpolation temporelle qui reviennent simplement à l'application des contraintes de vitesse de marquage (limitation sur la montée des échelons de consignes) ;
- le modèle géométrique direct **MGD** de la fonction de balayage, utilisé pour recréer les images (x, y, z) du marquage effectivement réalisé à partir des réponses en angles des galvanomètres ;
- le modèle géométrique inverse **MGI** de la fonction de balayage, sur lequel sont fondées les tables de correspondance de la commande numérique ;
- le modèle géométrique direct **DFM** pour la fonction de focalisation ;
- le modèle géométrique inverse **DFMI** pour la fonction de focalisation ;
- les modèles dynamiques pour chaque axe. Ces modèles constituent la contribution principale de ce travail de thèse dans le cadre de la mise en place des simulateurs. La solution retenue est la division du modèle pour un axe en trois fonctions distinctes :
 - l'interpolation géométrique réalisée avec des filtres à réponse impulsionnelle finie classiquement utilisés en usinage ;
 - la structure d'asservissement de la position angulaire. Il s'agit d'une structure reposant sur des éléments de régulation conventionnels de types actions proportionnelle, intégrale et dérivée ;
 - le bloc pour le moteur galvanomètre à proprement dit G_x , G_y et G_z pour lequel le modèle mis en place se base sur des considérations de la physique de l'élément.

Dans la mise en place du simulateur complet pour les têtes de scanning, on cherche une reproduction la plus fidèle possible du marquage réalisé, surtout pour l'étude de l'impact de la dynamique des axes sur les formes marquées. Les galvanomètres ont déjà été utilisés dans l'industrie pour d'autres applications que la fabrication additive. Il existe, comme on le verra, de nombreux développements autour des structures d'asservissement pour les galvanomètres dans le but d'optimiser au mieux leurs performances de vitesse et de précision dans les applications industrielles. Comme il a été déjà énoncé, les modèles géométriques pour la fonction de balayage sortent du champ d'étude de la thèse. Une thèse menée en parallèle par [GODINEAU \[2019\]](#) dans le cadre du projet SOFIA fournit des résultats intéressants sur ce point. Ces résultats sont analysés et présentés dans la suite. Ils font partie intégrante du simulateur trois axes mis en place dans ce travail.

Une méthode de mise en place de modèle pour chaque axe de l'actionneur est présentée, puis les modèles géométriques sont introduits pour les fonctions de balayage et de focalisation. A la fin du chapitre, des opérations de validation sont proposées à la fois à l'échelle de chaque axe mais aussi pour le système entier 3 axes (applicable aussi au système 2 axes sans réglage dynamique de la focalisation).

2.2 Modélisation de la dynamique des axes

Chaque axe de l'actionneur de la machine SLM peut être représenté par deux parties distinctes comme montré sur la Figure 2.7

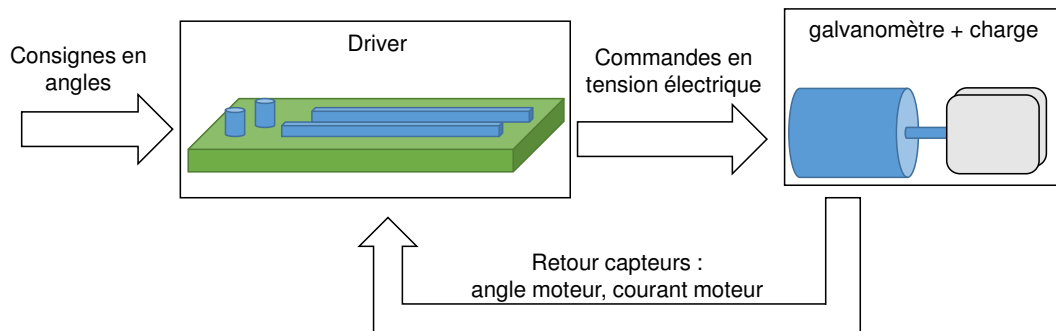


FIGURE 2.7 – Constitution d'un axe de la tête de scanning

Les signaux en entrée de l'ensemble *Driver + Galvanomètre + Charge* pour chaque axe des systèmes sont les signaux de consigne en positionnement angulaire pour les galvanomètres. Ce sont les signaux $\theta_{xc}/\theta_{yc}/\theta_{zc}$ qui résultent de la Transformée Géométrique Inverse des coordonnées $x_c/y_c/z_c$, réalisée par la commande numérique.

La partie *Driver* constitue la carte de commande d'axe sur laquelle sont implantées les fonctions d'interpolation géométrique et les algorithmes de contrôle commande pour l'asservissement en angle des galvanomètres. Les Drivers prennent en entrée les signaux de consignes en angles fournis par la commande numérique ainsi que les signaux de mesure image des retours des capteurs (principalement la position angulaire et le courant moteur) du galvanomètre. Ils établissent la commande en tension nécessaire au galvanomètre pour atteindre le positionnement angulaire désiré.

La partie *Galvanomètre + Charge* est constituée par le moteur galvanomètre et la charge portée par celui-ci (le miroir pour les galvanomètres scanner des axes X et Y comme sur la Figure 2.7 et le dispositif d'entraînement en translation de la lentille mobile pour l'axe Z). Cet ensemble est commandé par le signal en tension en sortie de la carte *Driver* et fournit en sortie les signaux de mesure en angles et courant moteur. Il est utile de noter à ce point que c'est effectivement la position angulaire du moteur qui est utilisée pour réaliser l'asservissement et non la position angulaire de la charge, la liaison rotor - charge est très souvent assimilée à une liaison rigide. Dans les techniques proposées pour la modélisation du galvanomètre dans la suite, la méthode mise en oeuvre intègre le caractère flexible de cette liaison.

2.2.1 Modélisation du moteur galvanomètre

2.2.1.1 Etat de l'art

Les systèmes basés sur les galvanomètres sont utilisés depuis un certain temps pour réaliser des opérations de balayage laser pour différentes applications : la microscopie confocale, le perçage de circuit imprimé, le marquage laser, le découpage au laser et bien évidemment la fabrication additive plus récemment. Ces systèmes sont utilisés dans des applications qui sont de plus en plus exigeantes en termes de précision et de vitesse de balayage, pour la fabrication additive par exemple le niveau de précision des pièces ne doit pas excéder des écarts supérieurs à environ $30\mu\text{m}$ par rapport à son modèle 3D avec une vitesse de balayage pour la fusion du lit de poudre classiquement réglée entre 1000mm/s et 2000mm/s . L'article d'AYLWARD [2003] réalise une synthèse concise des éléments principaux des systèmes à base de galvanomètres qui sont repris en partie ici. La majorité du temps, les systèmes à galvanomètres sont des systèmes en boucle fermée à l'instar de la Figure 2.7 c'est-à-dire que ces systèmes sont constitués à minima du moteur, d'un

capteur de position et du circuit Driver sur lequel est implanté l'algorithme de commande pour l'asservissement en position angulaire.

Historiquement, le galvanomètre était un appareil de mesure analogique du courant électrique qui a vu le jour au 19^{ème} siècle. La mesure de courant repose sur le principe de mise en mouvement d'une aiguille sous l'action combinée d'un aimant et d'une bobine traversée par un courant électrique, la valeur de déplacement de l'aiguille étant reliée directement à l'intensité du courant traversant la bobine. Une graduation est mise en place afin de pouvoir lire directement la valeur de l'intensité du courant dans la bobine en fonction du déplacement de l'aiguille (Figure 2.8).

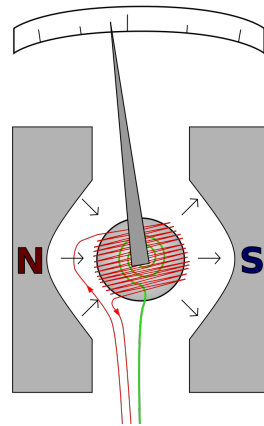


FIGURE 2.8 – Galvanomètre - ampèremètre analogique

Ce principe du mouvement de rotation créé par interactions de deux champs magnétiques (dont l'un est fixe et l'autre est variable) est repris dans les galvanomètres moteurs modernes (ceux qui sont utilisés dans les tête de scanning laser). A l'instar des anciens appareils de mesures de courant, ils sont dimensionnés pour fonctionner avec précision sur une plage limitée en rotation (typiquement en dessous de ± 20 degrés). Pour les galvanomètres dans les applications laser actuelles, les paramètres principaux de performance sont le rapport couple fourni/inertie, le couple maximal délivrable, les fréquences de résonance mécanique de modes souples, les caractéristiques de répétabilité de positionnement et la durée de vie des roulements supportant la partie tournante (le rotor). On rencontre trois principales technologies de galvanomètres selon la disposition des éléments fixes et tournants (Figure 2.9) :

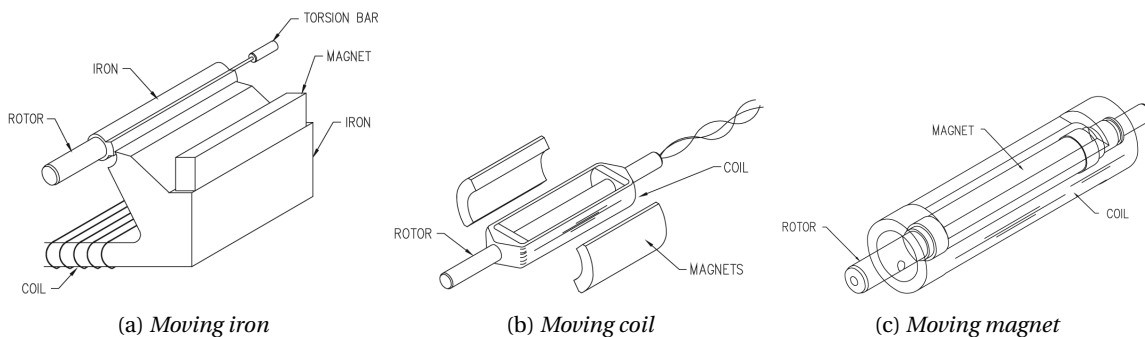


FIGURE 2.9 – Les trois principales technologies de galvanomètres (source AYLWARD [2003])

- la technologie *moving iron* Figure 2.9a, la plus ancienne, pour laquelle la partie tournante est constituée d'une barre en fer entraînée par l'action combinée d'un montage avec un aimant et une bobine. Cette technologie permet d'avoir des grands couples de positionnement mais est limitée par ses performances à haute vitesse à cause des propriétés de saturation magné-

tique de son rotor en fer. Sur les trois technologies présentées, celle-ci est celle qui présente le plus mauvais ordre de précision de positionnement et de stabilité;

- la technologie *moving coil* Figure 2.9b pour laquelle la partie tournante est constituée par les bobines et la partie fixe (stator) par des aimants permanents. Cette technologie offre des valeurs importantes du ratio couple fourni/inertie grâce au rotor à faible inertie étant composé de bobines. Elle permet d'obtenir la plus grande précision de positionnement sur les trois technologies avec de bonnes performances de répétabilité et de stabilité autant sur le court que le long terme;
- la technologie *moving magnet* Figure 2.9c est la technologie la plus rencontrée pour les galvanomètres dans les têtes de scanning actuelles. Dans ces galvanomètres, le rotor est constitué d'un aimant permanent tandis que le stator est constitué de bobines. La première raison du succès de cette technologie est le fait qu'elle présente les vitesses de fonctionnement les plus élevées par rapport aux deux technologies précédentes. Cela est dû à la caractéristique rigide de son rotor en aimant permanent qui résulte en des valeurs de fréquences de résonance mécanique des modes souples élevées donc une meilleure bande passante en boucle fermée asservie.

Les modèles des galvanomètres moteurs sont le point de départ de la synthèse des structures d'asservissement en position angulaire pour respecter les exigences de précision et de rapidité des applications industrielles. Il est donc tout à fait naturel que ces modèles se doivent d'être les plus fidèles possibles par rapport à l'élément réel, en gardant une complexité raisonnable pour la synthèse de loi de commande et la simulation. Dans le cadre de ce travail de thèse, l'amélioration de la fidélité de ces modèles est recherchée. La précision de ces modèles impacte directement la fiabilité du simulateur final pour l'opération de fusion laser sélective par le système de scanning 3 axes.

D'une manière générale, il existe deux catégories de modèles qu'il est possible de mettre en oeuvre pour un système quelconque :

- les *modèles de connaissance* qui sont mis en place à partir de la connaissance des phénomènes physiques mis en jeu dans le système, ce type de modèle est paramétré par des grandeurs qui représentent directement des grandeurs physiques du système (par exemple : une résistance électrique, un moment d'inertie), les techniques permettant de mettre oeuvre des modèles de connaissance sont des techniques de *modélisation*;
- les *modèles de comportement* qui sont mis en place quand les connaissances sur le système sont limitées (boîte noire) et qu'on veut représenter uniquement le comportement entre certaines grandeurs particulières au sein du système sans forcément en connaître les interactions physiques. La méthode mise en oeuvre consiste à affecter au système une expression conventionnelle (par exemple les fonctions de transfert, réponse fréquentielle sous forme de signal complexe) et rechercher une paramétrisation fidèle qui permet de faire reproduire au modèle le comportement du système réel, on parle alors d'*identification*.

Il existe dans la littérature des modèles de connaissance et des modèles de comportement pour les galvanomètres. Les modèles de connaissance sont les plus rencontrés car les galvanomètres sont assimilés la majorité du temps à des machines à courant continu pour lesquels les phénomènes physiques peuvent être décrits d'une manière classique. Pour cela, le point de départ est le schéma équivalent électrique et mécanique de la Figure 2.10 :

Les paramètres du schéma équivalent sont :

- *pour la partie électrique*
 - U : la tension aux bornes du moteur (des bobines dans le cas des galvanomètres *moving magnet*)
 - i : le courant traversant les bobines (le stator)

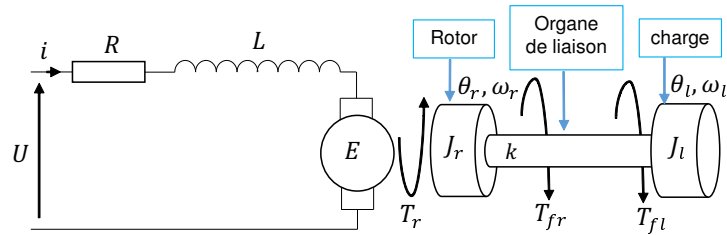


FIGURE 2.10 – Schéma équivalent électrique et mécanique pour un galvanomètre

- R : la résistance des enroulements de la bobine
- L : l'inductance des enroulements de la bobine
- E : la force contre-électromotrice avec $E = K_e \cdot \omega_r$, K_e est la constante de force contre-électromotrice et ω_r est la vitesse de rotation du rotor du galvanomètre. D'une manière analogue, ω_l est définie comme la vitesse de rotation de la charge
- pour la partie mécanique
 - T_r : le couple moteur tel que $T_r = K_c \cdot i$, K_c étant la constante de couple
 - J_r : le moment d'inertie du rotor
 - θ_r : la position angulaire du rotor
 - k : le module d'élasticité en torsion de la liaison mécanique entre le rotor du galvanomètre et la charge entraînée (miroir ou dispositif d'entraînement de la lentille mobile)
 - T_{fr} : les couples de frottements au niveau du rotor
 - T_{fl} : les couples de frottements au niveau de la charge
 - J_l : le moment d'inertie de la charge entraînée
 - θ_l : la position angulaire de la charge

Par application de l'équation d'équilibre des potentiels électriques et le principe fondamental de la dynamique en rotation, les équations (2.1) sont obtenues à partir du schéma équivalent de la Figure 2.10

$$\begin{cases} U = Ri + L \frac{di}{dt} + E \\ J_r \frac{d^2 \theta_r}{dt^2} = T_r - T_{fr} - k(\theta_r - \theta_l) \\ J_l \frac{d^2 \theta_l}{dt^2} = k(\theta_r - \theta_l) - T_{fl} \end{cases} \quad (2.1)$$

Les modèles de connaissance dans la littérature pour réaliser la synthèse des asservissements des galvanomètres ont pour point de départ les équations (2.1).

Des hypothèses simplificatrices sont acceptées pour déduire des équations (2.1) le modèle le plus classiquement utilisé dans la littérature pour le galvanomètre :

1. la liaison rotor - charge est une liaison rigide ($k \rightarrow \infty$) donc $\theta_r = \theta_l = \theta$, l'ensemble des inerties du rotor et de la charge sont ramenées au rotor et noté J_{eq}
2. les frottements au niveau de la charge sont négligeables : ce sont les frottements de l'air
3. les frottements au niveau du rotor sont réduits au frottement visqueux, proportionnel à la vitesse de rotation tel que $T_{fr} = B \cdot \omega$ avec B le coefficient de frottement visqueux au rotor et ω la vitesse de rotation du rotor et de la charge ($\omega = \omega_r = \omega_l$ en conséquence du point 1.)

Suite à ces hypothèses simplificatrices, les équations (2.1) deviennent :

$$\begin{cases} U = Ri + L \frac{di}{dt} + K_e \frac{d\theta}{dt} \\ J_{eq} \frac{d^2\theta}{dt^2} = K_c \cdot i - B \frac{d\theta}{dt} \end{cases} \quad (2.2)$$

Finalement, à partir des équations (2.2) et par transformée de Laplace (la variable de Laplace est notée s), le modèle de moteur galvanomètre le plus utilisé dans la littérature sous forme d'une fonction de transfert d'ordre 3 entre la position θ et la tension moteur U est obtenue :

$$\frac{\theta}{U}(s) = \frac{1}{s} \cdot \frac{K_c}{(sL + R)(sJ_{eq} + B) + K_c K_e} \quad (2.3)$$

Ce modèle de connaissance est le plus utilisé pour modéliser les galvanomètres dans les applications laser comme dans CHEN et al. [2011] pour le perçage des circuits imprimés et dans MNERIE et al. [2013] pour des applications d'imagerie médicale (microscopie confocale). Il arrive qu'on rencontre des modèles approximatifs obtenus à partir de (2.3) réécrits sous la forme :

$$\frac{\theta}{U}(s) \simeq \frac{1}{s} \cdot \frac{K_{reduit}}{(1 + \tau_e s)(1 + \tau_m s)} \quad (2.4)$$

Le modèle (2.4) fait apparaître τ_e et τ_m qui sont respectivement des approximations des constantes de temps électrique et mécanique du galvanomètre. Elles sont approximées la majorité du temps par les expressions $\tau_e \simeq \frac{L}{R}$ et $\tau_m \simeq \frac{J_{eq}}{B}$. En outre, K_{reduit} est un paramètre de gain qui prend la valeur du gain statique de (2.3), c'est-à-dire $K_{reduit} = \frac{K_c}{B \cdot R + K_c K_e}$.

Dans certains cas, le modèle du galvanomètre peut être simplifié encore plus pour être ramené à une fonction de transfert d'ordre deux en négligeant les effets de la dynamique électrique (très rapide) devant les effets de la dynamique mécanique. Le modèle de connaissance qui en résulte se retrouve par exemple dans les travaux de CHEN et al. [2011] et dans FENG et ZHI [2011] pour des applications de marquage laser. Ce modèle simplifié est décrit tout simplement par :

$$\frac{\theta}{U}(s) \simeq \frac{1}{s} \cdot \frac{K_{reduit}}{(1 + \tau_m s)} \quad (2.5)$$

Les modèles décrits par les fonctions de transfert (2.3), (2.4) et (2.5) sont les plus utilisés dans la littérature pour des besoins de synthèse de structure de commande. Le problème est que pour des besoins de simulation, ils ne sont pas assez représentatifs. Leur domaine fréquentiel de validité par rapport à l'élément réel est restreint et ne tient pas compte des phénomènes de frottements mécaniques qui ont une influence surtout en basses fréquences. Les modes souples en torsion de la liaison rotor - charge ne sont pas non plus pris en charge dans ces modèles, or, il est nécessaire d'intégrer ces phénomènes en hautes fréquences pour l'augmentation de la bande passante (en vue de l'augmentation de la rapidité) du système asservi. Même s'ils ne sont pas très nombreux, des travaux existent pour élargir la bande fréquentielle de validité du modèle de galvanomètre. Par exemple MIRTCHEV et al. [2010] propose à partir des équations 2.1 une représentation dans laquelle la liaison rotor - charge n'est plus considérée rigide donc le module d'élasticité k est pris en compte et un paramètre de pulsation de résonance ω_{res} est défini. La nouvelle expression de la fonction de transfert entre l'angle du rotor θ_r et le courant moteur i proposé par MIRTCHEV et al. [2010] devient :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\theta_r}{i}(s) = \frac{K_c}{J_r} \cdot \frac{s^2 + a}{(s^2 + aJ_l/J_r)(s^2 + a) - a^2J_l/J_r} \\ a = \omega_{res}^2 J_l/J_r \\ \omega_{res} = \sqrt{\frac{k(J_r + J_l)}{J_r \cdot J_l}} \end{array} \right. \quad (2.6)$$

Cette représentation élargit la validité du modèle de galvanomètre dans les hautes fréquences. Elle présente cependant une limite, elle est restreinte à la prise en compte d'une seule fréquence de résonance pour une charge 'simple' (miroir par exemple) mais n'est pas applicable aux cas de charges plus 'complexes' (faisant intervenir plusieurs inerties séparées) comme le cas de l'axe Z du système de scanning trois axes. D'autres méthodes de représentation par modèle de comportement pour pallier ce problème existent. Par exemple [HIROSE et al. \[2008\]](#) proposent pour des applications de perçage laser de circuits imprimés un modèle 'multi-masses' paramétrable sur le nombre de modes souples à prendre en compte. L'expression du modèle paramétré proposé par [HIROSE et al. \[2008\]](#) est donnée par la fonction de transfert entre la position angulaire θ_r et le courant moteur i (comme c'est un modèle de comportement, les paramètres du modèle ne sont pas directement liés aux paramètres physiques du galvanomètre) :

$$\frac{\theta_r}{i}(s) = e^{-\tau s} \cdot K_p \left(\frac{1}{s^2} + \sum_{j=1}^n \frac{K_{resj}}{s^2 + 2\xi_{resj}\omega_{resj}s + \omega_{resj}^2} \right) \quad (2.7)$$

Les paramètres du modèle (2.7) sont :

- τ : un paramètre de retard
- K_p : un paramètre de gain assimilable à la partie 'rigide'
- n : le paramètre de réglage du nombre de modes souples à modéliser selon la complexité de la charge, il est réglé suite à l'observation d'une estimation de la réponse fréquentielle du galvanomètre en hautes fréquences et choisi en fonction de la plage fréquentielle de validité désirée pour le modèle
- K_{resj} , ξ_{resj} et ω_{resj} : respectivement un paramètre de gain, un coefficient d'amortissement et une pulsation, ce sont les paramètres de chaque fonction de transfert avec résonance pour modéliser chaque mode souple de résonance j

Différents niveaux de modélisation rencontrés dans la littérature ont été présentés pour le galvanomètre. Ces modèles sont fidèles en moyennes et hautes fréquences au mieux mais la problématique de la validité en basses fréquences est très peu voire pas du tout étudiée dans la littérature. Pour les besoins de simulation, c'est un problème utile à lever. La première contribution dans ce travail de thèse intervient à ce niveau en proposant une optimisation du modèle de couple de frottement du rotor T_{fr} pour améliorer la fidélité du modèle en basses fréquences. En outre, une méthode de paramétrage des modes souples de résonance à partir de la généralisation des équations physiques fondamentales des modèles de connaissance est aussi proposée.

2.2.1.2 Optimisation de la modélisation du moteur galvanomètre seul

On a vu les solutions classiques existantes dans la littérature pour modéliser le galvanomètre. L'importance d'une modélisation fidèle pour assurer l'efficacité des opérations de synthèse des correcteurs a été soulignée. On propose ici une technique de modélisation qui se base sur une généralisation des équations fondamentales (2.1) et l'optimisation du modèle de frottement au rotor. La méthode proposée permet d'étendre la validité du modèle dans le plan fréquentiel autant dans les basses que les hautes fréquences. Des méthodes d'identification de la valeur numérique des paramètres sont aussi proposées.

Rappel des niveaux de modèles et introduction de la représentation par schéma-bloc

Pour rappel, le modèle de connaissance le plus utilisé pour modéliser le galvanomètre est la fonction de transfert (2.3), sa mise sous forme de schéma-bloc est donnée Figure 2.11. Le moteur galvanomètre est commandé par une tension électrique U pour réaliser un positionnement angulaire désiré θ , on se référera à ce modèle comme le modèle de base. On illustre les améliorations apportées dans le cadre de ce travail de thèse sur ce modèle de base. Ces améliorations sont présentées au fur et à mesure avec les nouvelles briques apportées au schéma-bloc de base.

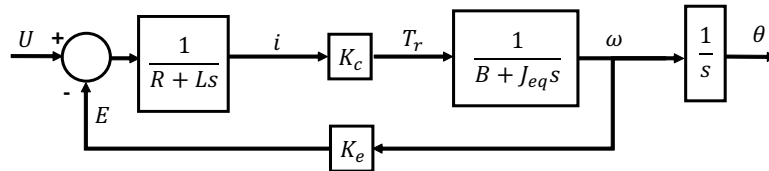


FIGURE 2.11 – Schéma bloc de base du galvanomètre

Méthode d'estimation des paramètres du modèle de base

La plupart des constructeurs de galvanomètres communiquent d'une manière classique dans leur documentation technique les paramètres du schéma-bloc de base de la Figure 2.11 (comme c'est le cas pour le système 3 axes utilisé dans ces travaux). Néanmoins, il arrive que la documentation du fabricant ne donne pas ces paramètres (c'est le cas pour le système 2 axes) pourtant primordiaux pour la mise en place des modèles. Il peut aussi être intéressant de disposer d'une méthodologie d'identification de la valeur de ces paramètres de base afin de pouvoir suivre tout au long de la durée de vie des galvanomètres l'évolution de ces paramètres dans le temps. Une méthode d'identification de ces paramètres est proposée ci-dessous.

La méthode mise en oeuvre pour identifier les valeurs des paramètres du modèle de base pour les systèmes deux axes et trois axes est illustrée à la Figure 2.12. La distinction est faite pour les galvanomètres du système 2 axes et du système 3 axes. Pour le système 2 axes, le signal d'excitation est un signal de tension U directement appliqué aux bornes du moteur (en boucle ouverte). Pour les galvanomètres du système trois axes, comme l'ensemble boîte noire Driver + Galvanomètre est indivisible, le signal d'excitation est un signal de consigne de positionnement angulaire θ_c . Sous l'hypothèse de linéarité du système, le signal de tension U résultant est relevé pour les opérations d'identification. La recherche des paramètres du modèle de base est basée sur la détermination expérimentale d'une estimée des réponses fréquentielles $\frac{\theta}{i}(f)$ (l'estimée est notée $G_{\theta i}(f)$) entre la position angulaire θ et le courant électrique i et $\frac{i}{U}(f)$ (l'estimée est notée $G_{iu}(f)$) entre le courant électrique i et la tension U aux bornes du galvanomètre. Un jeu de paramètres ($G_1, \tau_1, G_2, \tau_2, \tau_3$) est introduit pour le réglage des valeurs identifiées, ils sont décrits dans la suite.

Afin de disposer d'estimées fidèles des réponses fréquentielles, des signaux d'excitation riches en fréquences sont utilisés. Les signaux retenus sont des signaux binaires pseudo-aléatoires (SBPA). Ces signaux ont des propriétés comparables à la réalisation d'un bruit blanc. La méthode d'estimation des réponses fréquentielles repose sur la technique dite d'Analyse Modale Expérimentale utilisant les *périodogrammes de Welch*. Une présentation détaillée des caractéristiques du signal SBPA et de la technique d'estimation des réponses fréquentielles est reportée à l'Annexe A. Une discussion sur la pertinence des méthodes directes et indirectes de la Figure 2.12 est aussi fournie dans cette annexe.

Une fois les protocoles et les outils pour la détermination des valeurs de paramètres présentés, la méthode d'identification proprement dite est détaillée. Le modèle de base du galvanomètre peut se réécrire sous les deux fonctions de transfert suivantes :

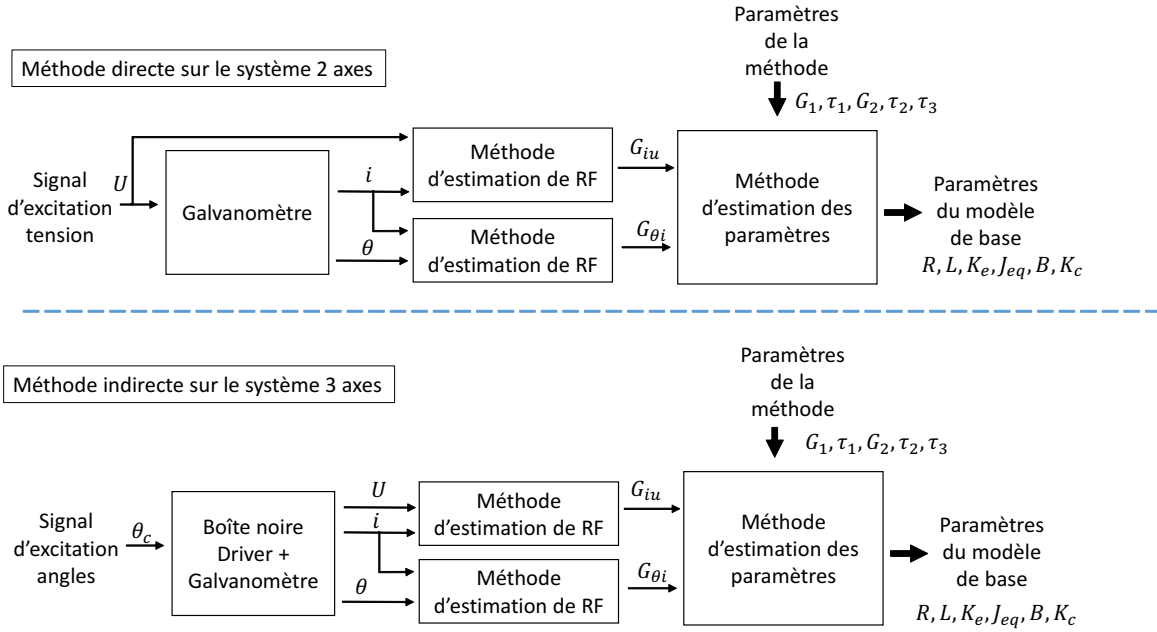


FIGURE 2.12 – Méthode de détermination des paramètres du modèle de base de galvanomètre

$$\frac{\theta}{i}(s) = \frac{K_c}{B} \frac{1}{s} \frac{1}{1 + \frac{J_{eq}}{B}s} \quad (2.8)$$

$$\frac{i}{u}(s) = \frac{1 + \frac{J_{eq}}{B}s}{\left(1 + \frac{J_{eq}}{B}s\right)\left(1 + \frac{L}{R}s\right) + \frac{K_c K_e}{B}} \quad (2.9)$$

(2.8) et (2.9) montrent respectivement que $\frac{\theta}{i}(s)$ est une fonction de transfert d'ordre deux incluant un intégrateur et $\frac{i}{u}(s)$ est une fonction de transfert d'ordre deux avec un zéro. On peut donc écrire les paramétrages :

$$\frac{\theta}{i}(s) = \frac{K_c}{B} \frac{1}{s} \frac{1}{1 + \frac{J_{eq}}{B}s} = \frac{G_1}{s(1 + \tau_1 s)} \quad (2.10)$$

$$\frac{i}{u}(s) = \frac{1 + \frac{J_{eq}}{B}s}{\left(1 + \frac{J_{eq}}{B}s\right)\left(1 + \frac{L}{R}s\right) + \frac{K_c K_e}{B}} = \frac{G_2(1 + \tau_1 s)}{(1 + \tau_2 s)(1 + \tau_3 s)} \quad (2.11)$$

Une identification des deux membres des égalités (2.10) et (2.11) permet de retrouver les paramètres physiques ($L, R, J_{eq}, B, K_c, K_e$) du galvanomètre à l'aide du jeu de paramètres ($G_1, \tau_1, G_2, \tau_2, \tau_3$). En effet, il suffit de résoudre le système d'équations :

$$\begin{cases} \frac{K_c}{B} = G_1 & \frac{J_{eq}}{B} = \tau_1 \\ 1 + \frac{K_e K_c}{B} = \frac{1}{G_2} & \frac{J_{eq}}{B} \cdot \frac{L}{R} = \frac{\tau_2 \tau_3}{G_2} & \frac{J_{eq}}{B} + \frac{L}{R} = \frac{\tau_2 + \tau_3}{G_2} \end{cases} \quad (2.12)$$

D'une manière générale, les moteurs à courant continu sont dimensionnés de telle sorte que $K_e = K_c$. On a 5 inconnues pour 5 équations donc (2.12) admet une solution unique. Le jeu de paramètres ($G_1, \tau_1, G_2, \tau_2, \tau_3$) est recalé par essais-erreurs sur les estimées de réponses fréquentielles du galvanomètre réel afin d'obtenir des paramètres physiques les plus justes possibles.

Les paramètres $(G_1, \tau_1, G_2, \tau_2, \tau_3)$ sont recalés graphiquement (voir 2.13) de telle sorte que les réponses fréquentielles de $\frac{G_1}{s(1 + \tau_1 s)}$ et $G_{\theta i}$ d'un côté et de $\frac{G_2(1 + \tau_1 s)}{(1 + \tau_2 s)(1 + \tau_3 s)}$ et G_{iu} d'un autre côté coïncident sur la plus grande plage de fréquences possible.

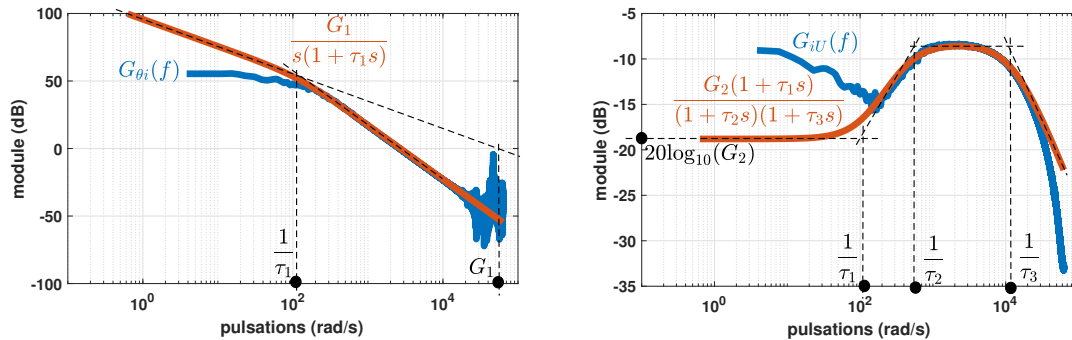


FIGURE 2.13 – Réglage des paramètres de la méthode de détermination des paramètres du modèle de base de galvanomètre

Une fois la coïncidence des réponses fréquentielles jugée satisfaisante, les paramètres du modèle sont obtenus, à partir du système d'équations (2.12) pour donner :

$$L = c, R = b, K_c = K_e = \frac{d}{G_1}, B = \frac{K_c}{G_1}, J_{eq} = aB \quad (2.13)$$

avec $r_1 = \frac{1}{\tau_2}, r_2 = \frac{1}{\tau_3}, a = \tau_1, c = \frac{1}{G_2 \cdot a \cdot r_1 \cdot r_2}, b = \frac{a \cdot c \cdot (r_1 + r_2) - c}{a}$
 et $d = \frac{(b \cdot a + c)^2 - 4 \cdot a \cdot c \cdot b - (a \cdot c)^2 \cdot (r_1 - r_2)^2}{4 \cdot a \cdot c}$

La méthode d'estimation des paramètres du modèle de base du galvanomètre reste intéressante en présence ou non des données constructeurs car elle permet entre autres de suivre l'évolution des paramètres physiques du galvanomètre pendant sa durée de vie. Cette méthode permet seulement d'établir le modèle de base qui reproduit la réponse fréquentielle du système réel sur une plage de fréquences limitée, l'extension de la validité du modèle est traitée dans les parties suivantes.

Motivation de l'optimisation des modèles de galvanomètre

Pour illustrer les limites du modèle de base, la Figure 2.14 compare la réponse fréquentielle estimée expérimentalement entre la tension U et la position angulaire θ pour un galvanomètre avec la réponse fréquentielle du modèle de base correspondant.

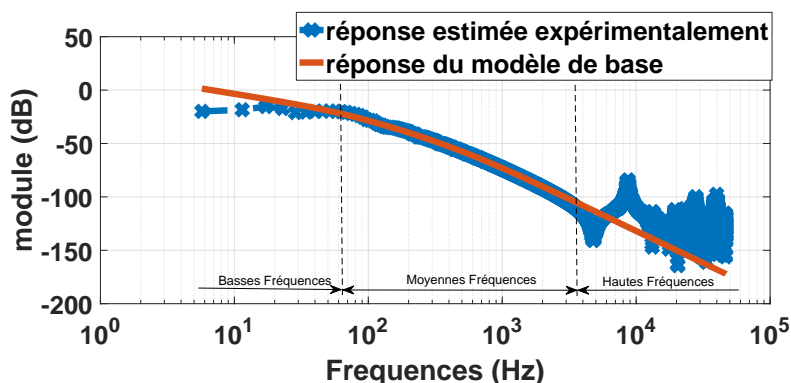


FIGURE 2.14 – Réponse fréquentielle du modèle de base

On observe que le modèle de base reproduit la réponse fréquentielle obtenue expérimentalement dans une plage fréquentielle 'moyenne'. Il est nécessaire d'apporter une amélioration au modèle de base pour étendre la validité du modèle dans les basses et hautes fréquences pour assurer la fiabilité des modèles qui vont être utilisés pour simuler le comportement des têtes de scanning. On a déjà présenté des travaux de l'état de l'art pour améliorer les modèles en hautes fréquences. Dans le cadre de ce travail de thèse, une méthode permettant d'étendre la fiabilité en hautes et basses fréquences du modèle de galvanomètre a été mise en place et publiée dans l'article de conférence [RASOANARIVO et al. \[2018\]](#). Pour les hautes fréquences, une nouvelle méthode de paramétrisation des modes souples est proposée. Pour les basses fréquences, des modèles de frottements avancés sont introduits.

Paramétrisation des modes souples

La paramétrisation des modes souples a pour objectif principal d'étendre la validité du modèle dans les hautes fréquences par rapport à la réponse fréquentielle déterminée expérimentalement. Pour ce faire, on considère une généralisation du schéma équivalent électrique et mécanique de la Figure 2.10 en considérant une forme de charge du galvanomètre pouvant être représentée comme un enchainement de charges élémentaires de moments d'inertie J_j ($J_0 = J_r$ pour le rotor du galvanomètre) et reliées entre elles par des organes de liaisons de module d'élasticité k_j et sujettes à des couples de frottements T_{fj} , j allant de 1 à n (on utilisera la notation $j = \overline{1, n}$). La représentation résultante est donnée Figure 2.15

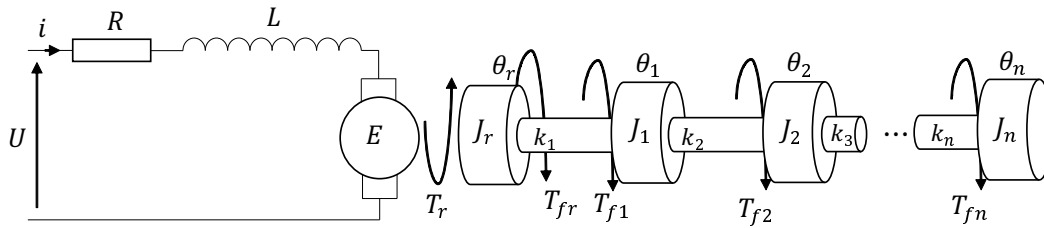


FIGURE 2.15 – Généralisation du schéma équivalent électrique et mécanique du galvanomètre

A partir de cette représentation généralisée, il est possible de réécrire les équations fondamentales généralisées résultantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} U = Ri + L \frac{di}{dt} + E \\ J_r \ddot{\theta}_r = T_r - T_{fr} - k_1(\theta_r - \theta_1) \\ J_1 \ddot{\theta}_1 = k_1(\theta_r - \theta_1) - T_{f1} - k_2(\theta_1 - \theta_2) \\ J_2 \ddot{\theta}_2 = k_2(\theta_1 - \theta_2) - T_{f2} - k_3(\theta_2 - \theta_3) \\ \vdots \\ J_{n-1} \ddot{\theta}_{n-1} = k_{n-1}(\theta_{n-2} - \theta_{n-1}) - T_{fn-1} \\ \quad \quad \quad - k_n(\theta_{n-1} - \theta_n) \\ J_n \ddot{\theta}_n = k_n(\theta_{n-1} - \theta_n) - T_{fn} \end{array} \right. \quad (2.14)$$

$$\text{avec } \ddot{\theta}_j = \frac{d^2 \theta_j}{dt^2}.$$

Pour la suite, on laisse de côté la première équation électrique de (2.14) qui n'est pas affectée par la nouvelle paramétrisation. On traite particulièrement les équations mécaniques de (2.14). Les $k_{j, j=\overline{1, n}}$ modules d'élasticité à valeurs finies entraînent n modes souples potentiels. Pour des k_j à valeurs finies et en considérant un frottement visqueux au niveau de chaque charge élémentaire tel que $T_{fj} = B_j \omega_j$, les équations deviennent :

$$\left\{ \begin{array}{l} J_r \ddot{\theta}_r = K_e i - B_r \dot{\theta}_r - k_1(\theta_r - \theta_1) \\ J_1 \ddot{\theta}_1 = k_1(\theta_r - \theta_1) - B_1 \dot{\theta}_1 - k_2(\theta_1 - \theta_2) \\ J_2 \ddot{\theta}_2 = k_2(\theta_1 - \theta_2) - B_2 \dot{\theta}_2 - k_3(\theta_2 - \theta_3) \\ \vdots \\ J_{n-1} \ddot{\theta}_{n-1} = k_{n-1}(\theta_{n-2} - \theta_{n-1}) - B_{n-1} \dot{\theta}_{n-1} \\ \quad - k_n(\theta_{n-1} - \theta_n) \\ J_n \ddot{\theta}_n = k_n(\theta_{n-1} - \theta_n) - B_n \dot{\theta}_n \end{array} \right. \quad (2.15)$$

$$\text{avec } \ddot{\theta}_j = \frac{d^2 \theta_j}{dt^2} \text{ et } \dot{\theta}_j = \frac{d \theta_j}{dt}.$$

En exprimant la fonction de transfert $\frac{\omega_r}{i}(s)$ entre la vitesse de rotation du rotor et le courant électrique à partir de la première équation de (2.15) et les fonctions de transfert $\frac{\theta_j}{\theta_{j-1}}(s)$ ($j = \overline{1, n}$ avec $\theta_0 = \theta_r$) pour les n lignes restantes, on obtient :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\omega_r}{i}(s) = \frac{K_e}{sJ_r + B_r + \frac{k_1}{s} \left(1 - \frac{\theta_1}{\theta_r}(s)\right)} \\ \frac{\theta_1}{\theta_r}(s) = \frac{k_1}{s^2 J_1 + sB_1 + k_1 + k_2 \left(1 - \frac{\theta_2}{\theta_1}(s)\right)} \\ \frac{\theta_2}{\theta_1}(s) = \frac{k_2}{s^2 J_2 + sB_2 + k_2 + k_3 \left(1 - \frac{\theta_3}{\theta_2}(s)\right)} \\ \vdots \\ \frac{\theta_{n-1}}{\theta_{n-2}}(s) = \frac{k_{n-1}}{s^2 J_{n-1} + sB_{n-1} + k_{n-1} + k_n \left(1 - \frac{\theta_n}{\theta_{n-1}}(s)\right)} \\ \frac{\theta_n}{\theta_{n-1}}(s) = \frac{k_n}{s^2 J_n + sB_n + k_n} \end{array} \right. \quad (2.16)$$

On définit l'opérateur **degrés**($tf(s)$) = $\frac{a}{b}$ de telle sorte que $tf(s) = \frac{N(s)}{D(s)}$ est une fonction de transfert rationnelle, a est le degré du numérateur $N(s)$ et b est le degré du dénominateur $D(s)$.

En partant de la dernière ligne de (2.16) en remontant, on obtient récursivement :

$$\begin{aligned} \text{— } \mathbf{degrés} \left(\frac{\theta_n}{\theta_{n-1}}(s) \right) &= \frac{0}{2} \\ \text{— } \mathbf{degrés} \left(\frac{\theta_{n-1}}{\theta_{n-2}}(s) \right) &= \frac{2}{4} \\ \text{— } &\vdots \\ \text{— } \mathbf{degrés} \left(\frac{\theta_2}{\theta_1}(s) \right) &= \frac{2(n-2)}{2(n-1)} \\ \text{— } \mathbf{degrés} \left(\frac{\theta_1}{\theta_r}(s) \right) &= \frac{2(n-1)}{2n} \end{aligned}$$

Un facteur s peut être factorisé dans l'expression $1 - \frac{\theta_n}{\theta_{n-1}}(s)$, puis $1 - \frac{\theta_{n-1}}{\theta_{n-2}}(s)$ et ainsi de suite jusqu'à $1 - \frac{\theta_1}{\theta_r}(s)$. Ce qui permet finalement d'écrire que :

$$\mathbf{degrés} \left(\frac{\omega_r}{i}(s) \right) = \frac{2n}{2n+1} \quad (2.17)$$

Soit l'expression de la fonction de transfert entre la vitesse de rotation et le courant moteur pour le modèle de base qu'on obtient facilement à partir du schéma-bloc de la figure 2.11 :

$$\left[\frac{\omega_r(s)}{i} \right]_{\text{base}} = \frac{K_c}{B_r + J_{eq}s} \quad (2.18)$$

avec **degrés** $\left(\left[\frac{\omega_r(s)}{i} \right]_{\text{base}} \right) = \frac{0}{1}$.

Il est possible de réécrire la fonction de transfert $\frac{\omega_r(s)}{i}$ du modèle généralisé en faisant apparaître le terme correspondant à la fonction de transfert du modèle de base (liaisons rigides) et un terme correspondant aux modes souples :

$$\frac{\omega_r(s)}{i} = \left[\frac{\omega_r(s)}{i} \right]_{\text{base}} + \left[\frac{\omega_r(s)}{i} \right]_{\text{modes}} \quad (2.19)$$

avec la condition : **degrés** $\left(\left[\frac{\omega_r(s)}{i} \right]_{\text{modes}} \right) = \frac{x}{y}$ telle que $x \leq 2n - 1$ et $y = 2n$.

Le modèle de modes souples de résonance qu'on propose et qui respecte la condition précédente est le suivant :

$$\left[\frac{\omega_r(s)}{i} \right]_{\text{modes}} = \sum_{j=1}^n \frac{K_{rj}s}{s^2 + 2\xi_{rj}\omega_{resj}s + \omega_{resj}^2} \quad (2.20)$$

Le modèle des modes souples de l'équation (2.20) est paramétré par n , le nombre de modes souples à représenter et pour chaque mode souple K_{rj} , ξ_{rj} et ω_{resj} sont respectivement les paramètres de gain, amortissement et pulsation de résonance.

Le nouveau schéma-bloc représentant le modèle de galvanomètre augmenté du modèle de modes souples est donné à la Figure 2.16.

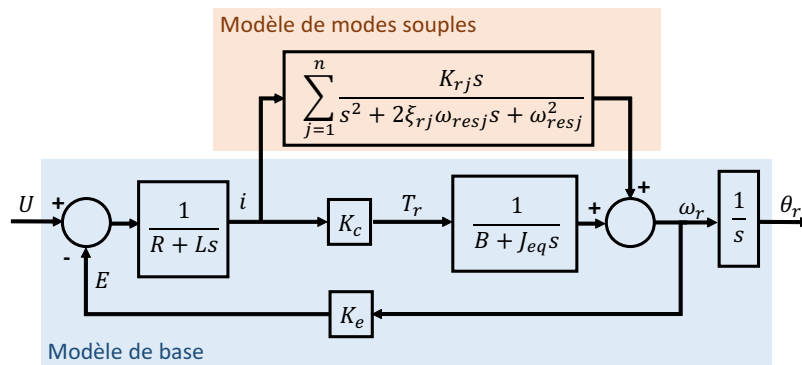


FIGURE 2.16 – Schéma-bloc du modèle de galvanomètre avec modes souples

Les paramètres du modèle de résonance sont réglés graphiquement par essais-erreurs par recalage de la réponse fréquentielle du nouveau modèle obtenu du schéma bloc de la Figure 2.16 sur la réponse fréquentielle du galvanomètre estimée expérimentalement avec une attention particulière portée sur les modes de résonance en hautes fréquences. Le type de résultats obtenus est reporté à la Figure 2.17 dans laquelle sont comparées les réponses fréquentielles expérimentales, du modèle de base et du modèle avec modes souples pour deux galvanomètres du système 3 axes sur une échelle de fréquence zoomée sur les hautes fréquences (1kHz à 50kHz).

La Figure 2.17a présente les résultats pour l'axe X pour lequel le paramètre n est réglé à 1 et la Figure 2.17b présente les résultats pour l'axe Z pour lequel n est réglé à 2 étant donné la complexité accrue de la charge. On observe sur les estimations expérimentales des réponses fréquentielles que plus de modes souples peuvent encore être représentés, l'avantage de la méthode proposée est de pouvoir le faire facilement par augmentation de la valeur du paramètre n et choix

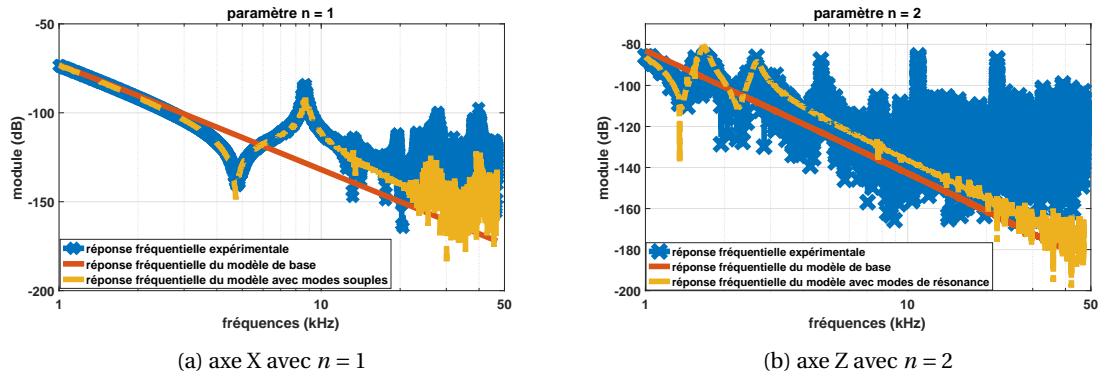


FIGURE 2.17 – Recalage des paramètres de modes souples

des valeurs des paramètres du mode souple par recalage sur la réponse fréquentielle estimée expérimentalement. Dans la suite pour les systèmes 2 axes et 3 axes n est gardé à 1 pour les axes X et Y et à 2 pour l'axe Z du système trois axes, ces valeurs étant jugées satisfaisantes en termes de plage fréquentielle de validité des modèles.

Le deuxième élément permettant d'enrichir la fiabilité du modèle de galvanomètre notamment en basses fréquences est présenté dans le paragraphe suivant.

Amélioration du modèle de frottements au rotor

Les phénomènes d'atténuation de la réponse fréquentielle du galvanomètre en basses fréquences observables sur la Figure 2.14 ne sont pas beaucoup traités dans la littérature. Les disparités entre les estimations expérimentales et les modèles existants sont dues à la simplification du couple de frottement au rotor aux simples frottements visqueux proportionnels à la vitesse de rotation du rotor. C'est le modèle le plus couramment utilisé : $T_{fr} = B_r \cdot \omega_r$.

Pour les moteurs à courant continu, la littérature est riche de modèles plus ou moins avancés pour les frottements au rotor. L'article de OLSSON et al. [1998] propose une présentation assez complète des différents types de modèles de frottements rencontrés dans les moteurs à courant continu en les classant sous deux catégories : les modèles statiques et les modèles dynamiques. Ces modèles sont utilisés pour améliorer l'identification des paramètres du moteur comme dans KARA et EKER [2004] et VIRGALA et al. [2013] avec comme premier objectif l'optimisation de l'étape de synthèse des structures de commande en intégrant par exemple des éléments de compensation pour les modèles de frottements avancés identifiés.

Pour illustrer le manque de fidélité du modèle de frottement visqueux classique dans le galvanomètre par rapport aux couples de frottements réels, des essais expérimentaux sont réalisés. On rappelle l'équation d'équilibre mécanique qui est la deuxième équation fondamentale pour le modèle de base (équation (2.2)) :

$$J_{eq} \frac{d^2\theta}{dt^2} = J_{eq} \frac{d\omega}{dt} = T_r - T_{fr} \quad (2.21)$$

avec $T_r = K_c \cdot i$ le couple fourni par le moteur et T_{fr} le couple de frottements.

L'équation (2.21) montre qu'à vitesse de rotation constante les couples moteur et de frottement sont égaux. On peut donc procéder à des essais à vitesses constantes et relever le signal de courant pour pouvoir remonter aux couples de frottement. Etant donné les plages angulaires limitées des galvanomètres, les essais à vitesse constantes sont réalisés par des essais de type suivi de rampes en angles. Un exemple de résultat pour un galvanomètre du système 3 axes (les résultats sur les galvanomètres du système 2 axes sont similaires) est reporté Figure 2.18.

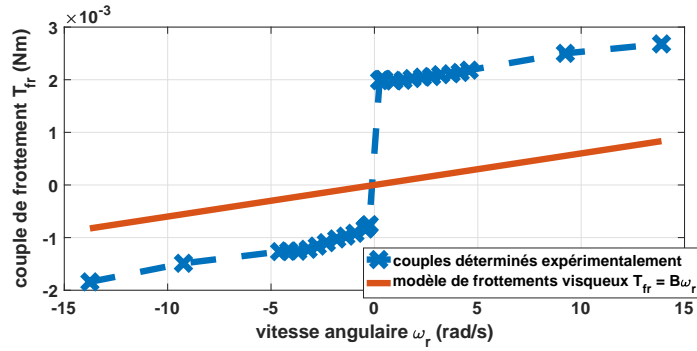


FIGURE 2.18 – Comparaison des couples de frottements obtenus expérimentalement et du frottement visqueux

On observe bien que le modèle de frottement visqueux est loin de représenter les valeurs de couples réels de frottements. En effet, le couple de frottement proche de la vitesse nulle n’est pas nul, cela reflète le couple nécessaire pour mettre le rotor en rotation (appelé frottement statique) et vaincre son adhérence aux organes de roulement. Un autre composant qui est le frottement sec de Coulomb est aussi introduit pour optimiser le modèle de frottement moteur et obtenir sa nouvelle expression dans laquelle les deux nouveaux termes apparaissent maintenant :

$$T_{fr} = B_r \cdot \omega_r + T_P + T_C \cdot \text{sgn}(\omega_r) \tag{2.22}$$

T_P est le terme correspondant au frottement statique et T_C le terme correspondant au frottement de Coulomb. sgn est la fonction signe telle que : $\text{sgn}(\omega_r) = \begin{cases} -1 & \text{si } \omega_r < 0 \\ 0 & \text{si } \omega_r = 0 \\ 1 & \text{si } \omega_r > 0 \end{cases}$.

Pour illustrer la fidélité de ce nouveau modèle de frottement, la Figure 2.18 est complétée et les couples de frottement donnés par le nouveau modèle proposé sont superposés aux courbes précédentes. La comparaison est réalisée dans la Figure 2.19.

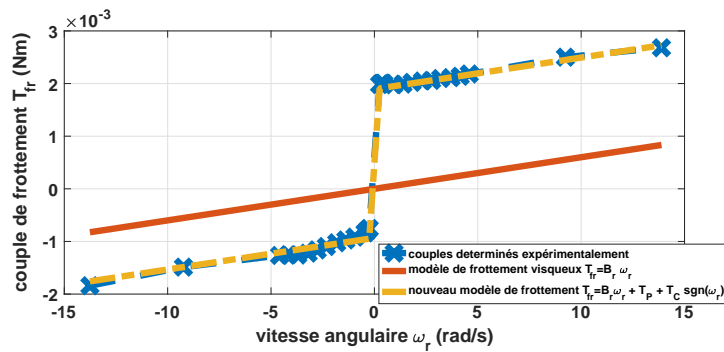


FIGURE 2.19 – Illustration des résultats obtenus avec le modèle de frottement

On observe que le nouveau modèle de frottement proposé représente mieux les couples de frottements déterminés expérimentalement.

Le nouveau schéma-bloc qui a été proposé dans l’article [RASOANARIVO et al. \[2018\]](#) pour optimiser le modèle de galvanomètre est reporté Figure 2.20 avec les deux points d’amélioration apportées par rapport au modèle de base : le modèle de modes souples et l’extension du modèle de frottement.

Le schéma-bloc de $G(s)$ de la Figure 2.20 sera réutilisé dans la suite comme modèle des moteurs galvanomètres dans l’optique de l’objectif final qui est la mise en place d’environnements de simulation fidèles pour les systèmes de scanning 2 et 3 axes. L’entrée du modèle est la tension

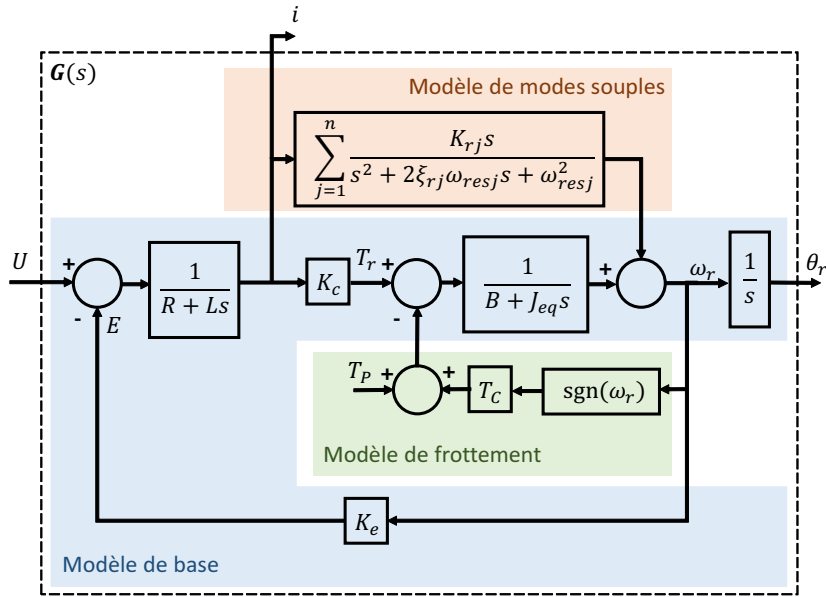


FIGURE 2.20 – Schéma-bloc du modèle optimisé de galvanomètre

U aux bornes du galvanomètre et ses sorties sont les mesures de courant moteur i et de position angulaire θ_r . Pour illustrer d'autant plus la validité du modèle proposé, les trois réponses fréquentielles obtenues expérimentalement, du modèle de base et du modèle final enrichi sont données Figure 2.21 pour un galvanomètre d'axe X.

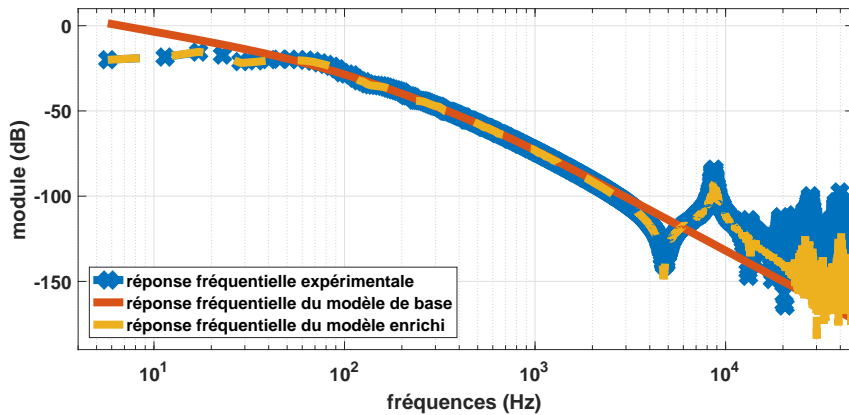


FIGURE 2.21 – Validation fréquentielle du modèle enrichi de galvanomètre

On observe à la Figure 2.21 l'intérêt de toute la démarche proposée pour la modélisation du galvanomètre. En effet, on relève que la validité du modèle proposé est étendue dans les plages de basses et hautes fréquences. L'intérêt de cette amélioration de la validité du modèle de galvanomètre est double : premièrement, elle permet d'avoir une base fiable pour l'objectif de mise en place des environnements de simulations pour les têtes de scanning 2 et 3 axes. Deuxièmement, le modèle de galvanomètre obtenu peut servir de point de départ pour la synthèse de lois d'asservissement 'avancées' par rapport aux solutions industrielles actuellement implantées et d'étudier leur impact sur le processus de marquage dans les machines SLM, c'est le thème principal du Chapitre 3.

Dans la suite, les structures d'asservissement des galvanomètres d'axe sont étudiées et une 'structure conventionnelle' basée sur des blocs de lois d'asservissement 'classiques' est proposée pour reproduire les comportements des galvanomètres des systèmes 2 et 3 axes étudiés. Etant donné le manque d'informations sur les structures de commande implantées dans les galvano-

mètres étudiés, une structure classique de commande utilisée dans l'industrie et bien étudiée dans la littérature a été choisie. L'objectif est de mettre en place une structure qui permet de reproduire les performances de précision et de vitesse de positionnement des galvanomètres dans les montages industriels actuels.

2.2.2 Modélisation de la structure de commande

2.2.2.1 Etat de l'art

Pour atteindre les contraintes de performances en vitesse et en précision dans le procédé SLM, les galvanomètres des têtes de scanning sont inclus dans la boucle fermée asservie de la Figure 2.7. Les lois d'asservissement implantées dans les cartes électroniques de commande d'axe définissent la dynamique de réponse des galvanomètres à leurs signaux de consignes angulaires en utilisant les signaux de mesures de la position angulaire moteur et dans certains cas du courant électrique.

Les lois de commande les plus utilisées dans les cartes de commande de galvanomètre actuelles sont des lois de commande basées sur les trois blocs élémentaires d'action proportionnelle, intégrale et dérivée à l'instar de la structure de commande présentée dans [BLAIS \[1988\]](#). [AYLWARD \[2003\]](#) présente deux catégories de classement des montages de galvanomètres selon que leur structure de commande présente une action intégrale ou une action dérivée dans le correcteur pour la position angulaire pour donner respectivement une structure de commande de Classe 1 ou de Classe 0. Les performances de structures de commande de Classe 1 répondent surtout à des exigences de précision (au prix d'une légère diminution des performances de vitesse) tandis que les structures de Classe 0 répondent à des exigences de vitesse (au prix d'une très légère diminution des performances de précision). La majorité des galvanomètres industriels pour la fabrication additive sont livrés avec des structures de commande de Classe 0, en effet on arrive aux vitesses de parcours désirées tout en respectant les exigences au niveau de la précision demandée du balayage laser. Il n'y a donc pas besoin d'action intégrale.

Il existe de nombreux travaux de la littérature sur les structures de commande des galvanomètres. A titre d'exemple, [MNERIE et al. \[2013\]](#) ont cherché à rajouter une boucle de régulation au-dessus de la structure de commande du constructeur, c'est-à-dire mettre en place une deuxième structure de commande pour commander l'ensemble boîte noire {Driver+Galvanomètre}. Bien que cette solution soit très limitative car la dynamique de tout l'ensemble est contrainte par la structure de commande du constructeur et non par l'organe galvanomètre lui-même, ils ont réussi à montrer que la vitesse de balayage du galvanomètre et le rejet de perturbations peut être légèrement amélioré. En outre, il existe aussi des solutions étudiées pour adapter en ligne les paramètres des structures de commande à base des actions proportionnelles, intégrales et dérivées par exemple par de la logique floue comme ce qui a été réalisé par [Li et al. \[2015\]](#). Ces solutions améliorent aussi la dynamique de réponse du galvanomètre mais restent difficiles à implanter dans les équipements industriels du fait du coût supplémentaire en temps de calcul nécessaire.

Dans la littérature, les développements les plus rencontrés autour de la commande des galvanomètres proviennent du monde académique. Les solutions industrielles sont beaucoup moins dévoilées à l'instar des galvanomètres du système 3 axes qui sont considérés comme des boîtes noires dans ce travail de thèse. Néanmoins, il ne serait pas complètement faux de suggérer que ces solutions reposent sur les briques élémentaires proportionnelle, intégrale, dérivée étant donné l'utilisation extensive de ces techniques dans le monde industriel mais aussi du fait de leur facilité d'implantation sur cartes électroniques. On s'intéresse dans cette partie de l'état de l'art à l'étude des structures de commande des galvanomètres dans le monde de la recherche en considérant l'organe galvanomètre moteur comme élément à commander. Dans cette optique, [IWASAKI et al. \[2012\]](#) proposent un cadre de recherche complet illustré à la Figure 2.22 pour le galvanomètre comme un exemple de système utilisé pour des applications à hautes exigences de précision et de vitesse.

Le cadre proposé par [IWASAKI et al. \[2012\]](#) se décline en quatre blocs principaux :

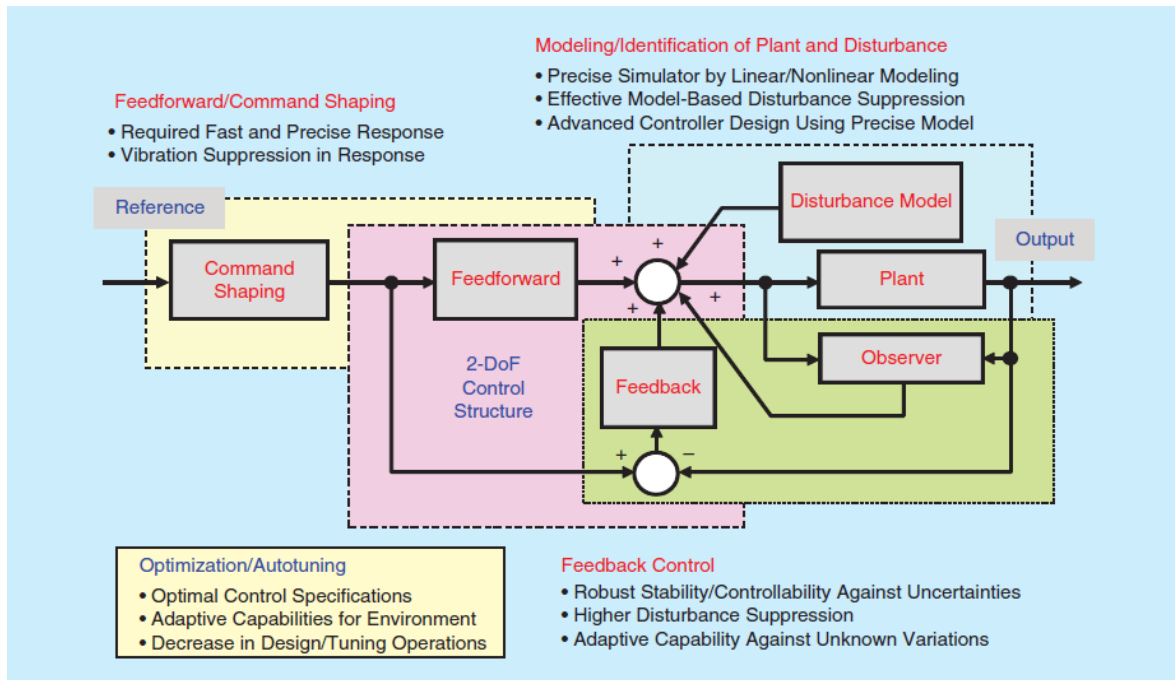


FIGURE 2.22 – Cadre de recherche pour la commande des systèmes à haute précision (source IWASAKI et al. [2012])

- *le correcteur boucle de retour feedback* dont les propriétés recherchées sont principalement des performances robustes sur la stabilité du système, le rejet de perturbations et la capacité d'adaptation par rapport aux variations des paramètres,
- *les actions d'anticipation feedforward* qui peuvent être divisées en deux types d'actions : le premier est l'action feedforward proprement dite permettant d'optimiser la précision et la suppression des vibrations inhérentes au système (entraînés par les modes souples) indépendamment des caractéristiques de l'action feedback. Le deuxième type d'action sont les actions de *Command Shaping* représentant les opérations d'interpolation géométrique introduites dans le chapitre 1 pour lesquelles il a été précisé qu'elles pouvaient soit être physiquement implantées dans la commande numérique soit dans la structure d'asservissement, ce qui est le cas pour le cadre donné par la Figure 2.22,
- *l'optimisation des étapes d'identification et de modélisation*, indispensable pour assurer une précision optimale des actions feedforward et la pertinence des méthodes de synthèse de correcteurs feedback, à l'instar du modèle avancé de frottements mécaniques au sein du galvanomètre,
- *l'optimisation et le réglage en ligne (autotuning) de la structure de commande*, des solutions purement à l'état de la recherche car difficilement implémentable dans les solutions industrielles mais permettant néanmoins de gagner encore plus en performances par des techniques de programmation en ligne pour permettre à la structure d'asservissement de s'adapter en temps réel aux évolutions du système et d'alléger dans certains cas l'étape de synthèse des correcteurs feedback et feedforward.

Dans ce cadre de recherche donné par IWASAKI et al. [2012], on peut citer quelques exemples de techniques avancées utilisées pour la commande des systèmes à hautes exigences de performances de précision et de vitesse.

Les travaux de HIROSE et al. [2008] optimisent la suppression de vibrations résiduelles par des techniques dites de compensation de valeurs initiales, ils sont illustrés à la Figure 2.23. On veut asservir la sortie y_l (position angulaire de la charge) sur la référence r avec comme signal de mesure disponible y_s (position angulaire du moteur). Le principe de la technique est de rajouter une

composante U_{aq} au signal de commande établi par le correcteur discret $C(z)$ pour commander le système représenté par sa représentation discrète $P_t(z)$ (z est la variable de la transformée en z , l'équivalent dans le domaine discret de la Transformée de Laplace).

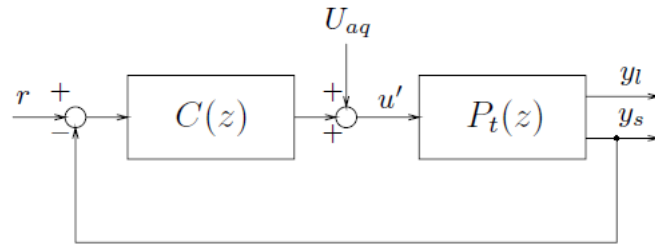


FIGURE 2.23 – Structure de commande avec compensation de valeurs initiales (source HIROSE et al. [2008])

U_{aq} est donné par :

$$U_{aq}(z) = \frac{n_q(z)}{d_q(z)} x_{cp0q} \quad (2.23)$$

avec x_{cp0q} la condition initiale pour la grandeur y_s et $n_q(z)$, $d_q(z)$ des polynômes choisis de telle sorte à modeler le transfert désiré de la boucle asservie pour la sortie y_s notamment pour atténuer les vibrations résiduelles. On se référera à la référence HIROSE et al. [2008] pour plus de détails sur la technique mise en oeuvre.

Les travaux de KIM et al. [2009] améliorent le rejet de perturbations par le renforcement de la structure de commande à l'aide d'un observateur. La structure de compensation d'une perturbation d_{ex} est donnée à la Figure 2.24. Cette structure repose sur le dimensionnement d'un filtre passe-bas $Q(s)$ du signal de commande u et d'un inverse nominal $\frac{1}{P_n(s)}$ du système à asservir $P(s)$. δ est l'observation de la perturbation utilisée comme compensation à soustraire au signal de commande u_r établi par la structure de commande en amont (non représentée sur la Figure). ξ est un bruit de mesure.

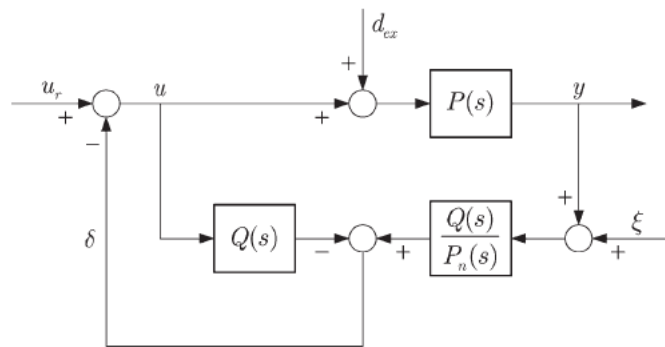


FIGURE 2.24 – Structure de compensation par observateur de la perturbation (source KIM et al. [2009])

ZAEH et PIECZONA [2018] proposent dans leurs travaux une stratégie de commande adaptative pour optimiser le suivi des trajectoires de consignes pour un système de scanning à deux axes. La technique proposée, appelée commande adaptative inverse (AIC pour Adaptive Inverse Control) est illustrée à la Figure 2.25. Le but est de rajouter les actions feedforward c_x et c_y pour commander les galvanomètres déjà asservis et stabilisés par leur propre correcteur. La première étape est la mise en place des filtres w_x et w_y qui sont adaptés en ligne pour reproduire d'une manière optimale le comportement des galvanomètres stabilisés. Ensuite, les filtres c_x et c_y sont adaptés en conséquence afin de maintenir les égalités $w_x \cdot c_x = 1$ et $w_y \cdot c_y = 1$.

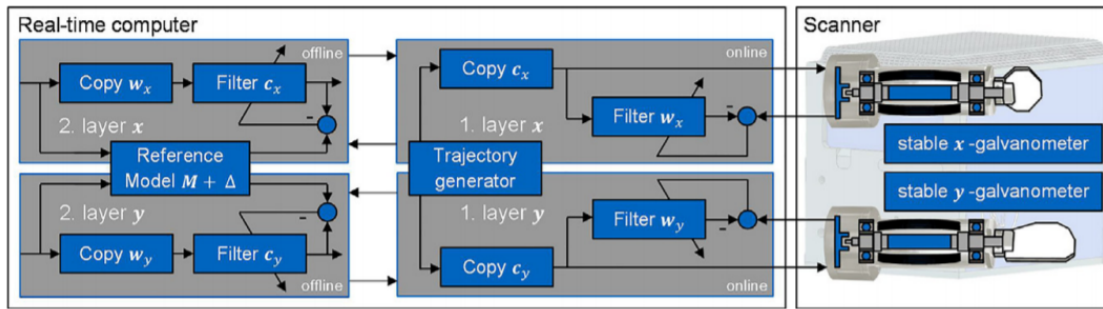


FIGURE 2.25 – Illustration de la technique de commande adaptative inverse (source ZAEH et PIECZONA [2018])

Dans le contexte de ce deuxième chapitre, une structure conventionnelle basée sur le cadre de la Figure 2.22 est donnée pour reproduire les performances de positionnement des galvanomètres des systèmes 2 et 3 axes. Dans le chapitre 3, une méthode de synthèse de correcteur contrastant avec l'aspect en plusieurs blocs du cadre donné par la Figure 2.22 est proposée et les optimisations apportées dans le contexte de l'opération de balayage laser pour le procédé SLM sont étudiées.

2.2.2.2 Modélisation de structures de commande conventionnelles

A partir des connaissances acquises de l'étude de l'état de l'art, le but de cette partie est la mise en place d'une structure de commande 'conventionnelle' (fondée sur les blocs classiques élémentaires avec des actions proportionnelle, intégrale, dérivée) pour reproduire les performances de l'asservissement en position angulaire implanté dans les Drivers des constructeurs pour lesquels les informations sur la structure ne sont pas disponibles (boîte noire). La structure retenue autant pour les galvanomètres du système 2 axes que ceux du système 3 axes est présentée Figure 2.26, c'est une structure à 3 boucles cascade avec actions d'anticipation feedforward.

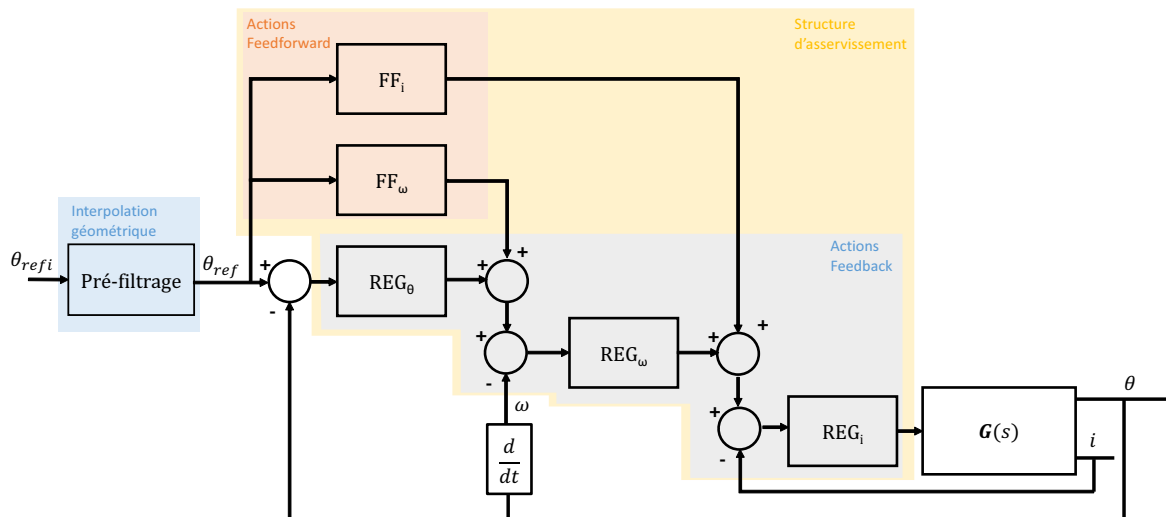


FIGURE 2.26 – Structure type de commande conventionnelle

Cette structure présente deux fonctions bien distinctes :

- une opération de pré-filtrage qui réalise l'opération d'interpolation géométrique présentée dans la section 2.1, c'est une fonction inspirée de l'usinage. Elle consiste à appliquer à la trajectoire consigne θ_{ref_i} du galvanomètre des contraintes cinématiques de vitesse, accélération et jerk;
- la structure d'asservissement proprement dite pour asservir la position angulaire θ du galvanomètre sur la consigne θ_{ref} (θ_{ref} est la sortie de l'opération de pré-filtrage). Cette structure

est divisée en deux parties :

- les actions feedback : 3 boucles de régulateurs imbriquées en cascade respectivement pour le courant moteur, la vitesse de rotation et la position angulaire du galvanomètre. Cette structure est classiquement utilisée pour l'asservissement des moteurs à courant continu. Ses avantages sont la régulation des grandeurs intermédiaires vitesse et courant à des dynamiques plus rapides que la position angulaire et l'amélioration du rejet de perturbations dans les boucles internes ;
- les actions feedforward : éléments d'anticipation qui s'utilisent en complément des techniques de correction feedback reposant sur l'injection de signaux visant à minimiser le régime transitoire ressenti par les boucles de correction principales suite aux variations de l'entrée ou des perturbations externes. La structure retenue pour le galvanomètre comporte deux éléments de compensation : en vitesse et en courant.

La méthode utilisée pour synthétiser les éléments de la structure de commande conventionnelle est présentée dans la suite.

L'opération de pré-filtrage

Les opérations de pré-filtrage de la trajectoire pour le galvanomètre sont résumées à la Figure 2.27. Le premier bloc est un bloc de saturation de la vitesse pour modéliser la limite physique en vitesse de rotation des galvanomètres, la valeur numérique de V_{\max} est déterminée expérimentalement par excitation du galvanomètre à un échelon couvrant toute son amplitude angulaire et relevant la plus grande valeur de vitesse de rotation réalisable.

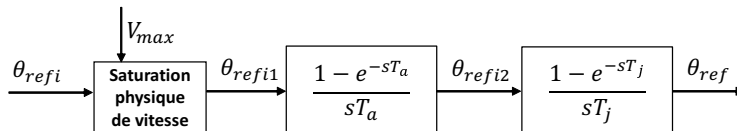


FIGURE 2.27 – L'opération de pré-filtrage

Les deux blocs suivant la saturation physique de la vitesse, paramétrés par le couple $\{T_a, T_j\}$ sont des filtres à réponses impulsionnelles finies (FIR pour *finite impulse response*). Leur expression est tirée des travaux de **BIAGIOTTI et MELCHIORRI [2012]** dans le cadre de la planification en ligne de trajectoires avec spécifications temporelles et fréquentielles. L'ensemble des deux filtres réalise l'interpolation géométrique de la trajectoire. Le premier filtre paramétré par T_a impose une contrainte en accélération et le deuxième filtre paramétré par T_j impose une contrainte en jerk. L'obtention de ces paramètres dépend des valeurs maximales d'accélération Acc_{\max} et de jerk $Jerk_{\max}$ à imposer telles que $T_a = \frac{V_{\max}}{Acc_{\max}}$ et $T_j = \frac{Acc_{\max}}{Jerk_{\max}}$. Pour illustrer les fonctions de cette partie pré-filtrage de la structure de commande du galvanomètre, les opérations réalisées sur un signal en échelon en entrée θ_{refi} sont données à la Figure 2.28 avec l'allure des signaux intermédiaires θ_{refi1} et θ_{refi2} pour aboutir à θ_{ref} .

Remarque :

Sur cet exemple θ_{refi} est un signal échelon qui passe à sa valeur finale instantanément. Dans la pratique ce n'est pas le cas car l'interpolation temporelle est réalisée en amont par la commande numérique et donc une limitation de vitesse est déjà appliquée, ici le cas de figure est donné juste à titre d'illustration, dans la réalité l'allure de θ_{refi} est semblable à celle de θ_{ref1} sur la figure.

Il est intéressant d'observer sur la Figure 2.28 le 'lissage' du signal θ_{ref} obtenu à la fin de la chaîne. Ce lissage est réalisé comme on peut le constater sur les courbes du bas par imposition d'un profil d'accélération et de jerk. Ce lissage entraîne naturellement l'atténuation des hautes

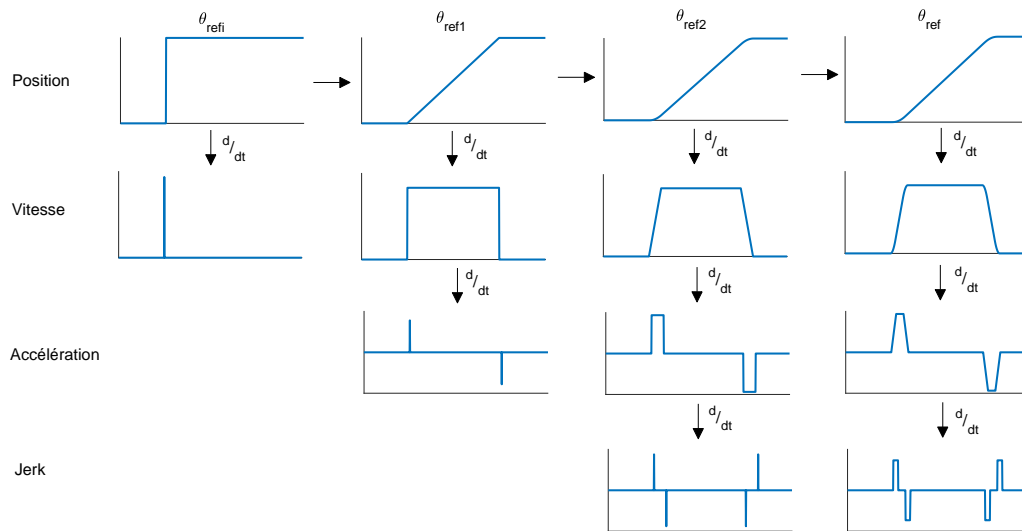


FIGURE 2.28 – Illustration de l'opération de pré-filtrage

fréquences présentes dans le signal de consigne de base, il joue donc un rôle très important dans la suppression des éventuelles oscillations qui pourraient être dues à l'excitation des modes souples.

Une fois la structure de filtrage mise en oeuvre, il reste à synthétiser la structure d'asservissement qui conditionne la dynamique du suivi de consignes par le galvanomètre.

Pour rappel, la structure d'asservissement est constituée de deux groupes d'éléments : les actions d'anticipation feedforward et les boucles feedback en cascade. Ces deux parties sont détaillées dans la Figure 2.29, une méthode de synthèse de la structure d'asservissement reposant sur l'estimation expérimentale des réponses fréquentielles $\frac{\theta}{U}(f)$ des boucles à réguler est détaillée dans la suite.

La structure d'anticipation FeedForward

Le principe de la compensation d'un signal d'entrée e pour asservir la sortie o d'un système $H(s)$ contrôlé par un régulateur $R_{FB}(s)$ est illustré Figure 2.30.

Soit $R_{FF}(s)$ le régulateur d'anticipation FeedForward. La sortie du système s'écrit :
 $o(s) = R_{FB}(s)H(s)\varepsilon(s) + R_{FF}(s)H(s)e(s)$ ($e(s)$ et $o(s)$ sont respectivement les transformées de Laplace de l'entrée et de la sortie, ε est le signal d'erreur). On sait par définition que $\varepsilon(s) = e(s) - o(s)$, on peut écrire :

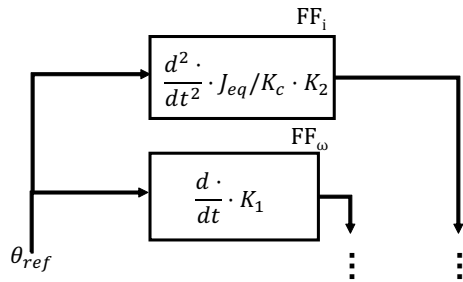
$$\varepsilon(s) = \frac{1}{1 + R_{FB}(s)H(s)} e(s) - \frac{R_{FF}(s)H(s)}{1 + R_{FB}(s)H(s)} e(s) \quad (2.24)$$

Par conséquent, pour annuler le signal d'erreur vis-à-vis du signal d'entrée, il faudrait choisir :

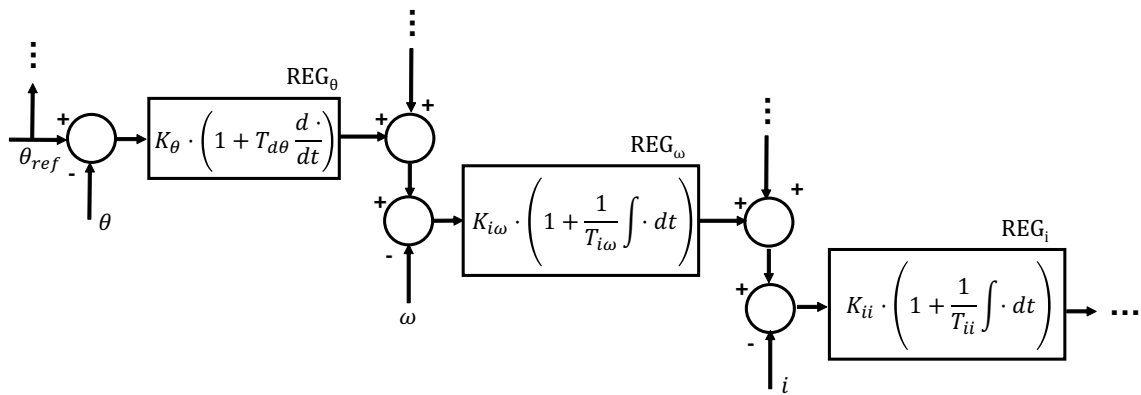
$$R_{FF}(s) = \frac{1}{H(s)} \quad (2.25)$$

Dans la pratique $\frac{1}{H(s)}$ n'est pas physiquement réalisable, on utilise plutôt une approximation.

En revenant à la structure d'asservissement du galvanomètre Figure 2.26, la compensation en vitesse est calculée en considérant la boucle régulée de la vitesse de rotation comme un gain unitaire (approximation valable car la boucle de vitesse est plus rapide que la boucle de position donc se comporte comme un gain dans la bande passante de celle-ci). Ce qui permet d'écrire $FF_{\omega} = s$.



(a) Structure feedforward pour l'asservissement



(b) Structure feedback cascade pour l'asservissement

FIGURE 2.29 – Eléments de la structure pour l'asservissement de la position angulaire du galvanomètre

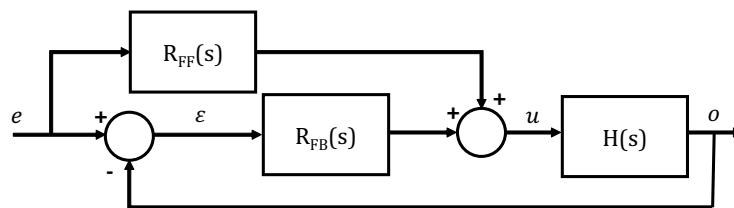


FIGURE 2.30 – Principe de l'action d'anticipation sur l'entrée

Dans la pratique la dérivation s est implantée avec un filtre de constante de temps τ_f suffisamment petite et l'action FeedForward est paramétrable par un gain compris entre 0 et 1 pour le réglage entre 0% et 100% de l'action d'anticipation. Ce qui donne finalement :

$$FF_\omega(s) = \frac{s}{1 + \tau_f s} \cdot K_1 \quad (2.26)$$

A l'instar de la procédure précédente, la boucle régulée de courant est considérée comme un gain unitaire vis-à-vis de la boucle de vitesse et les frottements visqueux sont négligés en première approximation. Ceci permet d'obtenir l'expression de l'anticipation pour le courant : $FF_i = \frac{J_{eq}}{K_c} s^2$. Avec un filtre pour l'implantation des actions de dérivation et un gain de paramétrage K_2 compris entre 0 et 1, on obtient :

$$FF_i(s) = \frac{J_{eq}}{K_c} \cdot \frac{s^2}{(1 + \tau_f s)^2} \cdot K_2 \quad (2.27)$$

Réglage des trois boucles feedback de régulation en cascade

Les choix faits pour les trois régulateurs des boucles en cascade sont :

- pour le courant : un correcteur REG_i proportionnel intégral paramétré par le gain K_{ii} et la constante de temps d'action intégrale T_{ii} : $REG_i(s) = K_{ii} \left(1 + \frac{1}{T_{ii}s} \right)$
- pour la vitesse de rotation : un correcteur REG_ω proportionnel intégral paramétré par le gain $K_{i\omega}$ et la constante de temps d'action intégrale $T_{i\omega}$: $REG_\omega(s) = K_{i\omega} \left(1 + \frac{1}{T_{i\omega}s} \right)$
- pour la position angulaire : un correcteur REG_θ proportionnel dérivé paramétré par le gain K_θ et la constante de temps d'action dérivée $T_{d\theta}$ (on se retrouve donc dans un cas d'asservissement de la position angulaire de classe 0 à l'instar de la majorité des solutions industrielles de commande de galvanomètres pour le balayage laser), avec un filtre de constante de temps choisie arbitrairement à $T_{d\theta}/100$ pour l'implémentation : $REG_\theta(s) = K_\theta \left(1 + \frac{T_{d\theta}s}{1 + T_{d\theta}/100s} \right)$

La méthode présentée pour la synthèse des paramètres des trois boucles de régulation en cascade est indifféremment applicable aux galvanomètres du système 3 axes et du système 2 axes. La différence entre ces deux systèmes repose dans les ordres de grandeur de performances (notamment temps de réponse et bande passante). Pour illustrer par des valeurs numériques la méthode présentée, on prend l'exemple d'un galvanomètre du système 2 axes (le galvanomètre Y), ce choix est complètement arbitraire et a pour unique intérêt d'illustrer numériquement les développements proposés.

Bref rappel des outils en Automatique pour l'analyse de performances d'un système asservi

Avant de procéder à la présentation de la méthode mise en oeuvre pour synthétiser les paramètres de la structure cascade à 3 boucles pour la commande du galvanomètre, voici un bref rappel des outils utilisés en étude des dynamiques des systèmes asservis.

Soit un système $H(s)$ inclus dans la boucle fermée de régulation de retour unitaire de la Figure 2.31 avec un régulateur $R(s)$ préalablement synthétisé. La sortie o du système est asservie sur le signal de consigne e . ε et u , l'entrée et la sortie du régulateur sont respectivement les signaux d'erreur et de commande.

On définit classiquement deux types de fonction de transfert pour l'analyse du système asservi : la fonction de transfert en boucle ouverte $T_{BO}(s) = R(s)H(s)$ et la fonction de transfert en boucle fermée $T_{BF}(s) = \frac{R(s)H(s)}{1 + R(s)H(s)}$.

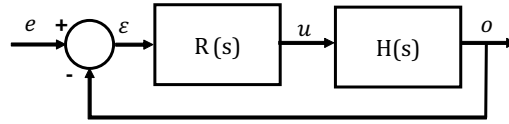
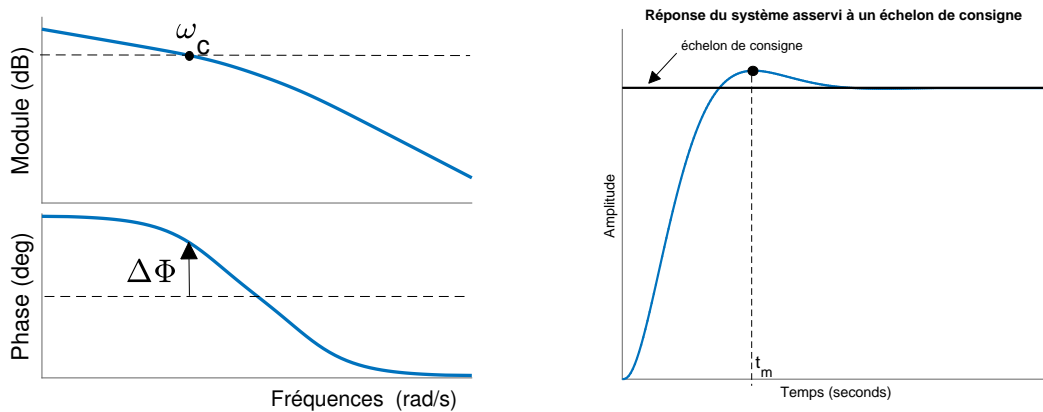


FIGURE 2.31 – Un système asservi dans une boucle fermée

La notion de stabilité du système asservi est liée à la fonction de transfert en boucle fermée $T_{BF}(s)$. En effet, pour assurer la stabilité, il faut que les pôles de $T_{BF}(s)$ donc les racines du polynôme numérateur de l'expression $1 + R(s)H(s)$ soient à partie réelle strictement négative.

La fonction de transfert en boucle ouverte $T_{BO}(s)$ permet de donner des ordres de grandeur des paramètres dynamiques du système asservi notamment la rapidité et le degré de stabilité. Soit à la Figure 2.32a un exemple de diagramme de bode (module et phase) de $T_{BO}(s)$, on définit la pulsation de coupure ω_c (en rad/s) la pulsation à laquelle le module de $T_{BO}(s)$ coupe l'axe 0dB. ω_c définit la bande passante du système asservi. Elle définit aussi le paramètre de rapidité t_m qui est le temps de premier maximum de la réponse en boucle fermée à un échelon de consigne (voir illustration Figure 2.32b) par l'approximation $\omega_c t_m \approx 3$. En outre une 'mesure' de la stabilité peut être obtenue : la marge de phase $\Delta\Phi$, elle est définie comme la valeur de la variation d'angle entre -180deg et la valeur de la phase à la pulsation ω_c : $\Delta\Phi = \text{angle}(T_{BO}(j\omega_c)) - (-180)$. Plus $\Delta\Phi$ est grand plus le système asservi est stable, plus le dépassement sur la réponse temporelle de la Figure 2.32b est atténué (en principe un compromis est à rechercher avec la rapidité).



(a) Diagramme de bode de la boucle ouverte

(b) Réponse à un échelon de consigne du système asservi

FIGURE 2.32 – Données dynamiques à partir de la boucle ouverte

Pour synthétiser les paramètres des trois boucles de régulation de la structure d'asservissement du galvanomètre, on pose un cahier des charges pour les temps de premiers maximum t_m qui définissent les fréquences de coupure ω_c (on rappelle que les valeurs numériques sont données à titre d'illustration pour la méthode de synthèse présentée, les valeurs peuvent différer d'un galvanomètre à l'autre et surtout du système 2 axes au système 3 axes) :

- pour la position angulaire : $t_{m\theta} = 1\text{ms} \rightarrow \omega_{c\theta} \approx 3 \cdot 10^3 \text{ rad/s}$
- pour la vitesse de rotation : $t_{m\omega} = 600\mu\text{s} \rightarrow \omega_{c\omega} \approx 5 \cdot 10^3 \text{ rad/s}$
- pour le courant : $t_{mi} = 300\mu\text{s} \rightarrow \omega_{ci} \approx 10^4 \text{ rad/s}$

Le choix du temps du premier maximum pour la position angulaire $t_{m\theta}$ est défini après expérimentations pour reproduire les performances de la structure d'asservissement implantée dans la carte Driver du constructeur. Pour le courant, t_{mi} est choisi de telle sorte qu'on puisse relever un nombre de points de mesure suffisamment représentatif sur les réponses en courant

avec la contrainte de la période d'échantillonnage T_{ech} (pour le système 2 axes $f_{ech} = 20\text{kHz} \rightarrow T_{ech} = 50\mu\text{s}$). $t_{m\omega}$ est choisi de telle sorte que la boucle de courant soit deux fois plus rapide que la boucle de vitesse. Pour les trois boucles asservies, on impose une marge de phase au moins égale à 65deg, suffisante pour assurer la stabilité de la boucle fermée.

Modèle de synthèse

Le modèle utilisé pour la synthèse des paramètres de la structure en cascade est l'ensemble des parties linéaires du modèle de galvanomètre c'est-à-dire le modèle de base avec les modes souples sans le modèle enrichi de frottements (en effet le caractère discontinu de la fonction signe ne permet pas de traiter ce modèle avec les outils pour les systèmes linéaires). Le détail du modèle de synthèse est présenté à Figure 2.33.

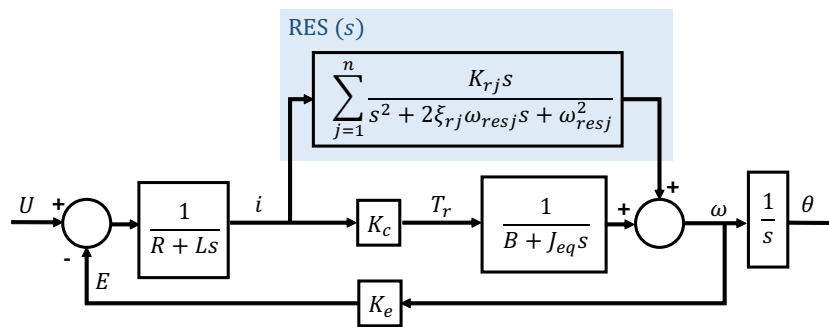


FIGURE 2.33 – Modèle pour la synthèse

Pour simplifier les expressions, on peut poser :

$$\text{RES}(s) = \frac{K_r \cdot s}{s^2 + 2\xi_r \omega_{res} s + \omega_{res}^2} \quad (2.28)$$

A partir de la Figure 2.33, on peut écrire d'un côté :

$$\frac{\omega}{i}(s) = H_{\omega/i}(s) = \frac{K_c}{J_{eq}s + B} + \text{RES}(s) \quad (2.29)$$

et d'un autre côté :

$$i(s) = \frac{1}{R + Ls} \left[U - K_e \left(\frac{K_c}{B + J_{eq}s} + \text{RES}(s) \right) i(s) \right] \quad (2.30)$$

ou encore,

$$\frac{i}{U}(s) = H_{i/U}(s) = \frac{J_{eq}s + B}{(Ls + R) \cdot (J_{eq}s + B) + K_e \cdot [J_{eq}s + B] \cdot \text{RES}(s) + K_c} \quad (2.31)$$

Le premier régulateur synthétisé sur la base du modèle de synthèse est le régulateur de courant.

Synthèse des paramètres de régulation du courant

La synthèse commence par la recherche des paramètres du régulateur de courant. Pour rappel les contraintes sont une pulsation de coupure de la fonction de transfert en boucle ouverte corrigée de l'ordre de 10^4rad/s et une marge de phase au moins égale à 65deg. La boucle d'asservissement du courant est représentée à la Figure 2.34. La fonction de transfert en boucle ouverte initiale (non corrigée) est égale à $H_{i/U}(s)$ et celle de la boucle ouverte corrigée est $\text{REG}_i(s) \cdot H_{i/U}(s)$.

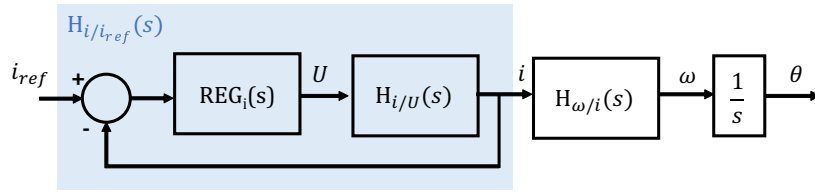


FIGURE 2.34 – Boucle d’asservissement de courant

Les paramètres de réglage sont les paramètres du régulateur $REG_i(s)$ à savoir le gain K_{ii} et la constante de temps d’action intégrale T_{ii} . La démarche mise en oeuvre pour régler les paramètres du régulateur de courant est illustrée à la Figure 2.35. Chaque encadré correspond aux réponses fréquentielles de la boucle ouverte et du régulateur de courant paramétré. Le premier réglage correspond à la boucle ouverte non régulée initiale (équivalent à un régulateur de gain unitaire et de constante de temps d’action intégrale infinie).

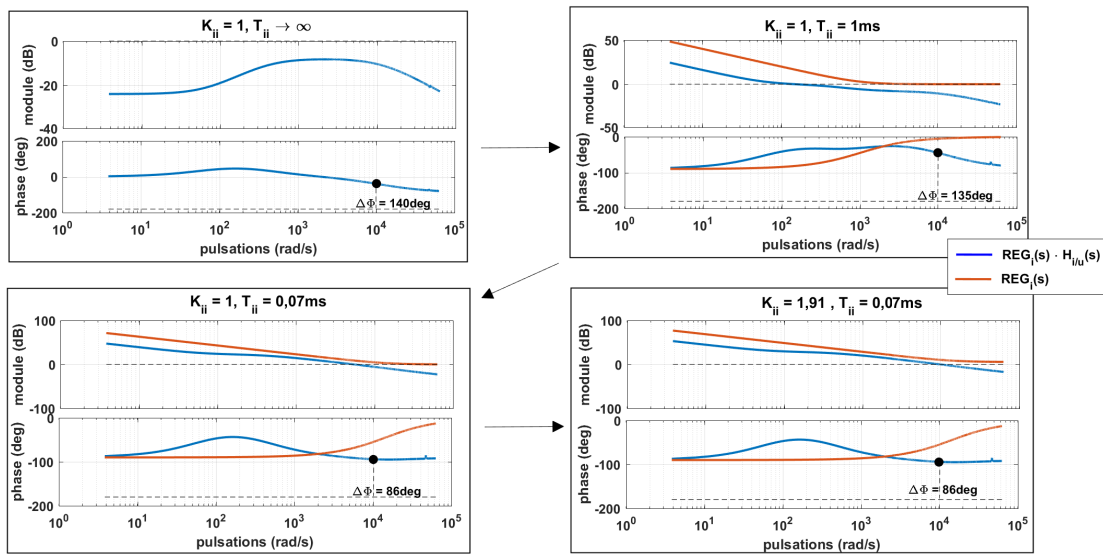


FIGURE 2.35 – Synthèse fréquentielle du régulateur de courant

Le deuxième réglage correspondant à une diminution de la valeur de la constante de temps d’action intégrale, on commence à observer les effets notamment sur la diminution de la marge de phase pour la pulsation de coupure visée (10^4 rad/s). On remarque que la phase de la boucle ouverte corrigée reste supérieure à 90 degrés, donc la contrainte de la marge de phase du cahier des charges est toujours respectée pour la boucle de courant. Le troisième réglage présente la valeur retenue du paramètre T_{ii} en s’assurant d’avoir une action intégrale suffisamment rapide. Finalement sur le dernier réglage, le gain du régulateur est réglé de telle sorte à obtenir pour la boucle ouverte la pulsation de coupure désirée.

La deuxième boucle de la structure cascade qui est la boucle de vitesse est réglée de la même manière que la boucle de courant.

Synthèse des paramètres de régulation de la vitesse de rotation

La boucle d’asservissement de la vitesse de rotation du galvanomètre est reportée à la Figure 2.36. Elle inclut la boucle fermée de courant $H_{i/i_{ref}}(s)$ réglée précédemment.

La même méthode que pour la boucle de courant est mise en oeuvre et les paramètres de réglage sont le gain $K_{i\omega}$ du régulateur et la constante de temps d’action intégrale $T_{i\omega}$.

Différents réglages des paramètres du régulateur pour la vitesse de rotation sont donnés Figure

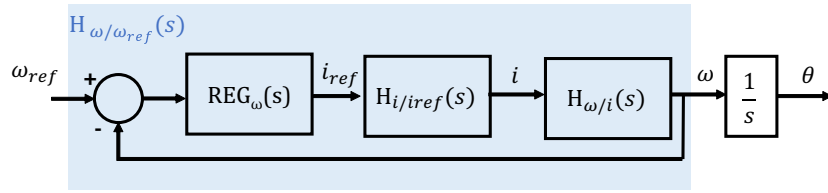


FIGURE 2.36 – Boucle d’asservissement de la vitesse de rotation

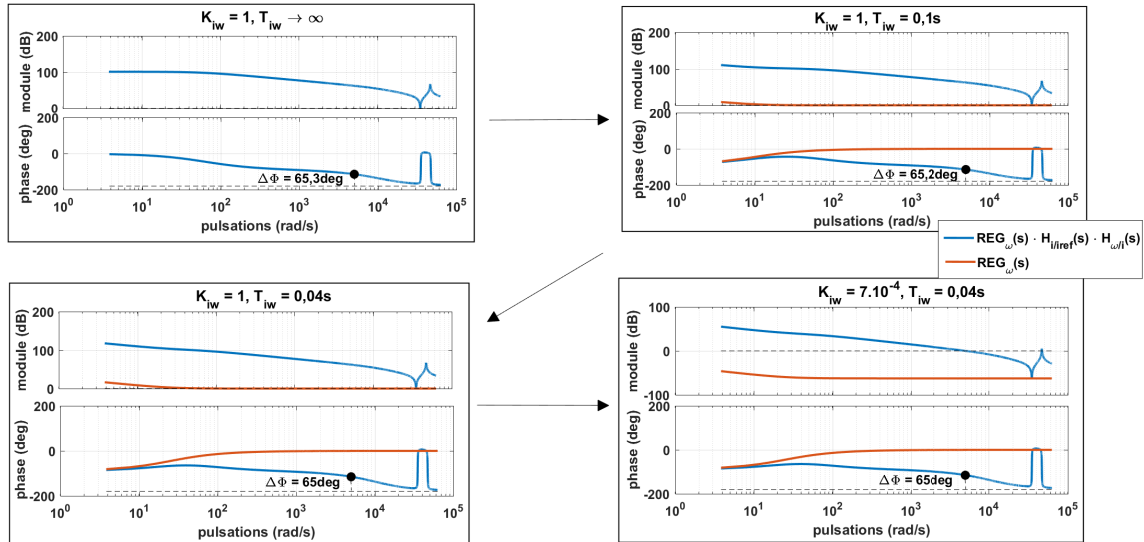


FIGURE 2.37 – Synthèse fréquentielle de la boucle de régulation de vitesse

2.37. On observe à la première figure que la marge de phase est déjà très proche de 65deg. Comme l’action intégrale a tendance à détériorer la marge de phase, dans les deux réglages suivants, la constante de temps d’action intégrale est réduite minutieusement en valeur (pour assurer une action intégrale la plus rapide possible) jusqu’à ce que la marge de phase atteigne la valeur contrainte posée dans le cahier des charges de 65deg. Sur le réglage retenu de la dernière figure, la marge de phase est respectée et l’allure de la réponse fréquentielle en boucle ouverte affiche bien l’action intégrale.

Il ne reste plus que le réglage du régulateur de la boucle de position pour compléter la structure des trois boucles cascade FeedBack.

Synthèse des paramètres de régulation de la position angulaire

La structure d’asservissement pour la position angulaire est présentée Figure 2.38. Elle inclut la boucle asservie de vitesse $H_{\omega/\omega_{ref}}(s)$ précédemment synthétisée.

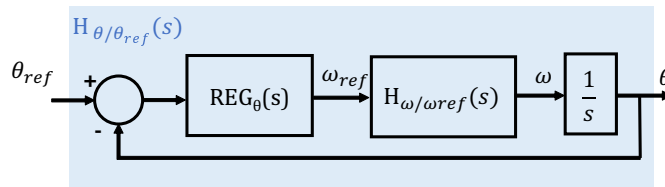


FIGURE 2.38 – La boucle d’asservissement en position

La même méthode fréquentielle que pour les deux premières boucles de régulation est mise en oeuvre. La seule différence pour la boucle de position est qu’au lieu d’actions intégrales, le régulateur $REG_{\theta}(s)$ est un régulateur proportionnel dérivé réglé par les paramètres de gain K_{θ} et la constante de temps d’action dérivée $T_{d\theta}$.

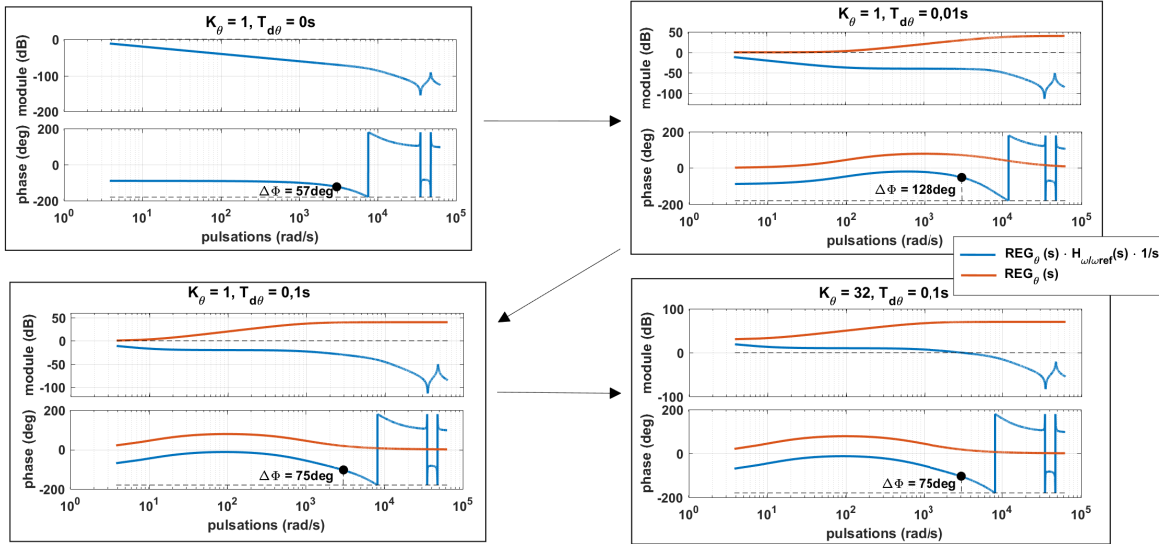


FIGURE 2.39 – Synthèse fréquentielle du régulateur de position angulaire

Les réponses fréquentielles correspondantes au réglage du régulateur de position sont reportées Figure 2.39. Le premier réglage ($K_\theta = 1, T_{d\theta} = 0$) correspond à la configuration de la boucle ouverte initiale non corrigée. On observe que la marge de phase de la configuration initiale ne rentre déjà pas dans la contrainte imposée de 65deg. En augmentant légèrement la constante de temps d'action dérivée on observe que cette marge de phase est améliorée par le régulateur. La constante de temps de l'action dérivée est augmentée petit à petit, elle peut continuer à être augmentée même quand la marge de phase dépasse le minimum imposé de 65 degrés, ce qui aura pour effet d'améliorer la stabilité de l'asservissement en position. Sur les troisième et quatrième réglages, la valeur de $T_{d\theta}$ est augmentée jusqu'à ce que la marge de phase atteigne une valeur de 75deg et puis finalement le gain du régulateur est réglé de façon à obtenir la pulsation de coupure initialement désirée (dans le cas de la boucle de position 3000rad/s).

En guise de résumé des opérations de synthèse des régulateurs FeedBack pour le galvanomètre, la réponse fréquentielle de la position angulaire asservie obtenue au terme des opérations de synthèse présentées précédemment est donnée Figure 2.40.

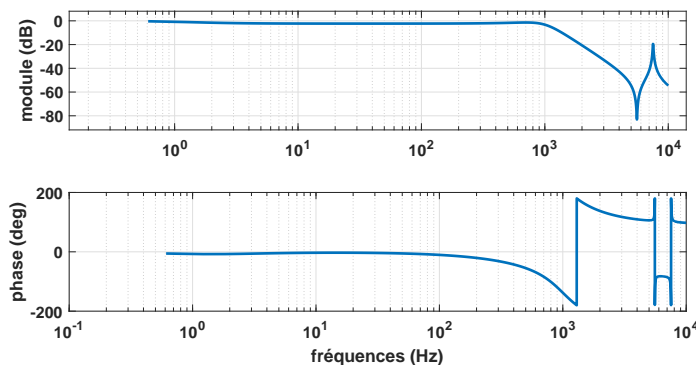


FIGURE 2.40 – Réponse fréquentielle de la boucle asservie de position dans le cadre des trois boucles d'asservissement en cascade

La bande passante réalisée est d'environ 1kHz. Néanmoins on observe une légère déformation sur la courbe du gain dans les basses fréquences et aussi un effet encore non négligeable du mode souple en hautes fréquences. On va montrer dans la suite qu'avec une analyse fréquentielle de l'apport des structures FeedForward et du pré-filtrage, ces phénomènes peuvent être atténués.

Impacts fréquentiels des structures FeedForward et du pré-filtrage

Dans les parties précédentes, on a présenté les différents éléments de la structure de commande du galvanomètre ainsi que la méthode de réglage des valeurs de paramètres de ces structures. La Figure 2.40 montre la réponse fréquentielle de l'asservissement à trois boucles cascades seul. On se propose ici de mettre en évidence l'apport des deux autres éléments de la structure de commande qui sont le pré-filtrage et la structure d'actions d'anticipation FeedForward. On rappelle à la Figure 2.41 la structure complète de commande du galvanomètre en introduisant les transferts déjà présentés lors de la mise en oeuvre des méthodes de synthèse pour les boucles FeedBack. Pour étudier l'impact des actions d'anticipation FeedForward, deux signaux intermédiaires e_ω et e_i sont définis respectivement pour la vitesse angulaire et le courant à la Figure 2.41.

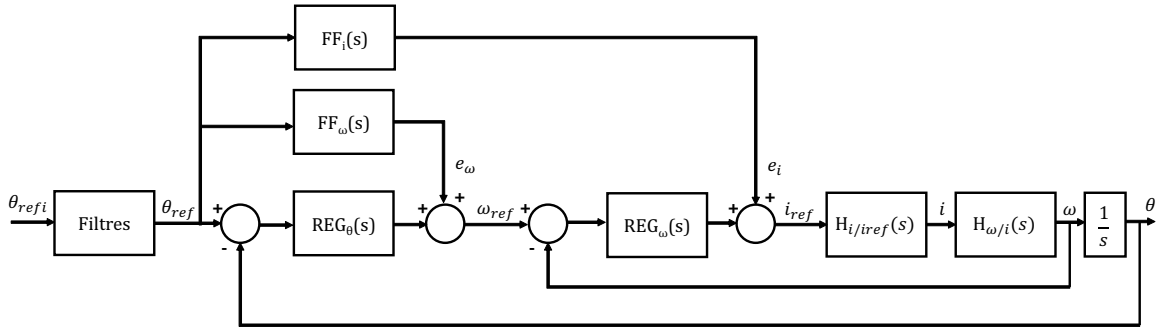


FIGURE 2.41 – Rappel de la structure de commande complète

La structure FeedBack + FeedForward peut se simplifier comme indiqué à la Figure 2.42.

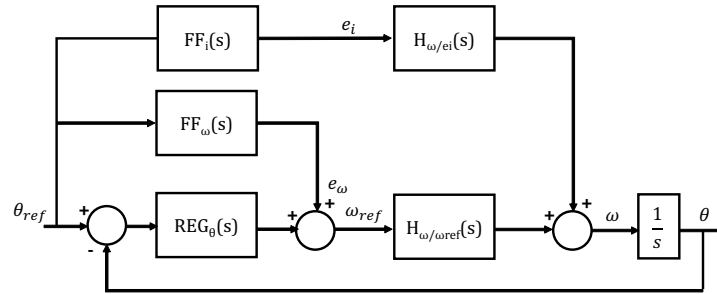


FIGURE 2.42 – Simplification de la structure Feedback + FeedForward

Cette représentation permet d'obtenir la fonction de transfert entre θ et θ_{ref} pour l'ensemble des structures FeedBack et Feedforward :

$$\frac{\theta}{\theta_{ref}}(s) = \frac{1}{s} \cdot \frac{\text{REG}_\theta(s)H_{\omega/\omega_{ref}}(s) + \text{FF}_\omega(s)H_{\omega/\omega_{ref}}(s) + \text{FF}_i(s)H_{\omega/e_i}(s)}{1 + \text{REG}_\theta(s)H_{\omega/\omega_{ref}}(s) \cdot \frac{1}{s}} \quad (2.32)$$

$$\text{avec } H_{\omega/e_i}(s) = \frac{H_{i/i_{ref}}(s)H_{\omega/i}(s)}{1 + \text{REG}_\omega(s)H_{i/i_{ref}}(s)H_{\omega/i}(s)} \quad (2.33)$$

Les expressions des actions d'anticipation Feedforward ont déjà été données dans les équations (2.26) et (2.27) et le reste des fonctions de transfert intervenant dans (2.32) et (2.33) a été établi dans la partie de synthèse des régulateurs des boucles cascades FeedBack. En outre, l'expression du pré-filtrage est aussi connue (Figure 2.27), on peut donc comparer les réponses fréquentielles de la structure FeedBack seule, la structure FeedBack + FeedForward et puis finalement la structure complète FeedBack + Feedforward + Pré-filtrage. Les résultats sont donnés à la Figure 2.43.

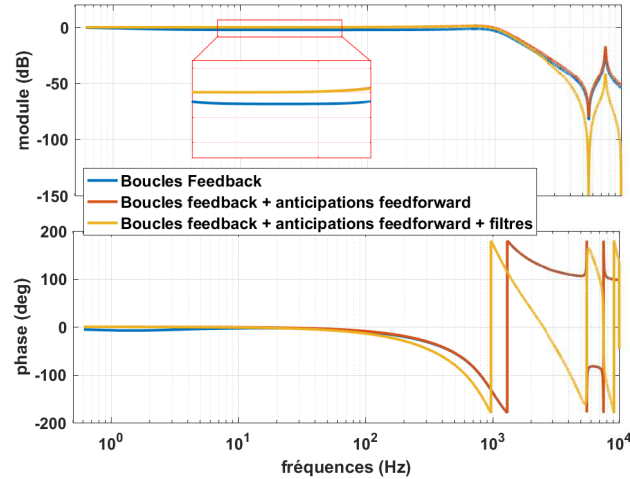


FIGURE 2.43 – Différentes actions dans la structure de commande du galvanomètre

On observe que les actions d’anticipation Feedforward permettent d’améliorer le gain statique qui n’est pas rigoureusement nul pour la boucle de position asservie (voir partie agrandie sur la Figure 2.43) donc la précision pour le positionnement. Le pré-filtrage atténue les hautes fréquences mais le mode souple n’est pas totalement supprimé. On peut observer que les filtres apportent une anti-résonance, ce qui peut être intéressant dans le rejet du mode résonant étant donné que ce mode résonant est complètement connu grâce au modèle de modes souples. En modifiant les réglages des filtres (notamment la valeur des paramètres T_a et T_j), il est possible d’améliorer le rejet du mode souple. Cet aspect est illustré dans la Figure 2.44. Les nouveaux réglages sont obtenus par essais-erreurs de simulation sur le modèle.

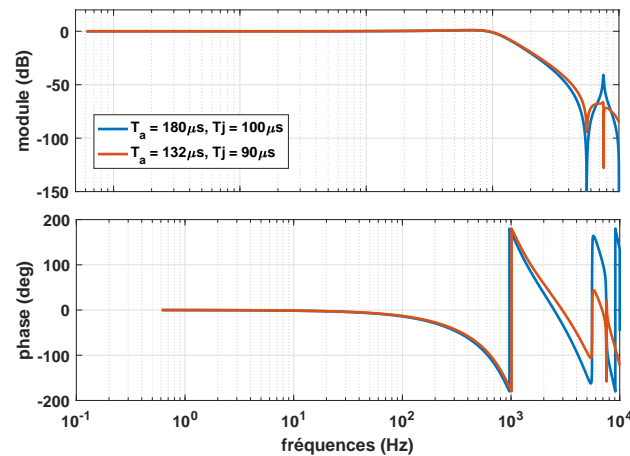


FIGURE 2.44 – Réglage du pré-filtrage pour améliorer le rejet de modes souples

A l’instar de ce qui vient d’être fait pour les paramètres du pré-filtrage, il est tout à fait possible d’optimiser les paramètres de la structure de commande synthétisée dans les méthodes présentées dans les sections précédentes pour affiner le modèle du galvanomètre d’axe. En effet, cela permet de tenir compte des approximations faites lors de l’étape de synthèse de la structure de commande (comme la simplification du modèle de frottement). En outre, cette étape de recalage est même nécessaire car en principe les Drivers des constructeurs de galvanomètres sont systématiquement réglés manuellement en sortie d’usine, ce qui signifie qu’on n’a pas toujours rigoureu-

sement les mêmes réglages des Drivers pour deux galvanomètres même du même modèle et du même constructeur. Pour affiner les réglages de la structure d'asservissement, on propose dans la suite un algorithme d'optimisation basé sur une réponse temporelle du galvanomètre qui couvre une grande majorité de sa plage de fonctionnement.

Affinage des paramètres des régulateurs par un algorithme d'optimisation

On dispose à ce stade d'une structure de commande pour les galvanomètres permettant de reproduire les performances des cartes Drivers industrielles. On se propose dans cette partie de procéder à l'affinement des réglages de la structure de commande par un algorithme d'optimisation.

L'algorithme d'optimisation choisi est un algorithme du type Optimisation par Essaims Particulaires (PSO pour *Particle Swarm Optimization*). C'est un algorithme d'optimisation qui appartient à la classe des méthodes stochastiques appelées méthodes métaheuristiques. Il est choisi pour plusieurs raisons :

- sa facilité d'implémentation,
- il ne repose pas sur le calcul de gradient donc le modèle complet de galvanomètre (avec le modèle avancé de frottement) peut être utilisé tel quel,
- l'aspect aléatoire des méthodes PSO réduit le risque de tomber dans des optima locaux lors de la recherche.

La version 'perturbée' de l'algorithme est utilisée, elle est connue pour prévenir d'autant plus la convergence vers des minima locaux (voir XINCHAO [2010]). La présentation du principe général des algorithmes PSO ainsi que de la version perturbée de l'algorithme est donnée dans l'Annexe B pour ne pas alourdir la rédaction de ce chapitre. On présente ici l'application de la méthode au cas d'affinement des valeurs de la structure de commande des galvanomètres.

La procédure suivie pour l'affinement des paramètres de la structure de commande (les paramètres des régulateurs feedback et feedforward) est présentée à la Figure 2.45. Les signaux d'excitation utilisés sont des signaux *multi-step* qui sont des signaux en échelon à amplitudes décroissantes qui couvrent la majorité du débattement angulaire du galvanomètre, par exemple pour les galvanomètres du système 2 axes qui ont une plage angulaire de $\pm 20\text{deg}$, les amplitudes du signal mutli-step vont de $\pm 18\text{deg}$ jusqu'à $\pm 0,04\text{deg}$ avec des amplitudes décroissantes d'un facteur 2 appliqué au fur et à mesure.

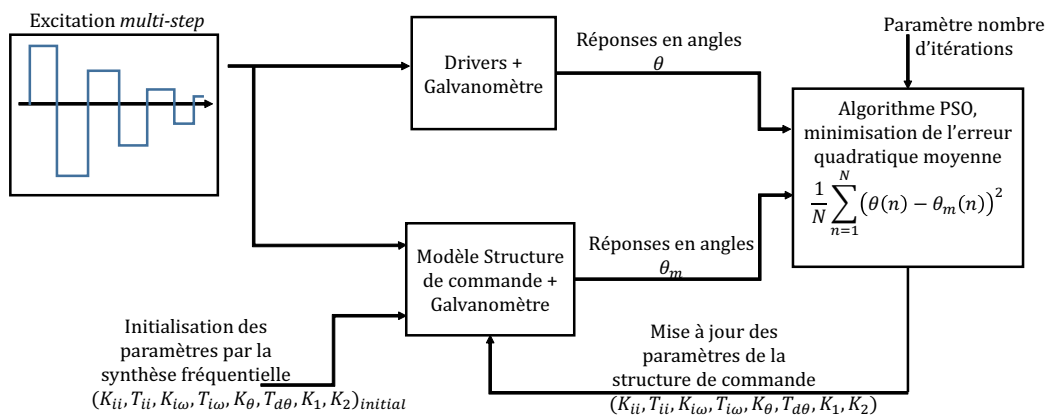


FIGURE 2.45 – Affinement des paramètres de la structure de commande par un algorithme d'optimisation

L'excitation multi-step est à la fois appliquée au système Driver + Galvanomètre du constructeur ainsi qu'au modèle de structure de commande + galvanomètre préalablement initialisé par

les méthodes de synthèse fréquentielle précédentes. A l'aide d'un réglage du nombre d'itérations à lancer (choisi arbitrairement en fonction de l'étendue de l'espace d'évolution des paramètres qu'on veut parcourir), l'algorithme d'optimisation minimise la fonction cout représentée par l'erreur quadratique moyenne entre les réponses en angles θ du montage du constructeur et de la réponse θ_m du modèle.

A titre d'illustration des résultats obtenus suite à l'affinement des paramètres de la structure de commande, on reprend l'exemple du galvanomètre Y du système 2 axes dont les paramètres de la structure de commande ont été initialisés dans la présentation des méthodes de synthèse dans les paragraphes précédents. Les paramétrages après synthèse fréquentielle et après affinement sont donnés dans le Tableau 2.1 suivant.

	K_{ii}	T_{ii}	$K_{i\omega}$	$T_{i\omega}$	$K_{d\theta}$	$T_{d\theta}$	K_1	K_2
après synthèse fréquentielle	1,91	$7 \cdot 10^{-5}$	$7,48 \cdot 10^{-4}$	0,04	32	0,1	1	1
après affinement par PSO	2,15	$8 \cdot 10^{-5}$	$7,08 \cdot 10^{-4}$	0,005	24	0,09	1	1

TABLEAU 2.1 – Exemple de résultats de l'affinement des paramètres de la structure de commande par un algorithme PSO

On voit que les ordres de grandeur des paramètres obtenus après affinement sont relativement proches des valeurs initiales, ce qui traduit une initialisation efficace par la méthode de synthèse fréquentielle. La plus grande différence est sur la constante de temps de l'action intégrale $T_{i\omega}$ pour la boucle de vitesse qui n'était pas assez rapide, sa valeur est divisée par un facteur 10. Pour appuyer l'apport de cette opération d'affinement des paramètres, les signaux d'erreur entre la position angulaire expérimentale θ et la position angulaire donnée par les modèles dans les deux configurations précédentes sont donnés dans la Figure 2.46 suivante.

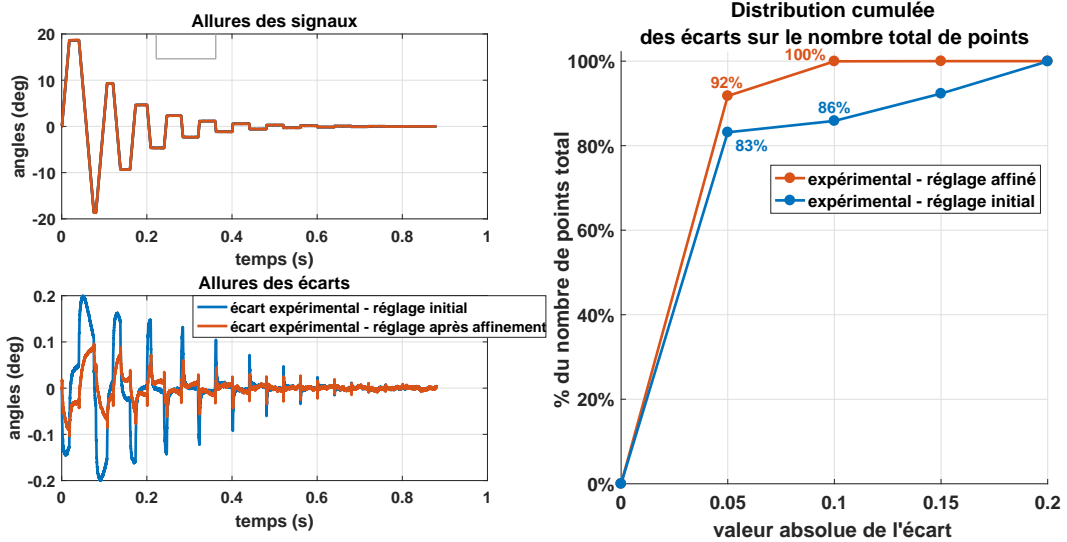


FIGURE 2.46 – Illustration du résultat d'affinement des réglages de l'asservissement

Dans la partie gauche sont données les allures des signaux temporels ainsi que des écarts entre les signaux relevés expérimentalement et générés par les modèles dans les deux réglages de l'asservissement (initial et affiné). On observe la réduction de l'amplitude de ces erreurs pour le réglage affiné. Dans la partie droite de la Figure 2.46, on donne la distribution cumulée des valeurs absolues des écarts pour les deux réglages. On constate que si l'erreur maximale de modélisation était de 0,2deg pour le réglage initial, cette valeur est divisée par 2 dans le modèle avec des paramètres raffinés par l'algorithme PSO. En outre 92% des points modélisés le sont avec des valeurs d'erreur inférieures à 0,05deg.

Cette étape de raffinement des réglages de modèles pour les structures de commande clôt la section de la présentation de la méthode mise en oeuvre pour modéliser chaque axe des systèmes de scanning galvanomètres/laser. Ces éléments sont la partie fondamentale des environnements de simulation mis en place car ils reflètent le caractère dynamique des têtes de scanning et vont permettre de constater les effets de ces dynamiques sur l'opération de marquage dans le cadre de la technique SLM pour la fabrication additive.

Dans la suite, les fonctions de balayage et de focalisation des têtes de scannings sont introduites. Ces deux fonctions constituent les derniers éléments manquants à la mise en place des modèles pour les têtes de scanning.

2.3 Modélisation des fonctions de l'actionneur tête de scanning

Dans la section précédente, la méthode mise en oeuvre pour mettre en place des modèles dynamiques pour chaque axe des têtes de scanning a été détaillée. On s'intéresse maintenant à la modélisation des fonctions de balayage laser pour les deux systèmes étudiés et du réglage de la focalisation pour le système 3 axes.

La fonction balayage des têtes de scanning consiste à l'orientation du faisceau laser pour atteindre les points qu'on désire marquer dans le plan de travail (x, y) (le lit de poudre). La fonction focalisation consiste à régler dynamiquement la focalisation du faisceau laser afin de positionner le *waist* du laser à la hauteur de focalisation z désirée (pour la majorité des machines de production actuelles le réglage $z = 0$ est le réglage recherché). On définit pour les deux fonctions des têtes de scanning ce qu'on appelle les modèles géométriques et les Tables de Transformée Inverse implantées dans la commande numérique des têtes de scanning.

2.3.1 Définitions

Les modèles géométriques sont des fonctions mathématiques qui font le lien entre ce qu'on appelle l'espace des tâches et l'espace articulaire (illustration Figure 2.47). L'espace des tâches est l'espace (x, y, z) qui permet de définir complètement la position et la focalisation du faisceau laser sur le plan de travail constitué par le lit de poudre. L'espace articulaire est constitué par les valeurs angulaires des 2 ou 3 galvanomètres de la tête de scanning $(\theta_x, \theta_y, \theta_z)$.

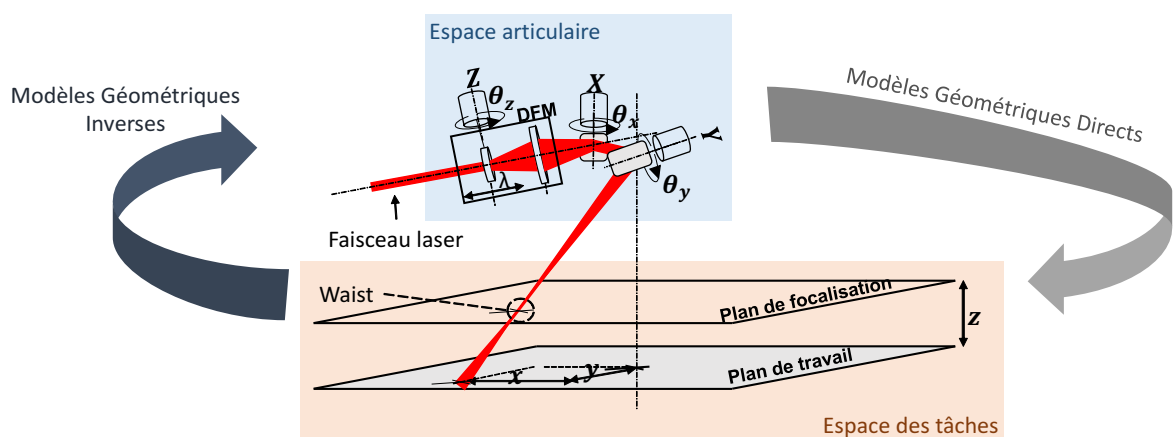


FIGURE 2.47 – Définition de l'espace articulaire et de l'espace des tâches

On définit deux types de modèles géométriques, les Modèles Géométriques Directs (qu'on va noter **MGD** pour la fonction balayage et **DFM** pour la fonction focalisation) qui donnent les coordonnées dans l'espace des tâches à partir des coordonnées de l'espace articulaire :

$$\begin{aligned} (x, y) &= \mathbf{MGD}(\theta_x, \theta_y) \\ z &= \mathbf{DFM}(\theta_x, \theta_y, \theta_z) \end{aligned} \quad (2.34)$$

et les Modèles Géométriques Inverses qui réalisent l'opération inverse de l'espace des tâches vers l'espace articulaire (qu'on note **MGI** pour la fonction de balayage et **DFMI** pour la focalisation) :

$$\begin{aligned}(\theta_x, \theta_y) &= \mathbf{MGI}(x, y) \\ \theta_z &= \mathbf{DFMI}(z, \theta_x, \theta_y) = \mathbf{DFMI}(z, \mathbf{MGI}(x, y))\end{aligned}\quad (2.35)$$

Les modèles géométriques inverses constituent une base pour ce qu'on appelle les tables de correspondances (la Transformée Géométrique Inverse) dans la commande numérique. Les formes à marquer dans les machines SLM sont programmées en termes de coordonnées de l'espace des tâches (x, y, z) , les tables de correspondances (aussi appelées tables de correction) sont les éléments de la commande numérique qui permettent de transformer ces consignes de marquage en consignes angulaires pour les galvanomètres de l'espace articulaire.

Il est utile de noter que, dans les expressions précédentes, les relations géométriques pour la fonction balayage sont complètement indépendantes des modèles géométriques pour la focalisation, c'est pourquoi les développements réalisés autour de cette fonction sont indistinctement applicables aux systèmes 2 et 3 axes. A la différence de cela, les modèles géométriques pour la focalisation sont dépendantes des coordonnées de la fonction de balayage, cet aspect est détaillé dans la présentation de la modélisation de la fonction de focalisation, elle est due au fait que la fonction de focalisation est réglée sur une taille du plan de travail dans (x, y) définie à l'avance.

Les modèles géométriques sont un élément primordial dans la mise en place des environnements de simulation pour les têtes de scanning, c'est pourquoi on cherche à ce qu'ils soient le plus représentatifs possibles des montages industriels réels.

La précision des modèles géométriques inverses est très importante car elle influe sur la fiabilité des tables de correspondance à partir desquelles sont établies les consignes angulaires pour chaque galvanomètre de la tête de scanning. Il est utile de rappeler à ce stade que la mise en place des modèles géométriques sort du contexte de ce travail de thèse, c'est pourquoi les éléments sélectionnés dans la suite pour la mise en place de l'environnement de simulation sont soit repris de la littérature soit le résultat d'un travail de thèse parallèle à celui-ci dans le projet SOFIA et introduit un peu plus loin.

2.3.2 Modélisation de la fonction de balayage

2.3.2.1 Les modèles géométriques

Modèles Géométriques Directs

La littérature est riche de l'étude des modèles géométriques pour les montages de têtes de scanning pour les applications galvanomètres/laser. Il existe de nombreux modèles plus ou moins complexes pour lesquels des hypothèses simplificatrices sur le montage étudié sont admises. Le modèle le plus simple qui existe, donné par [NEE et al. \[2001\]](#) et [XIE et al. \[2005\]](#), est un modèle admettant les hypothèses simplificatrices suivantes :

- les axes de rotation des miroirs sont parfaitement perpendiculaires,
- le faisceau laser incident touche le premier miroir sur son axe de rotation,
- le faisceau réfléchi touche le deuxième miroir aussi sur son axe rotation,
- le diamètre du faisceau est très petit devant les dimensions des miroirs (lois de l'optique géométrique applicable).

La paramétrisation qui aboutit au modèle simple est illustrée à la Figure 2.48.

Soient D la distance entre le deuxième galvanomètre Y et le plan de travail, e la distance entre les miroirs des galvanomètres. On définit la grandeur f_r qui représente la longueur du trajet du

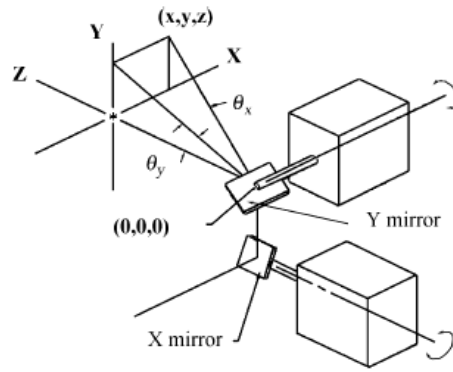


FIGURE 2.48 – Paramétrisation pour le modèle simple de base (source NEE et al. [2001])

faisceau laser depuis son point de contact avec le miroir du galvanomètre X jusqu'au plan de travail.

Le modèle **MGD** du modèle simple se traduit par les relations (NEE et al. [2001]; XIE et al. [2005]) :

$$x = \left(\frac{D}{\cos(2\theta_y)} + e \right) \tan(2\theta_x) \quad (2.36)$$

$$y = D \tan(2\theta_y) \quad (2.37)$$

$$f_r = \frac{1}{\cos(2\theta_x)} \left(e + \frac{D}{\cos(2\theta_y)} \right) \quad (2.38)$$

C'est ce modèle qui va être admis pour le système deux axes. Bien que très simplifié, il est utilisé à des fins d'illustration dans le plan (x, y) pour les résultats obtenus sur le système 2 axes qui a pour vocation de servir de support de validation expérimentale pour les développements autour de la dynamique des galvanomètres, développements rendus possibles par l'architecture de commande ouverte. Le modèle est illustré sur la Figure 2.49 dans laquelle on peut voir le résultat de la **MGD** pour des valeurs angulaires de θ_x et θ_y dans l'intervalle de débattement des galvanomètres de ± 20 deg. La zone de travail considérée pour le système 2 axes est de taille 150mm \times 150 mm. Elle est représentée sur la Figure 2.49 de droite comme une restriction de la zone totale atteignable par les galvanomètres. Il est coutume de choisir une zone restreinte afin de limiter les effets de non-linéarité qu'on peut observer sur les bords dans les valeurs du **MGD**.

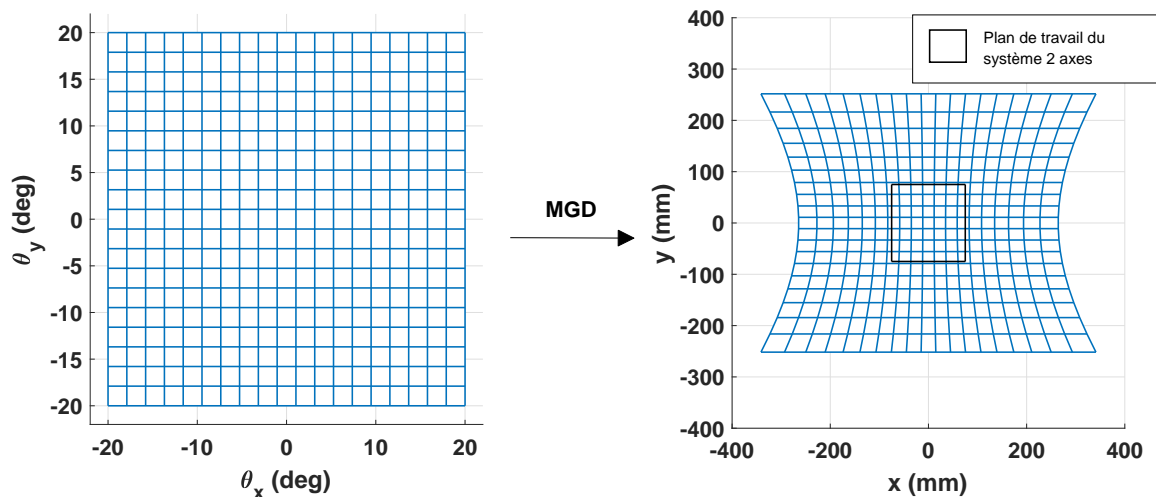


FIGURE 2.49 – Illustration du MGD pour le système 2 axes

Les hypothèses simplificatrices acceptées pour le modèle de base (les axes de rotation des galvanomètres sont perpendiculaires et le faisceau laser arrive sur ces axes de rotation) sont peu réalistes de la configuration des têtes de scanning industrielles. Un exemple d'augmentation de complexité apportée à ce modèle géométrique est donné dans MANAKOV et al. [2011] qui propose un modèle complexe en supprimant ces hypothèses simplificatrices. La paramétrisation du système pour ce nouveau niveau de modèle est comparée à celle du modèle de base à la Figure 2.50.

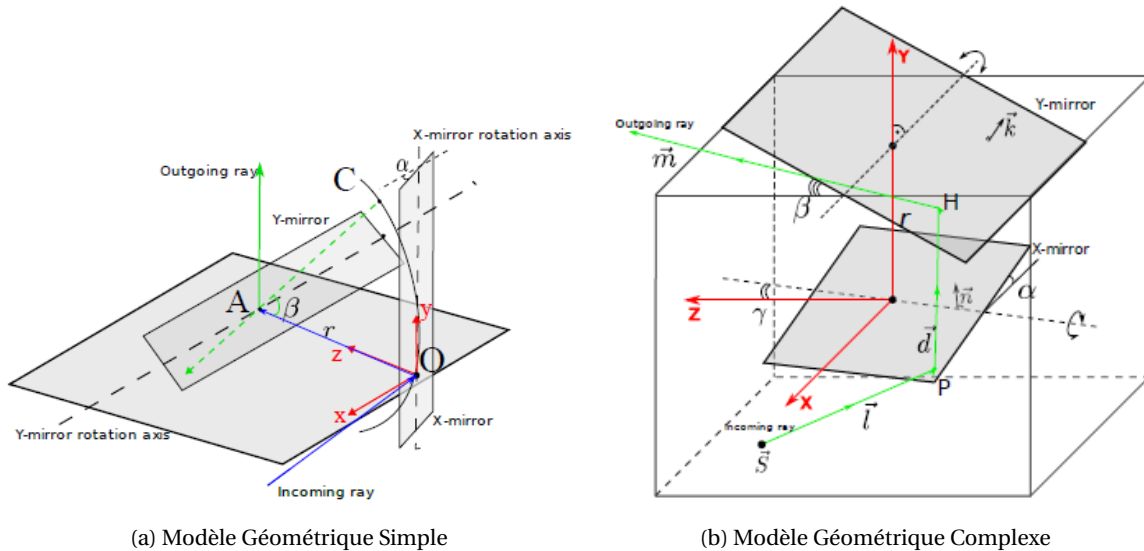


FIGURE 2.50 – Différents paramétrages de modèles géométriques (source MANAKOV et al. [2011])

L'axe de rotation du galvanomètre X n'est plus perpendiculaire à celui du galvanomètre Y mais fait un angle γ avec la perpendiculaire. Comme on peut le voir sur la Figure 2.50, l'incidence du faisceau laser peut aussi être quelconque.

Les modèles complexes sont mis en place pour pouvoir reproduire le plus fidèlement possible le comportement des têtes de scanning industrielles. Les modèles peuvent être d'autant plus complexes et représentatifs de la réalité en considérant toutes sortes d'origines de défauts qui peuvent fausser les hypothèses simplificatrices et entraîner des écarts par rapport aux modèles simples de base. Ces défauts peuvent avoir différents origines : défauts dynamiques, géométriques, thermique, optique qui peuvent provenir des différents éléments de la machine de fabrication.

La mise en place des modèles géométriques ne sont pas au coeur des travaux de thèse qui sont présentés ici. Néanmoins leur introduction et leur prise en main est absolument nécessaire dans l'étude des têtes de scanning et dans la mise en place des environnements de simulation pour celles-ci étant donné l'importance des Tables de correspondance pour faire le lien entre l'espace des tâches (x, y, z) et l'espace articulaire $(\theta_x, \theta_y, \theta_z)$.

Les modèles géométriques adoptés dans le cadre de ces travaux pour le système trois axes sont des modèles mis en place dans le but de prendre en compte le plus de défauts possibles des têtes de scanning industrielles. Ces modèles ont été établis dans le cadre d'une thèse menée en parallèle dans le projet SOFIA par GODINEAU [2019] et qui porte essentiellement sur les aspects d'optimisation des trajectoires de lasage pour la fabrication additive par l'optimisation de la chaîne numérique de commande. La suite se résume à une présentation des éléments principaux de ces modèles géométriques.

La méthode complète de la mise en place des modèles géométriques pour le système trois axes peut être retrouvée dans l'article GODINEAU et al. [2019]. Ces modèles tiennent compte d'une base composée de 30 sources de défauts géométriques d'assemblage. Ces défauts qui peuvent être des défauts de positionnement ou d'orientation englobe les éléments principaux de la chaîne optique : les galvanomètres et les miroirs, la source laser, le plan de travail et les fenêtres de séparation des

différentes atmosphères de fabrication dans les machines SLM. Les modèles avec prise en compte de défauts sont différents pour chaque machine étant donné l'assemblage des machines et de la chaîne optique qui ne saurait être rigoureusement répété. Néanmoins, chaque modèle avec défaut est établi à partir d'un modèle nominal préalablement défini. Les hypothèses de mise en place du modèle nominal sont des hypothèses physiquement réalistes :

- le dispositif de focalisation n'a pas d'influence sur le positionnement du faisceau laser dans le plan de travail (plan de marquage), sa seule influence concerne la forme du spot laser ;
- le faisceau laser arrive perpendiculairement au plan de travail dans la configuration des galvanomètres $(\theta_x, \theta_y) = (0, 0)$;
- les surfaces des miroirs, plan de marquage et des vitres de séparation sont planes
- les faces des fenêtres de séparation sont parallèles ;
- les surfaces des fenêtres de séparation sont parallèles au plan de marquage ;
- le faisceau laser est représenté par un rayon lumineux pour appliquer les formules de l'optique géométrique ;
- les axes de rotation des miroirs ne se trouvent pas sur la surface de ceux-ci.

La paramétrisation résultante pour la mise en place du modèle nominal du système est donné aux Figures 2.51.

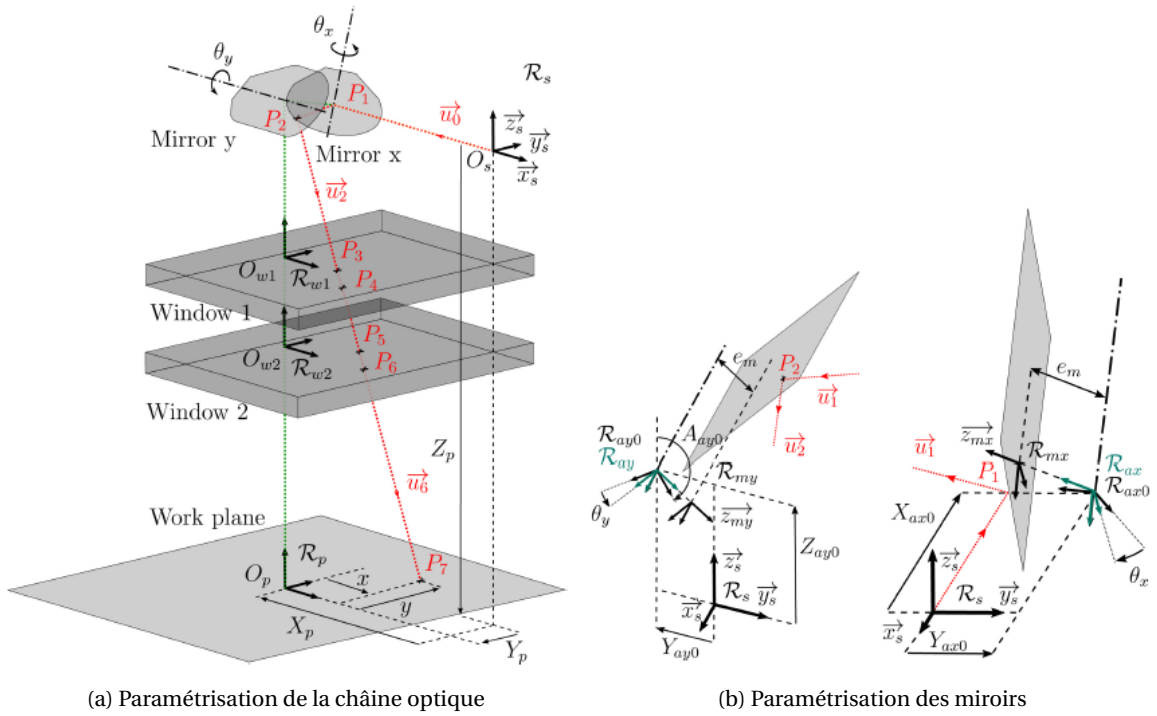


FIGURE 2.51 – Paramétrisation pour la modélisation géométrique du système 3 axes (source GODINEAU et al. [2019])

A partir de cette paramétrisation, le modèle géométrique nominal $(x, y) = \mathbf{MGD}(\theta_x, \theta_y)$ est donné par (GODINEAU et al. [2019]) :

$$x = -X_p + X_{ax0} + \frac{e_m - Y_{ax0} \cos(-A_{ax0} + \theta_x) \sin(B_{ax0})}{\sin(-A_{ax0} + \theta_x)} - K_2 \frac{\tan(2\theta_x)}{\cos(2\theta_y)} \quad (2.39)$$

$$y = -Y_p - K_1 \sin(B_{ax0}) - K_2 \tan(2\theta_y) + \frac{2e_v \sin(2\theta_x)}{K_3} \quad (2.40)$$

$$K_1 = \frac{e_m + Z_{ay0} \cos(A_{ay0} + \theta_y) - Y_{ay0} \sin(A_{ay0} + \theta_y)}{\cos(A_{ay0} - B_{ax0} + \theta_y)} \quad (2.41)$$

$$K_2 = Z_p + 2e_v - K_1 \cos(B_{ax0}) \quad (2.42)$$

$$K_3 = \sqrt{\cos(2\theta_x)^2 \cos(2\theta_y)^2 - 1 + \frac{n_2^2}{n_1^2}} \quad (2.43)$$

n_1 et n_2 sont respectivement les indices de réfraction de l'environnement d'opération et des vitres de séparation.

Ce modèle est optimisé à partir de l'identification expérimentale des défauts géométriques d'assemblage sur chaque machine. Une illustration du modèle retenu dans toute la suite de la présentation et obtenue par les méthodes présentées ci-dessus est reportée Figure 2.52. Elle présente le quadrillage réalisé dans le plan (x, y) pour des valeurs de θ_x et θ_y formant une grille de valeurs dans l'intervalle ± 10 deg (limites de débattement des galvanomètres du système trois axes). Pour les machines de fabrication additive actuelles, le plan de travail est d'environ $350\text{mm} \times 350\text{mm}$, ce qui correspond au carré délimité noir dans la partie droite de la Figure 2.52. Le plan de travail est toujours restreint par rapport à tout le plan atteignable par le laser, en effet on reste en principe dans cette zone pour la quasi-linéarité du **MGD** qu'on exploite à l'étape de programmation des consignes de marquage.

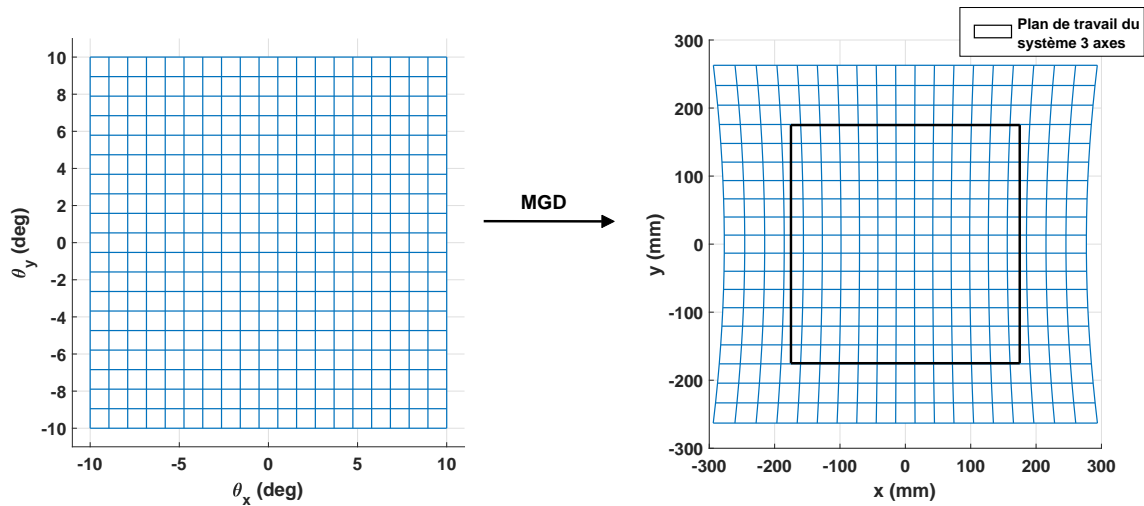


FIGURE 2.52 – Illustration du MGD pour le système 3 axes

Modèles Géométriques Inverses

Pour le modèle simple du système 2 axes, l'obtention du **MGI** est facile et immédiate par inversion des relations (2.36) et (2.37) pour donner (NEE et al. [2001]; XIE et al. [2005]) :

$$\theta_x = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left(\frac{x}{\sqrt{y^2 + D^2 + e}} \right) \quad (2.44)$$

$$\theta_y = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left(\frac{y}{D} \right) \quad (2.45)$$

En ce qui concerne le **MGI** du système trois axes, il est en principe obtenu par inversion des relations (2.39) et (2.40) en isolant θ_x et θ_y . Néanmoins, ces relations sont non linéaires et ne peuvent être inversées analytiquement c'est pourquoi le modèle **MGI** est réalisé par des méthodes numériques du type Newton Raphson à partir des expressions du modèle **MGD** dans la démarche de GODINEAU et al. [2019].

2.3.2.2 Les Tables de Transformée Inverse

Comme il a été déjà expliqué auparavant, les Tables de Transformées Inverse ou table de correction sont les fonctions de la commande numérique qui permettent de traduire les consignes de marquage dans l'espace des tâches (x, y, z) en consignes angulaires $(\theta_x, \theta_y, \theta_z)$ pour l'espace articulaire. On présente les tables de transformées inverses pour la fonction de balayage du système de scanning.

Les tables de correction reposent sur les Modèles Géométriques Inverses. En effet, idéalement, l'implémentation des Modèles Géométriques inverses tels quels dans la commande numérique permettrait d'atteindre avec précision n'importe quel point sur le plan de travail. C'est tout à fait possible pour des modèles géométriques simples à l'instar du modèle admis pour le système 2 axes mais les écarts entre la réalité et la modélisation seront d'autant plus grands que les hypothèses de simplification acceptées pour la mise en place des modèles géométriques inverses sont fortes. Pour le système trois axes les modèles sont plus fidèles mais leur complexité impliquerait une puissance de calcul conséquente ce qui va à l'encontre des commandes numériques actuellement implémentées sur les machines de fabrication additive. En effet, on veut privilégier la vitesse d'exécution des opérations, ce qui laisse moins de temps aux calculs de la commande numérique du fait des courtes périodes d'échantillonnage. Pour pallier ce problème les tables de corrections sont mises en place.

Le principe des tables de correction est la programmation en dur dans les commandes numériques d'un quadrillage fini de valeurs pour le **MGI**. Pour les points qui n'appartiennent pas à ces valeurs programmées, les valeurs de consignes angulaires sont calculées par interpolation. Il y a un compromis nécessaire entre précision et vitesse d'exécution en fonction du nombre de points programmés pour le quadrillage et la technique d'interpolation utilisée. Par exemple, la commande numérique du système 3 axes comporte une table de correspondance de taille 65×65 points pour chaque axe X et Y et la méthode d'interpolation mise en place est une interpolation bilinéaire. Le principe de l'interpolation bilinéaire est illustré à la Figure 2.53 pour laquelle la valeur du **MGI** pour un point P quelconque de coordonnées (x_p, y_p) est donnée à partir des quatre points du quadrillage qui l'entourent.

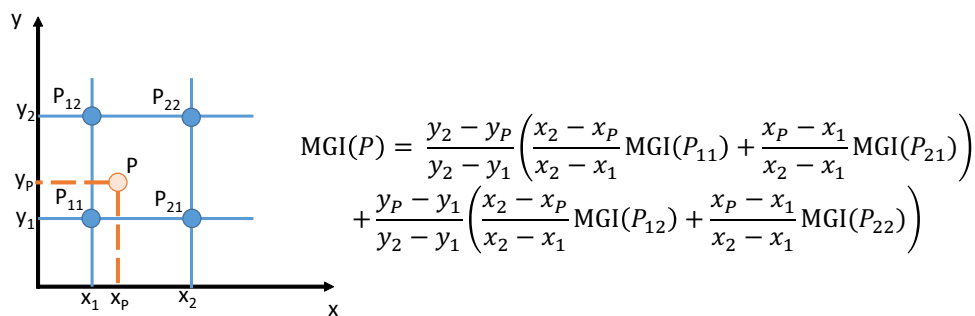


FIGURE 2.53 – Principe de l'interpolation bilinéaire pour les tables de correspondance

On rappelle que pour le système 3 axes, les valeurs du **MGI** sont obtenues à partir du **MGD** par des méthodes numériques donc sujettes à des erreurs. Pour améliorer la justesse des points du quadrillage dans les tables de correction, des opérations de calibration sont réalisées pour recalibrer expérimentalement les valeurs du **MGI**, la plupart du temps cette calibration est réalisée sur un nombre de points inférieur au nombre de points de la table de correction pour réduire les temps de calibration.

Les modèles géométriques sont utiles à la commande numérique pour assurer la construction de consignes angulaires qui réalisent avec la meilleure précision l'opération de balayage désirée. Dans la suite les mêmes concepts sont présentés pour la partie de réglage de la focalisation pour la tête de scanning 3 axes.

2.3.3 Modélisation de la fonction de focalisation

Les deux types de montage pré-objectif et post-objectif pour contrôler la focalisation du faisceau laser sur le plan de travail ont été introduits dans le chapitre 1. On a vu que les montages pré-objectifs réalisent une correction statique pour laquelle le coût de l'instrumentation augmente rapidement quand on travaille avec des distances et des plans de travail de plus en plus grands. Les montages post-objectifs sont une solution de correction dynamique de la focalisation des faisceaux laser dans les machines de fabrication additive. A l'instar de la fonction de balayage, la commande numérique doit intégrer une table de correction pour le troisième axe Z afin de réaliser efficacement le réglage de la focalisation du faisceau. Ceci implique une bonne connaissance des modèles géométriques direct $z = \mathbf{DFM}(\theta_x, \theta_y, \theta_z)$ et inverse $\theta_z = \mathbf{DFMI}(x, y, z)$ pour la fonction de focalisation du système de scanning trois axes.

Pour illustrer la nécessité du réglage de la focalisation, on reporte à la Figure 2.54 les valeurs de la hauteur z du plan de focalisation sur toute la plage de débattement des galvanomètres X et Y en considérant que la hauteur $z = 0$ est la hauteur de focalisation du faisceau quand les angles des galvanomètres pour le balayage θ_x et θ_y ont une valeur nulle.

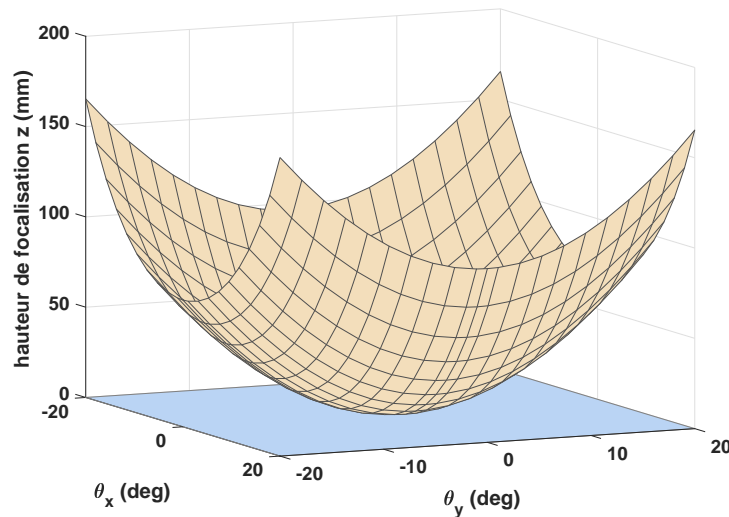


FIGURE 2.54 – Evolution de la hauteur de focalisation sur un système à focalisation non corrigée

On observe qu'en l'absence de correction, le faisceau laser se focalise dans une portion de sphère. Afin de régler dynamiquement ce défaut, on montre dans la suite une méthode permettant d'établir les modèles géométriques directs et inverses de la fonction de focalisation dans le cadre du système 3 axes post-objectif.

Soient les points O_s , P et P_7 définis à la Figure 2.55 suivante (O_s et P_7 ont la même définition que dans les travaux de [GODINEAU et al. \[2019\]](#) pour la paramétrisation dans la mise en place du **MGD** à la Figure 2.51a). Les différentes longueurs L_f , f_r et ΔL_f le long du trajet du faisceau laser sont aussi définies dans la Figure 2.55.

Le système came feuillard est ramené à une liaison rigide qui donne une relation de proportionnalité simple entre la variation de la rotation $\delta\theta_z$ du galvanomètre de l'axe Z et de la translation $\delta\lambda$ de la lentille mobile en fonction du rayon R_C de la came (donc $\delta\lambda = R_C \cdot \delta\theta_z$) telle que la distance entre les deux lentilles est exprimée par :

$$\lambda = \lambda_0 + R_C \cdot (\theta_z - \theta_{z0}) \quad (2.46)$$

Les grandeurs λ_0 et θ_{z0} correspondent aux valeurs respectives au repos de λ et θ_z dans la configuration $(\theta_x, \theta_y) = (0, 0)$ et $z = 0$.

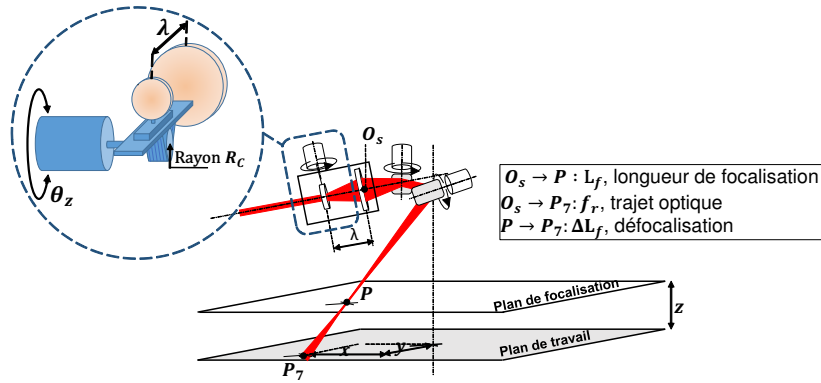


FIGURE 2.55 – Paramétrisation pour l'étude de la fonction de focalisation

Pour mettre en évidence la relation qui lie la distance λ entre les lentilles du système optique et la longueur de focalisation L_f , on considère le schéma équivalent optique de la Figure 2.56 en admettant que les vitres de séparation n'influent pas sur la forme du faisceau laser.

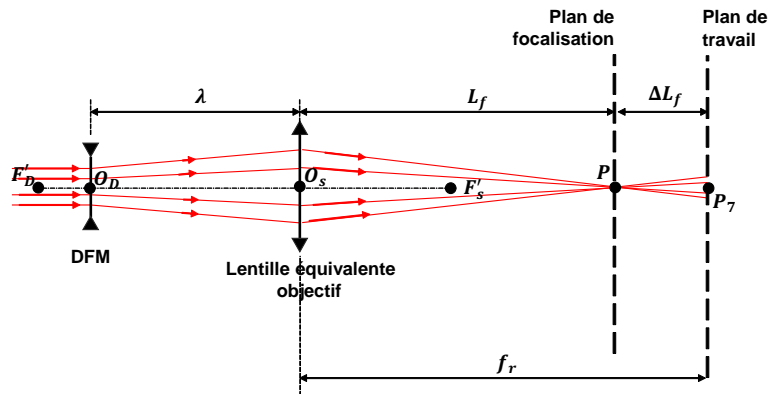


FIGURE 2.56 – Schéma optique du trajet du faisceau laser

La lentille mobile est assimilée à une lentille divergente de centre O_D et de foyer principal objet F'_D et la lentille objective fixe à une lentille convergente de centre O_s et de foyer principal objet F'_s . A partir de cette représentation on obtient la relation entre les longueurs λ et L_f en fonction des paramètres optiques des deux lentilles considérées (GODINEAU [2019]) :

$$\lambda = \frac{L_f \left(\overline{O_s F'_s} + \overline{O_D F'_D} \right) - \overline{O_s F'_s} \cdot \overline{O_D F'_D}}{L_f - \overline{O_s F'_s}} \quad (2.47)$$

La réciproque de la relation (2.47) est nécessaire dans la mise en place des modèles géométriques de la fonction de réglage de la focalisation. Elle donne la longueur de focalisation L_f en fonction de la distance λ entre les lentilles du dispositif :

$$L_f = \frac{\left(\overline{O_D F'_D} - \lambda \right) \overline{O_s F'_s}}{\overline{O_s F'_s} + \overline{O_D F'_D} - \lambda} \quad (2.48)$$

Les paramétrisations présentées permettent d'établir les modèles géométriques du module de réglage dynamique de la focalisation.

Modèle Géométrique Direct

À l'instar de l'étude de la fonction de balayage, le modèle géométrique direct $z = \mathbf{DFM}(\theta_x, \theta_y, \theta_z)$ est étudié. À partir des paramétrisations données précédemment Figure 2.55, on obtient pour le module de réglage de focalisation le modèle géométrique direct **DFM** :

$$z = (f_r - L_f) \cdot \cos(2\theta_y) \quad (2.49)$$

L_f est calculée à partir de la relation (2.48) pour une valeur de λ , elle-même obtenue à partir de la valeur de l'angle θ_z avec la relation (2.47). f_r est une grandeur qui dépend des angles θ_x et θ_y . La relation permettant de calculer cette grandeur est tirée des travaux de **GODINEAU et al. [2019]** pour le calcul du trajet optique, elle est illustrée sur la Figure 2.51a comme l'ensemble des distances cumulées depuis le point O_s jusqu'au point P_7 c'est-à-dire :

$$f_r = \sum_{i=0}^6 \|\overrightarrow{P_i P_{i+1}}\| \quad \text{avec } P_0 = O_s \quad (2.50)$$

Modèle Géométrique Inverse

De la même façon que pour l'obtention du modèle direct, le modèle inverse $\theta_z = \mathbf{DFMI}(x, y, z)$ est établi à partir des mêmes paramétrisations :

$$\theta_z = \frac{1}{R_C} (\lambda - \lambda_0 + R_C \cdot \theta_{z0}) \quad (2.51)$$

λ est obtenue à partir de (2.47) pour L_f obtenue par la relation **DFM** (2.49) telle que :

$$L_f = f_r - \frac{z}{\cos(2\theta_y)} \quad (2.52)$$

avec f_r définie de la même façon qu'en (2.50) obtenue pour des valeurs des angles θ_x et θ_y elles-mêmes obtenues par la **MGI** de la fonction de balayage à partir des valeurs de x et y .

Table de correspondances

À l'instar de la fonction de balayage, les tables de correspondance pour la focalisation sont établies à partir d'un quadrillage sur un nombre de points finis donnés par le modèle inverse **DFMI** et recalées par des opérations de calibration. Les valeurs de θ_z pour les points n'appartenant pas au quadrillage sont calculées par une interpolation bilinéaire sur ses plus proches voisins. Dans les machines de fabrication actuelles, les stratégies de réglage de la focalisation sont mises en place de telle sorte que la hauteur du plan de focalisation soit maintenue nulle $z = 0$ afin d'assurer un diamètre de spot uniforme sur tout le plan de travail. La commande explicite de la hauteur de focalisation z n'est pas encore réalisée même si l'instrumentation et les outils existants le permettent.

On a présenté les méthodes de mise en place des modèles dynamiques pour chaque axe des têtes de scanning ainsi que des modèles géométriques réalisant les fonctions de balayage et de réglage de la focalisation. Dans la suite, on se propose de valider ces modèles d'un point de vue de la précision angulaire (pour les modèles dynamiques des axes) et de la précision du marquage sur le plan de travail (l'ensemble dynamique + modèles géométriques). Avant la présentation de la validation, un travail réalisé dans le cadre de la thèse qui reprend quelques éléments des techniques de modélisation des têtes de scanning est rapidement présenté.

2.4 Exploitation des techniques de modélisation pour la mise en place d'un protocole d'essai industriel dénommé KM0

A la demande du partenaire industriel, un protocole d'essai dénommé *KM0* est mis en place. C'est un protocole d'expérimentation qui reprend quelques éléments des techniques mises en oeuvre lors de la détermination des blocs élémentaires pour les simulateurs des têtes de scanning.

Principe

Le principe des essais KM0 est simple : proposer un protocole d'expérimentation qui peut être lancé à des intervalles de temps réguliers et sur demande au cours de la durée de vie des têtes de scanning. L'objectif principal est de suivre l'évolution des paramètres physiques des galvanomètres pour détecter le plus tôt possible les effets de détérioration et d'usure. Les performances de positionnement angulaire des galvanomètres sont aussi caractérisées. Le protocole KM0 est un protocole qui cherche à caractériser les performances de chaque axe des têtes de scanning d'une manière indépendante. Le principe suivi est la définition des paramètres des axes de la tête de scanning et des performances de positionnement à enregistrer dans une base de données propre à chaque machine. Les résultats du protocole sont donc horodatés. Ces résultats doivent aussi permettre la mise en place de seuils d'alerte comme la détection de variations anormales de la valeur des paramètres physiques du galvanomètre d'un essai à l'autre par exemple. A la fin de chaque essai KM0, on doit pouvoir conclure sur les performances de positionnement du galvanomètre sur une échelle de notation permettant de planifier les actions à entreprendre dans le futur : bon fonctionnement de la tête des scanning, tête de scanning à surveiller ou nécessité d'intervention avec un avantage faisant que la recherche de défauts est facilitée par les caractérisations réalisées pendant l'essai KM0 même.

Les paramètres relevés au cours du KM0 sont de deux types :

- les paramètres physiques propres aux moteurs galvanomètres : paramètres du modèle de base, paramètres des modes souples et paramètres de frottements mécaniques ;
- les indicateurs de la performance des différents types de positionnement angulaires : positionnement sur des échelons avec vitesse maximale atteinte ou non et paramètres de suivi des consignes de types rampes.

Le protocole d'essai KM0 est réalisé en deux étapes :

- excitation du galvanomètre par les signaux de type SBPA dans le but d'identifier les paramètres physiques du galvanomètre ($R, L, J_{eq}, B, K_e, K_c$) et les paramètres de modes souples (K_r, ξ_r, ω_{res}). Ces opérations ont déjà été détaillées dans la mise en place des modèles dynamiques des galvanomètres dans la section 2.3 précédente ;
- excitation par un nouveau signal défini en deux parties pour caractériser les réponses à des consignes de types échelon et rampe et pour identifier les paramètres du modèle de frottements mécaniques (T_c et T_p)

Le signal d'excitation pour le protocole KM0

L'allure du nouveau signal d'excitation en angle établi pour le protocole d'essai KM0 est reportée à la Figure 2.57. On distingue deux types de signal différents qui le composent : les signaux de type échelon (créneaux) et les signaux de type rampe.

Analyse de la partie avec les signaux de type échelon

La première partie du signal d'excitation est constituée par les consignes en échelon d'angle. Il existe deux types d'excitation en échelon d'angles : les petits échelons pour lesquels la vitesse

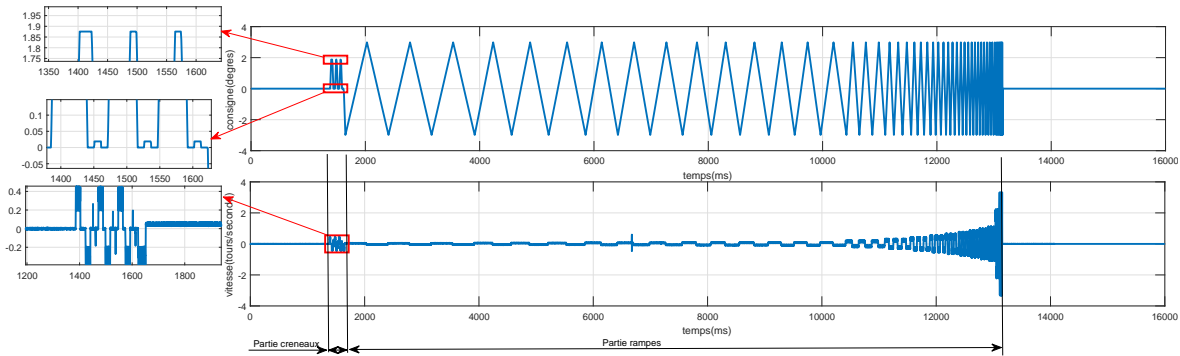


FIGURE 2.57 – Signal d'excitation pour le protocole d'essai KM0

de rotation maximale n'est pas atteinte (ceci est vérifiable sur la courbe du bas de la Figure 2.57 qui représente la vitesse de rotation) et les grands échelons pour lesquels la vitesse croit jusqu'à atteindre la valeur de saturation programmée indirectement par la limite de la vitesse de balayage de la tête de scanning. Un exemple de réponse relevé pour établir les critères de performance des réponses aux échelons est reporté à la Figure 2.58. L'exemple illustre une réponse à un petit échelon montant, les réponses aux grands échelons ainsi que sur les échelons descendants sont analysées de la même manière.

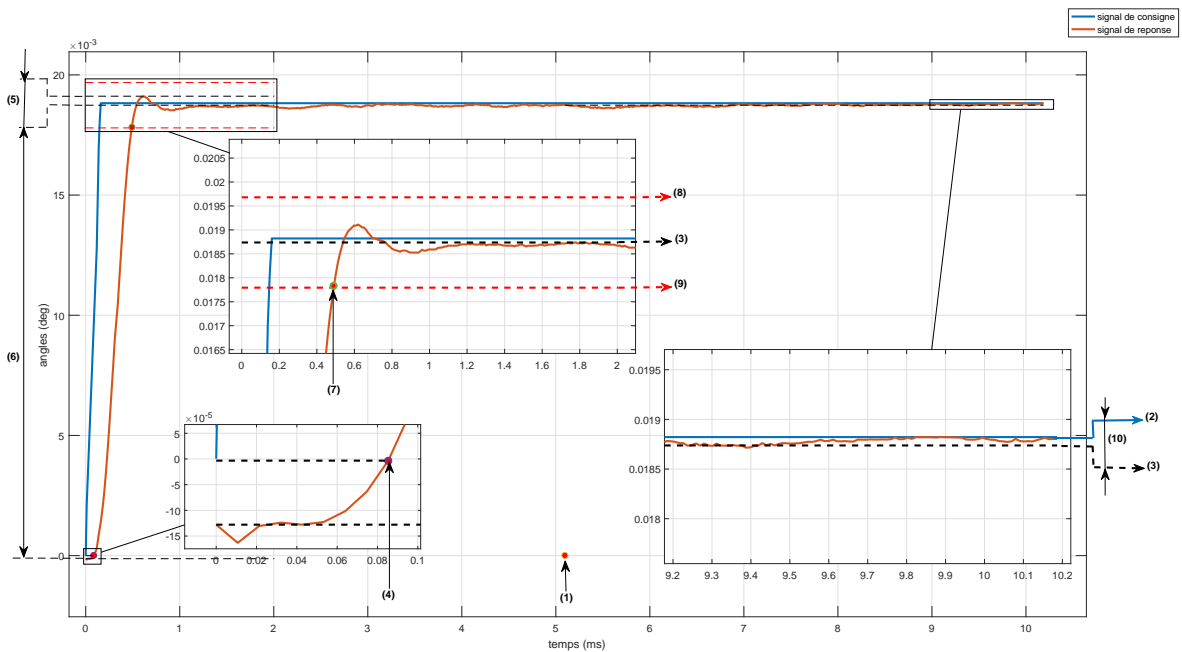


FIGURE 2.58 – Analyse des réponses aux signaux de type échelon en angles dans KM0

A partir de l'analyse de la réponse au signal en échelon, les paramètres enregistrés dans la base de données pour le protocole KM0 sont :

- l'amplitude en degrés (2) de l'échelon de consigne ;
- l'amplitude en mm équivalent pour le marquage, obtenu par l'utilisation des modèles géométriques ;
- la valeur en degrés (3) de la réponse en régime établi, calculée comme une moyenne du signal de réponse entre l'instant de fin du signal de réponse et l'instant (1) de milieu de phase défini comme un instant pour lequel on est assuré d'être en régime établi ;
- la valeur en mm de la réponse en régime établi, calculée à l'aide des modèles géométriques à partir de la valeur des angles en régime établi ;

- la valeur du retard au démarrage (4) de la réponse, défini comme le temps au bout duquel la variation de réponse dépasse 10^{-4} degrés (équivalent à $3\mu\text{m}$ pour le marquage) de sa valeur initiale;
- la valeur en % du dépassement (5) défini comme le rapport entre la différence de la valeur maximale de la réponse et sa valeur en régime établi sur la différence (6) entre la valeur en régime établi et la valeur initiale de la réponse;
- le temps de réponse en secondes (7) défini comme le temps au bout duquel la réponse à l'échelon de consigne rentre dans un intervalle délimité par (8) et (9) de $\pm 5\%$ par rapport à sa valeur en régime établi;
- la valeur de l'erreur statique (10) en degrés définie comme l'écart entre la valeur de la consigne (2) et la valeur en régime établi (3);
- la valeur de l'erreur statique en mm, équivalente à l'erreur statique angulaire en degrés, calculée à l'aide des modèles géométriques.

Analyse de la partie avec les signaux en rampes

La deuxième partie qui est la plus longue dans le nouveau signal d'excitation défini à la Figure 2.57 est la partie avec les signaux de type rampe. Elle est plus longue car on programme le plus de valeurs de limitation de vitesse possible jusqu'à la limitation maximale classiquement atteinte en fonctionnement normal des têtes de scanning. Le but est d'avoir assez de valeurs représentatives pour obtenir une précision satisfaisante pour le calcul des valeurs des paramètres de frottements mécaniques. Pour chaque valeur de vitesse, au moins une phase de montée et de descente est programmée. Un exemple d'analyse de la réponse à un signal rampe pour une phase de montée est donnée à la Figure 2.59, les phases de descente sont analysées de la même manière. La réponse en vitesse des galvanomètres est estimée par dérivation du signal de réponse en angles et les signaux de courant sont aussi relevés pour la mise en place de l'allure des couples de frottements mécaniques du galvanomètre.

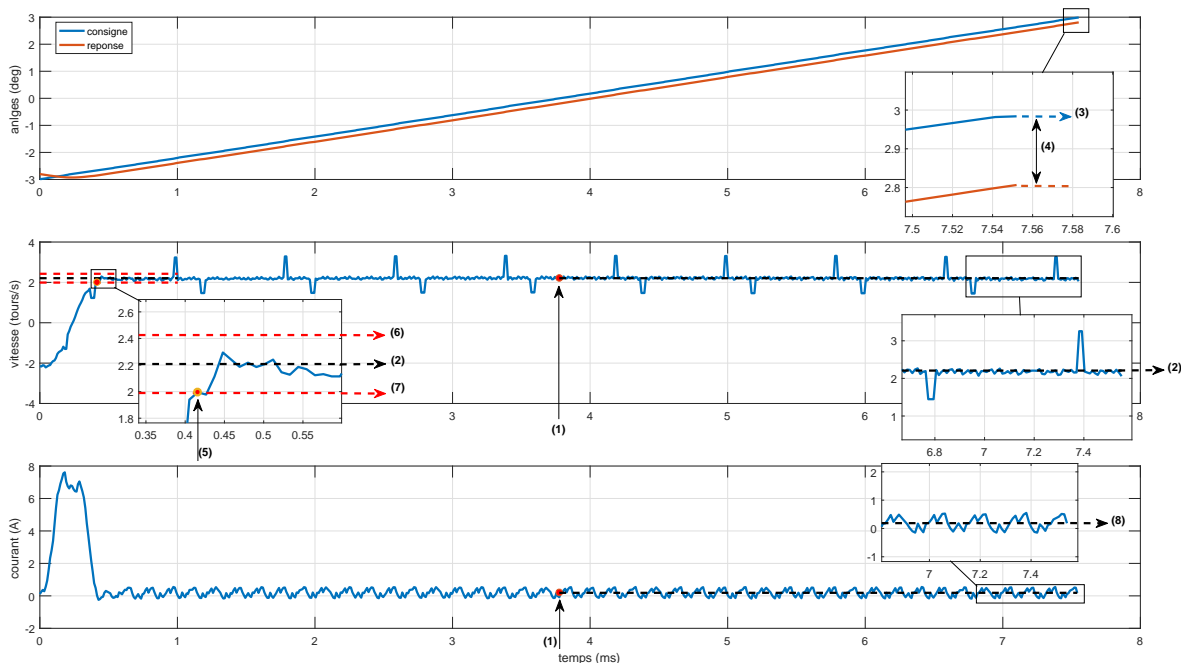


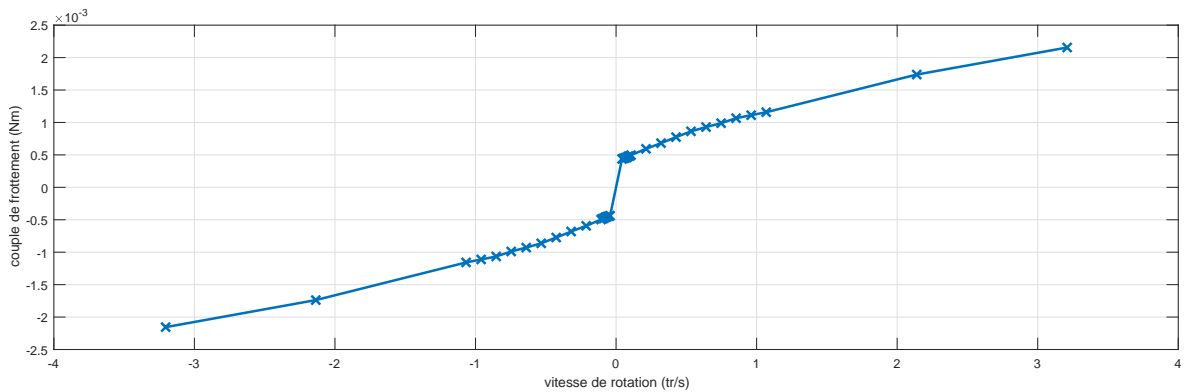
FIGURE 2.59 – Analyse de la réponse aux signaux de types rampes dans KM0

A partir de l'analyse de la réponse au signal de type rampe, les paramètres enregistrés dans la base de données dans le cadre de KM0 sont :

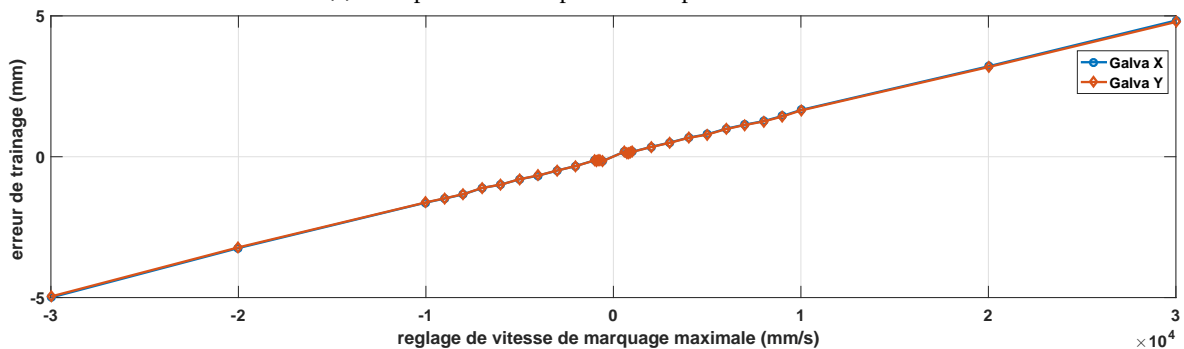
- le réglage de vitesse maximale en mm/s rentré dans l'interface utilisateur;

- la valeur en régime établi (2) de la vitesse de rotation du galvanomètre (exprimée en tours/secondes, degrés/secondes ou radians/secondes). Cette valeur en régime établi est calculée par moyennage du signal de vitesse entre l’instant de milieu de phase (1) pour lequel on considère que le régime est effectivement établi et l’instant de fin de phase. On peut vérifier sur la courbe de vitesses de la Figure 2.59 que le régime de vitesses est effectivement établi à l’instant (1), outre les pics dûs à l’approximation numérique de la vitesse par dérivation du signal de position;
- l’amplitude finale (3) en degrés de la consigne en rampe;
- l’amplitude finale en mm correspondante, obtenue avec les modèles géométriques;
- l’erreur de trainage en degrés (4) définie comme l’écart entre les valeurs de la consigne et de la réponse à la fin de la phase en rampe;
- l’erreur de trainage en mm équivalente;
- le temps de réponse en vitesse (5) en secondes défini comme le temps au bout duquel la vitesse du galvanomètre rentre dans l’intervalle $\pm 5\%$ délimité par (6) et (7) par rapport à sa valeur en régime établi;
- la valeur (8) en Ampères du courant électrique lorsqu’on est en régime établi de vitesse;
- la valeur en Nm du couple de frottement mécanique au niveau du galvanomètre estimée à partir de la valeur du courant par la relation $frottement = K_c \times courant$, K_c est la constante de couple qui résulte de la première étape d’identification des paramètres physiques du galvanomètre dans le cadre de KM0.

A partir des données enregistrées pour les réponses aux signaux de type rampe dans le cadre du protocole d’essai KM0, il est possible d’établir les courbes d’évolution des couples de frottements mécaniques Figure 2.60a et des erreurs de trainage de suivi de rampes Figure 2.60b en fonction de la vitesse de rotation du galvanomètre (ou de la limitation pour la vitesse de marquage).



(a) Exemple de résultat pour les couples de frottement



(b) Exemple de résultats sur l’évolution de l’erreur de trainage

FIGURE 2.60 – Allures des couples de frottements et de l’erreur de trainage obtenus suite aux essais en rampes dans KM0

Ces figures permettent par exemple d'anticiper qu'on est susceptible d'atteindre des valeurs d'erreur de traînage pour le marquage qui peuvent aller jusqu'à 5mm quand on fonctionne à la limite physique de la vitesse de rotation des galvanomètres.

Discussion sur l'intérêt et l'état de KM0

Le protocole KM0 a été proposé dans une version qui peut encore être améliorée (notamment au niveau de l'implémentation pour permettre l'automatisation du lancement du protocole), il est pour le moment resté dans l'état présenté dans ce travail de thèse.

Pour illustrer un cas de figure dans lequel KM0 aurait tout son intérêt, on imagine une planification sur des intervalles de temps T pour lesquels on planifie un lancement du protocole. A un instant $T = 0$ un protocole est lancé et les indicateurs de bonne performance sont définis, rien à signaler. A un instant $T = n$ futur, on commencera à voir apparaître les phénomènes de rodage des éléments physiques du galvanomètre grâce au KM0 par l'identification des valeurs de paramètres physiques et les effets sur les performances de positionnement. On définit ainsi les marges d'alertes d'évolution de ces paramètres par rapport à des valeurs de base définies. Au cours de la durée de vie de la tête de scanning, quand on remarque une tendance à la divergence soit des paramètres physiques soit des performances de marquage, on pourra intervenir d'une manière préventive. Des exemples de scénarios susceptibles de se produire sont les suivants : de trop grands couples de frottements peuvent signifier une détérioration de la lubrification des roulements des galvanomètres, une résistance électrique trop élevée peut informer sur des phénomènes de sur-échauffement excessif qui pourraient être dus par exemple à des oscillations entraînées par l'altération des paramètres de mode souples, etc.... En bref, des interdépendances entre les paramètres physiques et les performances de positionnement sont encore à définir d'une manière rigoureuse.

Pour finir sur la présentation du protocole KM0, on conclut qu'une grande quantité d'informations susceptibles de contribuer à la maintenance préventive des têtes de scanning est mise à disposition par le protocole et mérite d'être exploitée. Ce travail a contribué à proposer les outils pour son implémentation, il reste encore à définir rigoureusement les différents scénarios de détection de mauvais fonctionnement et d'intervention pour y remédier, ces points peuvent faire l'objet de perspectives pour les travaux proposés allant dans le sens d'étude de la mise en place du protocole industriel dans l'amélioration de la maintenance préventive des têtes de scanning.

2.5 Validation des environnements de simulation

On dispose à ce stade de tous les blocs nécessaires pour constituer les environnements de simulation pour les têtes de scanning. Comme il a été précisé en début de ce chapitre, ces blocs sont mis en place de telle façon à ce qu'ils puissent être utilisés d'une manière complètement indépendante les uns des autres, ce qui va permettre dans la suite de confronter les résultats des simulateurs à des données expérimentales. L'objectif de cette étape de validation est de qualifier, par comparaison à des résultats expérimentaux, le comportement des modèles dynamiques à la fois sur les positions angulaires de chaque axe et sur le marquage effectivement réalisé.

2.5.1 Principe de la validation des modèles

Pour la qualification des modèles, une opération de génération de données expérimentales pour la validation est lancée. Le principe suivi est illustré à la Figure 2.61 suivante.

La génération des données pour la qualification des modèles qui constituent l'environnement de simulation se déroule en deux étapes : la partie expérimentale et la partie simulation.

La partie expérimentale consiste à lancer concrètement sur la tête industrielle le job de marquage sélectionné pour les opérations de validation. Le job de marquage est programmé en termes de consignes dans l'espace (x_c, y_c, z_c) . Pendant tout le déroulement du job de marquage, on relève

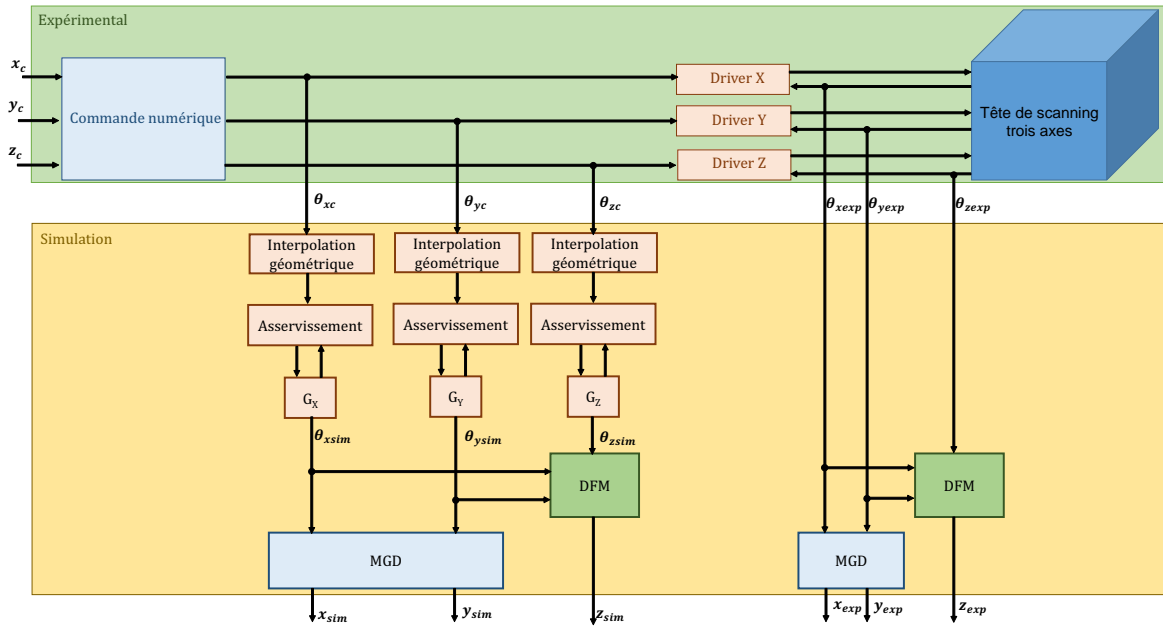


FIGURE 2.61 – Principe de la validation des modèles de simulation

les signaux de consignes angulaires ($\theta_{xc}, \theta_{yc}, \theta_{zc}$) pour les deux ou trois axes selon le système étudié. En outre, les réponses en angles ($\theta_{xexp}, \theta_{yexp}, \theta_{zexp}$) des galvanomètres sont aussi relevées.

La partie simulation repose sur les données angulaires générées lors de l'étape expérimentale. Le principe est de recréer en parallèle le marquage expérimental effectivement réalisé et le marquage obtenu par les environnements de simulation. Le marquage expérimental ($x_{exp}, y_{exp}, z_{exp}$) est recréé à l'aide des données expérimentales de réponse en angles $\theta_{xexp}, \theta_{yexp}$ et θ_{zexp} par l'intermédiaire des modèles géométriques de la fonction de balayage et de focalisation. Le marquage par simulateur est généré à partir des consignes angulaires expérimentales θ_{xc}, θ_{yc} et θ_{zc} . Ces signaux passent à travers la chaîne : interpolation géométrique, structure d'asservissement et moteur galvanomètre pour obtenir les réponses angulaires par simulation $\theta_{xsim}, \theta_{ysim}$ et θ_{zsim} . Le marquage ($x_{sim}, y_{sim}, z_{sim}$) par simulateur est généré à l'aide des modèles géométriques de balayage et de focalisation à partir des réponses dynamiques de simulation $\theta_{xsim}, \theta_{ysim}$ et θ_{zsim} .

Quand toutes les données nécessaires à la validation des modèles de simulation sont générées, on procède à la quantification et la qualification des écarts entre les données obtenues par l'expérimentation et les données obtenues par simulation. Dans un premier temps, les données de réponses en angles sont comparées : ($\theta_{xexp}, \theta_{yexp}, \theta_{zexp}$) et ($\theta_{xsim}, \theta_{ysim}, \theta_{zsim}$).

Les données de marquage expérimental ($x_{exp}, y_{exp}, z_{exp}$) et de marquage par simulation ($x_{sim}, y_{sim}, z_{sim}$) sont comparées à la fois en termes d'erreur de contour dans le plan (x, y) pour les deux systèmes étudiés et sur la hauteur du plan de focalisation z pour le système trois axes. On dissocie les phases de balayage avec laser allumé (mark) et avec laser éteint (jump).

2.5.1.1 Présentation du job de marquage sélectionné

Le job de marquage sélectionné est un job qui consiste en la réalisation de formes simples cubiques avec marquage de contours et remplissage répétées sur l'étendue des plans de travail. Les formes à réaliser sont des cubes de 10 mm de côté. Le choix de la répétition de ce motif simple a été fait pour bien dissocier les différentes étapes d'une opération de marquage : les étapes de *mark* (faisceau laser allumé) et les étapes de *jump* (faisceau laser éteint). Les performances en temps et précision de marquage sont définies sur la réalisation d'une couche sur les plans de travail. On définit un peu plus loin des phases de 'petits jumps' entre les marquages des cubes d'une même rangée et des 'grands jumps' pour le passage d'une rangée à l'autre.

Les gains en rapidité (donc en productivité) pour les opérations de marquage peuvent être réalisés en termes de réglage des vitesses d'avance du laser mais l'étude des conséquences autant sur la précision du marquage que les phénomènes de fusion locale de la poudre sont nécessaires. Les effets sur la précision de marquage sont l'objet de l'étude des effets de la dynamique des axes qu'on présente ici, illustrés sur le job de marquage introduit précédemment. C'est dans cette optique d'ailleurs que le chapitre 3 suivant portera sur une optimisation de ces dynamiques par des techniques de mise en place de structures de commande avancées en comparaison aux structures de commande conventionnelles utilisées dans ce chapitre 2.

Il est important de noter que le réglage des vitesses de marquage est limité par les phénomènes physiques ayant lieu localement sur le bain de fusion du lit de poudre. Les régimes de fonctionnement des machines SLM pour le marquage sont en principe définis par un compromis de réglages entre Puissance Laser et Vitesse de marquage définissant ainsi trois régimes de fonctionnement qui entourent la fenêtre idéale d'opération détaillés par SAUNDERS [2018] et illustrés à la Figure 2.62.

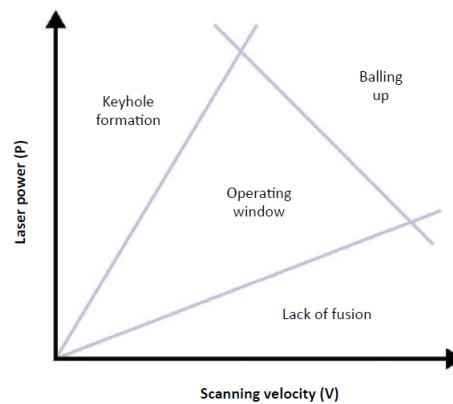


FIGURE 2.62 – Les régimes de fonctionnement en SLM en fonction de la puissance laser et de la vitesse de marquage (source SAUNDERS [2018])

Ces régimes traduisent soit un manque de fusion du cordon ou une sur-fusion du lit de poudre avec formation de *keyhole* (profondeur de fusion trop importante), soit un manque de fusion le long du trajet laser par l'effet de *balling-up* comme illustré à la Figure 2.63 sur laquelle tous les paramètres sont fixés à l'exception des vitesses de marquage. On observe que plus la vitesse de marquage est élevée, plus le cordon de fusion est discontinu.

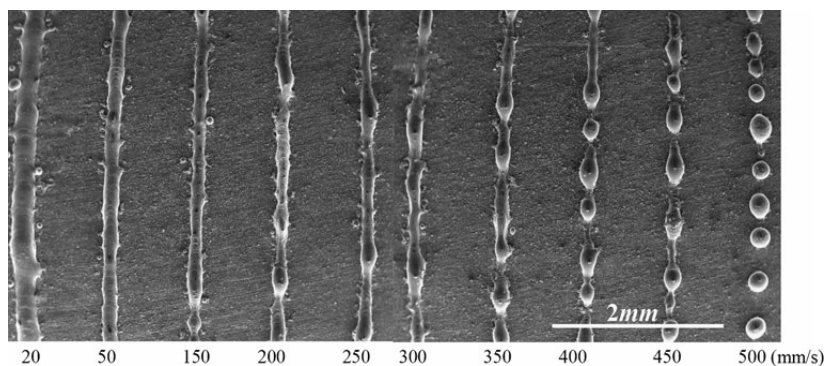


FIGURE 2.63 – Illustration de l'effet de Balling up (source Li et al. [2012])

Les effets sur le cordon de fusion sortent du cadre d'étude de ce travail de thèse et peuvent constituer un élément intéressant à rajouter en perspectives aux développements proposés. Pour rester dans une configuration similaire aux recettes de marquages industrielles, on se base sur des

recettes de réglages de base données par un constructeur de tête de scanning : vitesse de marquage entre 1000 et 2000mm/s, vitesse de jump de l'ordre de 4000 à 6000mm/s (pour des têtes de scanning qui peuvent aller jusqu'à 40000mm/s) et un diamètre de spot laser de 70 μ m.

Les plateaux de 100 et 300 cubes respectivement pour les têtes de scanning deux et trois axes sont illustrés à la Figure 2.64. Le choix a été fait de retenir les mêmes dimensions pour les formes à marquer et d'adapter le nombre de formes selon les tailles des plans de travail (150mm \times 150mm pour le système deux axes et 350mm \times 350mm pour le système trois axes)

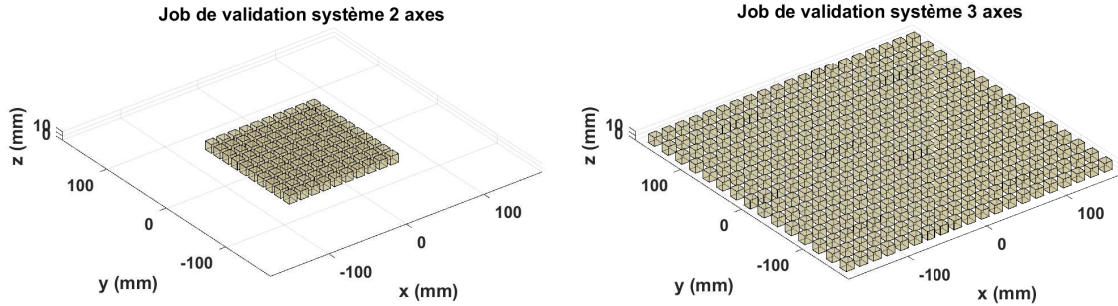


FIGURE 2.64 – Illustration des plateaux de cubes à réaliser pour les opérations de validation

Pour les comparaisons qui suivent sur le marquage, on raisonne sur une section (le marquage d'une couche élémentaire) pour le job, il suffit de multiplier le temps de marquage par le nombre de couches pour avoir un ordre de grandeur du temps effectif passé pour le marquage des cubes en entier. On reporte à la Figure 2.65 les consignes de marquage (x_c, y_c) pour la réalisation d'une couche dans le cas du système trois axes. La consigne pour z_c est maintenue nulle pour un diamètre de spot constant sur tout le plan de travail. Les parties droite de la Figure montrent deux niveaux de grossissement qui illustrent que pour la réalisation de la section d'un cube, on procède par le marquage de deux contours concentriques afin d'assurer une continuité pour les cordons de fusion entre les formes de contour et les formes de remplissage et ainsi maîtriser l'état de surface de la pièce finale. Le remplissage est réalisé selon un angle de 45degrés pour ne pas privilégier de direction de fusion quelconque qui pourrait fragiliser les pièces réalisées.

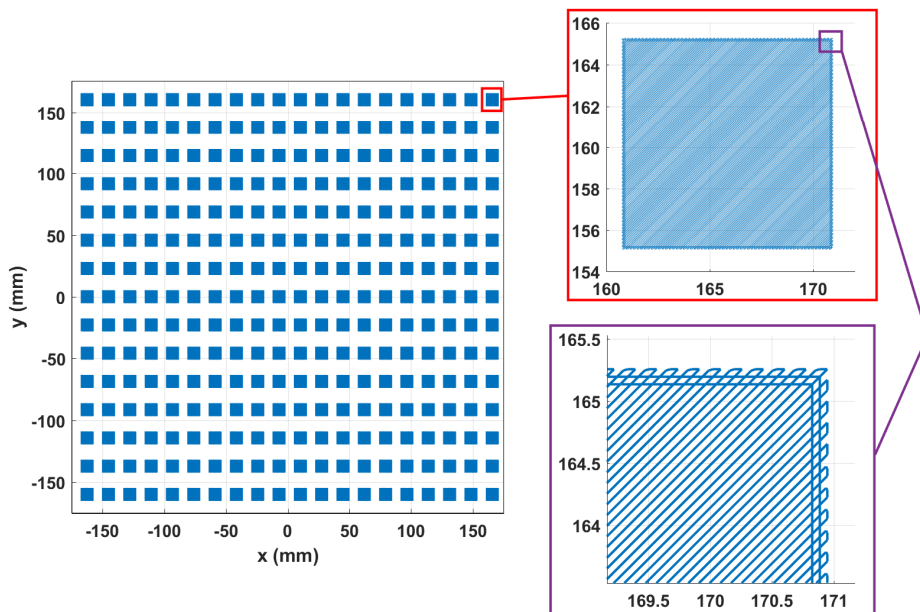


FIGURE 2.65 – Marquage d'une section pour le job sélectionné

2.5.1.2 Déroulement du job de marquage

Pour rappel, les jobs de marquage se divisent essentiellement en deux parties : les phases de mark où le laser est allumé pour fusionner la poudre et les phases de jump pour lesquelles le laser est éteint et qui sont habituellement réalisées à plus haute vitesse. Dans les premières illustrations qui suivent, les paramètres de marquage sont des paramètres par défaut repris sur une configuration classique de machine industrielle SLM pour laquelle les vitesses de balayage du laser sont adaptées aux types de déplacement :

- vitesse de marquage des contours : 1500 mm/s
- vitesse de marquage du remplissage : 1000 mm/s
- vitesse de jump entre contours : 4500 mm/s
- vitesse de jump contour vers remplissage et remplissage vers contour : 6000mm/s

Les mêmes réglages sont retenus dans la configuration pour le plan de travail du système deux axes. Le déroulement du marquage à l'échelle de tout le plan de travail est illustré à la Figure 2.66.

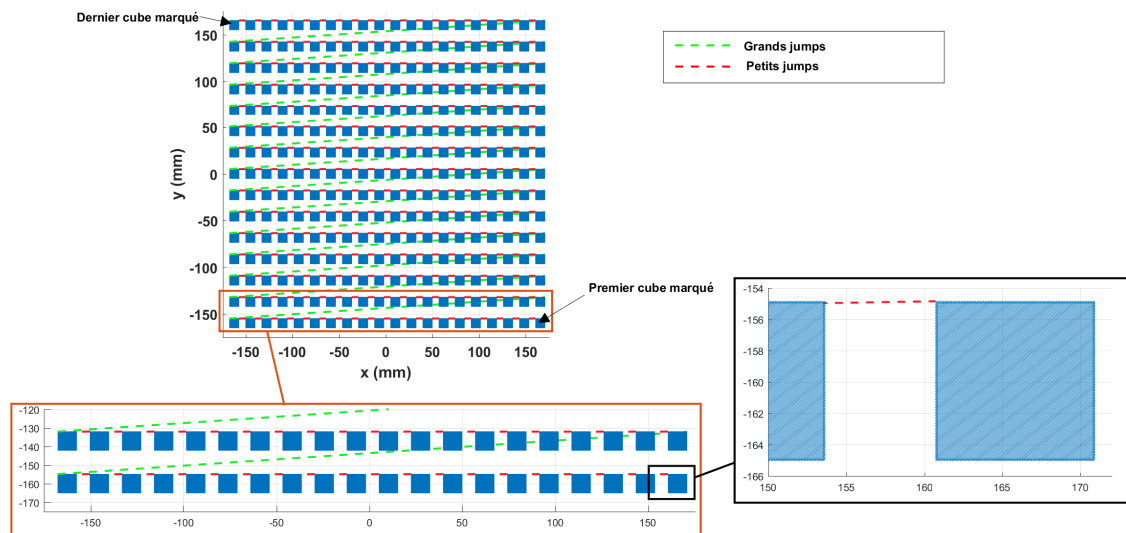


FIGURE 2.66 – Phases de marquage à l'échelle du plan de travail

Le premier carré marqué est le carré dans le coin inférieur droit du plan de travail. A la fin du marquage du premier carré, la tête de scanning réalise un 'petit jump' pour venir marquer le carré immédiatement à sa gauche. Les carrés sont marqués un par un sur la même rangée de la même façon vers la gauche. Une fois le dernier carré de la rangée marqué, la tête de scanning réalise un 'grand jump' pour venir marquer le carré le plus à droite de la rangée immédiatement au-dessus et ainsi de suite jusqu'au dernier carré de la première rangée dans le coin supérieur gauche.

A l'échelle du cube élémentaire, les opérations sont illustrées à la Figure 2.67. Il y a en tout 5 phases qui sont dans l'ordre : le marquage du premier contour intérieur, une première phase de jump, le marquage du second contour extérieur, une deuxième phase de jump et finalement le marquage du remplissage en 45degrés par des motifs en serpentins (zig-zag) depuis le coin inférieur droit du cube jusqu'au coin supérieur gauche.

Ces jobs de marquage sont lancés sur les deux systèmes et on compare autant en termes de valeurs angulaires des galvanomètres que de coordonnées (x, y, z) les écarts entre les données expérimentales et les données obtenues par simulation. On quantifie ces écarts en termes de proportions des points effectivement tirés pendant les phases de jump et les phases de mark pour des valeurs données de contraintes de précision.

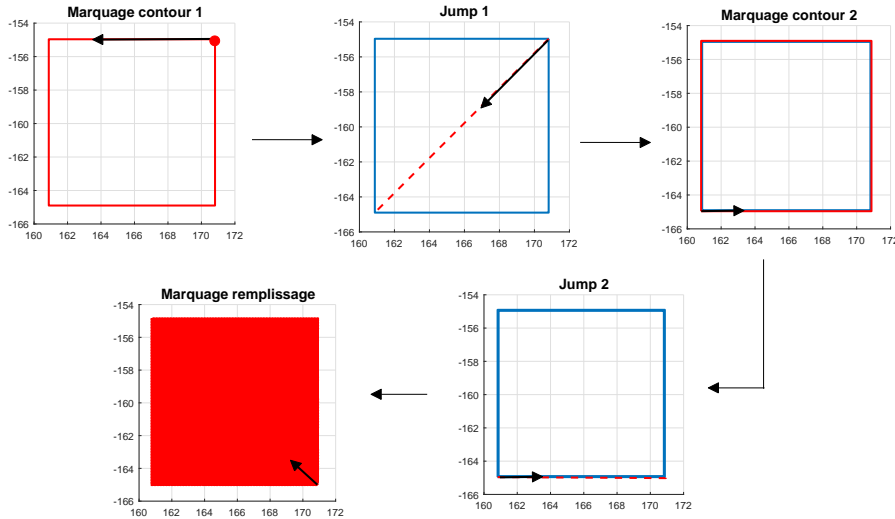


FIGURE 2.67 – Phases de marquage à l'échelle d'un cube élémentaire

Remarque sur les ordres de précision de référence pour les deux systèmes de scanning étudiés :

Dans les machines SLM actuelles, la précision de marquage demandée est de l'ordre de $30\mu\text{m}$ (source constructeur), on qualifiera la proportion des points simulés qui respectent cette contrainte pour le système trois axes (cette contrainte revient à une précision angulaire d'environ $0,003\text{degrés}$). Cependant, le système trois axes et deux axes n'intègrent pas les mêmes technologies de galvanomètres ni de cartes de commande. Après étude expérimentale, les galvanomètres du système deux axes arrivent à réaliser seulement des ordres de précision moins bonnes d'un facteur 10. Les ordres de précision de référence pour le système deux axes sont donc de $300\mu\text{m}$ et $0,03\text{degrés}$. On retient ces valeurs pour les comparaisons réalisées dans la suite en gardant à l'esprit que le système deux axes a été mis en place principalement pour une validation expérimentale des développements qui seront présentés dans le chapitre 3.

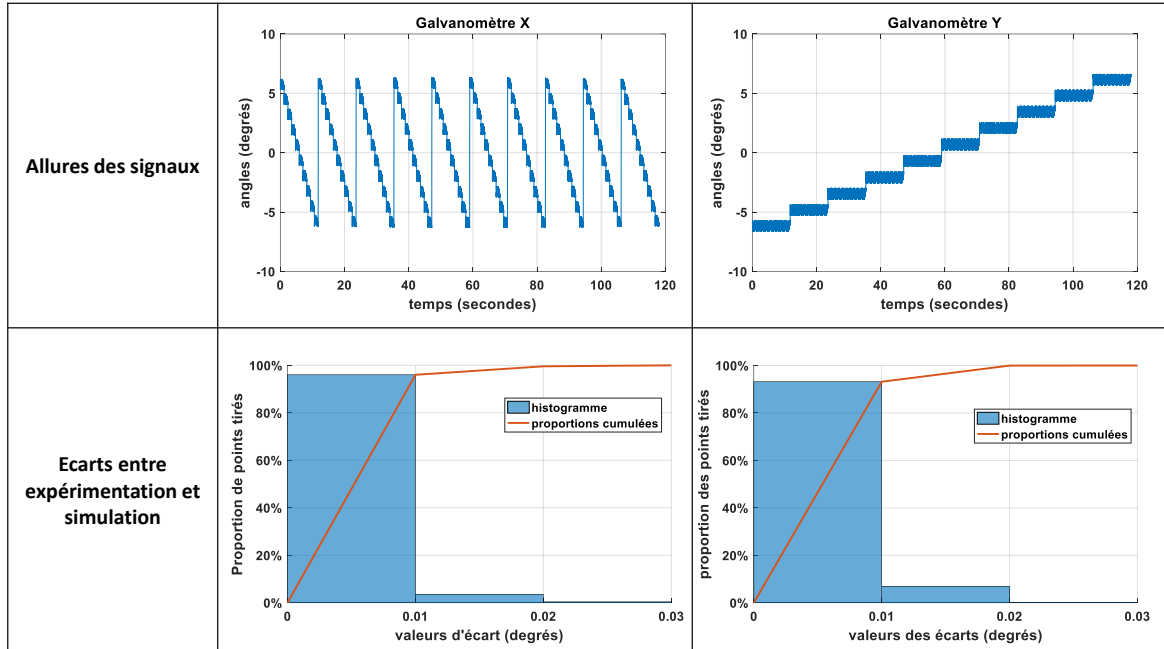
2.5.2 Résultats sur les angles par axe

Le job de marquage pour la validation des modèles est lancé suivant l'ordre des opérations déjà présenté. Dans un premier temps, les réponses en angles entre les données expérimentales et les données simulées sur l'environnement de simulation sont comparées pour les deux ou trois galvanomètres selon le cas. Les allures des signaux obtenus sont reportées aux Figure 2.68a et 2.68b respectivement pour le système deux et trois axes. Les erreurs présentées sont les valeurs absolues de la différence entre les réponses comparées θ_{xexp} et θ_{xsim} , θ_{yexp} et θ_{ysim} puis θ_{zexp} et θ_{zsim} .

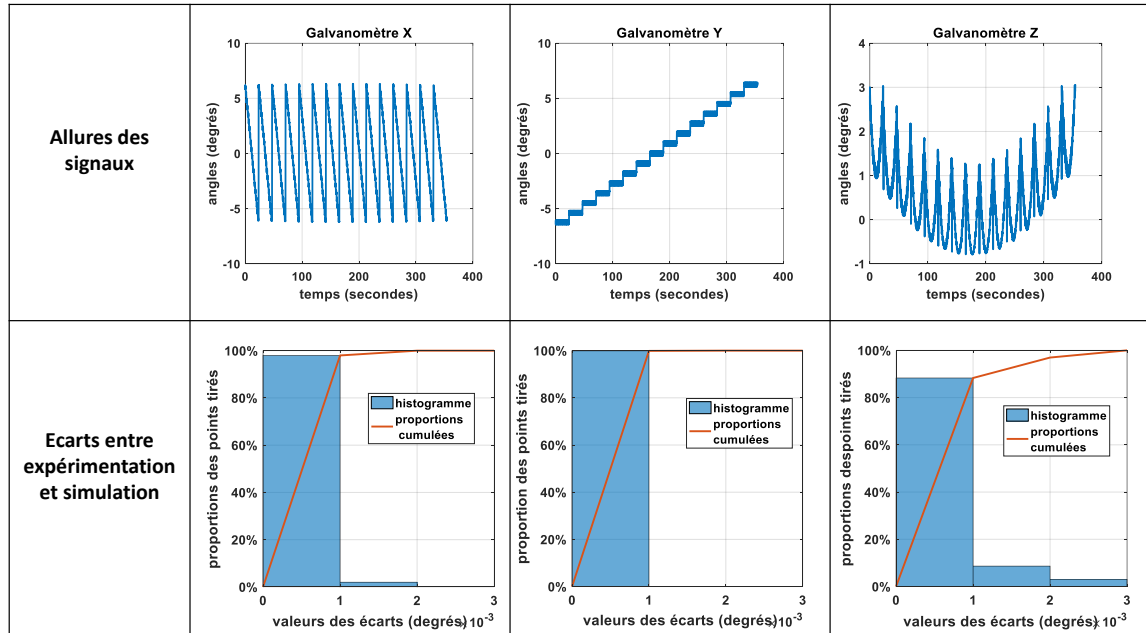
Les modèles pour chaque axe des têtes de scanning sont ainsi validés car 100% des points simulés respectent à chaque fois les contraintes de précision posées en termes de valeurs angulaires. Dans la suite, les écarts entre les données expérimentales et les données de simulation sont présentés en termes de coordonnées des tirs laser sur les plans de travail.

2.5.3 Résultats dans le plan (x, y) et sur la hauteur z

Pour quantifier les erreurs sur le marquage dans le plan entre le marquage obtenu expérimentalement (x_{exp}, y_{exp}) et le marquage obtenu par la simulation (x_{sim}, y_{sim}) , on utilise la notion d'erreur de contour autant sur les phases de 'mark' (laser allumé) que sur les phases de 'jump' (laser éteint). On parle ici d'erreur de contour à la fois pour les marquages de contour et de remplissage car l'objectif est de représenter le degré de précision avec lequel le simulateur reproduit



(a) Résultats sur le système 2 axes



(b) Résultats sur le système 3 axes

FIGURE 2.68 – Validation des environnements de simulation sur les réponses en angles

le marquage expérimental. En d'autres termes, on veut quantifier pour chaque point tiré expérimentalement l'erreur minimale avec laquelle ce point est tiré dans la simulation.

2.5.3.1 Présentation de la méthode de calcul d'erreur de contour mise en oeuvre

L'erreur de contour entre deux trajectoires est définie comme la distance minimale en chaque point de la première trajectoire par rapport à la deuxième trajectoire. La méthode choisie pour caractériser l'erreur de contour entre le marquage expérimental et le marquage simulé est la méthode dite par interpolation linéaire, elle est présentée dans les travaux de [DUONG et al. \[2016\]](#). Cette méthode repose sur la projection orthogonale de chaque point de calcul de la première trajectoire sur le segment de la deuxième trajectoire contenant le point qui présente une valeur minimale de l'erreur de suivi (erreur entre chaque point marqué à un même instant) entre les deux trajectoires considérées. Cette méthode de calcul est illustrée à la Figure 2.69 avec les différentes étapes de calcul pour obtenir l'erreur de contour ϵ_k à chaque instant k

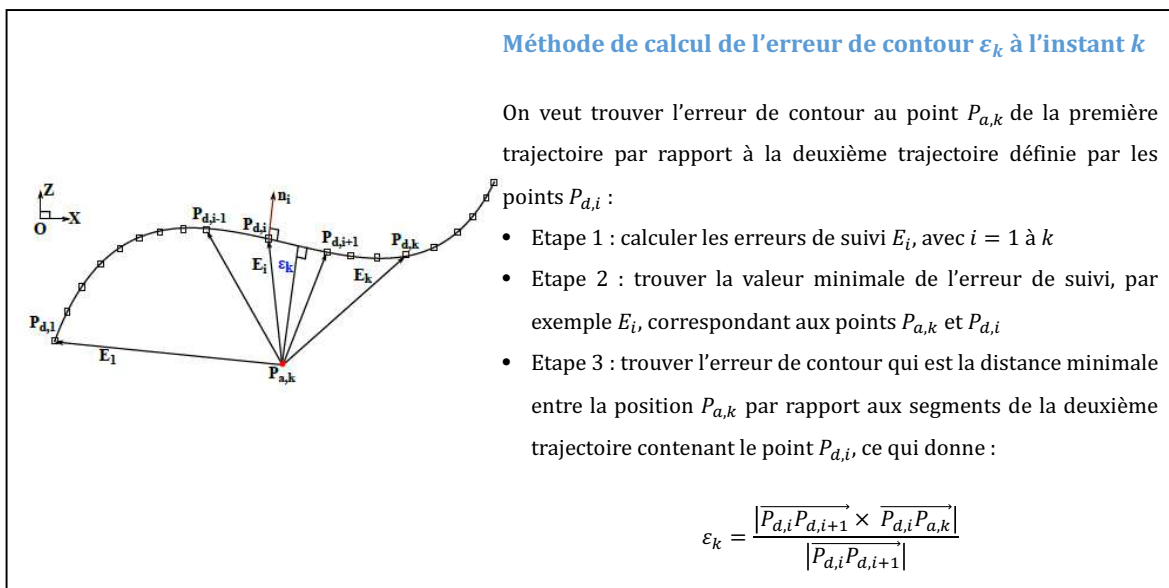


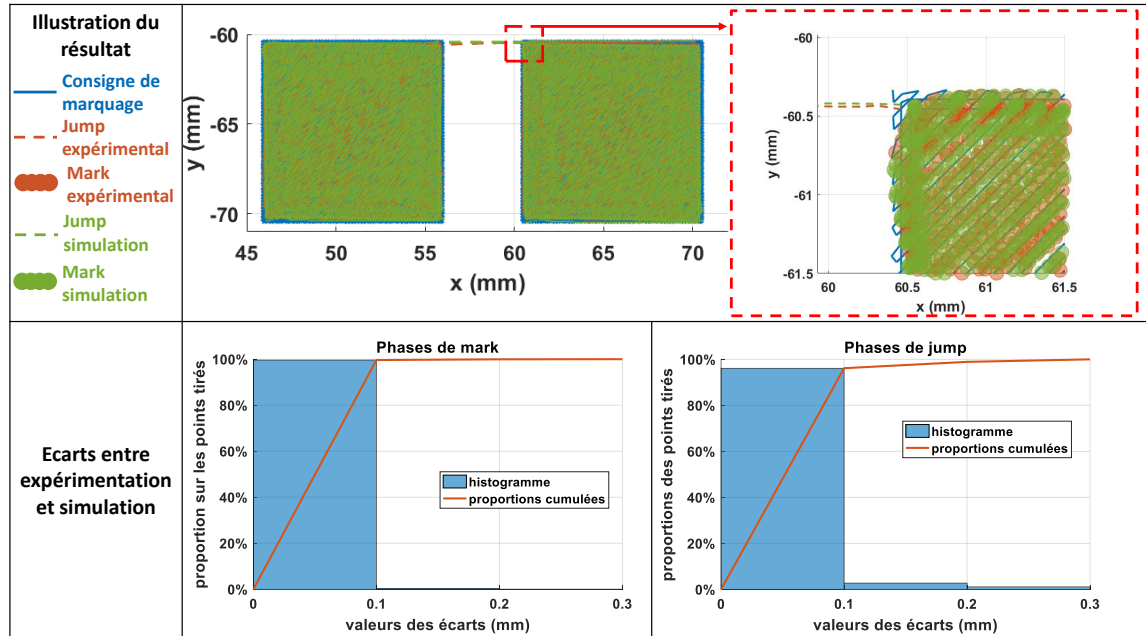
FIGURE 2.69 – Principe du calcul de l'erreur de contour par interpolation linéaire (source [DUONG et al. \[2016\]](#))

En ce qui concerne les hauteurs de focalisation z_{exp} et z_{sim} , elles sont comparées simplement en termes d'écart entre les valeurs à un même instant.

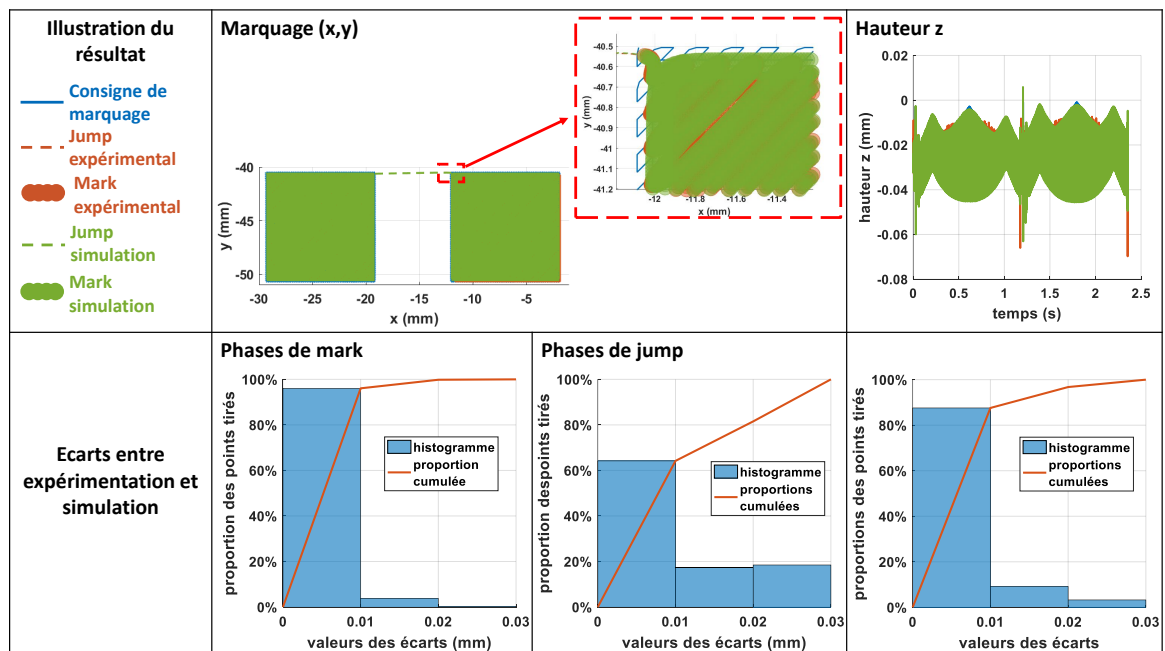
2.5.3.2 Résultats sur les erreurs de contour

Les résultats de valeurs des écarts entre les données expérimentales et les données de simulation pour le système deux axes sont reportés à la Figure 2.70a. On observe que les écarts sur la totalité des points rentrent dans la tolérance de précision de $300\mu\text{m}$ pour le système deux axes. Le simulateur est donc jugé fidèle au comportement du montage expérimental.

Les résultats de valeurs d'écarts entre grandeurs de marquage sur le plan de travail et sur la hauteur de focalisation sont illustrés à la Figure 2.70b pour le système trois axes. On observe que la contrainte d'erreurs de modélisation inférieures à $30\mu\text{m}$ est respectée. Il est utile de noter sur les histogrammes pour les erreurs que les valeurs des erreurs de modélisation sont plus importantes pour les phases de jump par rapport aux erreurs présentées pour les phases de mark. Cela est dû au fait que les jumps se font à plus grande vitesse que les phases de mark. Pour rappel, les modèles de galvanomètres sont simplifiés à un mode de résonance dans les hautes fréquences c'est pourquoi les écarts entre le simulateur et les données expérimentales augmentent avec la vitesse de marquage (une augmentation des vitesses de fonctionnement entraînent des composantes de



(a) Résultats sur le système deux axes



(b) Résultats sur le système trois axes

FIGURE 2.70 – Illustration des écarts entre marquage expérimental et par simulation

plus en plus hautes en fréquences dans les signaux de consigne). On retient que les erreurs de modélisation restent néanmoins inférieures à la contrainte de précision de $30\mu\text{m}$ donc le simulateur reste valable à ces vitesses de travail des têtes de scanning.

Il a été montré que les environnements de simulation mis en place reproduisent le marquage effectivement réalisé par les têtes de scanning avec des valeurs d'erreurs de modélisation respectant des ordres de précision jugés satisfaisants pour l'application fabrication additive. Pour clore ce chapitre sur les modèles de têtes de scanning, on présente dans la suite la possibilité de recourir aux environnements de simulation pour le réglage des recettes de marquage notamment les délais à l'allumage et l'extinction du faisceau laser sans avoir besoin de lancer concrètement des campagnes d'essais coûteuses en temps. En outre, on montre aussi que la comparaison de différentes recettes de marquage (différents paramétrages des vitesses de mark et de jump) sur la précision des formes obtenues est aussi facilitée.

2.6 Exploitation des environnements de simulation

Pour illustrer l'utilité des environnements de simulation, on va comparer, sur le simulateur de la tête trois axes, deux recettes de marquage différentes. L'objectif principal est de montrer le gain en vitesse de fabrication réalisable par réglage des vitesses de parcours et de quantifier les conséquences de ces gains en rapidité sur la précision du marquage final. Les deux recettes comparées sont désignées par réglage 1 et réglage 2 :

- le réglage 1 est le même réglage retenu dans la section précédente pour l'illustration du simulateur :
 - vitesse de mark des contours : 1500mm/s ,
 - vitesse de mark du remplissage : 1000mm/s ,
 - vitesse de jump entre contours : 4500mm/s ,
 - vitesse de jump contour vers remplissage et remplissage vers contour : 6000mm/s ;
 - les réglages de délais à l'allumage et à l'extinction du faisceau laser étaient respectivement $395\mu\text{s}$ et $107\mu\text{s}$, ces réglages proviennent de paramétrages standards utilisés par le partenaire industriel dans les machines SLM.
- dans le réglage 2 on impose une uniformisation des vitesses de balayage :
 - une vitesse de marquage de 1500mm/s constante pour les phases de mark en contours et en remplissage,
 - une vitesse de toutes les phases de jump à 6000mm/s
 - les délais à l'allumage et l'extinction du faisceau laser doivent être réglés selon ce nouveau paramétrage, c'est l'objectif principal de la première sous-section suivante

2.6.1 Utilisation du simulateur pour le réglage des délais à l'allumage et l'extinction du laser

Dans les développements qui suivent, la dynamique d'allumage et d'extinction du faisceau laser est négligée devant la dynamique de réponse des galvanomètres. Il est coutume de régler les délais à l'allumage et l'extinction du faisceau laser par des campagnes d'expérimentations de tirs avec la tête de scanning. Le simulateur est exploité ici pour réaliser simplement et rapidement ces opérations.

2.6.1.1 Réglage du délai à l'allumage

Le délai à l'allumage du laser est nécessaire lors d'une opération de marquage pour le passage d'une phase de jump à une phase de mark. Les effets du délai à l'allumage sont illustrés à la Figure

2.71 dans le cadre du job de marquage présenté pour la validation des environnements de simulation. On observe qu'en l'absence d'un délai à l'allumage, le faisceau laser commence à marquer alors que la phase de jump n'est pas terminée ce qui entraîne un cordon de fusion non désiré, ce phénomène est très prononcé par exemple sur le passage d'un carré à l'autre sur une même ligne. Les délais sont réglés par essais/erreurs à l'aide du simulateur qui a été mis en place. Sur la deuxième partie de la Figure, le délai est réglé à 341 μ s, on voit que les cordons de fusion indésirables sont supprimés. L'utilisation du simulateur pour déterminer la valeur optimale du délai supprime les temps nécessaires aux différentes expérimentations indispensables pour trouver les délais optimaux à chaque changement de recette de marquage.

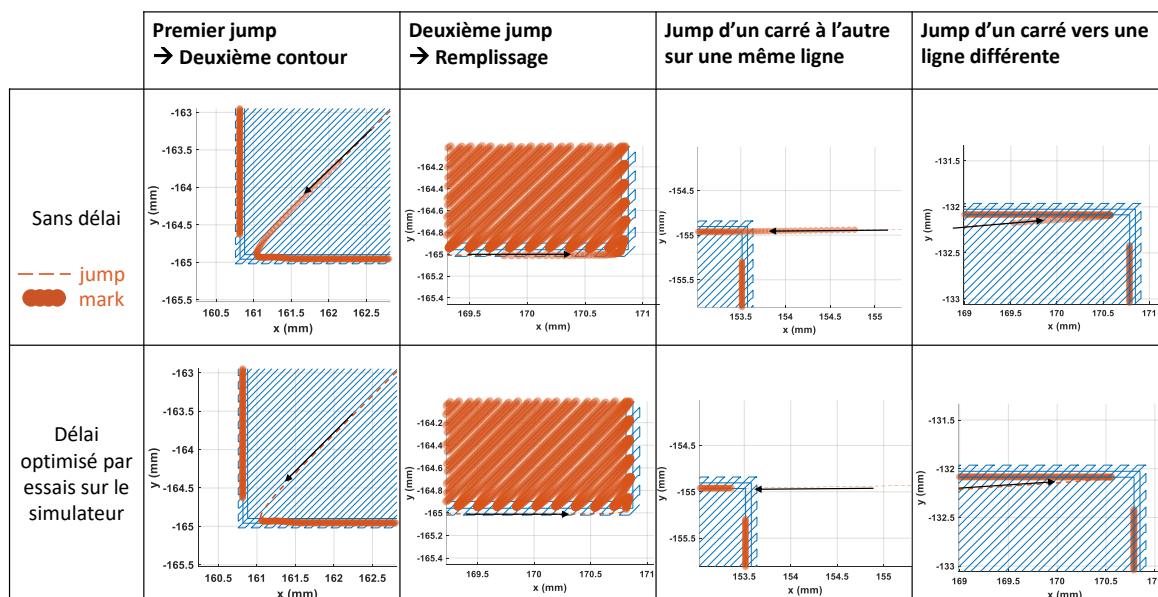


FIGURE 2.71 – Illustration de réglage du délai de retard à l'allumage du laser

2.6.1.2 Réglage du délai à l'extinction

Les délais à l'extinction du laser sont nécessaires pour les passages d'une phase de mark vers une phase de jump. Le réglage de ce délai est illustré à la Figure 2.72 sur le même job de marquage précédent pour le réglage étudié. Le délai à l'extinction du laser permet de continuer à marquer à la fin d'une phase de mark pour compenser le retard dans la dynamique des galvanomètres lors du passage aux consignes de jump. La valeur retenue pour les résultats présentés est de 53 μ s. Il faut faire attention de ne pas régler ce paramètre à une valeur trop importante car un cordon de fusion en excès risque de se produire, notamment lors des passages du marquage d'un carré vers un autre.

Une fois les délais à l'allumage et l'extinction du laser réglé à l'aide du simulateur, les jobs de marquage sont effectivement simulés afin de pouvoir constater les performances de marquage à la fois en termes de temps de marquage et de précision vis-à-vis des formes de consignes désirées.

2.6.2 Utilisation du simulateur pour la comparaison des résultats de différentes recettes de marquage

Les deux recettes de réglage des paramètres de vitesse de marquage sont comparées en termes de précision et de temps de marquage. Lors des étapes de validation des simulateurs dans la section 2.5, la quantification des erreurs de contour était pertinente car on a comparé deux types de marquage effectivement réalisés : le marquage expérimental et le marquage par simulation.

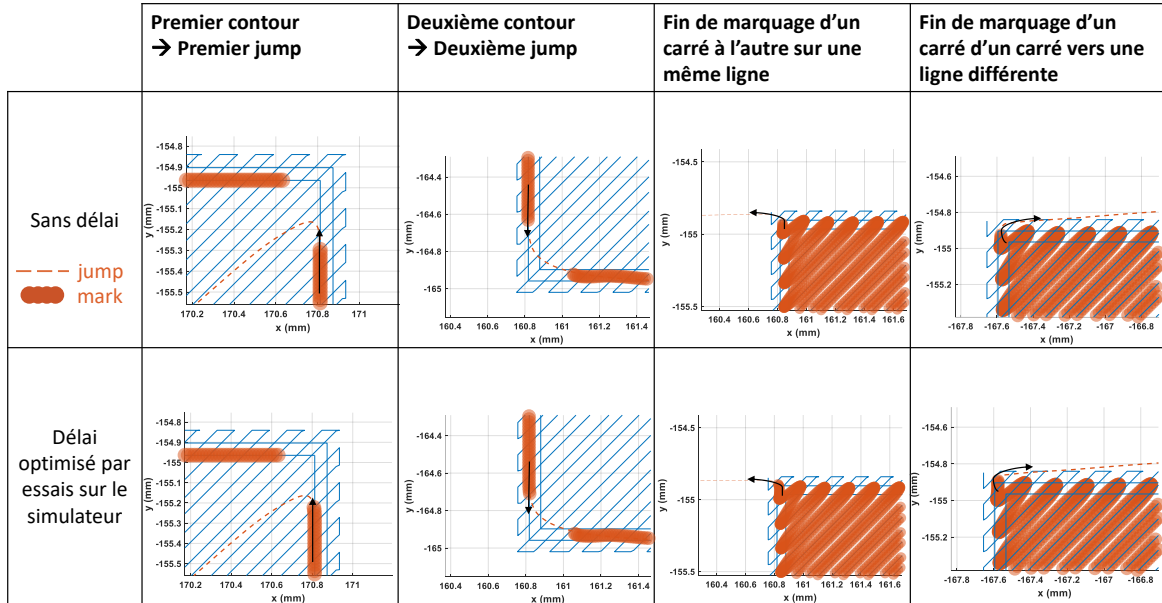


FIGURE 2.72 – Illustration de réglage du délai de retard à l'extinction du laser

L'objectif était de quantifier l'erreur avec laquelle chaque point tiré (pour le marquage et pour les phases de jump) durant le marquage expérimental peut être réalisé par le simulateur. Maintenant, on veut qualifier les marquages réalisés en simulation par les deux recettes cette fois-ci en comparaison à la consigne de marquage dans le plan (x, y) . Il reste pertinent de quantifier l'écart des formes de contour par rapport à la consigne par les erreurs de contour. Cependant, les erreurs de contours ne sont plus adéquats pour qualifier le remplissage par rapport à la consigne désirée. On définit un *taux de remplissage* pour quantifier la précision de ce type de marquage. Le principe est illustré à la Figure 2.73. La surface à remplir est discrétisée par un pas de discrétisation dans les directions x et y égal au diamètre du spot laser. Les surfaces discrètes atteintes par le marquage sont repérées et le taux de remplissage est défini comme étant le rapport entre le nombre de surfaces discrètes atteintes et le nombre total de surfaces discrètes.

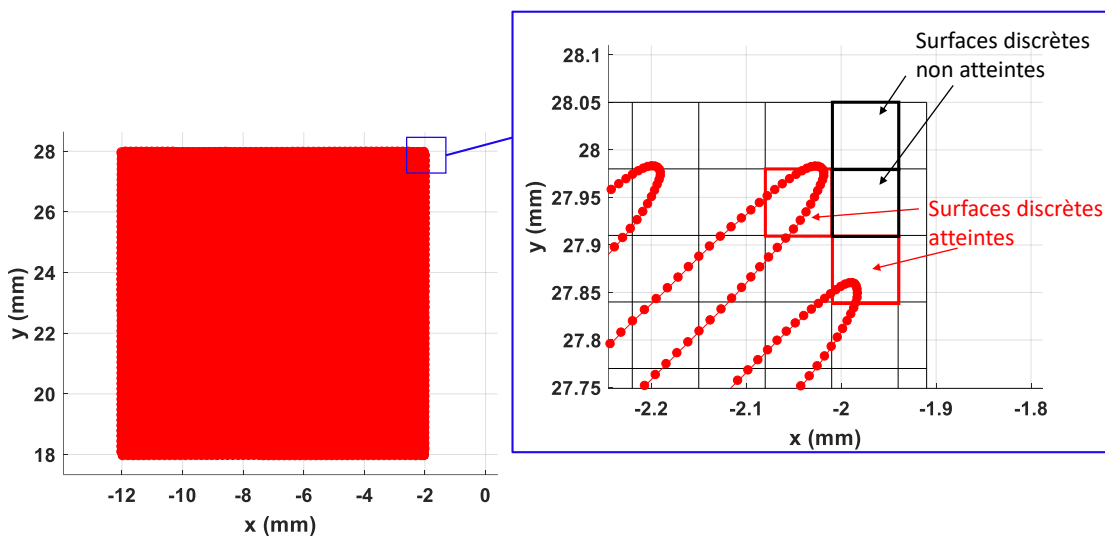


FIGURE 2.73 – Illustration de la discrétisation pour le calcul du taux de remplissage

Les résultats pour les deux réglages à comparer sont présentés à la Figure 2.74 en termes de

distribution des valeurs d'erreurs de contours pour les formes de contours et de résultats des valeurs des taux de remplissage calculés par la méthode présentée précédemment.

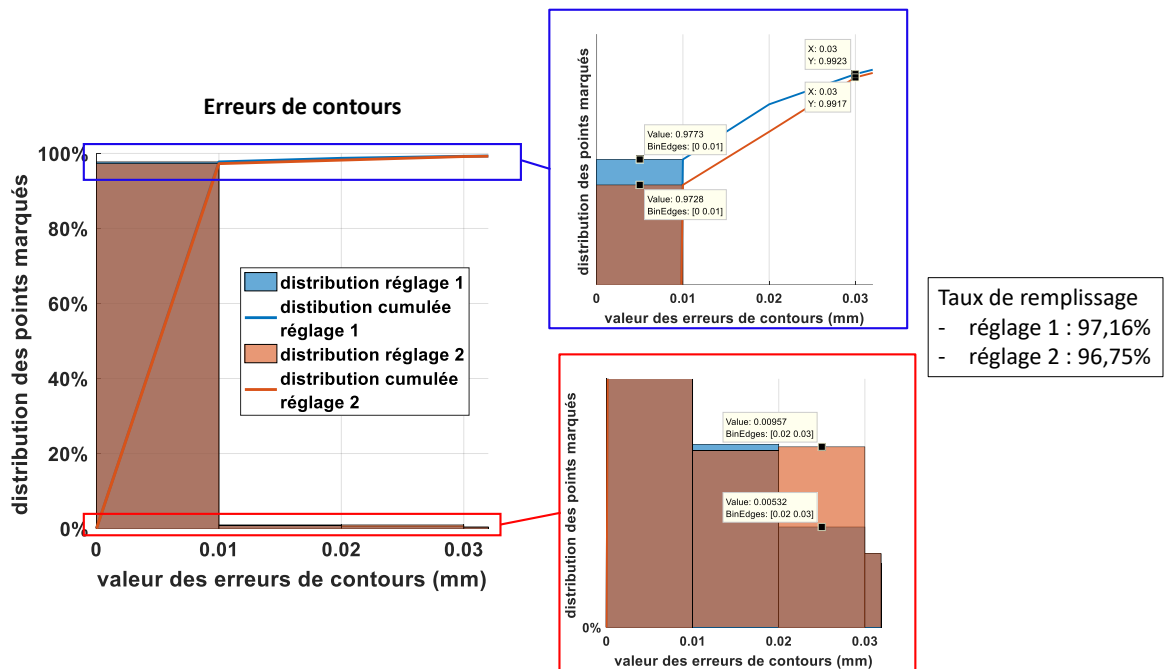


FIGURE 2.74 – Comparaison des performances de marquage des deux réglages par simulation

En termes de temps d'opération pour la réalisation de toute la couche de 300 carrés pour le système trois axes, on passe de 354,326 secondes pour le premier réglage à 263,441 secondes pour le deuxième réglage soit une réduction d'environ 25% du temps de marquage. Ce qu'il est intéressant de relever sur les courbes de la Figure 2.74 sont les modifications apportées sur la précision suite à cette réduction du temps d'opération :

- pour les contours :
 - en termes de proportions de points marqués à moins de 30 μ m de la consigne : on passe de 99,23% à 99,17%, une réduction modérée;
 - en termes de proportions de points marqués à moins de 10 μ m de la consigne : on passe de 97,73% à 97,28%, une réduction tout aussi modérée;
 - en termes de proportions de points marqués entre 20 μ m et 30 μ m de la consigne, on passe de 0,53% à 0,96%, la valeur a été quasiment doublée mais reste cependant très faible devant l'ensemble des points pour le marquage de contours;
- pour le remplissage, on passe d'un taux de remplissage de 97,16% à 96,75% soit une réduction de 0,41% ce qui est relativement faible.

Cette analyse complètement réalisée à l'aide de l'environnement de simulation permet de conclure qu'il est possible de gagner 25% du temps d'opération par simple uniformisation des vitesses d'opération tout en limitant la détérioration apportée au niveau de la précision de marquage.

On a vu dans ce chapitre les techniques mises en oeuvre pour modéliser les systèmes galvanomètres/laser pour les applications fabrication additive SLM. Ces méthodes reposent sur des considérations physiques sur l'élément principal et des structures d'asservissement conventionnellement utilisées dans l'industrie. Les modèles sont validés autant sur les valeurs du positionnement angulaire que de marquage dans un plan de travail au travers de l'utilisation des modèles

géométriques, largement étudiés dans la littérature. L'utilité de ces modèles pour former des environnements de simulation pour les têtes de scanning a été démontrée à la fois dans la recherche des paramètres de délais optimaux dans les recettes de marquage et dans la comparaison de différents paramétrages. L'utilisation du simulateur pour ces opérations d'anticipation peut faire gagner beaucoup de temps en industrie où pour l'instant on a recours à des campagnes d'essais expérimentaux pouvant être répétitifs pour réaliser les opérations recherchées surtout dans l'étude de la mise en place des nouvelles recettes de marquage. Une extension des méthodes présentées dans le cadre de la mise en place d'un protocole d'essai pour caractériser individuellement les têtes de scanning au long de leur durée de vie a aussi été introduite.

La démarche présentée pour la mise en place des modèles est une démarche générique pour laquelle les modèles présentés peuvent encore être améliorés selon les exigences de précision, par extension supplémentaire de la validation des modèles dans le plan fréquentiel par exemple (augmentation de l'ordre des modes souples modélisés). Le chapitre suivant se concentre toujours sur l'étude de la dynamique des actionneurs et les effets sur le marquage, il est orienté sur l'étude de structures de commande avancées de types commandes optimales et l'apport de ces structures à l'opération de marquage par rapport aux structures conventionnelles présentées lors des étapes de modélisation de l'actionneur pour les machines SLM. Le but est de mettre en oeuvre des structures multi-objectifs qui peuvent réaliser en une seule fois les fonctions (filtrage, asservissement, suppression des modes souples) de la structure de commande présentée dans sa version conventionnelle par la prise en compte en amont des opérations de synthèse des comportements désirés en boucle fermée asservie.

2.7 Références

- AYLWARD, R. P. 2003, «Advanced galvanometer-based optical scanner design», *Sensor review*, vol. 23, n° 3, p. 216–222.
- BÉARÉE, R. 2014, «New damped-jerk trajectory for vibration reduction», *Control Engineering Practice*, vol. 28, p. 112–120.
- BIAGIOTTI, L. et C. MELCHIORRI. 2012, «FIR filters for online trajectory planning with time-and frequency-domain specifications», *Control Engineering Practice*, vol. 20, n° 12, p. 1385–1399.
- BLAIS, F. 1988, «Control of low inertia galvanometers for high precision laser scanning systems», *Optical Engineering*, vol. 27, n° 2, p. 272–284.
- CHEN, C.-T., M.-Y. CHENG, C.-H. WU et C.-M. WEN. 2011, «Taguchi method based model predictive control design for laser scanner», dans *2011 8th Asian Control Conference (ASCC)*, IEEE, p. 737–742.
- DUONG, T.-Q., P. RODRIGUEZ-AYERBE, S. LAVERNHE, C. TOURNIER et D. DUMUR. 2016, «Offline gain adjustment with constraints for contour error reduction in high speed milling», dans *2016 IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, IEEE, p. 201–206.
- ERKORKMAZ, K. et Y. ALTINTAS. 2001, «High speed cnc system design. part i : jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation», *International Journal of machine tools and manufacture*, vol. 41, n° 9, p. 1323–1345.
- FENG, J. et J. ZHI. 2011, «Digital implementation of a galvanometric optical scanner based on dsp and fpga», dans *2011 International Conference on Mechatronic Science, Electric Engineering and Computer (MEC)*, IEEE, p. 1899–1902.
- GODINEAU, K. 2019, *Optimisation du pilotage de chaînes opto-mécaniques pour l'exécution de trajectoires en fabrication additive par fusion laser sur lit de poudre*, thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure Paris Saclay.

- GODINEAU, K., S. LAVERNHE et C. TOURNIER. 2019, «Calibration of galvanometric scan heads for additive manufacturing with machine assembly defects consideration», *Additive Manufacturing*, vol. 26, p. 250–257.
- HIROSE, N., M. IWASAKI, M. KAWAFUKU et H. HIRAI. 2008, «Initial value compensation using additional input for semi-closed control systems», *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 56, n° 3, p. 635–641.
- IWASAKI, M., K. SEKI et Y. MAEDA. 2012, «High-precision motion control techniques : A promising approach to improving motion performance», *IEEE Industrial Electronics Magazine*, vol. 6, n° 1, p. 32–40.
- KARA, T. et I. EKER. 2004, «Nonlinear modeling and identification of a dc motor for bidirectional operation with real time experiments», *Energy Conversion and Management*, vol. 45, n° 7-8, p. 1087–1106.
- KIM, B. K., W. K. CHUNG et K. OHBA. 2009, «Design and performance tuning of sliding-mode controller for high-speed and high-accuracy positioning systems in disturbance observer framework», *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 56, n° 10, p. 3798–3809.
- LI, R., J. LIU, Y. SHI, L. WANG et W. JIANG. 2012, «Balling behavior of stainless steel and nickel powder during selective laser melting process», *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 59, n° 9-12, p. 1025–1035.
- LI, S., J. CAO et Z. ZHOU. 2015, «Study on fuzzy self-adaptive pid for galvanometer control system», dans *2015 6th International Conference on Manufacturing Science and Engineering*, Atlantis Press.
- MANAKOV, A., H.-P. SEIDEL et I. IHRKE. 2011, «A mathematical model and calibration procedure for galvanometric laser scanning systems», .
- MIRTCHEV, T., R. WEEKS et S. MINKO. 2010, «Optimizing the feedback control of galvo scanners for laser manufacturing systems», dans *Photonics North 2010*, vol. 7750, International Society for Optics and Photonics, p. 77500T.
- MNERIE, C. A., S. PREITL et V.-F. DUMA. 2013, «Performance enhancement of galvanometer scanners using extended control structures», dans *2013 IEEE 8th International Symposium on Applied Computational Intelligence and Informatics (SACI)*, IEEE, p. 127–130.
- NEE, A., J. FUH et T. MIYAZAWA. 2001, «On the improvement of the stereolithography (sl) process», *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 113, n° 1-3, p. 262–268.
- OLABI, A., R. BÉARÉE, O. GIBARU et M. DAMAK. 2010, «Feedrate planning for machining with industrial six-axis robots», *Control Engineering Practice*, vol. 18, n° 5, p. 471–482.
- OLSSON, H., K. J. ÅSTRÖM, C. C. DE WIT, M. GÄFVERT et P. LISCHINSKY. 1998, «Friction models and friction compensation», *Eur. J. Control*, vol. 4, n° 3, p. 176–195.
- POTHEN, M., K. WINANDS et F. KLOCKE. 2017, «Compensation of scanner based inertia for laser structuring processes», *J. Laser Appl*, vol. 29, n° 1.
- RASOANARIVO, F., P. RODRIGUEZ-AYERBE et D. DUMUR. 2018, «Galvanometer scanner modeling for selective laser melting deflection system simulation», dans *2018 15th International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision (ICARCV)*, IEEE, p. 1170–1175.
- SAUNDERS, M. 2018, «How process parameters drive successful metal am part production», *Metal AM-The Magazine For The Metal Additive Manufacturing Industry*, vol. 4, n° 2.

- TOURNIER, C. 2010, *Usinage à grande vitesse : Technologies, modélisations et trajectoires*, Dunod.
- VIRGALA, I., P. FRANKOVSKÝ et M. KENDEROVÁ. 2013, «Friction effect analysis of a dc motor», *American Journal of Mechanical Engineering*, vol. 1, n° 1, p. 1–5.
- WIENKEN, C. J., A. UNTERHOLZNER et M. BREIT. 2016, «Advanced galvo control enables efficient laser micro processing», dans *9th International Conference on Photonic Technologies LANE 2016*, SCANLAB AG.
- XIE, J., S. HUANG, Z. DUAN, Y. SHI et S. WEN. 2005, «Correction of the image distortion for laser galvanometric scanning system», *Optics & Laser Technology*, vol. 37, n° 4, p. 305–311.
- XINCHAO, Z. 2010, «A perturbed particle swarm algorithm for numerical optimization», *Applied Soft Computing*, vol. 10, n° 1, p. 119–124.
- YEUNG, H., B. M. LANE, M. DONMEZ, J. C. FOX et J. NEIRA. 2018, «Implementation of advanced laser control strategies for powder bed fusion systems», *Procedia Manufacturing*, vol. 26, p. 871–879.
- YEUNG, H., J. NEIRA, B. LANE, J. FOX et F. LOPEZ. 2016, «Laser path planning and power control strategies for powder bed fusion systems», dans *The Solid Freeform Fabrication Symposium*, p. 113–127.
- ZAEH, M. et S. PIECZONA. 2018, «Adaptive inverse control of a galvanometer scanner considering the structural dynamic behavior», *CIRP Annals*, vol. 67, n° 1, p. 385–388.

Chapitre 3

Optimisation de la dynamique des actionneurs galvanomètres

Dans le chapitre 2 précédent, le comportement des têtes de scanning multi-axes qui sont les actionneurs principaux pour le balayage laser dans les machines SLM a été étudié d'une manière approfondie. On a mis en oeuvre des environnements de simulation complets pour les systèmes trois axes et deux axes étudiés dans ce travail de thèse. On a montré que ces simulateurs reproduisent à des degrés de précision satisfaisants pour l'application fabrication additive les comportements des têtes de scanning réelles. L'utilité de ces environnements de simulation pour optimiser les réglages de temps de retard dans le paramétrage des recettes de marquage et la comparaison des résultats de marquage sur différents paramétrages de vitesses de parcours a été montrée.

Dans ce chapitre 3, on se propose de se baser sur ces modèles des têtes de scanning afin d'étudier la mise en place de structures de commande avancées pour la commande des axes. On a sélectionné particulièrement les structures de commandes robustes *H-infini* (H_∞) pour chercher à améliorer la dynamique des axes des actionneurs. Comme on le verra, ces techniques permettent de synthétiser des régulateurs par modelage des différentes fonctions de transfert qui interviennent dans la boucle fermée asservie que l'on veut réaliser. Ce chapitre se divise en 5 sections. La première section est donnée en guise d'introduction pour placer dans le contexte technologique les structures de commande robuste H_∞ . Une deuxième section présente les bases de la technique de synthèse de correcteur H_∞ et son application au cas des galvanomètres. Dans la troisième section, on illustre concrètement l'apport des structures de commande H_∞ sur le marquage en simulation avec la tête de scanning trois axes puis dans la quatrième section, les développements proposés sont validés expérimentalement par implémentation des correcteurs H_∞ sur le banc expérimental présenté dans la chapitre 1 pour le système deux axes. Dans une cinquième et dernière section, une synthèse des performances de marquage est donnée pour les paramétrages de job considérés dans la comparaison des structures conventionnelles de commande d'axe et avec les correcteurs H_∞ . Les apports concrets des structures H_∞ sont donnés.

Sommaire

3.1 Introduction	90
3.2 Synthèse des structures de commande robuste H-infini	91
3.2.1 Définition du problème standard et sa résolution par l'algorithme de Glover-Doyle	91
3.2.2 Mise en forme pour la synthèse	94
3.2.3 Application de la méthode aux galvanomètres	96
3.3 Résultats sur le simulateur du système trois axes	105
3.3.1 Job de marquage avec le réglage de vitesses n°1	105
3.3.1.1 Résultats sur les axes	105
3.3.1.2 Résultats sur le marquage	106
3.3.2 Job de marquage avec le réglage de vitesses n°2	107

3.3.2.1	Résultats sur les axes	107
3.3.2.2	Résultats sur le marquage	107
3.3.3	Job de marquage avec réglage de vitesses n°3	107
3.3.3.1	Résultats sur les axes	107
3.3.3.2	Résultats sur le marquage	109
3.4	Résultats avec les structures H-infini sur le banc de test pour le système deux axes	109
3.4.1	Job de marquage avec le réglage de vitesses n°1	109
3.4.1.1	Résultats sur les axes	109
3.4.1.2	Résultats sur le marquage	110
3.4.2	Job de marquage avec le réglage de vitesses n°2	111
3.4.2.1	Résultats sur les axes	111
3.4.2.2	Résultats sur le marquage	111
3.5	Synthèse des résultats et discussions	112
3.6	Références	114

3.1 Introduction

Le cadre de mise en place des structures de commande conventionnelles dans les opérations de modélisation du chapitre 2 présente une synthèse séparée des différentes fonctions de la structure de commande. En particulier, les actions d'atténuation du pré-filtrage peuvent par exemple imposer des comportements hautes fréquences subis par la structure d'asservissement pour le réglage du suivi de consignes. On a vu dans l'adaptation des temps de filtrages T_a et T_j qu'on pouvait améliorer le rejet du mode souple à condition de connaître précisément ses caractéristiques. Il peut cependant arriver que ces paramètres du galvanomètre changent au cours de sa durée de vie d'où la nécessité aussi de lois d'asservissement robuste à ce type de comportement.

La motivation principale du choix des structures de commande H_∞ est l'aspect "multi-objectifs" de l'opération de synthèse mise en oeuvre qui, contrairement aux structures de commande conventionnelles, prennent en compte simultanément les contraintes de performances en vitesse, précision, stabilité et rejet des modes souples. Comme on le verra aussi, il est possible d'intégrer des éléments de robustesse de l'asservissement par rapport aux perturbations et aux dynamiques négligées lors de l'étape de synthèse du correcteur. Ces contraintes peuvent le plus souvent se décliner en contraintes de modelage des différentes fonctions de transfert qui interviennent dans la boucle asservie finale.

Le principe de synthèse des correcteurs H_∞ est fondé sur le problème dit *standard* introduit par ZAMES [1981], il est présenté dans la première section de ce chapitre. L'objectif principal est la mise en place de correcteurs optimaux répondant à une contrainte de modelage des fonctions de transfert qui interviennent dans la boucle fermée asservie finale. La résolution du problème standard a fait l'objet de nombreuses techniques de résolution dont les plus notables sont : la résolution par équations de Riccati en 1988 introduite par DOYLE et al. [1988], la résolution par LMI (inégalités matricielles linéaires) en 1994 par GAHINET et APKARIAN [1994] et une méthode fondée sur des techniques d'optimisation non lisse en 2006 par APKARIAN et NOLL [2006]. Au fil du temps, les structures d'asservissement synthétisées sur la base du problème standard H_∞ ont fait preuve de qualités de performances de stabilité et de robustesse remarquables, ce qui a valu à la technique son application dans des domaines à hautes exigences de performance. En effet, c'est la mise en place des structures H_∞ qui a permis, par exemple, en 2014 de poser avec succès le module d'atterrissage *Philae* de la sonde spatiale *Rosetta* sur la comète 67P/Churyumov–Gerasimenko pour l'étude de cette dernière (FALCOZ et al. [2015]). Ces structures ont aussi été utilisées pour contrôler les vibrations dans les avions *Falcon* pour l'amélioration du confort des passagers (MEYER et al. [2016]). En outre, les structures H_∞ se retrouvent aussi beaucoup dans les applications de robotique comme pour le contrôle en couple des moteurs dans ABROUG et MORINIERE [2014] et en po-

sition dans MAKAROV [2013] pour des applications de robotique interactive. Il est donc pertinent d'étudier ce que peut apporter ces types de structures de commande avancée pour l'application fabrication additive qui est une technique en progression constante de maturité technologique.

Pour la synthèse des correcteurs H_∞ , l'objectif recherché est la résolution du problème standard, il est présenté dans la suite ainsi que la méthode de résolution de base sélectionnée dans le cadre de ce travail.

3.2 Synthèse des structures de commande robuste H-infini

La méthode de synthèse des correcteurs H_∞ est fondée sur la définition de la notion de problème standard et de sa résolution (DUC et FONT [1999]). On introduit ici cette notion ainsi que la méthode de résolution par les équations de *Riccati* pour une application au cas particulier de la commande des galvanomètres des têtes de scanning.

3.2.1 Définition du problème standard et sa résolution par l'algorithme de Glover-Doyle

Formulation du problème standard

Le problème standard est illustré à la Figure 3.1. $P(s)$ représente le système à asservir par la synthèse d'un correcteur $K(s)$. w est le vecteur des entrées extérieures (consignes, perturbations, bruits), u représente les signaux de commandes, les signaux e représentent les grandeurs que l'on veut asservir et qui sont surveillées pour caractériser le bon fonctionnement de l'asservissement et z représente les signaux de mesures utilisés par le régulateur pour élaborer les signaux de commande.

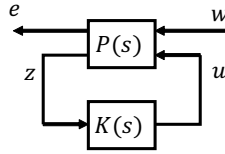


FIGURE 3.1 – Cadre H_∞ standard

A partir de la Figure 3.1, on peut écrire la relation matricielle :

$$\begin{pmatrix} e(s) \\ z(s) \end{pmatrix} = P(s) \begin{pmatrix} w(s) \\ u(s) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} P_{ew}(s) & P_{eu}(s) \\ P_{zw}(s) & P_{zu}(s) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} w(s) \\ u(s) \end{pmatrix} \quad (3.1)$$

D'un autre côté, on sait que :

$$u(s) = K(s)z(s) \quad (3.2)$$

(3.1) peut donc se réécrire :

$$\begin{pmatrix} e(s) \\ z(s) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} P_{ew}(s) & P_{eu}(s) \\ P_{zw}(s) & P_{zu}(s) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} w(s) \\ K(s)z(s) \end{pmatrix} \quad (3.3)$$

et on obtient les relations :

$$\begin{cases} e(s) = P_{ew}(s)w(s) + P_{eu}(s)K(s)z(s) \\ z(s) = P_{zw}(s)w(s) + P_{zu}(s)K(s)z(s) \end{cases} \quad (3.4)$$

La deuxième équation de (3.4) permet d'écrire :

$$z(s) = P_{zw}(s)w(s)(1 - P_{zu}(s)K(s))^{-1} \quad (3.5)$$

En injectant (3.5) dans la première équation de (3.4), on obtient la fonction de transfert entre $e(s)$ et $w(s)$ pour le système bouclé :

$$\begin{aligned} e(s) &= \left(P_{ew}(s) + P_{eu}(s)K(s)(I - P_{zu}(s)K(s))^{-1}P_{zw}(s) \right) w(s) \\ &= \mathbf{F}_I(P(s), K(s))w(s) \end{aligned} \quad (3.6)$$

avec I la matrice identité.

La fonction de transfert $\mathbf{F}_I(P(s), K(s))$ est ce qu'on appelle la *Transformée Fractionnaire Linéaire* (DUC et FONT [1999]) (ou *LFT* pour *Linear Fractional Transformation*). Le problème standard pour la synthèse du correcteur H_∞ est défini pour $P(s)$ et un réel strictement positif γ donné et consiste à déterminer $K(s)$ qui stabilise le système bouclé de la Figure 3.1 tout en assurant

$$\|\mathbf{F}_I(P(s), K(s))\|_\infty < \gamma \quad (3.7)$$

La norme $\|\cdot\|_\infty$ est la norme H_∞ , cette norme représente d'une manière générale la valeur la plus élevée du gain d'un système donné $G(s)$ sur un ensemble de pulsations ω . La norme H_∞ peut se définir de la manière suivante :

$$\|G(s)\|_\infty := \sup_{\omega \in \mathbf{R}} \bar{\sigma}(G(j\omega)) \quad (3.8)$$

où $\bar{\sigma}$ représente la plus grande valeur singulière du système. Pour un système représenté sous forme d'une matrice de transferts avec p et m respectivement les dimensions des entrées et des sorties, les valeurs singulières $\sigma_{i, i=1, \overline{\min(p, m)}}$ sont définies comme les racines carrées des valeurs propres de la matrice de transfert multipliée par sa transconjuguée (DUC et FONT [1999]) :

$$\sigma_i(G(j\omega)) := \sqrt{\lambda_i(G(j\omega)G(-j\omega)^T)} \quad (3.9)$$

La propriété de la norme H_∞ qui est exploitée dans la méthode de synthèse des correcteurs est celle qui décrit que si la norme H_∞ d'une matrice de transfert est majorée par un réel γ alors la norme H_∞ de chaque élément particulier de la matrice de transferts l'est aussi. En d'autres termes, le cadre de la synthèse H_∞ permet d'imposer des contraintes de limitations sur la valeur des gains des transferts qui interviennent dans la boucle fermée asservie.

On a annoncé dans l'introduction différentes méthodes existantes pour résoudre le problème standard. On retient ici la méthode la plus couramment utilisée qui est celle par les équations de Riccati aussi connue sous l'appellation d'algorithme de Glover-Doyle (DOYLE et al. [1988]).

Résolution du problème H-infini standard par les équations de Riccati

La résolution du problème standard par les équations de Riccati se fonde sur une représentation d'état de la matrice $P(s)$ sous la forme :

$$\begin{pmatrix} \dot{x}(t) \\ e(t) \\ z(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A & B_w & B_u \\ C_e & D_{ew} & D_{eu} \\ C_z & D_{zw} & D_{zu} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x(t) \\ w(t) \\ u(t) \end{pmatrix} \quad (3.10)$$

avec $x \in \mathbf{R}^n$; $w \in \mathbf{R}^{n_w}$; $u \in \mathbf{R}^{n_u}$; $e \in \mathbf{R}^{n_e}$; $z \in \mathbf{R}^{n_z}$. Cette représentation d'état fait intervenir différents paramètres du système qui sont entre autres :

- $x(t)$: le vecteur d'état du système
- $\begin{pmatrix} e(t) \\ z(t) \end{pmatrix}$: le vecteur de sorties du système

- $\begin{pmatrix} w(t) \\ u(t) \end{pmatrix}$: le vecteur d'entrées du système
- A : la matrice d'état du système
- $(B_w \ B_u)$: la matrice de commande du système
- $\begin{pmatrix} C_e \\ C_z \end{pmatrix}$: la matrice d'observation du système
- $\begin{pmatrix} D_{ew} & D_{eu} \\ D_{zw} & D_{zu} \end{pmatrix}$: la matrice d'action directe du système

Pour résoudre le problème standard, les quatre hypothèses suivantes doivent être satisfaites :

H1. (A, B_u) est stabilisable et (C_z, A) est détectable

H2. $\text{rang}(D_{eu}) = n_u$ et $\text{rang}(D_{zw}) = n_z$

H3. $\forall \omega \in \mathbf{R}, \text{rang} \begin{pmatrix} A - j\omega I_n & B_u \\ C_e & D_{eu} \end{pmatrix} = n + n_u$

H4. $\forall \omega \in \mathbf{R}, \text{rang} \begin{pmatrix} A - j\omega I_n & B_w \\ C_z & D_{zw} \end{pmatrix} = n + n_u$

Des conditions supplémentaires sont données, ce sont des résultats qu'il est toujours possible d'obtenir (SAFONOV et al. [1989]) en réalisant une série de transformations sur la représentation du système (3.10) pour obtenir :

$$\begin{aligned} D_{ew} = 0 \quad D_{eu}^T \begin{pmatrix} C_e & D_{eu} \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} 0 & I_{n_u} \end{pmatrix} \\ D_{zu} = 0 \quad \begin{pmatrix} B_w \\ D_{zw} \end{pmatrix} D_{zw}^T &= \begin{pmatrix} 0 \\ I_{n_z} \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (3.11)$$

I_k est la matrice identité d'ordre k

Soient $P = P^T$ et $Q = Q^T$ des matrices ayant la même dimension que la matrice d'état A . On définit la notation suivante :

$$X = Ric \begin{pmatrix} A & -P \\ -Q & -A^T \end{pmatrix} \quad (3.12)$$

la solution de l'équation de Riccati :

$$XA + A^T X - X^T P X + Q = 0 \quad (3.13)$$

telle que toutes les valeurs propres de $A - PX$ ont une partie réelle strictement négative. En outre, la notation $X \geq 0$ signifie que la matrice X est définie positive.

Sous les hypothèses H1 à H4 et les conditions (3.11), la faisabilité du problème standard est définie par les cinq conditions suivantes :

- i. $H_\infty = \begin{pmatrix} A & \gamma^{-2} B_w B_w^T - B_u B_u^T \\ -C_e^T C_e & -A^T \end{pmatrix}$ n'a pas de valeur propre imaginaire pure
- ii. il existe une matrice $X_\infty = Ric(H_\infty) \geq 0$
- iii. $J_\infty = \begin{pmatrix} A^T & \gamma^{-2} C_e^T C_e - C_z^T C_z \\ -B_w B_w^T & -A \end{pmatrix}$ n'a pas de valeur propre imaginaire pure
- iv. il existe une matrice $Y_\infty = Ric(J_\infty) \geq 0$
- v. $\rho(X_\infty Y_\infty) < \gamma^2$ où $\rho(X_\infty Y_\infty)$ désigne le module de la plus grande valeur propre de la matrice $X_\infty Y_\infty$

Sous ces conditions de faisabilité, la solution du problème standard donne les correcteurs $K(s)$ stabilisant le système $P(s)$ et satisfaisant $\|F_l(P(s), K(s))\|_\infty < \gamma$ qui sont décrits par la LFT :

$$K(s) = F_l(K_a(s), \Phi(s)) \quad (3.14)$$

où $\Phi(s)$ est une matrice de transfert de dimensions $n_u \times n_z$ arbitraire de norme H_∞ inférieure à γ et $K_a(s)$ est décrit par la représentation d'état :

$$\begin{pmatrix} \dot{x}_a(t) \\ u(t) \\ u_a(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \hat{A}_\infty & Z_\infty Y_\infty C_z^T & Z_\infty B_u \\ -B_u^T X_\infty & 0 & I_{n_u} \\ -C_z & I_{n_z} & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_a(t) \\ z(t) \\ z_a(t) \end{pmatrix} \quad (3.15)$$

$$\hat{A}_\infty = A + \gamma^{-2} B_w B_w^T X_\infty - B_u B_u^T X_\infty - Z_\infty Y_\infty C_z^T C_z$$

$$Z_\infty = (I_n - \gamma^{-2} Y_\infty X_\infty)^{-1}$$

On définit le *correcteur central* pour le cas particulier $\Phi(s) \equiv 0$ admettant la représentation d'état :

$$\begin{pmatrix} \dot{x}_c(t) \\ u(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \hat{A}_\infty & Z_\infty Y_\infty C_z^T \\ -B_u^T X_\infty & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_c(t) \\ z(t) \end{pmatrix}, \quad (3.16)$$

En principe, la mise en oeuvre de la solution du problème standard consiste à utiliser les résultats des conditions *i.* à *v.* pour approcher la valeur optimale de γ par dichotomie. Le correcteur central est ensuite calculé à partir des relations (3.14) à (3.16).

Afin de permettre un modelage des transferts de la boucle asservie, des filtres de pondération sur les signaux du cadre standard sont classiquement introduits, la mise en forme du problème avec l'introduction des filtres de pondérations est présentée dans la suite.

3.2.2 Mise en forme pour la synthèse

Mise en forme de base

Pour la synthèse de correcteur H_∞ , le schéma-bloc 3.2 est le plus souvent considéré comme point de départ pour la mise en forme du problème à résoudre.

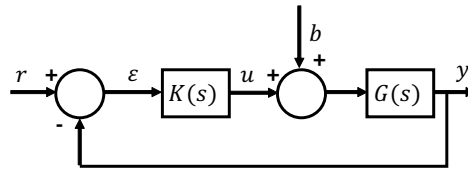


FIGURE 3.2 – Schéma-bloc considéré pour la synthèse

$G(s)$ est le modèle du système à asservir, $K(s)$ est le correcteur à déterminer pour asservir la sortie y sur le signal de référence r , on considère un signal b de perturbation externe sur le signal de commande u .

On détermine facilement les relations liant les signaux d'entrée r et b avec l'erreur d'asservissement ε et la commande u sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon(s) \\ u(s) \end{pmatrix} = M(s) \begin{pmatrix} r(s) \\ b(s) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S(s) & -S(s)G(s) \\ K(s)S(s) & -T(s) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} r(s) \\ b(s) \end{pmatrix} \quad (3.17)$$

avec $S(s) = (1 + G(s)K(s))^{-1}$ ce qu'on appelle la fonction de sensibilité directe et $T(s) = 1 - S(s)$ la fonction de sensibilité complémentaire.

Le cadre standard est mis en oeuvre en identifiant la fonction de transfert $F_l(P(s), K(s))$ à la matrice de transfert ci-dessus et en cherchant un nombre $\gamma > 0$ et un correcteur $K(s)$ pour stabiliser le système bouclé et assurer la condition de la norme H_∞ inférieure à γ :

$$\|F_l(s)(P(s), K(s))\|_\infty := \left\| \begin{pmatrix} S(s) & -S(s)G(s) \\ K(s)S(s) & -T(s) \end{pmatrix} \right\|_\infty < \gamma \quad (3.18)$$

Cette formulation s'avère rigide en pratique car elle ne permet pas de disposer d'éléments directs de réglage des transferts pour la synthèse. L'introduction de *filtres de pondération* permet de contourner cet obstacle.

Introduction de fonctions de pondération

Le cadre de base considéré de la Figure 3.2 pour la synthèse du correcteur H_∞ fournit comme seul degré de liberté le choix du correcteur stabilisant $K(s)$ pour le réglage des transferts de la boucle fermée asservie. Seul le transfert entre u et r peut être modélisé dans ce cas précis. Une solution communément utilisée pour augmenter le nombre de degrés de liberté pour le réglage des transferts de la boucle fermée asservie (DUC et FONT [1999]) consiste en la pondération des signaux par des filtres permettant de privilégier un domaine de fréquences donné. Le nouveau schéma-bloc considéré est présenté à la Figure 3.3 dans lequel le signal d'erreur ε est pondéré par le filtre $W_1(s)$, le signal de commande u par le filtre $W_2(s)$ et l'entrée de perturbation b est considéré comme étant la sortie d'un filtre $W_3(s)$ dont l'entrée est un signal d . Les nouveaux signaux d'entrée considérés pour le cadre de la synthèse sont r et d et les nouveaux signaux à surveiller sont notés e_1 et e_2 , ce qui donne la nouvelle relation matricielle :

$$\begin{pmatrix} e_1(s) \\ e_2(s) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} W_1(s)S(s) & -W_1(s)S(s)G(s)W_3(s) \\ W_2(s)K(s)S(s) & -W_2(s)T(s)W_3(s) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} r(s) \\ d(s) \end{pmatrix} \quad (3.19)$$

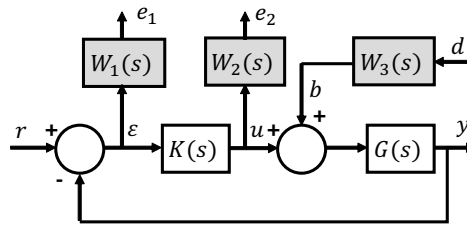


FIGURE 3.3 – Introduction de pondérations pour la synthèse

Le nouveau problème standard H_∞ qui en découle consiste maintenant à déterminer $\gamma > 0$ et le correcteur $K(s)$ stabilisant le système en boucle fermée de telle sorte que :

$$\left\| \begin{pmatrix} W_1(s)S(s) & -W_1(s)S(s)G(s)W_3(s) \\ W_2(s)K(s)S(s) & -W_2(s)T(s)W_3(s) \end{pmatrix} \right\|_\infty < \gamma \quad (3.20)$$

Cette nouvelle mise en forme permet par le choix des filtres $W_1(s)$, $W_2(s)$ et $W_3(s)$ de modéliser les différents transferts $S(s)$, $K(s)S(s)$, $S(s)G(s)$ et $T(s)$. La propriété de la norme H_∞ stipulant qu'un majorant de la norme H_∞ d'une matrice de transferts majore aussi les normes H_∞ des éléments de cette matrice permet d'écrire à partir de (3.20) les conditions :

$$\|W_1(s)S(s)\|_\infty < \gamma \iff \forall \omega \in \mathbf{R} \quad |S(j\omega)| < \frac{\gamma}{|W_1(s)|} \quad (3.21)$$

$$\|W_2(s)K(s)S(s)\|_\infty < \gamma \iff \forall \omega \in \mathbf{R} \quad |K(j\omega)S(j\omega)| < \frac{\gamma}{|W_2(s)|} \quad (3.22)$$

$$\|W_1(s)S(s)G(s)W_3(s)\|_\infty < \gamma \iff \forall \omega \in \mathbf{R} \quad |S(j\omega)G(j\omega)| < \frac{\gamma}{|W_1(s)W_3(s)|} \quad (3.23)$$

$$\|W_2(s)T(s)W_3(s)\|_\infty < \gamma \iff \forall \omega \in \mathbf{R} \quad |T(j\omega)| < \frac{\gamma}{|W_2(s)W_3(s)|} \quad (3.24)$$

Ces relations montrent l'intérêt du nouveau cadre de synthèse car les fonctions de transfert $S(s)$, $K(s)S(s)$, $S(s)G(s)$ et $T(s)$ sont contraintes par des gabarits dépendant des filtres de pondérations à choisir. En particulier, cette formulation se traduit par un réglage dans le domaine fréquentiel de l'effet du signal de référence sur le signal d'erreur et le signal de commande respectivement par le choix des filtres $W_1(s)$ et $W_2(s)$.

Mise sous forme standard

Après le choix des filtres de pondération, il convient de remettre en forme le problème standard pour arriver à la forme de la Figure 3.1 sur laquelle se base la méthode de résolution du problème par l'algorithme de Glover-Doyle. Les signaux d'entrée sont : $w = \begin{pmatrix} r \\ d \end{pmatrix}$, les signaux surveillés : $e = \begin{pmatrix} e_1 \\ e_2 \end{pmatrix}$, l'entrée du correcteur est $z = \varepsilon$ et sa sortie est u .

Pour obtenir la représentation d'état pour la résolution du problème standard, on considère les représentations d'état de $G(s)$ et des trois filtres $W_1(s)$, $W_2(s)$ et $W_3(s)$:

$$\begin{aligned} G(s) : \begin{cases} \dot{x} = Ax + B(u + b) \\ y = Cx \end{cases} & \quad W_1(s) : \begin{cases} \dot{x}_1 = A_1 x_1 + B_1(r - y) \\ e_1 = C_1 x_1 + D_1(r - y) \end{cases} \\ W_2(s) : \begin{cases} \dot{x}_2 = A_2 x_2 + B_2 u \\ e_2 = C_2 x_2 + D_2 u \end{cases} & \quad W_3(s) : \begin{cases} \dot{x}_3 = A_3 x_3 + B_3 d \\ b = C_3 x_3 + D_3 d \end{cases} \end{aligned} \quad (3.25)$$

On en tire les expressions des éléments de la matrice de transfert $P(s)$ de la relation (3.10) pour la forme standard :

$$\begin{pmatrix} \dot{x} \\ x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ e_1 \\ e_2 \\ \varepsilon \end{pmatrix} = \left(\begin{array}{cccc|ccc} A & 0 & 0 & -BC_3 & 0 & -BD_3 & B \\ -B_1C & A_1 & 0 & 0 & B_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & A_2 & 0 & 0 & 0 & B_2 \\ 0 & 0 & 0 & A_3 & 0 & B_3 & 0 \\ \hline -D_1C & C_1 & 0 & 0 & D_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & C_2 & 0 & 0 & 0 & D_2 \\ -C & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \end{array} \right) \begin{pmatrix} x \\ x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ r \\ d \\ u \end{pmatrix} \quad (3.26)$$

Les correcteurs obtenus à l'issue de la synthèse H_∞ sont du même ordre que la matrice $P(s)$, ce qui peut présenter un inconvénient en cas de systèmes à ordre élevé. On verra dans la suite pour l'application de la synthèse H_∞ au cas des galvanomètres qu'il est possible de réduire simplement l'ordre du correcteur obtenu à l'issue de la résolution du problème standard en s'assurant de minimiser la dégradation induite sur les réponses fréquentielles de la boucle asservie finale.

On a présenté les points essentiels pour la technique de synthèse de correcteurs robustes H_∞ : la mise sous forme standard du problème, l'introduction des filtres de pondération pour permettre le modelage des fonctions de transfert de la boucle fermée asservie ainsi que la méthode d'obtention du correcteur central par les équations de Riccati. La suite détaille la mise sous forme standard de la synthèse H_∞ appliquée au cas des galvanomètres, la démarche mise en oeuvre pour le réglage des filtres de pondération à partir de considérations fréquentielles et la technique de réduction d'ordre des correcteurs appliquée à l'issue de la résolution du problème standard.

3.2.3 Application de la méthode aux galvanomètres

Modèle de synthèse et représentation d'état

Pour l'application de la méthode de synthèse de correcteur H_∞ aux galvanomètres, on considère comme modèle de synthèse le modèle de base (les parties électrique et mécanique) avec les

modes de résonance. On garde le régulateur du courant électrique synthétisé lors de la mise en place de la structure de commande conventionnelle pour conserver la même dynamique de la réponse en courant. Le modèle de synthèse, noté $G(s)$ est reporté à la Figure 3.4 :

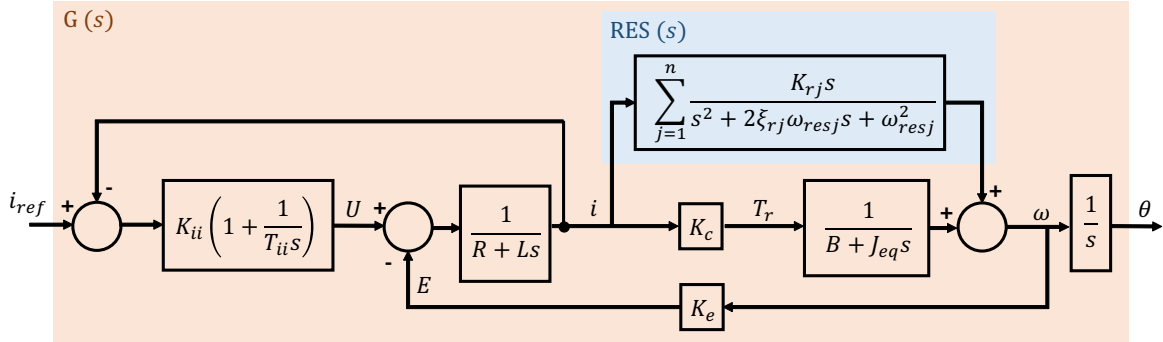


FIGURE 3.4 – Modèle de synthèse pour la synthèse de correcteur H_∞

L'expression du modèle de synthèse est :

$$G(s) = \frac{\theta(s)}{i_{ref}(s)} = \frac{1}{s} \cdot \frac{K_{ii}(T_{ii}s + 1)(K_c + RES(s)(J_{eq}s + B))}{T_{ii}s \left[(Ls + R)(J_{eq}s + B) + K_e(J_{eq}s + B)RES(s) + K_c \right] + K_{ii}(T_{ii}s + 1)(J_{eq}s + B)} \quad (3.27)$$

Pour illustrer la mise en place de la représentation d'état pour la synthèse, on considère le cas particulier des galvanomètres X et Y pour lesquels un mode souple est modélisé dans $RES(s)$ tel que

$$RES(s) = \frac{K_r s}{s^2 + 2\xi_r \omega_{res} s + \omega_{res}^2} \quad (3.28)$$

et on montre que dans ce cas précis :

$$\text{degrés}(G(s)) = \frac{3}{6} \quad (3.29)$$

On pose $u = i_{ref}$ et $y = \theta$ respectivement pour l'entrée de consigne de courant et la sortie en angles de $G(s)$. Dans un souci de clarté des expressions, on peut se ramener, pour le cas des galvanomètres avec un mode souple modélisé, à la paramétrisation suivante (seul le degré de la paramétrisation change pour des valeurs supérieures de l'ordre des modes souples) :

$$G(s) = \frac{Y(s)}{U(s)} = \frac{b_3 s^3 + b_2 s^2 + b_1 s + b_0}{s^6 + a_5 s^5 + a_4 s^4 + a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + a_0} \quad (3.30)$$

Les paramètres $a_{i,i=0,5}$ et $b_{i,i=0,3}$ sont exprimés en fonction des paramètres physiques du galvanomètre et du régulateur du courant électrique par une identification entre les expressions (3.27) et (3.30). Ce qui donne :

$$\left\{ \begin{array}{l}
 b_3 = K_c K_{ii} T_{ii} \\
 b_2 = K_{ii} \cdot (K_c + J_{eq} K_r T_{ii} + 2K_c T_{ii} \omega_{res} \xi_r) \\
 b_1 = K_{ii} \cdot (K_c T_{ii} \omega_{res}^2 + 2K_c \xi_r \omega_{res} + J_{eq} K_r + BK_r T_{ii}) \\
 b_0 = K_{ii} \cdot (K_c \omega_{res}^2 + BK_r) \\
 a_6 = J_{eq} L T_{ii} \\
 a_5 = T_{ii} (BL + J_{eq} K_{ii} + J_{eq} R + 2J_{eq} L \omega_{res} \xi_r) \\
 a_4 = J_{eq} K_{ii} + BK_{ii} T_{ii} + BRT_{ii} + K_c K_e T_{ii} + J_{eq} L T_{ii} \omega_{res}^2 + 2BL T_{ii} \omega_{res} \xi_r + 2J_{eq} K_{ii} T_{ii} \omega_{res} \xi_r \\
 \quad + 2J_{eq} R T_{ii} \omega_{res} \xi_r \\
 a_3 = BK_{ii} + BL T_{ii} \omega_{res}^2 + J_{eq} K_{ii} T_{ii} \omega_{res}^2 + J_{eq} R T_{ii} \omega_{res}^2 + J_{eq} K_e K_r T_{ii} + 2J_{eq} K_{ii} \omega_{res} \xi_r \\
 \quad + 2BK_{ii} T_{ii} \omega_{res} \xi_r + 2BRT_{ii} \omega_{res} \xi_r + 2K_c K_e T_{ii} \omega_{res} \xi_r \\
 a_2 = J_{eq} K_{ii} \omega_{res}^2 + BK_{ii} T_{ii} \omega_{res}^2 + BRT_{ii} \omega_{res}^2 + K_c K_e T_{ii} \omega_{res}^2 + BK_e K_r T_{ii} + 2BK_{ii} \omega_{res} \xi_r \\
 a_1 = BK_{ii} \omega_{res}^2 \\
 a_0 = 0
 \end{array} \right. \quad (3.31)$$

On a vu dans la section précédente que la résolution du problème standard pour la synthèse du régulateur H_∞ nécessite une représentation d'état pour le système à commander. Une représentation d'état de $G(s)$ appelée *forme compagne commandable* ou encore *forme canonique de Brunovsky* (BRUNOVSKÝ [1970]) peut être obtenue à partir de l'expression (3.30) en considérant une variable intermédiaire notée v telle que

$$G(s) = \frac{Y(s) V(s)}{V(s) U(s)} \quad (3.32)$$

$$\frac{V(s)}{U(s)} = \frac{1}{s^6 + a_5 s^5 + a_4 s^4 + a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + a_0} \quad (3.33)$$

$$\frac{Y(s)}{V(s)} = b_3 s^3 + b_2 s^2 + b_1 s + b_0 \quad (3.34)$$

Par une transformée de Laplace inverse, on obtient à partir de (3.33) :

$$v^{(6)}(t) = - \sum_{j=0}^5 a_j v^{(j)}(t) + u(t) \quad (3.35)$$

Pour la représentation d'état recherchée de $G(s)$, on choisit comme états $x_{j, j=\overline{1,6}}$ $v(t)$ et ses cinq premières dérivées de telle sorte que :

$$\begin{array}{ll}
 x_1 = v & \dot{x}_1 = x_2 \\
 x_2 = v^{(1)} & \dot{x}_2 = x_3 \\
 x_3 = v^{(2)} & \dot{x}_3 = x_4 \\
 x_4 = v^{(3)} & \dot{x}_4 = x_5 \\
 x_5 = v^{(4)} & \dot{x}_5 = x_6 \\
 x_6 = v^{(5)} & \dot{x}_6 = - \sum_{j=0}^5 a_j v^{(j)} + u
 \end{array} \quad (3.36)$$

En outre, par une transformée de Laplace inverse de (3.34) on a :

$$y(t) = b_3 v^{(3)}(t) + b_2 v^{(2)}(t) + b_1 v^{(1)}(t) + b_0 v(t) \quad (3.37)$$

qui, avec la définition des états dans (3.36) se réécrit :

$$y(t) = b_3 x_4(t) + b_2 x_3(t) + b_1 x_2(t) + b_0 x_1(t) \quad (3.38)$$

Finalement, la représentation d'état obtenue pour $G(s)$ se présente comme suit :

$$\begin{pmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 \\ \dot{x}_5 \\ \dot{x}_6 \\ y \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ -a_0 & -a_1 & -a_2 & -a_3 & -a_4 & -a_5 & 1 \\ b_0 & b_1 & b_2 & b_3 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \\ x_5 \\ x_6 \\ u \end{pmatrix} \quad (3.39)$$

Cette représentation est appelée forme compagne commandable car le signal de commande u agit sur le dernier état x_6 directement et sur les autres états par effet cascade du fait de la définition des états initialement choisis en (3.36).

Dans la suite, on illustre la méthode de synthèse par introduction des gabarits fréquentiels appliquée aux galvanomètres. On reprend pour illustrer le même galvanomètre (axe Y du système deux axes) sur lequel portaient les illustrations de la méthode de synthèse de la structure conventionnelle dans le chapitre 2.

Réglage des filtres de pondération et synthèse du correcteur

Pour synthétiser le correcteur H_∞ , il convient tout d'abord de régler les filtres de pondération introduits à la Figure 3.3 en fonction des spécifications désirées pour la boucle asservie. Les filtres de pondération sont paramétrés de telle sorte à modéliser les quatre transferts de la boucle fermée asservie dans les relations (3.21) à (3.24). Dans la suite, on choisit arbitrairement des filtres du premier ordre et on verra qu'ils suffisent à respecter les spécifications imposées sur les différentes réponses fréquentielles modelées. On règle les filtres par étapes en observant à chaque fois les effets sur les transferts à contraindre d'un côté et du correcteur résultant ainsi que de la boucle ouverte corrigée obtenue d'un autre côté. Dans les résultats qui suivent pour illustrer la méthode de synthèse, seule l'étape de réglage des filtres est décrite à partir des considérations choisies pour la boucle fermée asservie. L'étape de calcul à proprement dite du correcteur central par l'algorithme de Glover-Doyle, qui a déjà été présentée, est réalisée à l'aide de la fonction *hinfsyn* de la *Robust Control Toolbox* de Matlab.

Paramétrage des filtres de pondération :

Du fait de la mise en forme résultante de l'introduction des filtres de pondération pour la résolution du problème standard (relations (3.21) à (3.24)), on cherche directement à modéliser l'inverse des filtres considérés. On considère donc l'expression générale de ces filtres du premier degré :

$$W_j(s) = \left(\frac{a_j s + b_j}{c_j s + d_j} \right)^{-1} \quad (3.40)$$

pour $j \in \{1, 2, 3\}$.

Pour faciliter le choix des filtres, ils sont paramétrés par trois grandeurs importantes : un gain G_0 en basses fréquences, un gain en hautes fréquences G_∞ et une pulsation à gain unitaire ω_0 pour laquelle la réponse fréquentielle du filtre coupe l'axe 0dB. Ces paramètres sont reliés à la forme (3.40) par les égalités suivantes :

$$\begin{aligned}
 a_j &= G_{\infty j} \sqrt{|G_{0j}^2 - 1|} \\
 b_j &= G_{0j} \omega_{0j} \sqrt{|G_{\infty j}^2 - 1|} \\
 c_j &= \sqrt{|G_{0j}^2 - 1|} \\
 d_j &= \omega_{0j} \sqrt{|G_{\infty j}^2 - 1|}
 \end{aligned} \tag{3.41}$$

On présente d'une manière séquentielle quatre étapes dans la mise en forme pour la synthèse pour obtenir le correcteur H_{∞} final : les trois premières étapes sont les étapes de modelage des transferts par le réglage des gabarits fréquentiels. La dernière étape est la réduction d'ordre du correcteur initialement synthétisé. Les différentes étapes qui sont décrites sont illustrées à la Figure 3.5 dans laquelle l'évolution des gabarits fréquentiels (en traits discontinus) et des transferts de la boucle finale asservie (traits pleins) ainsi que le correcteur obtenu par l'algorithme de Glover-Doyle et la boucle ouverte sont présentés.

Etape 1 : Réglage de $W_1(s)$

Le réglage du premier filtre $W_1(s)$ est le plus important car il permet de régler simultanément la précision, la rapidité et la stabilité de l'asservissement final. Le paramètre ω_{01} est choisi égal à la bande passante désirée de la boucle asservie donc 3000rad/s ici à l'instar du réglage lors de la synthèse de la structure conventionnelle de commande pour le galvanomètre Y choisi pour les illustrations. On rappelle que le filtre $W_1(s)$ impose un gabarit à la fonction de sensibilité directe $S(s)$. D'une manière générale, la valeur maximale de la fonction de sensibilité directe est égale à l'inverse d'un indicateur de stabilité qu'on appelle la marge de module. En imposant le gain en hautes fréquences de W_1 , on impose la valeur minimale de la marge de module. Cet indicateur est maximisé en choisissant un paramètre $G_{\infty 1}$ proche de 1, on choisit la valeur 1,001 pour les illustrations de la Figure 3.5. Finalement, le gain en basses fréquences est réglé à une valeur assez petite pour assurer de ne pas trop détériorer la précision de l'asservissement autour de la bande passante, sur les illustrations : $G_{01} = 0,001$.

Etape 2 : Réglage de $W_2(s)$

Le choix du deuxième filtre est conditionné par le fait qu'en principe, on veut éviter l'excitation par le signal de commande des hautes fréquences qui ne sont pas parfaitement modélisées dans le système. Comme on évite d'exciter les hautes fréquences, le correcteur H_{∞} synthétisé aura tendance à rejeter naturellement les modes souples qui se situent dans les plages fréquentielles au-delà de la bande passante désirée. On peut voir une illustration de ce phénomène sur la courbe de gain à la Figure 3.5e sur laquelle on peut voir que les correcteurs synthétisés présentent une action d'anti-résonance à la pulsation correspondante au mode souple modélisé. Pour les illustrations de la Figure 3.5, les valeurs de paramétrage retenus pour le deuxième filtre sont : $G_{02} = 55$, $G_{\infty 2} = 0,1$ et $\omega_{02} = 5 \cdot 10^5$ rad/s. Le paramètre le plus important est la valeur de la pulsation ω_{02} . En effet, elle doit être assez élevée pour que ses effets autour de la bande passante désirée de l'asservissement soit le moins impactant possible. Les valeurs de gain sont réglés par essais-erreurs dans ce sens tout en gardant un bon compromis entre une moindre dégradation des réponses fréquentielles autour de la bande passante et un rejet efficace des hautes fréquences.

Etape 3 : Réglage de $W_3(s)$

On rappelle que, sur les Figures 3.5c et 3.5d, le choix du troisième filtre $W_3(s)$ agit simultanément sur les deux fonctions de transfert $S(s)G(s)$ et $T(s)$ qui représentent les effets de la perturba-

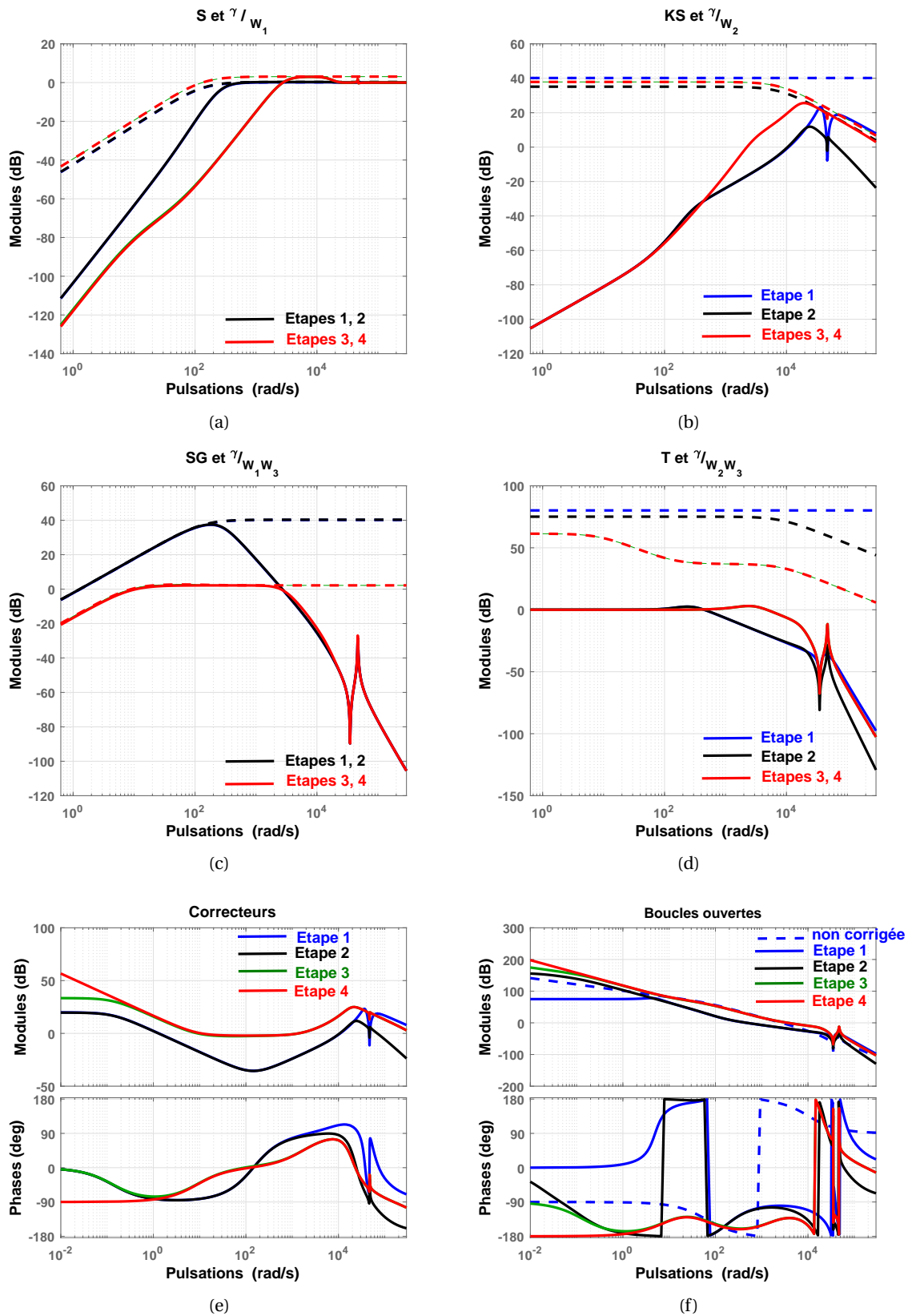


FIGURE 3.5 – Illustration des étapes de réglage des filtres de pondération

tion de commande sur le signal d'erreur et le signal de commande. D'un côté, $W_3(s)$ est réglé de façon à avoir un gain en basses fréquences faible pour $S(s)G(s)$ pour minimiser l'erreur statique par rapport à la référence et la perturbation car ceci entraîne un pôle de $K(s)$ qui va avoir tendance à se rapprocher de 0 sans jamais s'annuler (DUC et FONT [1999]). D'un autre côté, imposer un gabarit sur $T(s)$ revient à minimiser l'effet des dynamiques mal négligées (DUC et FONT [1999]) dans le modèle de synthèse $G(s)$ (les modes souples non modélisés). On cherche par le réglage de $W_3(s)$ à réduire le gain de $T(s)$ au-delà de la bande passante pour atténuer au mieux les effets de ces dynamiques mal négligées. Après essais-erreurs les paramètres retenus pour le troisième filtre sont : $G_{03} = 15$, $G_{\infty 3} = 0,9$ et $\omega_{03} = 300\text{rad/s}$.

Remarque :

Les conditions de faisabilité de la recherche de solution du problème standard par l'algorithme de Glover-Doyle impose que les filtres de pondération ne peuvent pas avoir de zéro strictement égal à 0. Ce phénomène se traduit par le fait que le correcteur obtenu ne peut jamais avoir un intégrateur mais plutôt un pôle de plus en plus petit en valeur absolue au fur et à mesure que le gain imposé en basses fréquences sur $S(s)G(s)$ par le réglage des filtres $W_1(s)$ et $W_3(s)$ est faible. La dernière étape de réglage consiste à supprimer l'erreur statique sur les réponses à la consigne et à la perturbation par modification du plus petit pôle de $K(s)$ en valeur absolue et à réduire sa complexité en gardant un minimum de détérioration sur sa réponse fréquentielle initiale.

Etape 4 : Modification du correcteur obtenu

L'expression (3.39) montre que le système initial à commander est d'ordre 6. Avec les trois filtres de pondération d'ordre 1 chacun, le correcteur obtenu à l'issue de la procédure de synthèse est d'ordre 9. On veut réduire cet ordre tout en s'assurant d'une moindre détérioration au niveau de la réponse fréquentielle pour l'asservissement autour de la bande passante.

Pour affiner le correcteur obtenu à l'issue de la résolution du problème standard, on représente ses pôles et zéros dans le plan complexe (voir Figure 3.6).

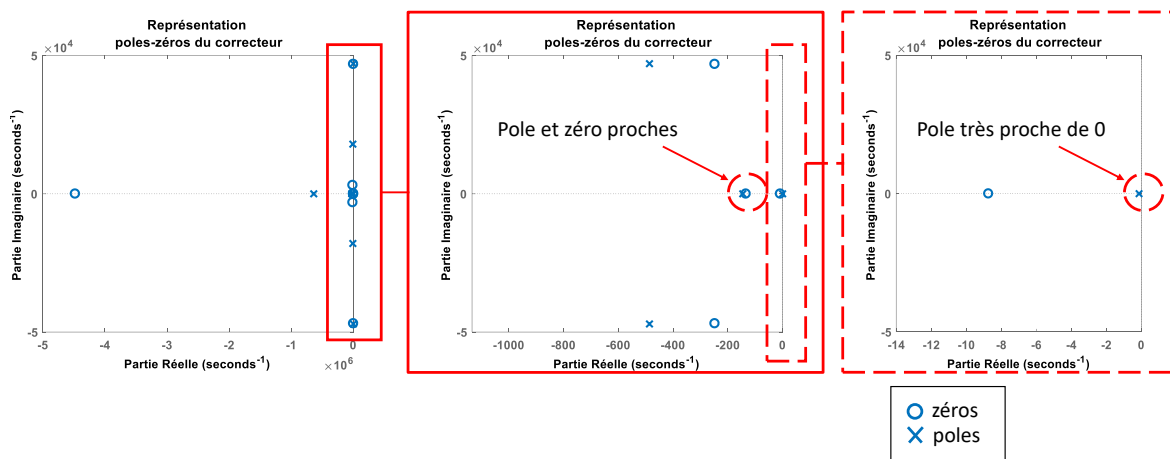


FIGURE 3.6 – Représentation du correcteur dans le plan complexe pour sa modification

Deux types de modification sont réalisés sur le correcteur initial obtenu :

- simplification des pôles et zéros qui sont très proches en valeur absolue pour réduire l'ordre du correcteur
- déplacement du pôle ayant la valeur absolue la plus faible vers l'origine pour le transformer en intégrateur et ainsi améliorer la précision de l'asservissement en suivi de consigne et en rejet de perturbation

On peut voir le résultat de l'étape de modification du correcteur à la Figure 3.5e pour laquelle on est passé d'un correcteur d'ordre 9 sans intégrateur vers un correcteur d'ordre 8 avec intégrateur. On peut voir que les réponses fréquentielles avant et après modification du correcteur sont très peu changées (sauf pour les basses fréquences où on a maintenant un intégrateur).

Avant l'implémentation des structures H_∞ sur les structures multi-axes des actionneurs de scanning, on valide la synthèse du correcteur obtenu à titre d'illustration pour le galvanomètre Y du système deux axes. Dans la partie suivante, le résultat sur le suivi des consignes de types échelon à vitesse de montée limitée (sortie de l'étape d'interpolation temporelle) et à amplitudes décroissantes est comparé au résultat obtenu avec la structure de commande conventionnelle.

Première validation temporelle sur les signaux à paliers décroissants en comparaison aux résultats avec la structure de commande conventionnelle

De même que l'on a conservé le régulateur de courant, la structure FeedForward correspondante demeure également étant donné les améliorations sur la précision de la réponse en angles qu'elle apporte sur la boucle asservie finale comme il a été montré dans le chapitre 2. La structure résultante pour un axe avec le correcteur H_∞ noté $K_\infty(s)$ est présentée à la Figure 3.7.

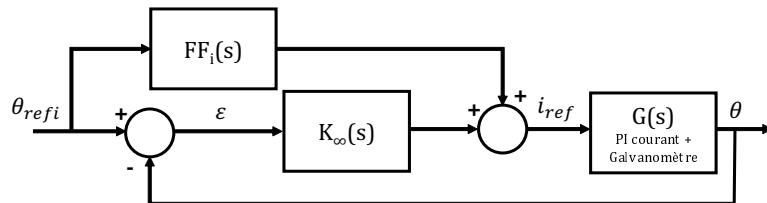


FIGURE 3.7 – Structure par axe avec le correcteur H_∞

Les résultats sur la réponse temporelle de la structure de commande avec régulateur H_∞ sont présentés à la Figure 3.8 en comparaison à la réponse obtenue avec la structure de commande conventionnelle.

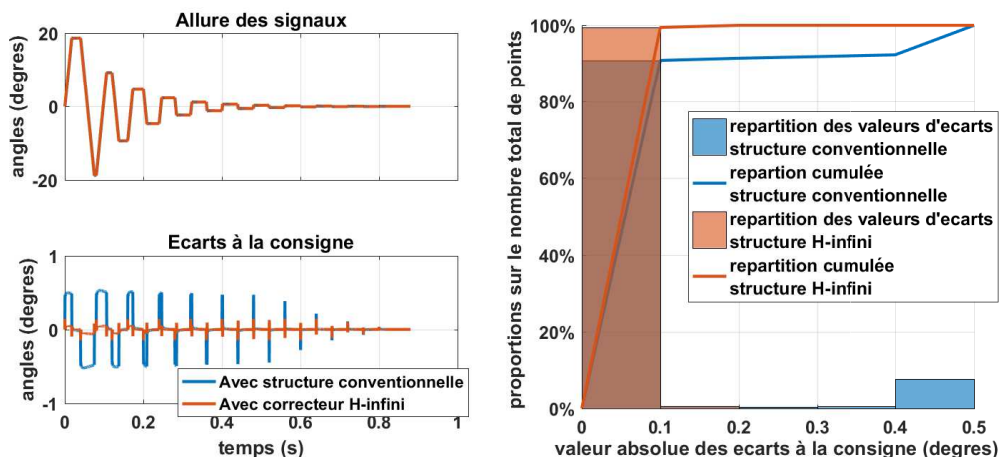


FIGURE 3.8 – Première validation temporelle de la structure avec correcteur H-infini sur les signaux à paliers décroissants

On observe déjà sur l'allure des écarts de suivi par rapport à la consigne que les valeurs des écarts sont nettement inférieures pour la structure avec le correcteur H_∞ . En outre, pour quantifier la précision de suivi sur toute la durée des signaux, les histogrammes de la Figure 3.8 nous montrent que pour la structure conventionnelle seulement 90,84% des valeurs d'angles ont un écart maximal inférieure à 0,1degré tandis que cette valeur est de 99,44% pour les signaux de ré-

ponse avec la structure de commande H_∞ . En outre, 100% des points des signaux pour la structure H_∞ ont une erreur inférieure à 0,2degré tandis que pour la structure conventionnelle, ces valeurs d'écart peuvent atteindre des valeurs jusqu'à 0,5degré.

Cette première validation présente les gains en précision réalisables avec les structures de commande H_∞ pour les galvanomètres. Dans la suite, on présente les résultats obtenus sur le marquage dans le cadre des actionneurs tête de scanning autant sur la valeur des angles que le marquage. La procédure retenue est expliquée dans le paragraphe suivant pour placer le contexte des opérations de validation avant la présentation des résultats obtenus sur les jobs de marquage.

Principe des opérations de validations des structures sur les jobs de marquage

Dans la suite, le résultat sur le marquage avec le simulateur trois axes et le banc d'expérimentation deux axes avec des structures H_∞ de commande d'axe est présenté en termes de marquage dans le plan (x, y) . Les résultats sont comparés aux marquages obtenus avec les structures de commande conventionnelles introduites dans le chapitre 2. Les comparaisons sont réalisées à la fois sur les réponses en angles des galvanomètres et le marquage effectivement réalisé par la quantification des erreurs de contour par rapport à la consigne de marquage pour les formes de contour et des taux de remplissage pour les formes de remplissage. Pour le système trois axes, les jobs de marquage des cubes sur l'ensemble des plans de travail sont lancés sur les trois paramétrages de vitesse présentés dans la suite (les réglages 1 et 2 sont les mêmes que les réglages déjà présentés vers la fin du chapitre 2). Le troisième réglage est un réglage qui démontre seulement le gain réalisable sur la précision pour des vitesses élevées qui doivent être considérées avec précaution car leur faisabilité pour le procédé SLM est à étudier en profondeur en termes de comportement local du bain de fusion. Pour le banc de test deux axes, à titre de validation expérimentale de l'apport des structures H-infini, seuls les deux premiers réglages sont repris. Ils sont suffisants pour montrer explicitement la différence apportée par les structures de commande H-infini sur le processus de marquage, le troisième réglage s'avère aussi contraignant étant donné les capacités dynamiques limitées du système deux axes par rapport au système trois axes.

Les trois paramétrages de vitesses en question sont présentées avec les temps d'opérations correspondants :

- *réglage n°1* (réglages de vitesses de marquage donnés par défaut par une tête de scanning industrielle) :
 - vitesse de marquage des contours : 1500 mm/s,
 - vitesse de marquage du remplissage : 1000 mm/s,
 - vitesse de jump entre contours : 4500 mm/s,
 - vitesse de jump contour vers remplissage et remplissage vers contour : 6000mm/s,
 - durée totale de l'opération pour les 100 cubes du système 2 axes : 118,014 secondes,
 - durée totale de l'opération pour les 300 cubes du système 3 axes : 354,326 secondes;
- *réglage n°2* (réglage avec uniformisation des vitesses) :
 - vitesse pour toutes les phases de marquage : 1500mm/s,
 - vitesse pour toutes les phases de jump : 6000mm/s,
 - durée totale de l'opération pour les 100 cubes du système deux axes : 87,714 secondes,
 - durée totale de l'opération pour les 300 cubes sur le système, trois axes : 263,441 secondes;
- *réglage n°3* (réglage avec uniformisation des vitesses doublées)
 - vitesse pour toutes les phases de marquage : 3000mm/s,
 - vitesse pour toutes les phases de jump : 12000mm/s,

— durée totale de l'opération pour les 300 cubes du système trois axes : 131,928 secondes

Pour les résultats présentés, une étape de réglage des délais à l'allumage et à l'extinction du laser à l'instar des opérations dans la partie 2.6.3 est réalisée systématiquement pour optimiser l'opération de marquage. Cette étape n'est plus détaillée, le principe ayant déjà été présenté dans la partie citée. Les erreurs de contour sont quantifiées sur l'ensemble des contours internes et externes des formes carrées et le taux de remplissage est quantifié sur les formes de remplissage de l'ensemble de tous les carrés sur le plan de travail. Les résultats sur le système trois axes en simulation et deux axes sur le banc de test sont détaillés et une synthèse de ces résultats est ensuite proposée pour donner un point de vue global sur l'apport des structures de commande H_∞ dans le processus de marquage.

Remarque :

Les résultats donnés portent sur le marquage dans le plan (x, y) mais il est tout à fait possible d'appliquer la technique de synthèse des structures d'asservissement H-infini au troisième axe Z pour la tête de scanning trois axes. Ceci n'a pas été fait car pour pouvoir illustrer concrètement l'apport de ces structures sur ce troisième axe, un travail supplémentaire est à prévoir pour relier la hauteur de focalisation z au diamètre de spot du tir laser sur le lit de poudre couplé à une étude des phénomènes thermiques correspondants (en d'autres termes une étude de la taille et de la profondeur du bain de fusion). Ces opérations peuvent faire l'objet de perspectives de travail pour aller plus loin dans l'exploitation du simulateur du système trois axes par son enrichissement par ces phénomènes. On se concentre ici à illustrer l'apport concret sur la performance de précision de marquage réalisable par les structures de commande H-infini avec quantification des différents temps d'opération.

3.3 Résultats sur le simulateur du système trois axes

La méthode de synthèse déroulée dans la section 3.2. précédente est appliquée aux axes X et Y du système trois axes afin de pouvoir simuler le marquage des 300 cubes avec les trois paramètres de vitesses présentés précédemment. On compare les résultats obtenus par rapport aux consignes de formes à marquer pour des axes asservis par la structure de commande conventionnelle et la structure de commande H_∞ .

3.3.1 Job de marquage avec le réglage de vitesses n°1

3.3.1.1 Résultats sur les axes

La distribution des valeurs d'erreurs sur les angles par rapport à la consigne est donnée Figure 3.9

On observe qu'avec les structures H_∞ , les valeurs d'erreur de suivi sont majoritairement plus faibles. En effet, pour l'axe X la majorité des points ont une erreur à la consigne entre 0,004 et 0,006 degrés pour la structure H_∞ quand cet intervalle est entre 0,008 et 0,010 degré pour la structure conventionnelle. Pour l'axe Y, la majorité des points ont une valeur d'écart à la consigne comprise entre 0,004 et 0,008 avec la structure H_∞ tandis que l'intervalle est plutôt de 0,008 à 0,010 degré pour la structure conventionnelle.

Les résultats sur les angles montrent que les structures H_∞ améliorent la précision de l'opération de marquage, on vérifie ceci dans la suite par la comparaison des erreurs de contour et des taux de remplissage.

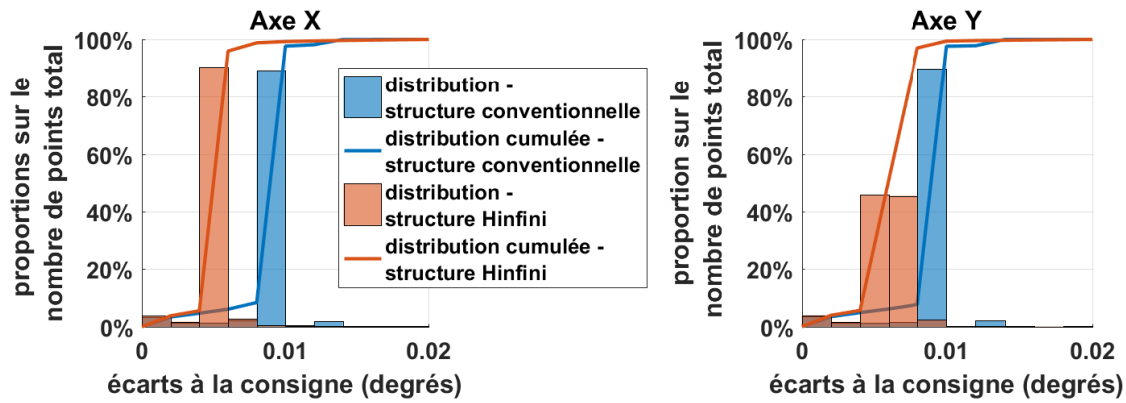


FIGURE 3.9 – Comparaison des erreurs de suivi en angles pour la structure conventionnelle et la structure H-infini - paramétrage de vitesse n°1

3.3.1.2 Résultats sur le marquage

L'illustration du marquage réalisé avec les deux types de structures de commande est donnée à la Figure 3.10 avec la distribution des points sur les valeurs d'erreurs de contour par rapport à la consigne de marquage et les taux de remplissage réalisés.

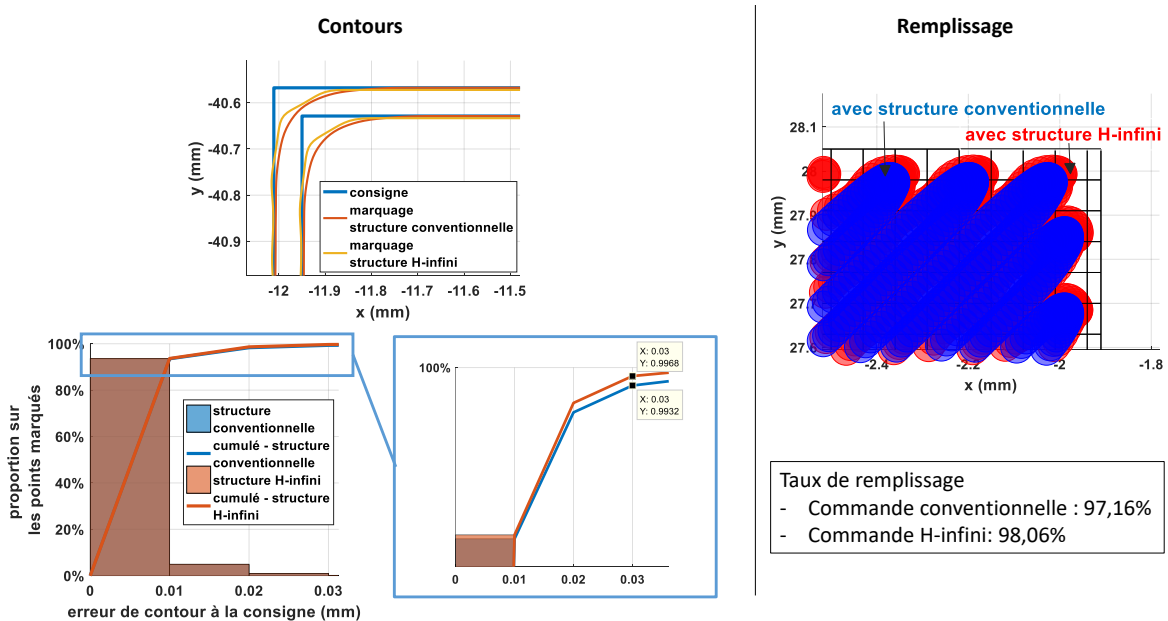


FIGURE 3.10 – Comparaison des marquages par structures conventionnelles et H-infini - simulateur trois axes - réglage n°1

Les résultats sur la précision de marquage confortent le constat réalisé sur les angles. Les structures H-infini améliorent la précision de marquage autant pour les formes de contour que pour le remplissage.

Avant une analyse plus approfondie, on présente d'abord les mêmes résultats obtenus avec les deux autres paramétrages de vitesses de marquage qui permettent de gagner en temps d'opération.

3.3.2 Job de marquage avec le réglage de vitesses n°2

3.3.2.1 Résultats sur les axes

Pour le deuxième réglage des vitesses, les erreurs de suivi sur les angles sont présentées à la Figure 3.11.

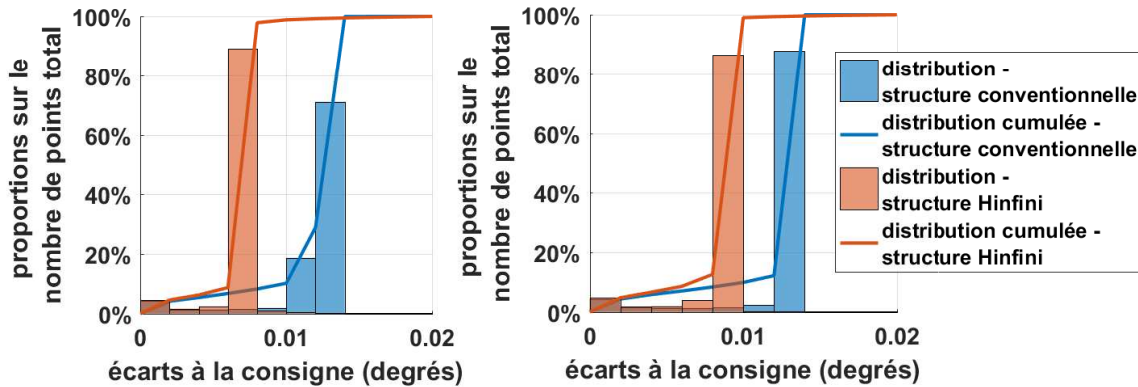


FIGURE 3.11 – Comparaison des résultats sur les angles entre la structure conventionnelle et la structure Hinfini - paramétrage de vitesse n°2

On réalise le même type de constat que pour le premier paramétrage de vitesses. En effet pour l'axe X, la majorité des points sont marqués avec une erreur entre 0,006 degré et 0,008 degré pour la structure H_{∞} et entre 0,01 degré et 0,014 degré pour la structure conventionnelle. Pour l'axe Y, on a le plus de points entre 0,008 degré et 0,01 degré pour la structure H_{∞} et entre 0,012 degrés et 0,014 degrés pour la structure conventionnelle. Encore une fois, les structures H_{∞} améliorent le suivi de consignes en angles de chaque axe. On observe dans la suite ce qu'il en est effectivement pour le marquage.

3.3.2.2 Résultats sur le marquage

Le résultat sur le marquage avec le deuxième paramétrage de vitesses dans le plan (x, y) pour le simulateur du système trois axes est donné à la Figure 3.12.

On observe encore une fois que les structures H_{∞} améliorent tout autant la précision du marquage réalisé sur le simulateur du système trois axes. Pour les contours, par exemple, on observe qu'on a plus de points avec une erreur de contours inférieure à $10\mu\text{m}$ avec la structure H-infini. Le taux de remplissage reste meilleur aussi pour les résultats avec les structures de commande H-infini.

3.3.3 Job de marquage avec réglage de vitesses n°3

3.3.3.1 Résultats sur les axes

Pour le troisième réglage des vitesses, les erreurs de suivi sur les angles sont présentées à la Figure 3.13.

On a toujours les meilleures performances avec les structures de commande H-infini. Pour l'axe X, la majorité des points sont marqués avec une erreur entre 0,014 degrés et 0,016 degré pour la structure H_{∞} et entre 0,024 degrés, 0,026 degré pour la structure conventionnelle. Pour l'axe Y, on a le plus de points entre les valeurs d'erreur de 0,016 degré et 0,018 degré pour la structure H_{∞} et 0,028 degré et 0,030 degré pour la structure conventionnelle.

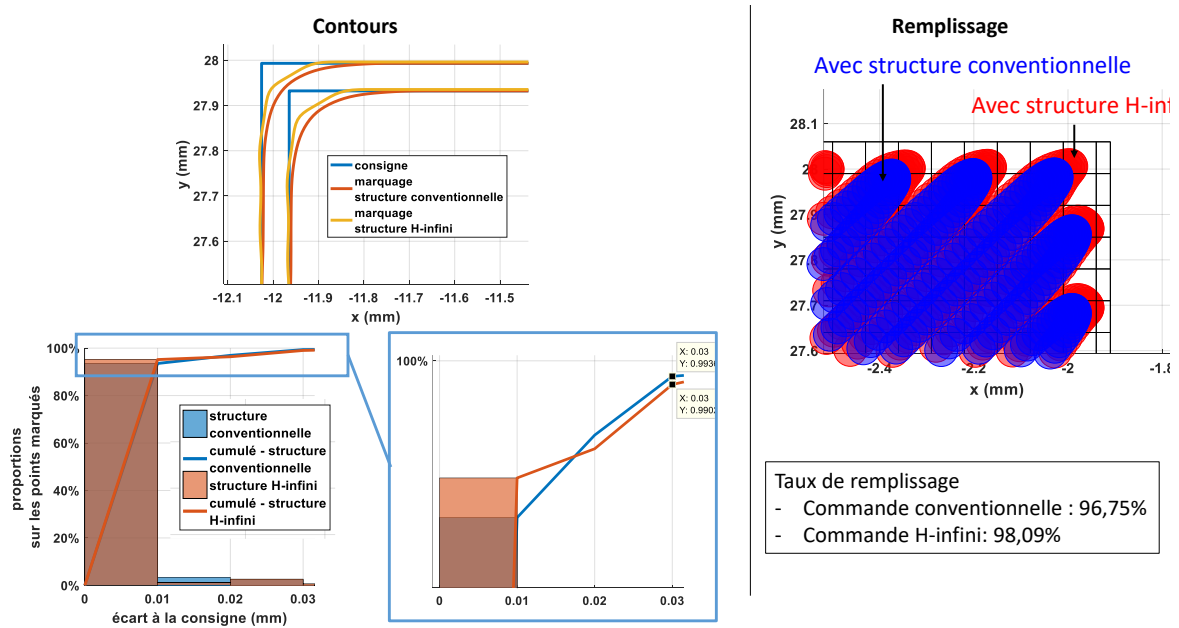


FIGURE 3.12 – Comparaison des marquages par structures conventionnelles et H-infini - simulateur trois axes - réglage n°2

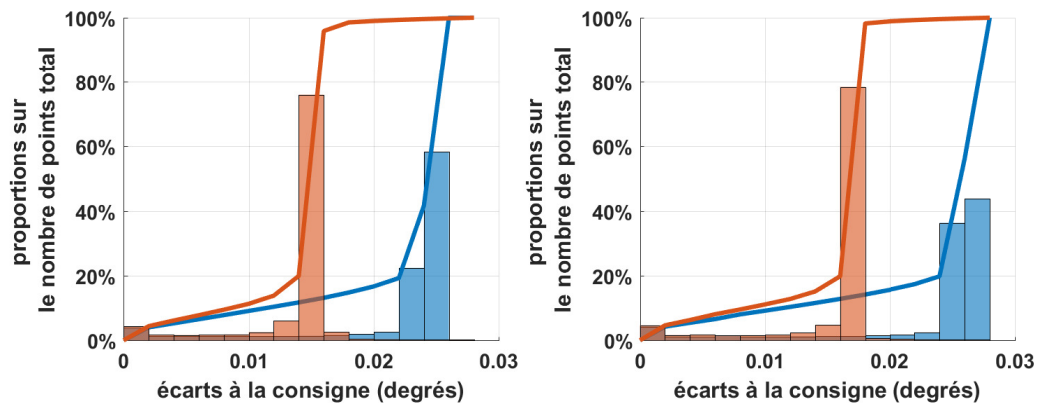


FIGURE 3.13 – Comparaison des résultats sur les angles entre la structure conventionnelle et la structure H-infini - paramétrage de vitesses n°3

3.3.3.2 Résultats sur le marquage

Le résultat sur le marquage avec le troisième paramétrage de vitesses dans le plan (x, y) pour le simulateur du système trois axes est donné à la Figure 3.14. On commence à observer qualitativement les dégradations engendrées par les très grandes valeurs de vitesses autant pour les contours que le remplissage.

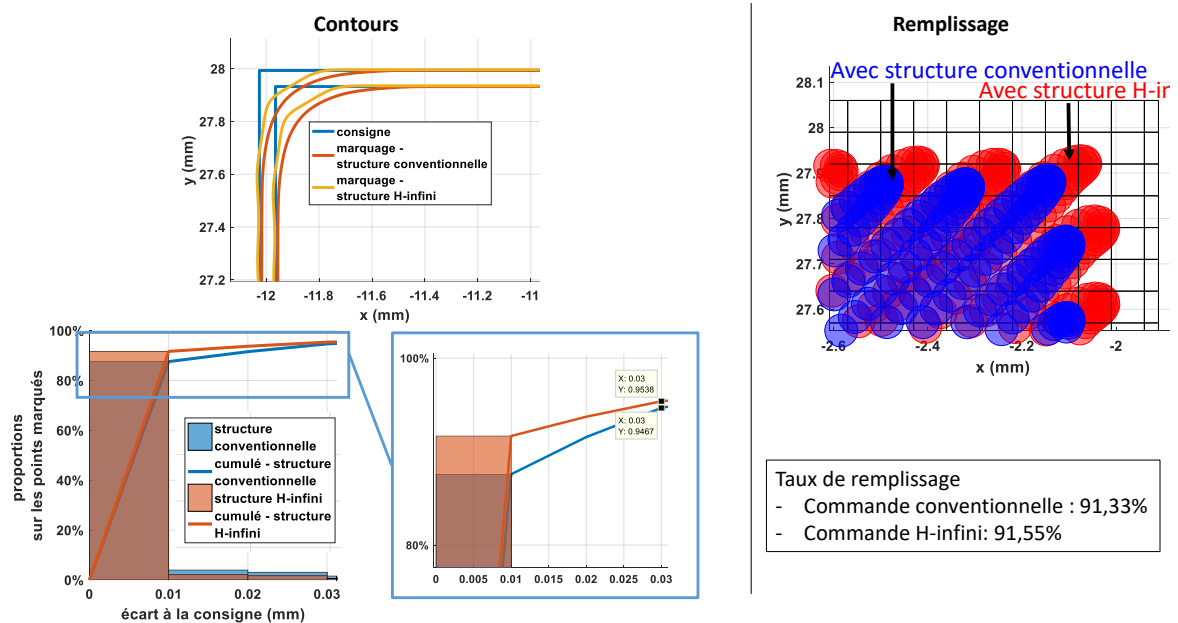


FIGURE 3.14 – Comparaison des marquages par structures conventionnelles et H-infini - simulateur trois axes - réglage n°3

On observe aussi que la précision du marquage avec les structures de commande H-infini reste la meilleure autant sur les contours que sur le remplissage. On a toujours plus de points avec une erreur de contour inférieure à 10 μ m pour des axes commandés par la structure H_{∞} .

3.4 Résultats avec les structures H-infini sur le banc de test pour le système deux axes

La méthode de synthèse des correcteurs H_{∞} est appliquée sur les galvanomètres du système deux axes. Pour l'implantation des correcteurs sur l'architecture de commande ouverte, il est nécessaire de procéder à leur discrétisation car la méthode présentée en début de ce chapitre est une méthode de synthèse qui se base sur un modèle de synthèse continu. La méthode de discrétisation qui a été utilisée est la méthode de blocage d'ordre un aussi appelée méthode des triangles dans FRANKLIN et al. [1998]. Une fois le correcteur discrétisé, il est implanté sous sa forme discrète dans Matlab/Simulink sur l'architecture de commande ouverte pour la commande externe du système deux axes présentée dans le chapitre 1.

3.4.1 Job de marquage avec le réglage de vitesses n°1

Dans un premier temps, les résultats sur le premier paramétrage de vitesses par défaut sont présentés sur les angles et sur le marquage.

3.4.1.1 Résultats sur les axes

Le résultat pour les erreurs de suivi en angles par rapport aux consignes pour les structures conventionnelles et H_{∞} est présenté à la Figure 3.15.

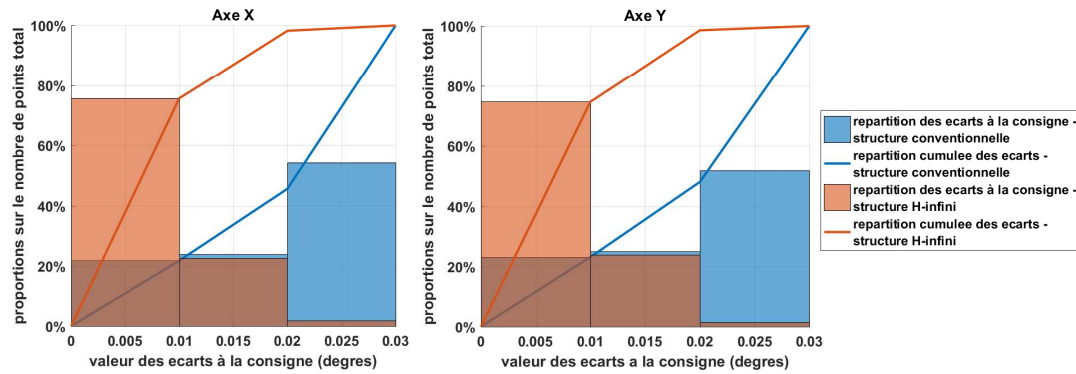


FIGURE 3.15 – Comparaison des écarts à la consigne pour les deux structures - banc de test 2 axes, réglage n°1

On observe que sur les deux axes, la précision de la réponse en angles a nettement été améliorée. Par exemple, la majorité des valeurs d'écarts pour les deux galvanomètres sont maintenant contenues dans l'intervalle [0 degré ; 0,010 degré] pour les structures H_∞ quand cet intervalle était [0,020 degré ; 0,030 degré] pour les structures de commande conventionnelles.

3.4.1.2 Résultats sur le marquage

Le résultat sur le marquage correspondant aux résultats angulaires précédents est présenté à la Figure 3.16.

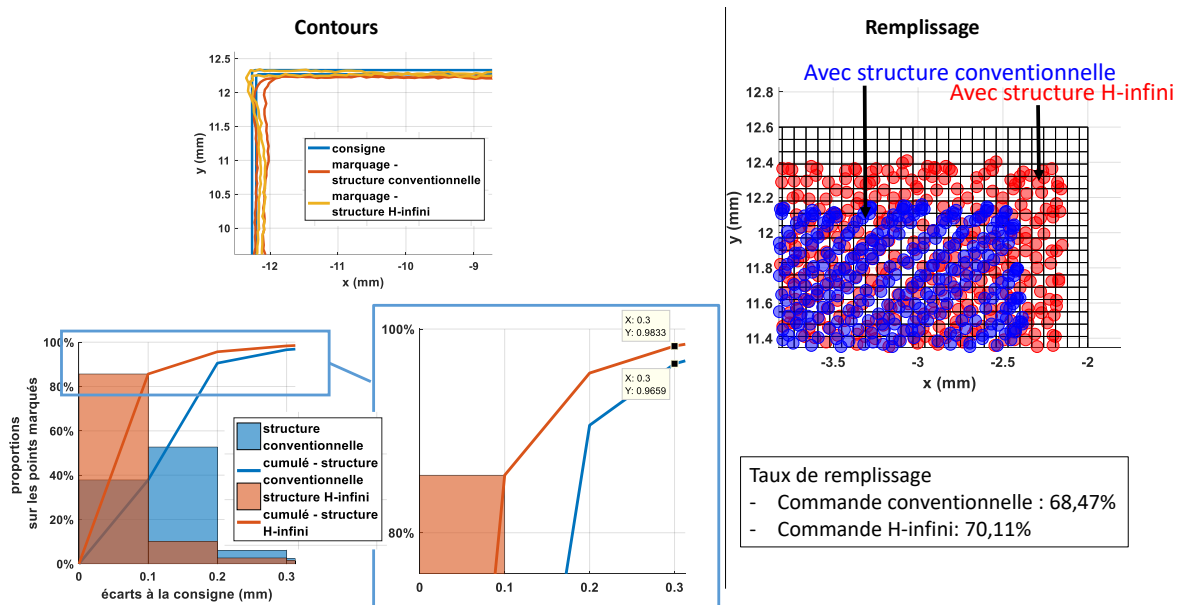


FIGURE 3.16 – Comparaison des marquages par structures conventionnelles et H-infini - banc de test deux axes - réglage n°1

On observe cette fois-ci que les structures de commande H_∞ améliorent d'une manière appréciable la précision du marquage réalisé par rapport aux formes de consigne. En effet, pour les contours, le nombre de points qui ont une erreur entre 0 et 100 μ m à la consigne a été pratiquement doublée par rapport aux structures de commande conventionnelles. Le taux de remplissage est aussi meilleur pour les structures de commande H_∞ .

3.4.2 Job de marquage avec le réglage de vitesses n°2

3.4.2.1 Résultats sur les axes

Le résultat sur les valeurs d'erreurs de suivi en angles est présenté à la Figure 3.17.

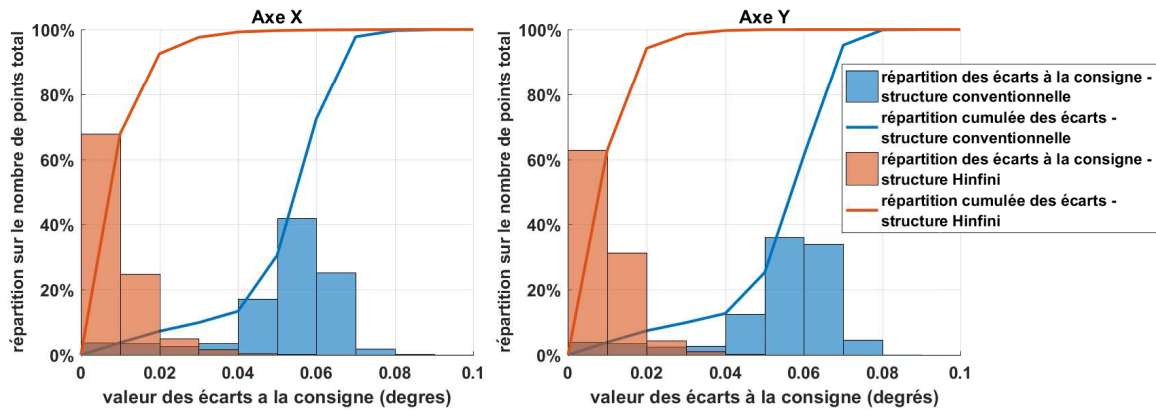


FIGURE 3.17 – Erreurs sur les angles par rapport à la consigne - réglage de vitesses n°2

On observe que les valeurs d'erreurs de suivi pour les angles sont aussi améliorées pour le deuxième paramétrage de vitesses de marquage. Pour les structures H_{∞} , 99% des valeurs d'erreurs sont inférieures à 0,04 degrés tandis que la proportion des points qui présentent une erreur à la consigne inférieure à cette valeur pour les structures conventionnelles n'atteignent pas les 20%, ce qui est peu.

3.4.2.2 Résultats sur le marquage

Si la précision sur les réponses en angles sont aussi satisfaisantes, il est utile de constater ce qu'il en est pour la précision du marquage effectivement réalisé. Le marquage de contours et de remplissage ainsi que les performances de précision correspondantes sont illustrés à la Figure 3.18.

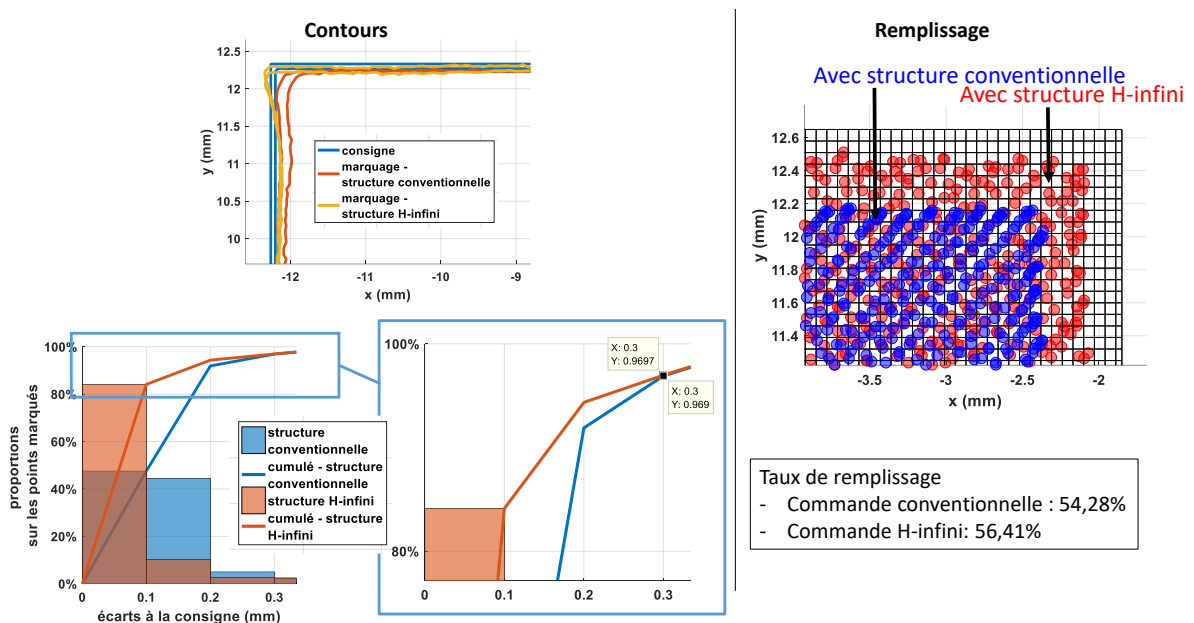


FIGURE 3.18 – Comparaison des marquages par structures conventionnelles et H-infini - banc de test deux axes - réglage n°2

On observe qu'à l'instar des performances pour le marquage avec le premier réglage de vitesses, le marquage de contour est nettement amélioré par les structures de commande H_{∞} . Le marquage de remplissage reste dans les performances déjà satisfaisantes que pour les structures de commande conventionnelles.

Remarque :

On observe que pour le deuxième réglage de vitesses, les taux de remplissage réalisés sont inférieurs à 60%, ce qui peut s'avérer peu par rapport aux valeurs obtenues sur le système trois axes. Pour améliorer ces valeurs, il faudrait envisager d'agrandir la taille de la discrétisation du plan de travail, ce qui reviendrait à grossir le diamètre du spot laser. Il est tout à fait normal d'obtenir de telles valeurs pour les taux de remplissage avec le diamètre de spot de $70\mu\text{m}$ qui est adapté aux performances de précision du système trois axes. On rappelle que les ordres de précision réalisables avec la tête de scanning deux axes sont bien en dessous de ceux qui sont réalisables avec la tête trois axes. Néanmoins, même dans cette configuration, on a pu montrer que les structures de commande H_{∞} donnaient toujours des performances meilleures par rapport aux structures de commande conventionnelles.

3.5 Synthèse des résultats et discussions

Dans ce chapitre 3, on a introduit le concept avancé des structures de commande robuste H_{∞} qu'on peut obtenir à partir de la résolution du problème standard. La mise en place de la technique de synthèse a été présentée et son application au cas des galvanomètres a été illustrée.

Les systèmes de scanning virtuel (pour le système trois axes) et expérimental (pour le système deux axes) ont été exploités pour comparer les performances au niveau de la précision de marquage (sur les contours et le remplissage) obtenues d'un côté avec les structures de commande conventionnelles et d'un autre côté avec les structures de commande H_{∞} . Les résultats obtenus dans les parties précédentes sont synthétisés dans le Tableau 3.1. Le tableau contient la proportion des points qui présentent une erreur sur les contours par rapport à la consigne selon des seuils de précision définis ($10, 20$ et $30\mu\text{m}$ pour le systèmes trois axes puis $100, 200$ et $300\mu\text{m}$ pour le système deux axes). Les taux de remplissage ainsi que les temps de marquage sont aussi reportés dans ce tableau pour remettre dans son contexte l'optimisation de la vitesse de parcours du laser par le réglage des vitesses de marquage.

		réglage n°1		réglage n°2		réglage n°3		
		structure conventionnelle	structure H-infini	structure conventionnelle	structure H-infini	structure conventionnelle	structure H-infini	
Simulateur système trois axes	Erreurs de contour à la consigne	< $10\mu\text{m}$	93,51%	93,67%	93,53%	95,17%	87,58%	91,67%
		< $20\mu\text{m}$	98,3%	98,66%	96,94%	96,37%	91,56%	93,73%
		< $30\mu\text{m}$	99,32%	99,68%	99,36%	99,02%	94,67%	95,38%
	Taux de remplissage	97,16%	98,06%	96,75%	98,09%	91,33%	91,55%	
	Durée de l'opération	354,326 secondes		263,441 secondes		131,928 secondes		
Banc expérimental système deux axes	Erreurs de contour à la consigne	< $100\mu\text{m}$	37,85%	85,65%	47,56%	84,2%		
		< $200\mu\text{m}$	90,55%	95,68%	91,9%	94,35%		
		< $300\mu\text{m}$	96,59%	98,33%	96,9%	96,97%		
	Taux de remplissage	68,47%	70,11%	54,28%	56,41%			
	Durée de l'opération	118,014 secondes		87,714 secondes				

TABLEAU 3.1 – Synthèse des performances de marquage réalisées avec les structures de commande conventionnelles et H-infini pour différents paramétrages de vitesse de marquage

La lecture du tableau montre que d'une manière générale, les structures de commande H_{∞} améliorent les performances de la précision de marquage sur tous les paramétrages de réglage de vitesse de parcours considérés autant sur le simulateur du système trois axes que sur le banc expérimental du système deux axes.

Pour la tête de scanning trois axes, il est utile de préciser que les performances de marquage

avec les structures d'asservissement conventionnelles sont déjà très bonnes c'est pourquoi il a été difficile de les améliorer d'une manière conséquente. En effet, le système en question est une tête de scanning qui équipe de nombreuses machines de production SLM donc il est déjà très bien calibré et adapté à cette application. Néanmoins, on a pu montrer que la mise en place des structures de commande H_∞ permettaient d'améliorer ces indicateurs de précision, même dans une mesure relativement petite. Par exemple, à partir du Tableau 3.1 si on compare les réglages n°1 au réglage n°3 : le temps d'opération (donc la vitesse de parcours) est amélioré exactement de 62,77%. Ce gain en rapidité a comme conséquence des détériorations sur la précision de marquage. Pour la structure conventionnelle, les contours marqués à moins de $10\mu\text{m}$ sont réduits de 5,93% quand cette réduction est seulement de 2% pour la structure de commande H_∞ . Toujours pour les contours, la précision à $30\mu\text{m}$ est détériorée de 4,65% pour les structures conventionnelles par rapport à 4,3% pour les structures H_∞ . Entre autres, le taux de remplissage du réglage n°1 au réglage n°3 est réduit de 5,83% pour les structures conventionnelles et de 6,51% pour les structures H_∞ . Certes la diminution du taux de remplissage est plus grande pour les structures H_∞ mais les valeurs de ces indicateurs restent toujours supérieures aux valeurs correspondantes pour les structures conventionnelles. En résumé, le tableau 3.1 conforte à la fois sur les bonnes performances de la structure de commande déjà mise en place dans les têtes de scanning industrielles et illustre les possibilités d'amélioration (même relativement petites) permises par les structures de commande avancées à l'instar des structures H_∞ .

Pour le banc expérimental deux axes, l'aspect le plus intéressant est la démonstration par l'expérimentation des résultats qu'il est possible d'obtenir par l'implantation des structures de commande H_∞ . Entre les deux réglages de vitesses considérés, un gain en temps d'opération de 25,67% est réalisé. Le tableau 3.1 montre que les performances obtenues avec les structures de commande H_∞ sont toujours meilleures que pour les structures de commande conventionnelles autant sur la précision des contours que du remplissage. Les structures H_∞ réalisent mieux le remplissage de 1,64% dans le premier réglage et de 2,13% dans le deuxième réglage. Les taux de remplissage peuvent avoir une conséquence directe sur les qualités des pièces finales en fabrication additive, un taux de remplissage faible peut par exemple entraîner des porosités indésirables dans les pièces. Les résultats les plus intéressants sur le système deux axes sont la proportion de points de contours qui sont marqués à moins de $100\mu\text{m}$: pour le premier réglage, un gain de 47,8% est réalisé et pour le deuxième réglage ce gain est de 36,64%. Ces résultats démontrent bien les gains de performance réalisables par les structures de commande H_∞ bien que les performances de base du système deux axes ne soient pas du même ordre que le système de scanning trois axes.

Cette synthèse des résultats achève ce troisième et dernier chapitre. Les points importants à retenir sont bien entendu les bonnes performances de précision des structures de commande H_∞ pour tous les réglages de vitesse, notamment les réglages de vitesses de parcours élevés pour gagner en temps d'opération. Malgré que les structures conventionnelles du système de scanning trois axes soient déjà très bien réglées, une amélioration des critères de précision a pu être réalisée par les structures de commande H_∞ dans une certaine mesure. La démonstration expérimentale des structures de commande H_∞ a été réalisée sur le banc de test à architecture de commande ouverte du système de scanning deux axes. Le système de scanning deux axes possède des capacités d'opération plus faibles que le système trois axes. On a néanmoins démontré que l'amélioration de la précision, notamment sur les formes de contour, est possible dans des proportions non négligeables.

Pour améliorer encore plus la précision de marquage réalisée avec les structures H_∞ , il serait intéressant de mettre en place une stratégie de commande numérique qui prenne en compte les différences de dynamique entre les axes X et Y. Ces différences de dynamique se traduisent par exemple par les petits phénomènes de désynchronisation des axes, conduisant à des légers dépassemements de contours, remarqués sur le coin en angle droit dans les Figures 3.16 et 3.18.

3.6 Références

- ABROUG, N. et B. MORINIERE. 2014, «Enhancing motor torque control by implementing h-infinity controller and compensating electronics nonlinearities», dans *2014 IEEE 23rd International Symposium on Industrial Electronics (ISIE)*, IEEE, p. 111–116.
- APKARIAN, P. et D. NOLL. 2006, «Nonsmooth h-infinity synthesis», *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 51, n° 1, p. 71–86.
- BRUNOVSKÝ, P. 1970, «A classification of linear controllable systems», *Kybernetika*, vol. 6, n° 3, p. 173–188.
- DOYLE, J., K. GLOVER, P. KHARGONEKAR et B. FRANCIS. 1988, «State-space solutions to standard h-2 and h-infinity control problems», dans *1988 American Control Conference*, IEEE, p. 1691–1696.
- DUC, G. et S. FONT. 1999, *Commande H-infini et mu-analyse : des outils pour la robustesse*, Hermès Science.
- FALCOZ, A., C. PITTET, S. BENNANI, A. GUIGNARD, C. BAYART et B. FRAPARD. 2015, «Systematic design methods of robust and structured controllers for satellites», *CEAS Space Journal*, vol. 7, n° 3, p. 319–334.
- FRANKLIN, G. F., J. D. POWELL, M. L. WORKMAN et al.. 1998, *Digital control of dynamic systems*, vol. 3, Addison-wesley Menlo Park, CA.
- GAHINET, P. et P. APKARIAN. 1994, «A linear matrix inequality approach to h-infinity control», *International journal of robust and nonlinear control*, vol. 4, n° 4, p. 421–448.
- MAKAROV, M. 2013, *Contribution à la modélisation et la commande robuste de robots manipulateurs à articulations flexibles. Applications à la robotique interactive.*, thèse de doctorat.
- MEYER, C., J. PRODIGUE, G. BROUX, O. CANTINAUD et C. POUSSOT-VASSAL. 2016, «Ground test for vibration control demonstrator», dans *Journal of Physics : Conference Series*, vol. 744, IOP Publishing, p. 012004.
- SAFONOV, M. G., D. LIMEBEER et R. CHIANG. 1989, «Simplifying the h-infinity theory via loop-shifting, matrix-pencil and descriptor concepts», *International Journal of Control*, vol. 50, n° 6, p. 2467–2488.
- ZAMES, G. 1981, «Feedback and optimal sensitivity : Model reference transformations, multiplicative seminorms, and approximate inverses», *IEEE Transactions on automatic control*, vol. 26, n° 2, p. 301–320.

Conclusion et Perspectives

Synthèse générale

La dynamique des actionneurs pour la fusion sélective du lit de poudre dans les machines SLM sont très peu prises en compte aujourd'hui dans le processus de génération des consignes de marquage pour la chaîne de fabrication. Les effets de cette dynamique sont habituellement subis et minimisés par des campagnes d'essais sur machines couteuses en ressources. On a fourni dans ce travail de thèse des outils permettant d'étudier et d'exploiter l'anticipation de ces phénomènes par le biais d'environnements de simulation fidèles. Les développements proposés ont été validés sur deux systèmes de scanning à performances de marquage différents. Les développements proposés ont permis de montrer qu'il est envisageable d'optimiser les vitesses de parcours du faisceau laser tout en minimisant la détérioration apportée à la précision du marquage effectif dans le plan de travail.

L'étude de la dynamique des actionneurs se base sur l'élément principal qui constitue chaque axe des têtes de scanning : le moteur galvanomètre. Le moteur galvanomètre assure à la fois la fonction de balayage pour orienter le spot laser dans le plan (x, y) et le réglage de la focalisation dynamique du spot laser pour le cas d'un système de scanning à trois axes. La modélisation des moteurs galvanomètres se base essentiellement sur les modèles fondamentaux de moteur à courant continu pour lequel on a proposé les éléments d'amélioration qui sont les modèles de modes souples en torsion et le modèle de frottement avancé (par rapport au simple frottement visqueux du modèle classique). En outre, la modélisation des structures d'asservissement de chaque axe de l'actionneur est aussi étudiée et a abouti à l'implémentation de structures de régulation conventionnellement retrouvées pour la régulation industrielle en général. Ces développements proposés sont systématiquement remis dans le contexte de l'état de l'art et validés par le biais de la comparaison à des données obtenues expérimentalement : autant sur les réponses en angles pour chaque axe que sur le marquage effectivement obtenu sur le plan de travail. Cette démarche a permis de disposer d'environnements de simulation fidèles permettant de reproduire les comportements des systèmes de scanning deux et trois axes étudiés à des ordres de grandeur acceptables pour l'application fabrication additive. La double utilité de ces environnements de simulation a aussi été présentée. Dans un premier temps, on a présenté l'exploitation des méthodes de modélisation mises en œuvre pour la mise en place d'un protocole d'essai qui peut rentrer dans le cadre de la maintenance préventive des têtes de scanning. Dans un second temps, on a démontré l'utilité de ces environnements de simulation dans l'étude de l'impact des changements de recettes de marquage via le paramétrage des vitesses de parcours pour optimiser les temps de fabrication. Les gains en temps de fabrication ont été confrontés aux détériorations correspondantes au niveau de la précision du balayage laser. En outre, on a démontré la possibilité de réglage par essais-erreurs sur les simulateurs des délais à l'allumage et l'extinction du faisceau laser pour optimiser encore plus les résultats de l'opération de marquage.

Dans une optique d'optimisation de la dynamique des axes des têtes de scanning, on a étudié la mise en place de structures de commande robuste H_∞ pour les galvanomètres. Les structures H_∞ sont des structures de commande optimales obtenues sur la base des comportements fréquentiels désirés sur la boucle fermée finale asservie. Cette méthode de synthèse permet entre autres de s'affranchir des étapes de pré-filtrage des trajectoires car le comportement de rejet des

hautes fréquences (particulièrement des modes souples) pour la suppression des vibrations est directement prise en compte à l'étape de synthèse du correcteur. La méthode de synthèse par des filtres de pondérations fréquentielles a été appliquée aux galvanomètres. Les performances de ces nouvelles structures de commande sont caractérisées par implantation sur le simulateur de la tête de scanning trois axes et sur le banc de test à architecture de commande ouverte pour la tête de scanning deux axes. On a montré que les structures de commande d'axe avec les correcteurs H_∞ permettent de réduire l'impact de l'augmentation des vitesses de parcours sur la précision de marquage. Cela a été le cas même pour les galvanomètres du système de scanning trois axes pour lequel la structure conventionnelle de base présentait déjà de très bonnes performances de précision.

Discussion sur les résultats

Pour caractériser les performances de précision de marquage réalisées, les seuils de précision de $30\mu\text{m}$ et $300\mu\text{m}$ sont respectivement définis pour le système trois axes et deux axes. Ces données proviennent de résultats classiques des fabricants industriels de tête de scanning. On a vu que les environnements de simulation respectent d'une manière satisfaisante ces contraintes, ce qui a valu leur validation pour le reste des développements. Quoique satisfaisants, les indicateurs de performance des environnements de simulation peuvent encore être améliorés du fait de la paramétrisation choisie (ordre des modes souples et modèle de frottement) pour la mise en place des modèles d'axe et notamment des modèles des éléments galvanomètres.

On a jugé intéressant de présenter le protocole de caractérisation KM0 étudié dans le cadre du travail de thèse. En effet, il illustre une première utilité des méthodes de modélisation mises en œuvre dans le cadre de la maintenance préventive des têtes de scanning des machines. Etant donné les degrés de précision et les cadences de travail très contraignantes qui sont demandées à l'actionneur, il est nécessaire d'assurer son suivi afin de détecter au plus tôt possible une quelconque tendance à la détérioration de ses organes et de prendre une décision quant au réajustement de ces organes. La version du protocole présentée ici est une version qui détaille les actions à mettre en œuvre en termes de signaux à envoyer et de signaux en sorties à analyser. Dans son état actuel, la version présentée n'assure pas encore une automatisation complète du protocole pour être facilement lancé à un niveau d'utilisation du type opérateur de machine. Un effort est à réaliser dans ce sens.

Deux réglages de paramétrage de vitesses sont comparés pour illustrer l'utilité des environnements de simulation dans l'optimisation de la vitesse de parcours et du temps d'opération du laser avec la détérioration correspondante au niveau de la précision de marquage. Le premier réglage est un réglage donné par défaut par une tête de scanning industrielle et le deuxième réglage est un réglage qui vise à uniformiser toutes les phases du même type (mark ou jump) à partir des paramètres du premier réglage. Ces paramètres sont choisis étant donné leurs valeurs qui restent dans un domaine d'opération relativement acceptable pour la technique SLM en termes de comportement du bain de fusion local. Néanmoins, on a pu montrer qu'une optimisation de la vitesse de parcours est réalisable à un moindre coût de détérioration de la précision (pour une couche de la pièce : on a démontré un gain de temps d'opération d'environ 26%). Pour étudier la faisabilité de paramétrages de vitesses de parcours plus élevées pour le marquage, il est nécessaire de prendre en compte le comportement physique au niveau du bain de fusion, chose qui n'est pas faite dans ce travail.

Les performances des têtes de scanning avec des structures de commande robuste implantées pour chaque axe sont comparées aux performances obtenues avec les structures de commande conventionnelles, toujours dans le contexte de l'optimisation des vitesses de parcours. On a démontré, en simulation pour le système de scanning trois axes et sur banc expérimental pour le système deux axes que les structures de commande robustes présentent la majorité du temps des meilleures performances de précision par rapport aux structures conventionnelles. Les améliora-

tions au niveau de la précision de marquage sont constatées à la fois sur le marquage de contours et le marquage de remplissage. Encore une fois, pour étudier la faisabilité de la mise en place de vitesses de parcours plus élevées, il est impératif de coupler le processus de marquage au processus de fusion locale de la poudre sur le plan de travail. A haute vitesse de parcours, il serait intéressant de mettre en place des stratégies de synchronisation des axes pour compenser les différences de dynamiques qui peuvent exister.

Perspectives de travail

On peut définir distinctement quatre axes de perspectives de travail dans la continuité des travaux présentés dans ce manuscrit :

Amélioration des modèles physiques des galvanomètres par la prise en compte d'un ordre de modes souples supérieur à 1 pour les axes X et Y et supérieur à 2 pour l'axe Z dans le cadre du système trois axes. En outre, le modèle de frottement peut aussi être amélioré par la prise en compte par exemple des modèles de frottements dynamiques par rapport au modèle statique du frottement sec utilisé dans ce travail. Il restera ensuite à dérouler la même démarche de validation donnée en termes de valeurs des angles et de marquage dans le plan de travail

Amélioration des environnements de simulation multi-axes par intégration des paramètres de la fusion en termes de variation du diamètre du spot laser et de l'évolution de la fusion locale sur le lit de poudre. Cet aspect peut dans un premier temps améliorer le rendu des simulateurs mais est surtout nécessaire pour conclure sur la faisabilité des réglages d'optimisation des vitesses de parcours.

Il serait intéressant aussi d'étudier en parallèle des stratégies de synchronisation des deux axes X et Y à implanter au niveau de la commande numérique pour réduire les effets liés à la différence de dynamiques de ces axes. Ces effets peuvent notamment être prononcés pour des vitesses de parcours élevées.

Dans les stratégies de marquage actuelles, la focalisation dynamique du faisceau laser n'est pas assez exploitée. Le DFM a pour unique rôle aujourd'hui de maintenir constant le diamètre du spot laser sur l'étendue du plan de travail. Il serait intéressant de coupler les stratégies de marquage à des stratégies de focalisation dynamique pour moduler la puissance apportée au bain de fusion par action sur le diamètre du spot laser pour adapter la puissance apportée au lit de poudre en fonction des types de formes à marquer.

Amélioration du protocole KMO par la définition rigoureuse de son automatisation afin de permettre son lancement à un niveau d'utilisation de la machine du type opérateur. En outre, des scénarios d'intervention sont aussi à identifier en fonction des types de résultats alarmants obtenus suite au lancement du protocole. Classer d'un côté les types de dysfonctionnement détectables (dérives dans la réponse, valeurs de paramètres physiques divergents par rapport aux essais antérieurs) et d'un autre côté les actions à mener soit au niveau des organes physiques soit des cartes Drivers de commande pour rétablir des valeurs jugées acceptables pour la tête de scanning.

Suite de l'étude de l'optimisation des dynamiques d'axes d'une manière plus large par l'intermédiaire de l'exploitation des modèles de galvanomètres et du banc de test à architecture de commande ouverte par l'étude d'autres structures de commande pertinentes pour l'application SLM. A titre d'exemple, il serait envisageable d'étudier des structures de commande prédictives (de type MPC - *Model Predictive Control*) afin de tirer plein profit de la connaissance a priori des consignes de marquage dans la chaîne de fabrication pour l'opération fabrication additive.

Annexe A

Outils pour la détermination des paramètres du modèle de base de galvanomètre

Cette Annexe présente les éléments utiles à l'identification des paramètres du modèle de base de galvanomètre. Le signal d'excitation et la méthode d'estimation de réponse fréquentielle sont décrits. Une discussion sur la pertinence des méthodes d'identification directe (excitation en tension) et indirecte (excitation en angles) respectivement pour les systèmes deux axes et trois axes est aussi donnée.

A.1 Le signal d'excitation

Les signaux SBPA sont des signaux déterministes destinés à approcher une réalisation d'un bruit blanc. C'est une séquence de nombres $u[k]$ valant ± 1 , périodique de période $N = 2^n - 1$, générée informatiquement à partir d'un registre à décalage à n étages selon la figure A.1 :

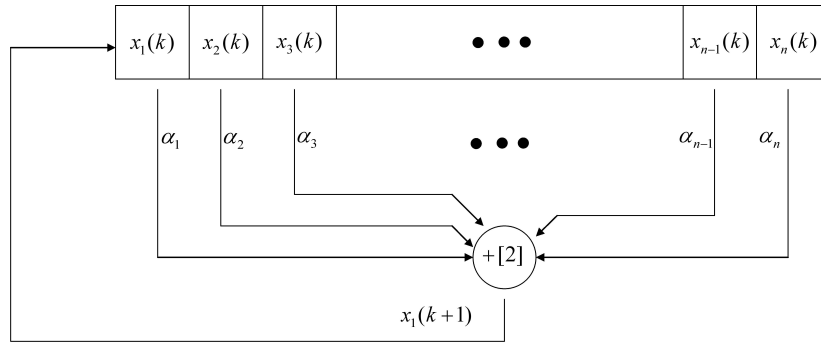


FIGURE A.1 – Génération par registres d'un signal SBPA

Soit $\mathbf{X}[k] = [x_1[k] \cdots x_n[k]]^T$, $x_i[k] \in \{0, 1\}$, le vecteur d'état du registre à l'instant k , l'état à l'instant $k + 1$ est obtenu à partir d'une matrice de transition \mathbf{A} :

$$\mathbf{X}[k + 1] = \mathbf{A}\mathbf{X}[k] = \begin{pmatrix} \alpha_1 & \alpha_2 & \cdots & \cdots & \alpha_n \\ 1 & 0 & \cdots & \cdots & 0 \\ 0 & 1 & 0 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & 1 & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & 0 & 1 & 0 \end{pmatrix} \mathbf{X}[k]$$

Les pondérations $\alpha_i \in \{0, 1\}$ sont les coefficients du polynôme caractéristique $P(\lambda)$ de la matrice \mathbf{A} : $P(\lambda) = 1 \oplus \alpha_1 \lambda \oplus \alpha_2 \lambda^2 \oplus \cdots \oplus \alpha_n \lambda^n$ et \oplus est l'opération d'addition *modulo 2*.

Une réalisation de la séquence SBPA $u[k]$ peut être obtenue en relevant l'évolution temporelle d'une des cases x_i du registre et en effectuant les correspondances du niveau du signal qu'on veut obtenir : $\begin{pmatrix} 0 \rightarrow -1 \\ 1 \rightarrow +1 \end{pmatrix}$.

Un exemple de réalisation de 2 périodes de $u[k]$ pour $n = 4$ est reporté à la figure A.2.

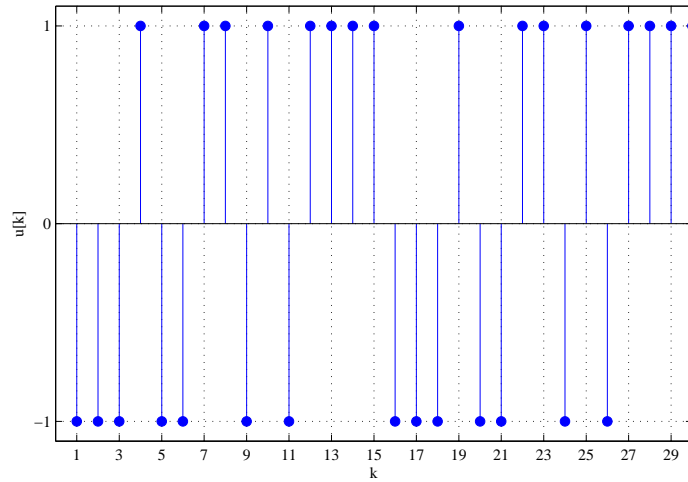


FIGURE A.2 – Exemple de réalisation de 2 périodes de SBPA pour $n = 4$ ($N = 15$)

Pour illustrer les propriétés du signal SBPA, les allures de la séquence d'autocorrélation de $u[k]$ et de sa densité spectrale de puissance (DSP) sont reportées respectivement aux figures A.3 et A.4 (ν est la variable de fréquence discrète telle que $\nu = \frac{f}{f_{ech}}$, f_{ech} étant la fréquence d'échantillonnage du signal).

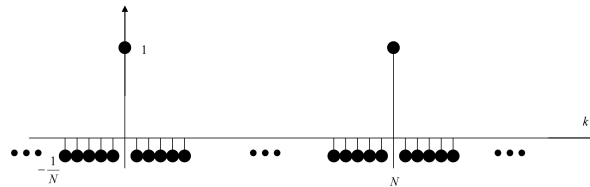


FIGURE A.3 – Autocorrélation de la séquence SBPA

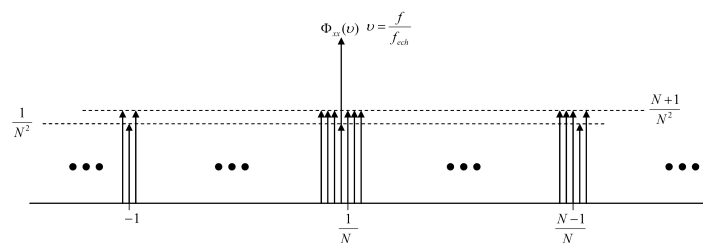


FIGURE A.4 – DSP de la séquence SBPA

Le signal d'autocorrélation se rapprochant d'une impulsion de Dirac et la DSP quasi-constante (traduisant la richesse en fréquences) confirment les propriétés de la séquence SBPA assimilables à celles d'un signal bruit blanc. Ce signal est donc bien adapté à l'objectif recherché dans l'estimation des réponses fréquentielles nécessaires ici étant donné la large plage de fréquences qui est excitée.

A.2 La méthode d'estimation de réponse fréquentielle

Dans la méthode pour retrouver les paramètres du modèle de base d'un galvanomètre, l'estimation des réponses fréquentielles $\frac{i}{u}(f)$ et $\frac{\theta}{i}(f)$ est nécessaire, ces estimées sont respectivement appelées $G_{iu}(f)$ et $G_{\theta i}(f)$. Dans cette partie, on se limite à la présentation de l'obtention de $G_{\theta i}(f)$ mais la même démarche est applicable à l'obtention de $G_{iu}(f)$.

La méthode utilisée pour obtenir $G_{\theta i}(f)$ est une méthode non paramétrique, c'est à dire que les valeurs complexes de la réponse fréquentielle $G_{\theta i}$ sont obtenues directement sur un intervalle fini de valeurs de fréquences f . L'estimateur, utilisé pour des opérations d'Analyse Modale Expérimentale (EMA pour *Experimental Modal Analysis* ou encore la caractérisation expérimentale des modes souples de structures mécaniques) est donné par :

$$G_{\theta i}(f) = \frac{\Phi_{i\theta}(f)}{\Phi_{ii}(f)}$$

$\Phi_{i\theta}(f)$ et $\Phi_{ii}(f)$ sont respectivement les densités spectrales croisées (interspectre) entre la position θ et le courant i et la densité spectrale de puissance (spectre) du courant i . Ces grandeurs sont définies pour des signaux à support temporel infini, ce qui n'est pas réalisable dans la pratique c'est pourquoi il existe plusieurs méthodes pour les estimer. On retient ici la méthode du *Périodogramme de Welch*, une méthode très utilisée pour estimer les densités spectrales de puissance du fait de ses propriétés de biais et variance très faibles.

Soient $i(n)$ et $\theta(n)$, $0 \leq n \leq N-1$ les réalisations des signaux de courant et de position angulaire sur un horizon temporel discret fini de longueur N . La méthode du périodogramme de Welch consiste à diviser le signal temporel en P segments de longueurs D recouvrants avec un décalage de S échantillons entre eux (voir illustration Figure A.5 pour un cas exemple $P = 6$).

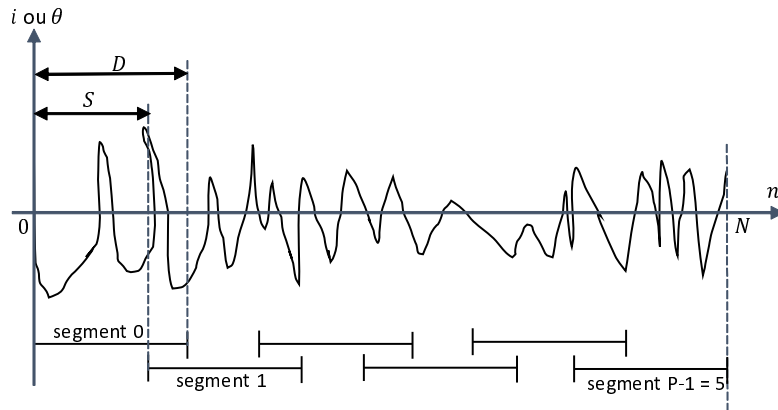


FIGURE A.5 – Illustration de la segmentation des données pour le périodogramme de Welch

Les densités spectrales recherchées sont obtenues par moyennage des densités spectrales des P segments, c'est-à-dire :

$$\Phi_{i\theta}(f) = \frac{1}{P} \sum_{p=0}^{P-1} \Phi_{i\theta}^{(p)}(f)$$

$$\Phi_{ii}(f) = \frac{1}{P} \sum_{p=0}^{P-1} \Phi_{ii}^{(p)}(f)$$

$\Phi_{i\theta}^{(p)}(f)$ et $\Phi_{ii}^{(p)}(f)$ sont les densités spectrales correspondantes au p -ièmes segments de données telles que :

$$\Phi_{i\theta}^{(p)}(f) = \frac{T_{ech}}{DU} \sum_{n=0}^{D-1} \left[i^{(p)}(n) e^{-j2\pi f n T_{ech}} \right]^* \times \left[\theta^{(p)}(n) e^{-j2\pi f n T_{ech}} \right]$$

$$\Phi_{ii}^{(p)}(f) = \frac{T_{ech}}{DU} \left| \sum_{n=0}^{D-1} i^{(p)}(n) e^{-j2\pi f n T_{ech}} \right|^2$$

avec $U = \frac{1}{D} \sum_{n=0}^{D-1} |w(n)|^2$

— $w(n)$ est une fenêtre de pondération temporelle appliquée aux segments de données, sa forme la plus classique est la fonction rectangulaire : $w(n) = 1$ pour $n = 0$ à $D - 1$. L'étude des fenêtres de pondération est un problème à part entière de l'analyse spectrale des signaux, il existe une multitude de variantes de fenêtres de pondération présentant des propriétés fréquentielles et temporelles permettant de réduire encore plus les biais et variances de l'estimateur (fenêtre triangulaire, fenêtre exponentielle, fenêtre de *Bartlett*, etc.)

— $T_{ech} = \frac{1}{f_{ech}}$ est la période d'échantillonnage des données

— $i^{(p)}(n)$ et $\theta^{(p)}(n)$ sont les p -ièmes segments de données pondérés par la fenêtre $w(n)$:

$$i^{(p)}(n) = w(n)i(pS + n), 0 \leq n \leq D - 1$$

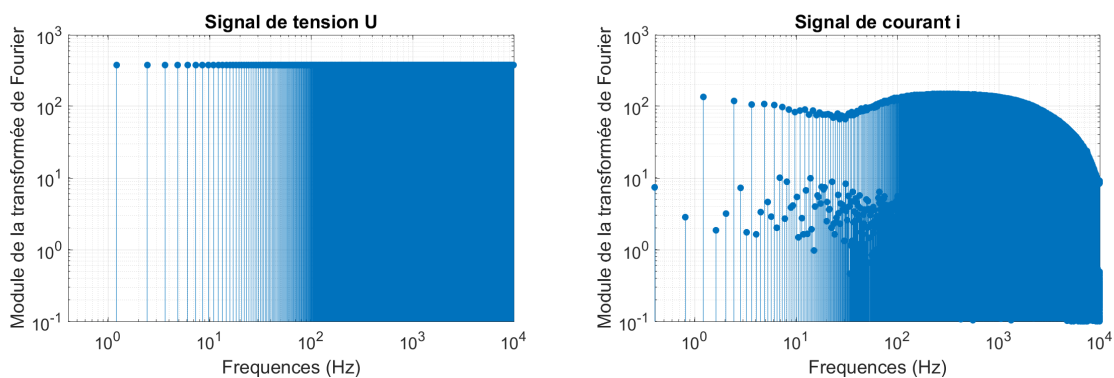
$$\theta^{(p)}(n) = w(n)\theta(pS + n), 0 \leq n \leq D - 1$$

— a^* est le nombre conjugué du nombre complexe a

Le calcul de l'estimée G_{iu} est réalisé de manière analogue à la démarche présentée.

A.3 Pertinence des méthodes directe et indirecte

Pour le système 2 axes, l'excitation du galvanomètre par un signal de tension SBPA directement est possible donc la répartition de l'excitation sur une grande partie de la bande de fréquences utile est assurée comme l'indique la Figure A.6a qui présente le contenu fréquentiel du signal d'excitation U par le module de sa transformée de Fourier, pour le système 2 axes la fréquence d'échantillonnage est $f_{ech} = 20\text{kHz}$ c'est pourquoi l'échelle fréquentielle représentée sur les Figure A.6 va jusqu'à $\frac{f_{ech}}{2} = 10\text{kHz}$.



(a) Module de la transformée de Fourier de la tension U

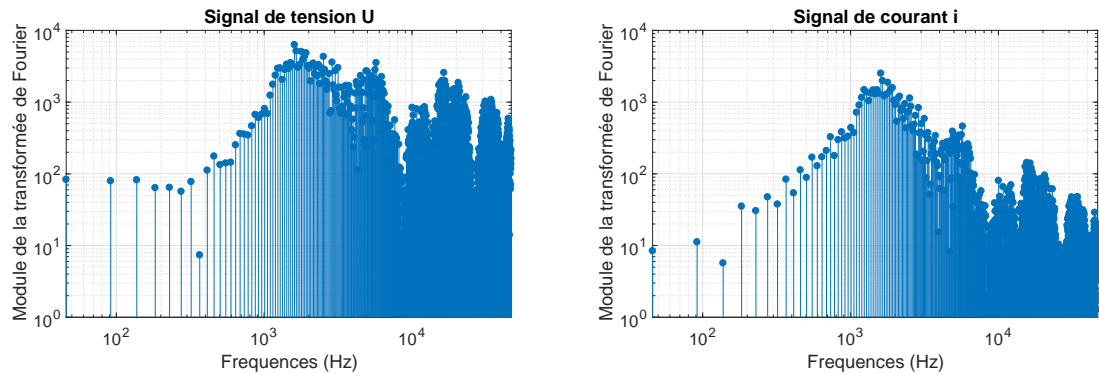
(b) Module de la transformée de Fourier du courant i

FIGURE A.6 – Analyse fréquentielle des signaux pour la méthode directe

Le contenu fréquentiel pour le signal de courant i est aussi représenté à la Figure A.6b, on observe qu'une grande largeur de la bande de fréquences représentée est également excitée. Ces deux figures permettent d'affirmer que les estimées de réponses fréquentielles $G_{\theta i}(f)$ et $G_{iu}(f)$ sont représentatives de la réalité étant donné le contenu fréquentiel des signaux considérés en entrée respectivement i et U .

La même analyse est réalisée sur les signaux du système 3 axes pour lequel la méthode d'identification mise en œuvre est indirecte car le signal SBPA d'excitation est un signal de consigne pour

la position angulaire (contrainte imposée par le matériel du constructeur). Les signaux de tension et courant sont relevés et leur contenu fréquentiel est observé. Un exemple de résultat est donné Figure A.7



(a) Module de la transformée de Fourier de la tension U (b) Module de la transformée de Fourier du courant i

FIGURE A.7 – Analyse fréquentielle des signaux pour la méthode indirecte

La boîte noire du constructeur inclut le Driver avec sa structure d’asservissement et le galvanomètre, les effets d’atténuation observés sur les Figures A.7a pour la tension U et A.7b pour le courant i sont la conséquence des effets de la structure d’asservissement. Malgré ces effets d’atténuation on observe qu’un intervalle satisfaisant de fréquences reste quand même excité dans les deux cas (pour le système 3 axes, la fréquence d’échantillonnage est égale à $f_{ech} = 93750\text{kHz}$). Cette dernière observation permet d’affirmer que la méthode d’identification des paramètres du modèle de base de galvanomètre reste applicable aux galvanomètres du système 3 axes indirectement excités par un signal SBPA, les signaux de tension U et de courant i restant riches en fréquences.

Annexe B

Principe de l'algorithme d'optimisation par Essaims Particulaires PSO

B.1 L'algorithme classique

L'algorithme d'optimisation PSO a été inspiré du monde du vivant, notamment les comportements sociaux des nuées d'oiseaux et des bancs de poissons. Les caractéristiques les plus intéressantes pour les algorithmes PSO sont la facilité d'implémentation et le fait que l'opération d'optimisation s'applique à n'importe quelle fonction de coût étant donné que le calcul de gradient n'est pas nécessaire. Elle permet de traiter le problème d'optimisation donné sous la forme :

$$\min_{x \in \chi} f(x) \quad (\text{B.1})$$

P 'particules' sont mobiles dans l'espace de recherche χ . Chaque particule a sa propre 'vitesse' et une sauvegarde de la position dans χ où sa meilleure performance a été réalisée. Chaque particule tient compte du mouvement de ses 'voisins'. Les notations suivantes sont utilisées :

- x_p^k : position de la particule p à l'itération k
- v_p^k : vitesse de la particule p à l'itération k
- $b_p^k = \arg \min_{x \in \{b_p^{k-1}, x_p^k\}} (f(x))$: meilleure position trouvée par la particule p jusqu'à l'itération k
- $V(x_p^k) \subset \{1, 2, \dots, P\}$: ensemble des particules voisines de la particule p à l'itération k
- $g_p^k = \arg \min_{x \in \{b_i^k, i \in V(x_p^k)\}} (f(x))$: meilleure position trouvée par les particules voisines de la particule p à l'itération k

Les particules se déplacent dans l'espace de recherche χ selon la règle de transition suivante :

$$\begin{aligned} v_p^{k+1} &= c_0 \cdot v_p^k + c_1 \otimes (b_p^k - x_p^k) + c_2 \otimes (g_p^k - x_p^k) \\ x_p^{k+1} &= x_p^k + v_p^{k+1} \end{aligned} \quad (\text{B.2})$$

avec :

- \otimes le produit de vecteurs élément par élément
- c_0 est appelé facteur d'inertie
- c_1 (respectivement c_2) est un nombre aléatoire tiré dans $[0, \bar{c}_1]$ (respectivement $[0, \bar{c}_2]$) avec \bar{c}_1 et \bar{c}_2 les coefficients d'accélération

B.2 L'algorithme perturbé

Il arrive que l'algorithme classique d'optimisation PSO soit sujet à des phénomènes de convergence prématurée vers des minima locaux, notamment quand les problèmes d'optimisation font intervenir un grand nombre de variables. Pour pallier ce phénomène, des versions 'perturbées' de l'algorithme ont été mises en place. L'idée est de rajouter un mouvement aléatoire à la particule avec la meilleure performance pour éviter ce phénomène de convergence 'trop rapide'.

La règle de transition devient :

$$\begin{aligned} v_p^{k+1} &= c_0 \cdot v_p^k + (g_p^k - x_p^k) + \rho^k (1 - 2r_{[0,1]}) \\ x_p^{k+1} &= x_p^k + v_p^{k+1} \end{aligned} \quad (\text{B.3})$$

où $r_{[0,1]}$ est un vecteur aléatoire dont les éléments sont tirés dans $[0,1]$. ρ est un facteur d'échelle mis à jour après chaque itération tel que :

$$\rho^{k+1} = \begin{cases} 2\rho^k & \text{si } nb_succes > s_c \\ 0,5\rho^k & \text{si } nb_echec > f_c \\ \rho^k & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{B.4})$$

nb_succes est le nombre de succès successifs et nb_echec est le nombre d'échecs successifs : une itération est un succès si la meilleure valeur du critère de coût trouvée par les particules est améliorée, sinon c'est un échec. Quand le nombre de succès augmente, le nombre d'échecs est mis à zéro et vice-versa. s_c et f_c sont ce qu'on appelle des paramètres de seuil dépendant de la fonction coût, ils sont réglés d'une manière standard respectivement aux valeurs 15 et 5. En principe, ces réglages contraignent l'algorithme à réagir plus rapidement face aux échecs que face aux succès.

La version perturbée de l'algorithme PSO est celle implémentée dans ces travaux notamment pour l'optimisation des réglages des structures de commande de galvanomètres dans le but de reproduire les performances de positionnement observées avec les cartes de contrôle des constructeurs. Cette version de PSO permet d'explorer une grande partie du domaine de recherche malgré l'initialisation des paramètres réalisée par synthèse fréquentielle qui aurait pu entraîner une convergence trop rapide de l'algorithme vers des minima proches de cette initialisation.

Titre : Elaboration de stratégies de commande numérique pour une optimisation de la vitesse de parcours en fabrication additive

Mots clés : fabrication additive, commande numérique, galvanomètre

Résumé : En fabrication additive, l'un des objectifs principaux est d'optimiser la productivité de la machine en maximisant la vitesse de parcours, ceci quel que soit l'actionneur utilisé ainsi que sa source d'énergie associée. Dans ce contexte, un maillon important a trait à la recherche de stratégies de pilotage optimales pour les actionneurs considérés. Dans le cadre de cette thèse, on s'intéresse spécifiquement à l'association galvanomètre comme actionneur de partie opérative et laser comme source d'énergie associée. Dans le contexte galvanomètre/laser, les performances actuelles des systèmes de scanning sont limitées par la méconnaissance des effets de la dynamique de l'actionneur sur la position effective du spot au cours du temps. Il est en effet nécessaire de connaître

finement les effets de cette dynamique actionneur sur la position effective du spot. Dans le cas contraire, si cette dernière n'est pas maîtrisée, la synchronisation de l'allumage du laser repose sur des temporisations non optimisées, ce qui a pour effet immédiat d'ajouter constamment des temps morts de plusieurs millisecondes et de ralentir le processus. La maîtrise de la position du spot au travers d'une modélisation fidèle constituerait alors une nette amélioration dans la chaîne de commande pour étudier l'augmentation des vitesses de parcours. Dès lors, les travaux consistent à élaborer des méthodes de modélisation fidèle au système industriel et des stratégies de commande adaptées à l'application fabrication additive.

Title : Numerical control strategies for trajectory tracking speed optimization in additive manufacturing

Keywords : additive manufacturing, numerical control, galvanometer

Abstract : In the field of additive manufacturing, one of the main objectives is the optimization of the production through maximization of machining speeds, regardless of the actuator and the power source deployed. In this framework, investigation of optimized control strategies for the actuators is a major issue. In this Thesis, we will place emphasis on the system, which consists of galvanometer as actuators and laser as power source. In the galvanometer laser scanner context, current performance is limited by the unknown effects of the

actuator dynamics on the laser spot position over time. It is necessary to master these actuator dynamics otherwise unoptimized timeouts are introduced, which slow down the machining process. Machining speeds can be enhanced through accurate modeling of the actuator dynamics. Works in this thesis consist in implementing accurate simulation environment of the actuator system and control strategies suitable to the additive manufacturing operation.