

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE.....	3
CHAPITRE 2 MODÉLISATION DE MARSE	11
2.1 Cinématique directe	11
2.2 Modèle dynamique.....	16
2.3 Modification apportée au modèle	16
2.4 Espaces de travail.....	17
2.5 Conclusion	18
CHAPITRE 3 COMMANDE PAR COUPLE PRÉCALCULÉ.....	19
3.1 Loi de commande partitionnée.....	19
3.2 Correcteur PID	20
3.3 Conclusion	21
CHAPITRE 4 COMMANDE PAR MODE DE GLISSEMENT	23
4.1 Surface de glissement	24
4.2 Loi de convergence.....	24
4.3 Loi de commande.....	26
4.4 Conclusion	31
CHAPITRE 5 ARCHITECTURE ÉLECTRONIQUE.....	33
5.1 Moteurs synchrones	33
5.2 CompactRio	35
5.3 Cartes pilotes des moteurs	36
5.4 Capteurs de positions	37
5.5 Carte-mère.....	37
5.6 FPGA	38
5.7 Ordinateur Real-Time	39
5.8 Limite de l'architecture électronique	39
5.9 Conclusion	40
CHAPITRE 6 ARCHITECTURE DE CONTRÔLE DE MARSE	41
6.1 Modes de fonctionnement.....	41
6.1.1 Mode manuel	41
6.1.2 Mode passif.....	41
6.2 Architecture du FPGA	43
6.2.1 Boucle d'acquisition de la position et de la vitesse	43
6.2.2 Boucle interne du courant.....	45
6.3 Architecture module RT du Compact Rio	46
6.4 Architecture de l'ordinateur Real-Time.....	48

6.4.1	Mode manuel	48
6.4.2	Mode passif.....	49
6.4.3	Boucles de contrôle.....	50
	6.4.3.1 Génération de la trajectoire	54
	6.4.3.2 Friction de Coulomb	56
	6.4.3.3 Conversion couple à courant.....	57
6.5	Interface usager.....	58
6.6	Conclusion	61
CHAPITRE 7 CAPTEURS À EFFET DE HALL COMME CAPTEURS DE POSITION		63
7.1	Capteur à effet de Hall sur MARSE	63
7.2	Implantation dans le FPGA.....	67
7.3	Conclusion	70
CHAPITRE 8 RÉSULTATS ET ANALYSE		71
8.1	Résultats des comparaisons entre les méthodes de commande	72
	8.1.1 Résultats pour des exercices à un degré de liberté.....	72
	8.1.2 Résultats pour des exercices à deux degrés de liberté séparément.....	80
	8.1.3 Résultats pour des exercices de 2 degrés de liberté et plus simultanément.....	86
8.2	Résultats des comparaisons entre les méthodes de mesure de la position.....	101
8.3	Analyse des résultats.....	111
	8.3.1 Analyses de performances des systèmes de commande	111
	8.3.2 Analyses de la méthode de mesure des différents capteurs de positions	114
CONCLUSION.....		115
RECOMMANDATIONS		117
ANNEXE I Fiche de spécifications des moteurs synchrones.....		119
ANNEXE II Schéma électronique des cartes pilotes.....		121
ANNEXE III Schémas électroniques de la carte mère		123
ANNEXE IV Désignation des broches sur les modules du Compact Rio 9047.....		127
BIBLIOGRAPHIE.....		131

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2.1	Paramètres Denavit-Hartenberg14
Tableau 2.2	Limites physiques imposées à <i>MARSE</i>18
Tableau 5.1	Spécifications de câblage entre le connecteur des cartes pilotes et les moteurs34
Tableau 5.2	Spécifications de l'ordinateur RT39
Tableau 6.1	Tensions de références limites du bloc de saturation46
Tableau 6.2	Positions angulaires limites avant arrêt52
Tableau 6.3	Gains du contrôleur PID53
Tableau 6.4	Constante de friction de Coulomb56
Tableau 6.5	Constante de conversion du couple à courant57
Tableau 7.1	Précision de la position avec les capteurs à effet de Hall et les potentiomètres66
Tableau 7.2	Sens de rotation des moteurs selon l'état logique des transitions69
Tableau 8.1	Gains expérimentaux de la commande par couple précalculé72
Tableau 8.2	Gains expérimentaux de la commande par mode de glissement72
Tableau 8.3	Exercices 1 à 7, erreur de poursuite maximale absolue80
Tableau 8.4	Exercices 8 et 9, erreur de poursuite maximale absolue85
Tableau 8.5	Exercices 10 et 11, erreur de poursuite maximale absolue100
Tableau 8.6	Exercice 12, erreur de poursuite maximale absolue101
Tableau 8.7	Exercices 3, 4, 10 et 11, erreur de poursuite maximale absolue110
Tableau 8.8	Erreur relative des contrôleurs112

LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 2.1	Système d'axes pour <i>MARSE</i>	12
Figure 2.2	Schématisation des paramètres DH modifiés de l'axe $i-1$ à l'axe i	13
Figure 2.3	Limitation des mouvements	17
Figure 3.1	Système de commande par couple précalculé.....	20
Figure 4.1	Schématisation du mode de glissement avec la fonction <i>signe</i> dans le plan de phase	23
Figure 4.2	Schématisation du mode de glissement avec la fonction <i>sat</i> dans le plan de phase	29
Figure 4.3	Système de commande par mode de glissement avec saturation.....	30
Figure 5.1	Schéma des connexions électroniques entre les composantes	33
Figure 5.2	NI-CompactRio 9074	36
Figure 6.1	Architecture globale de contrôle	42
Figure 6.2	Architecture de la boucle d'acquisition.....	43
Figure 6.3	Filtre de deuxième ordre	44
Figure 6.4	Architecture de la boucle interne de courant.....	45
Figure 6.5	Architecture du Compact Rio.....	47
Figure 6.6	Architecture du mode manuel de l'ordinateur RT	49
Figure 6.7	Procédure des étapes en mode passif de l'ordinateur RT	50
Figure 6.8	Architecture des boucles de contrôle	51
Figure 6.9	Correcteur PID	53
Figure 6.10	Interface usager	58
Figure 6.11	Fenêtre de progression	60
Figure 7.1	Représentation des pôles sur les machines synchrones.....	64

Figure 7.2	Diagramme des états des capteurs à effet de Hall pour une rotation de 360 degrés du moteur EC 45	65
Figure 7.3	Diagramme des états des capteurs à effet de Hall pour une rotation de 360 degrés du moteur EC 90	65
Figure 8.1	Résultats expérimentaux pour l'exercice 1	73
Figure 8.2	Résultats expérimentaux pour l'exercice 2	74
Figure 8.3	Résultats expérimentaux pour l'exercice 3	75
Figure 8.4	Résultats expérimentaux pour l'exercice 4	76
Figure 8.5	Résultats expérimentaux pour l'exercice 5	77
Figure 8.6	Résultats expérimentaux pour l'exercice 6	78
Figure 8.7	Résultats expérimentaux pour l'exercice 7	79
Figure 8.8	Résultats expérimentaux de l'articulation 3 pour l'exercice 8	81
Figure 8.9	Résultats expérimentaux de l'articulation 4 pour l'exercice 8	82
Figure 8.10	Résultats expérimentaux de l'articulation 4 pour l'exercice 9	83
Figure 8.11	Résultats expérimentaux de l'articulation 5 pour l'exercice 9	84
Figure 8.12	Résultats expérimentaux de l'articulation 4 pour l'exercice 10	87
Figure 8.13	Résultats expérimentaux de l'articulation 5 pour l'exercice 10	88
Figure 8.14	Résultats expérimentaux de l'articulation 1 pour l'exercice 11	89
Figure 8.15	Résultats expérimentaux de l'articulation 2 pour l'exercice 11	90
Figure 8.16	Résultats expérimentaux de l'articulation 4 pour l'exercice 11	91
Figure 8.17	Résultats expérimentaux de l'articulation 5 pour l'exercice 11	92
Figure 8.18	Résultats expérimentaux de l'articulation 1 pour l'exercice 12	93
Figure 8.19	Résultats expérimentaux de l'articulation 2 pour l'exercice 12	94
Figure 8.20	Résultats expérimentaux de l'articulation 3 pour l'exercice 12	95
Figure 8.21	Résultats expérimentaux de l'articulation 4 pour l'exercice 12	96

Figure 8.22	Résultats expérimentaux de l'articulation 5 pour l'exercice 12.....	97
Figure 8.23	Résultats expérimentaux de l'articulation 6 pour l'exercice 12.....	98
Figure 8.24	Résultats expérimentaux de l'articulation 7 pour l'exercice 12.....	99
Figure 8.25	Comparaison de l'exercice 3 avec les capteurs à effet de Hall	102
Figure 8.26	Comparaison de l'exercice 4 avec les capteurs à effet de Hall	103
Figure 8.27	Comparaison de l'exercice 10 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 4	104
Figure 8.28	Comparaison de l'exercice 10 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 5	105
Figure 8.29	Comparaison de l'exercice 11 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 1	106
Figure 8.30	Comparaison de l'exercice 11 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 2	107
Figure 8.31	Comparaison de l'exercice 11 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 4	108
Figure 8.32	Comparaison de l'exercice 11 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 5	109

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

cRIO	Compact Rio
DDL	Degré de liberté
deg	Angle en degré
DH	Denavit-Hartenberg
FPGA	« Field Programmable Gate Array »
Iref	Courant de référence
NI	National Instrument
MARSE	« Motion Assistive Robotic-exoskeleton for Superior Extremity »
Max	Maximum
Min	Minimum
PD	Correcteur à action proportionnelle et dérivée
PI	Correcteur à action proportionnel et intégral
PID	Correcteur à action proportionnelle, intégral et dérivé
rad	Angle en radian
RT	Module temps réel
<i>sign</i>	Fonction mathématique signe
<i>sat</i>	Fonction mathématique saturation
TCP/IP	Protocole de communication : «Transmission Control Protocol/Internet Protocol »
UDP	Protocole de communication : « User Datagram Protocol »
Vref	Tension de référence

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

d_i	Distance entre les articulations (m)
i	Indice de l'articulation allant de 1 à 7
n	Nombre de degrés de liberté du robot, dans notre cas $n = 7$
x_i	Axe en x du système coordonné selon l'articulation i
y_i	Axe en y du système coordonné selon l'articulation i
z_i	Axe en z du système coordonné selon l'articulation i
θ_i	Position angulaire de l'articulation i (rad)
θ_i^d	Position angulaire désirée de l'articulation i (rad)
$\dot{\theta}_i$	Vitesse angulaire de l'articulation i (rad/s)
$\dot{\theta}_i^d$	Vitesse angulaire désirée de l'articulation i (rad/s)
e_i	Erreur de la position angulaire de l'articulation i (rad)
\dot{e}_i	Erreur de la vitesse angulaire par seconde de l'articulation i (rad/s)
S_i	Fonction de la surface de glissement de l'articulation i
Σ	Vecteur $n \times 1$ des surfaces de glissement
λ_i	Coefficient positif de l'articulation i de la surface de glissement
Λ	Vecteur $n \times 1$ des coefficients positifs de la surface de glissement
K	Matrice des gains discontinus
θ	Vecteur $n \times 1$ des positions angulaires (rad)
$\dot{\theta}$	Vecteur $n \times 1$ des vitesses angulaires (rad/s)
$\ddot{\theta}$	Vecteur $n \times 1$ des accélérations angulaires (rad/s ²)
θ_d	Vecteur $n \times 1$ des positions angulaires désirées (rad)
$\dot{\theta}_d$	Vecteur $n \times 1$ des vitesses angulaires désirées (rad/s)
$\ddot{\theta}_d$	Vecteur $n \times 1$ des accélérations angulaires désirées (rad/s ²)
τ	Vecteur $n \times 1$ des couples calculés (Nm)
$M(\theta)$	Matrice $n \times n$ de masse
$V(\theta, \dot{\theta})$	Vecteur $n \times 1$ de Coriolis et centrifuge
$G(\theta)$	Vecteur $n \times 1$ de la gravité
$F(\theta, \dot{\theta})$	Vecteur $n \times 1$ de la friction
K_p	Matrice diagonale $n \times n$ des gains du correcteur proportionnel
K_i	Matrice diagonale $n \times n$ des gains du correcteur intégral
K_v	Matrice diagonale $n \times n$ des gains du correcteur dérivé
E	Vecteur $n \times 1$ d'erreurs sur la position angulaire (rad)
\dot{E}	Vecteur $n \times 1$ d'erreurs sur la vitesse angulaire (rad/s)
\ddot{E}	Vecteur $n \times 1$ d'erreurs sur l'accélération angulaire (rad/s ²)
V	Tension des potentiomètres (Volts)

θ_v	Position angulaire non filtré en radian des articulations (rad)
m	Pente linéaire déterminée lors de la calibration des potentiomètres
b	Translation linéaire déterminée lors de la calibration des potentiomètres
ω_0	Pulsation de coupure
ξ	Facteur d'amortissement
I_{ref}	Courants de références calculés (Ampères)
V_{mot}	Tensions représentant le courant des moteurs (Volts)
I_{mot}	Courants des moteurs (Ampères)
$I_{mot f}$	Courants des moteurs filtrés (Ampères)
I_e	Erreurs entre les courants de références et ceux des moteurs filtrés (Ampères)
I_c	Effort de commande de l'asservissement des courants (Ampères)
V_{ref}	Tension de référence calculée (Volts)
t	Temps de la trajectoire effectuée (sec)
t_f	Temps d'exécution de la trajectoire pour une section (sec)
θ_0	Position initiale de la trajectoire (rad)
θ_f	Position finale de la trajectoire (rad)
$\dot{\theta}_0$	Vitesse initiale de la trajectoire (rad/s)
$\dot{\theta}_f$	Vitesse finale de la trajectoire (rad/s)
c	Constante de friction de Coulomb (Nm)
N	Rapport de couple du système d'entraînement
τ_{cte}	Constante de couple des moteurs (mNm/A)
PaS_{EC45}	Pas de calcul pour la position du rotor des moteurs EC 45
PaS_{EC90}	Pas de calcul pour la position du rotor des moteurs EC 90
P_v	Pulsation par seconde détecté des capteurs à effet de Hall
P	Nombre de pulsation par tour détecté des capteurs à effet de Hall
V_{EC45}	Nombre de tour par seconde maximal pour les moteurs EC 45
V_{EC90}	Nombre de tour par seconde maximal pour les moteurs EC 90
T_{hi}	État logique de la transition actuelle selon le capteur hi
T_{hi}^*	État logique de la transition précédente selon le capteur hi

INTRODUCTION

La perte partielle ou complète du fonctionnement des membres supérieurs est en majeure partie causée par des blessures dues à l'âge ou à des accidents comprenant des blessures sportives ou professionnelles, des traumatismes de la moelle épinière ou des accidents vasculaires cérébraux. Selon l'Organisation mondiale de la santé (Mackay et Mensah, 2004), 15 millions de personnes dans le monde sont atteintes annuellement d'accidents vasculaires cérébraux. Sur ce nombre, cinq millions d'entre eux meurent et cinq millions de plus sont laissés handicapés. Puisque le nombre de tels cas augmente constamment et que la durée du traitement est de plus en plus longue, le développement d'un exosquelette robotique permettant la réadaptation des membres supérieurs pourrait contribuer de manière significative au succès de ces interventions.

Mon projet de recherche consiste à concevoir l'architecture électrique et électronique du robot *MARSE* (*Motion Assistive Robotic-exoskeleton for Superior Extremity*) afin de contrôler les sept degrés de liberté (DDL) rotatifs qu'il comporte. *MARSE* est un système qui permettra d'aider les gens ayant de la difficulté à déplacer leurs bras à effectuer leurs exercices de réhabilitation. Pour ce faire, un exosquelette mécanique actionné par sept moteurs synchrones est utilisé. Sa capacité de bouger dans l'espace lui permet d'effectuer des mouvements de l'épaule, du coude et du poignet semblables à ceux de l'être humain. L'utilisateur devra insérer son bras dans l'exosquelette et se laisser guider par ce dernier favorisant ainsi un mouvement naturel des membres supérieurs. Les membres du robot ont été conçus pour un adulte et ils sont ajustables en fonction de la longueur du bras de celui-ci. L'exosquelette et son support sont composés d'aluminium et d'acier afin de favoriser sa solidité et une certaine légèreté.

Puisque la dynamique de ce robot comporte plusieurs non-linéarités, l'utilisation d'un contrôleur non linéaire est appropriée pour poursuivre une trajectoire désirée. La commande du couple précalculé et la commande par mode glissement seront étudiées et expérimentées afin de déterminer laquelle de ces méthodes est la plus robuste. De plus, l'étude des capteurs

à effet de Hall comme capteur de position sera effectuée afin de retirer ceux présents.

Mon mémoire est divisé en 8 chapitres. J'aborderai dans le premier chapitre une revue de la littérature. Pour le deuxième chapitre, je modéliserai l'exosquelette afin d'en déterminer la dynamique. De la sorte, je pourrai effectuer l'étude de la commande par couple précalculé et l'étude de la commande par mode de glissement qui seront traitées respectivement au chapitre 3 et au chapitre 4. Par la suite, je discuterai au chapitre 5 des différentes composantes électroniques utilisées pour le projet. Je montrerai au chapitre 6 l'architecture de contrôle conçu pour le bras robotique ainsi qu'une explication des modes fonctionnement de *MARSE*. Ensuite, je démontrerai au chapitre 7 comment utiliser les capteurs à effet de Hall sur les moteurs synchrones afin de remplacer les capteurs de position. Finalement, j'exposerai au chapitre 8 les résultats de mes expérimentations dans le but d'affirmer laquelle, des approches de commande étudiées, est la plus robuste pour poursuivre une trajectoire désirée. De plus, je comparerai les résultats obtenus avec les capteurs de position conventionnels avec ceux obtenus avec les capteurs à effet de Hall.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

Ce chapitre a pour but de présenter la revue de littérature sur laquelle se base ce projet de recherche. Cette revue de littérature porte essentiellement sur trois aspects. Le premier aspect aborde les travaux et les publications déjà effectués par d'autres chercheurs portant sur des bras exosquelettes robotiques. Ces chercheurs ont utilisé différentes approches ayant des avantages et des inconvénients propres à leur conception. Il serait intéressant alors de résumer leurs travaux afin de mieux comprendre les choix retenus par le concepteur de l'architecture mécanique de *MARSE* (Rahman et al., 2010a; 2010b). Ses ouvrages ont permis d'obtenir une meilleure compréhension de l'exosquelette ainsi qu'un point de départ à cette recherche. En réalité, ce mémoire contribue à la recherche de M. H. Rahman qui continuera par la suite à développer le robot.

L-EXOS (Frisoli et al., 2005) est un exosquelette reproduisant, avec trois degrés de liberté, le mouvement sphérique de l'articulation scapulo-humérale. Les articulations de ce robot sont entraînées par des systèmes de poulies actionnées par des moteurs à l'extérieur du système. Cette approche permet de minimiser le poids de l'exosquelette favorisant ainsi un meilleur contrôle. Cependant, cette méthode rend le robot plus difficilement transportable. Contrairement à *L-EXOS*, le robot *MAHI* (Gupta et O'Malley, 2006) ne reproduit pas les mouvements de l'épaule. Il a plutôt été conçu dans le but de recréer le mouvement de la supination et de la pronation du poignet. Pour y parvenir, il utilise trois degrés de liberté en parallèle. Malgré la complexité de ce mécanisme, le robot est très efficace.

Ces robots mis ensemble pourraient contribuer à obtenir un système plus complet pour effectuer des exercices de réhabilitation avec les membres supérieurs. Toutefois, on retrouve dans la littérature des exosquelettes qui utilisent déjà un nombre suffisant de degrés de liberté pour reproduire le mouvement d'un bras. Par exemple, de la même façon que *L-EXOS*, l'exosquelette *CADEN-7* (Perry et Rosen, 2006) utilise des systèmes de poulies dans le but

de bouger les sept degrés de liberté qu'il comporte. Ainsi, le robot est en mesure d'obtenir une bonne performance au niveau de son contrôle. Néanmoins, la quantité de câbles nécessaires au système complique la structure mécanique et le rend difficilement ajustable. Pour cette raison, cette approche mécanique n'a pas été utilisée pour *MARSE*.

Toutefois, les concepteurs de l'exosquelette *SUEFUL-6* (Gopura et Kiguchi, 2008) ont développé un robot à six degrés de liberté qui utilise des systèmes de poulies et des moteurs installés sur les articulations. Trois poulies permettent d'effectuer une flexion/extension horizontale et verticale de l'épaule ainsi qu'une flexion du coude. De plus, trois moteurs permettent d'effectuer une supination/pronation de l'avant-bras ainsi qu'une déviation radiale/ulnaire et une flexion/extension du poignet. Cette combinaison a permis de réduire le poids de l'exosquelette tout en étant en mesure de l'installer sur un fauteuil roulant le rendant ainsi transportable.

Dans un autre ordre d'idée, le concept du robot MGA (Naidu et al., 2011) consiste à utiliser des moteurs électriques sur chaque articulation. Cet exosquelette comporte sept degrés de liberté, mais seulement cinq sont présentement utilisés : trois pour l'épaule, un pour le coude et un pour le poignet. Les deux degrés de liberté restants sont dédiés pour le poignet et fera le sujet d'une future contribution. L'avantage de cette approche permet de grandement simplifier la mécanique de l'exosquelette et de le rendre complètement transportable.

La conception de *MARSE* aurait pu s'inspirer de celle de *SUEFUL-6* à cause de son compromis effectué. Toutefois, le créateur de *MARSE* a plutôt opté pour une conception qui ressemble à celle du robot MGA dans le but de simplifier la réalisation du robot et le rendre transportable. Or, comme mentionné précédemment, le fait d'utiliser de moteurs sur les articulations entraîne une augmentation du poids des membres de l'exosquelette. Il faudra alors porter une attention particulière lors de la modélisation du robot afin de bien considérer les moteurs dans le modèle.

Le deuxième aspect consiste à faire la lumière sur les différentes méthodes de contrôle appliquées à la poursuite d'une trajectoire pour un manipulateur tel que *MARSE*. On retrouve dans la littérature une grande quantité de contrôleurs telle que des méthodes classiques, non linéaires et adaptatives. Néanmoins, l'exosquelette *MARSE* comporte une architecture hors de l'ordinaire et c'est pour cette raison qu'il serait important de clarifier les exigences et les contraintes inhérentes au contrôle de cet exosquelette.

Dans un premier temps, les approches de contrôle employées devront être simples, car l'architecture de *MARSE* est à ce jour encore un prototype. Ainsi, la faisabilité et l'application d'une méthode de contrôle pourront être démontrées et, dans le futur, d'autres types de commande plus avancés pourront être appliqués. Par la suite, la boucle de contrôle devra s'exécuter dans un temps inférieur à 2 ms (supérieur à 500 Hz) afin d'obtenir une performance appropriée. Selon (Craig, 2005), un temps plus élevé entraînerait une baisse marquée de la performance.

Dans un deuxième temps, les composantes électroniques ainsi que les méthodes de contrôles devront être en mesure de supporter les articulations du robot et de poursuivre des trajectoires pour toute la portée de son espace de travail. Toutefois, afin de prévenir des dommages à l'exosquelette ainsi qu'à l'utilisateur, un mécanisme d'arrêt devra être implanté afin de borner la position angulaire et de limiter la vitesse angulaire des articulations. Évidemment, les limites de positions devront être proches des limites physiques du robot. Son espace de travail ainsi que les limites imposées seront définis respectivement au chapitre 2 et au chapitre 6.

Dans un troisième temps, pour que la poursuite de la trajectoire soit jugée acceptable, l'erreur de poursuite, en pourcentage, maximale relative devra être inférieure à 3% au niveau de l'angle des articulations. Le choix de cette valeur a été déterminé arbitrairement dans le but de fixer une limite qui permettra de juger de la robustesse des méthodes de commande à réaliser. Ce barème peut sembler être élevée pour un bras robotique, mais dans un contexte de réhabilitation, cette erreur peut être acceptable. En effet, un certain écart de la trajectoire

obtenue est tolérée si l'exercice est exécuté de manière lisse et fluide. Ce compromis a été établi dans le but de garder une bonne stabilité lors de la poursuite de la trajectoire.

Or, trois méthodes de commande, répondant aux critères décrits plus haut, seront étudiées. La première méthode étudiée consiste à utiliser le correcteur PID comme système de commande. Cette méthode est généralement employée pour les robots industriels, car elle est économique et elle est simple à développer. Cependant, comme mentionné par (Craig, 2005), les performances des manipulateurs utilisant cette méthode de contrôle ne sont pas simples à décrire pour un système non linéaire. En effet, il est impossible de sélectionner des gains fixes de manière à obtenir une réponse ayant un amortissement critique aux perturbations pour toutes les configurations. Toutefois, des gains « moyens » sont généralement choisis afin de se rapprocher de l'amortissement critique au centre de l'espace de travail du robot. Or, dans certaines conditions, la réponse du robot pourrait être sur amortie ou sous amortie. Dépendamment de la conception mécanique du robot, ces effets pourraient être assez petits et ainsi obtenir une bonne poursuite de trajectoire. Dans le cas de *MARSE*, les expérimentations effectuées avec l'aide de ce contrôleur ont démontré que celui-ci est en mesure de bien poursuivre une trajectoire désirée simple. Néanmoins, le but de cette recherche est de déterminer un contrôleur non linéaire qui pourrait satisfaire le robot. Le correcteur PID ne sera donc pas employé pour exécuter des trajectoires plus complexes, car cette méthode de commande linéaire n'est pas assez robuste pour les exécuter. De plus, les gains « moyens » sélectionnés ne seront pas en mesure de satisfaire les exigences de performances pour toutes les situations. Dans certains cas, des perturbations pourraient rendre le robot instable. Cependant, cette méthode de commande sera plutôt utilisée afin d'amener et de maintenir l'exosquelette à sa position initiale avant d'exécuter une trajectoire.

Les systèmes de commandes suivants sont des approches non linéaires et elles seront mieux appropriées que le correcteur PID pour contrôler le robot. Cependant, ces méthodes sont plus complexes, mais apporteront une meilleure robustesse ainsi qu'une meilleure performance. Les méthodes suivantes sont celles qui seront étudiées et réalisées afin d'être en mesure d'expérimenter des trajectoires sur les articulations de *MARSE*.

La deuxième méthode étudiée consiste à employer la commande par couple précalculé (« Computed Torque ») pour poursuivre une trajectoire désirée. Cette méthode de commande non linéaire fait partie de la famille des lois de commande par linéarisation exacte (« feedback linearization »). Or, pour réussir à poursuivre une trajectoire, il faut déterminer le modèle mathématique de la dynamique du manipulateur afin d'annuler les termes non linéaires qu'il comporte. Ainsi, un correcteur classique tel que le PID ou la commande par retour d'état pourrait être ajouté à ce modèle pour contrôler le robot. (Craig, 2005) propose deux approches pour modéliser un manipulateur. La première approche est la méthode itérative de Newton-Euler tandis que la deuxième approche est la formulation de Lagrange. L'approche retenue pour modéliser *MARSE* est celle de Newton-Euler. On retrouve dans l'ouvrage de (Craig, 2005) les principes pour réaliser la commande par couple précalculé. Cette approche a pour avantage d'être simple à réaliser, car le nouveau système linéarisé peut être contrôlé par des lois de commandes linéaires élémentaires. Toutefois, la commande par couple précalculé sera très sensible aux variations des paramètres du modèle dynamique pouvant entraîner ainsi une diminution de sa robustesse. Cette méthode de commande est souvent employée pour contrôler des bras robotique tels que le Puma 560. Les travaux effectués pour réaliser ce système de commande ont été inspirés de la recherche faite par (Zanaboni, 2009) pour le robot UMIS. Ce robot a été conçu pour manipuler les interrupteurs à haute tension du réseau de distribution d'Hydro-Québec. Il utilise la commande par couple précalculé pour exécuter ces tâches.

La troisième méthode étudiée est la commande non linéaire par mode de glissement, mieux connu sous le nom de « Sliding Mode ». Contrairement à la commande par couple précalculé, la commande par mode de glissement classique utilise dans sa conception une fonction non linéaire (signe) afin de corriger l'erreur de poursuite de trajectoire. L'emploi de cette méthode est dit plus robuste par (Slotine et Li, 1991), car celle-ci fournit une approche systématique au problème du maintien de la stabilité en fonction de la performance face aux imprécisions de la modélisation. Néanmoins, l'application de cette méthode de contrôle pourrait entraîner des commutations à haute fréquence qui endommageraient le robot ou blesseraient son utilisateur. Pour y remédier, (Fallaha, 2007) s'est penché sur ce problème en

étudiant, sur le manipulateur ANAT, les moyens possibles pour réduire, voire même annuler, les commutations à haute fréquence. Ce robot redondant comporte sept degrés de liberté qui lui permettent d'effectuer des tâches auxiliaires d'évitement d'obstacles. (Fallaha, 2007) démontre dans son mémoire que la commande par mode de glissement avec la loi exponentielle est la meilleure solution pour annuler ces commutations. Or, une deuxième approche, plus simple, est suggérée par (Fallaha, 2007). Cette approche consiste à remplacer la fonction non linéaire signe par la fonction saturation. Ce remplacement permettra de réduire les commutations, mais selon (Slotine et Li, 1991) elle diminuera les performances de poursuite des trajectoires.

Le troisième aspect porte sur l'utilisation des capteurs à effet de Hall comme capteur de position. En effet, ces capteurs sont utilisés pour détecter la polarité (nord ou sud) d'un champ magnétique. Or, en les employant sur une machine synchrone, les capteurs à effet de Hall seront en mesure d'indiquer exactement la position angulaire du rotor lorsque celui-ci détectera un changement de pôles. Pour obtenir cette position, on peut s'inspirer de (Kenjo et Nagamori, 2003) qui expliquent clairement la théorie et les aboutissements sur les machines synchrones ainsi que leurs contrôles. Cependant, cette méthode est peu précise et, généralement, l'utilisation d'encodeur est employée pour déterminer la position. Toutefois, cette théorie a été amenée plus loin avec la recherche effectuée par (Lévesque, 2008). Sa recherche consiste à interpoler la position du rotor entre les détections des capteurs selon la vitesse et l'accélération du rotor. Pour y parvenir, il a appliqué cette méthode sur un système de propulsion assisté pour bicyclette nommé BionX. Cette méthode a été considérée, mais l'emploi de la méthode classique sera retenu, car l'utilisation d'un système d'entraînement pour multiplier la force des articulations permettra d'obtenir une meilleure précision.

Cette revue de la littérature a inspiré les travaux effectués pour ce mémoire. De la sorte, la conception de l'architecture électrique et électronique de *MARSE* a été réalisée dans le but de contrôler les sept DDL du robot et dans le but de retirer les capteurs de positions actuels. Comme mentionnées précédemment, deux méthodes de contrôle non linéaires ont été retenues et réalisées afin d'exécuter le suivi des trajectoires désirées. La première méthode de

commande est celle par couple précalculé tandis que la deuxième méthode est celle par mode de glissement. Selon la littérature, la deuxième méthode semble être celle qui offrira la meilleure poursuite de trajectoire ainsi qu'une meilleure robustesse vis-à-vis les imprécisions du modèle dynamique. Toutefois, il faudra surveiller si cette approche génère des commutations à haute fréquence. De plus, l'utilisation des capteurs à effet de Hall devrait être en mesure de fournir la position angulaire des articulations tout en ayant une précision adéquate pour les systèmes de commande.

CHAPITRE 2

MODÉLISATION DE MARSE

Ce chapitre traitera de la modélisation mathématique de *MARSE* afin d'être en mesure d'étudier et de réaliser les contrôleurs non linéaires qui seront expliqués au chapitre 3 et au chapitre 4. Pour ce faire, il faut déterminer la cinématique directe des sept degrés de liberté rotatifs que le robot comporte. De la sorte, le modèle dynamique de l'exosquelette pourra en être déduit.

2.1 Cinématique directe

Pour déterminer la cinématique directe du robot, il faut fixer un système d'axes qui va permettre d'appliquer la méthode de Denavit-Hartenberg modifiée tirée de (Craig, 2005). Cette méthode consiste à fournir un repère à chacune des articulations du robot pour former de manière systématique les matrices de transformation homogène. Les axes ont été placés de façon à ce qu'ils concordent avec les articulations d'un humain. La figure 2.1 montre le système d'axes utilisé.

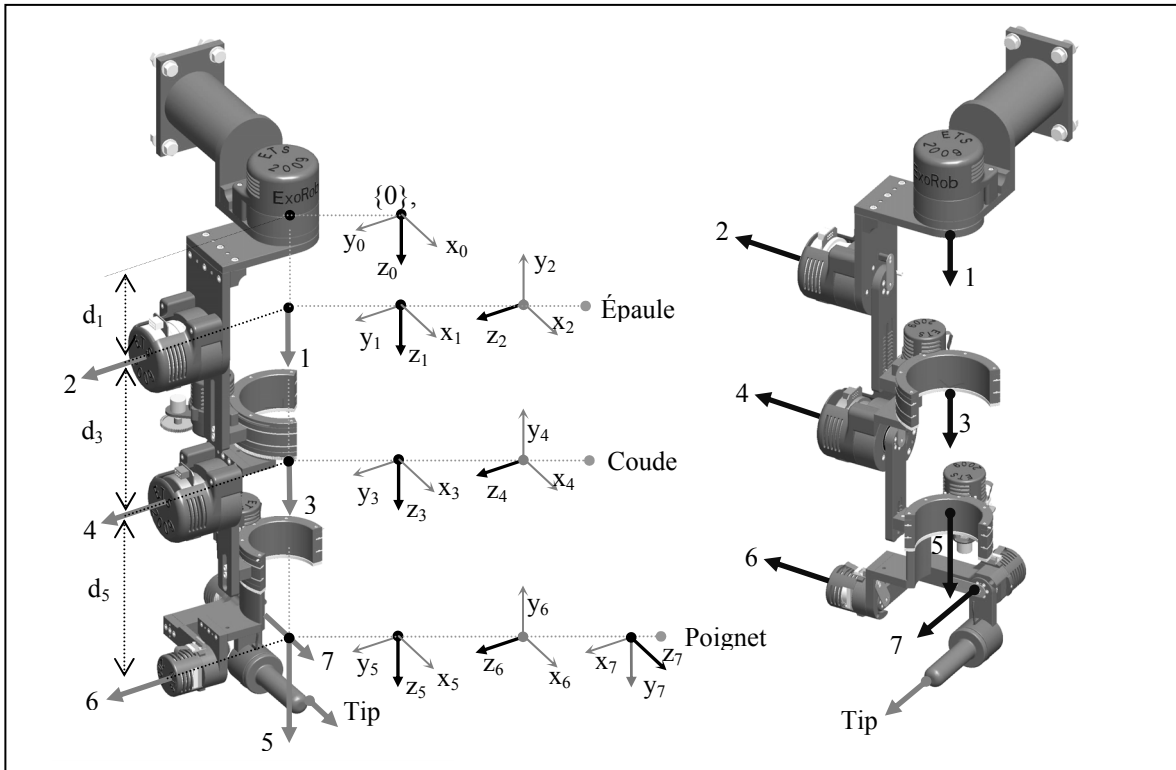


Figure 2.1 Système d'axes pour *MARSE*

Pour réadapter et faciliter le mouvement des membres supérieurs, le manipulateur à sept degrés de liberté proposé est modélisé en se basant sur les articulations et sur les mouvements des membres supérieurs d'un humain. Dans ce modèle, les articulations 1, 2 et 3 représentent ensemble le membre scapulo-huméral (épaule) où les articulations 1 et 2 correspondent respectivement à la flexion/extension horizontale et verticale de l'épaule tandis que l'articulation 3 représente la rotation interne/externe de l'épaule. Les axes 1 et 2 se coupent en un même point à une distance d_1 de l'axe 1. De la même façon, les axes 3 et 4 s'interconnectent en un même point à la distance d_3 (longueur de l'humérus) du membre scapulo-huméral. Il faut noter que l'articulation 4 correspond à la flexion/extension du coude. Comme montrer à la figure 2.1, les articulations 5, 6 et 7 se coupent à un autre point commun à une distance d_5 (distance du radius) du coude. L'articulation 5 représente la pronation/supination de l'avant-bras. Les articulations 6 et 7 représentent respectivement la déviation radiale ulnaire du poignet et la flexion/extension de celui-ci.

Pour obtenir les paramètres DH, nous assumons que le système de coordonnées coïncide avec les axes de rotation (Z_i) et qu'ils ont le même ordre, c.-à-d. le système de coordonnées $\{1\}$ correspond avec l'articulation 1, le système $\{2\}$ avec l'articulation 2 et ainsi de suite. Les paramètres DH sont utilisés afin d'obtenir l'orientation et la position de l'axe correspondant par rapport à l'axe précédent. La figure 2.2 est tirée de (Craig, 2005) et illustre schématiquement les quatre paramètres nécessaires à l'obtention de la cinématique du robot.

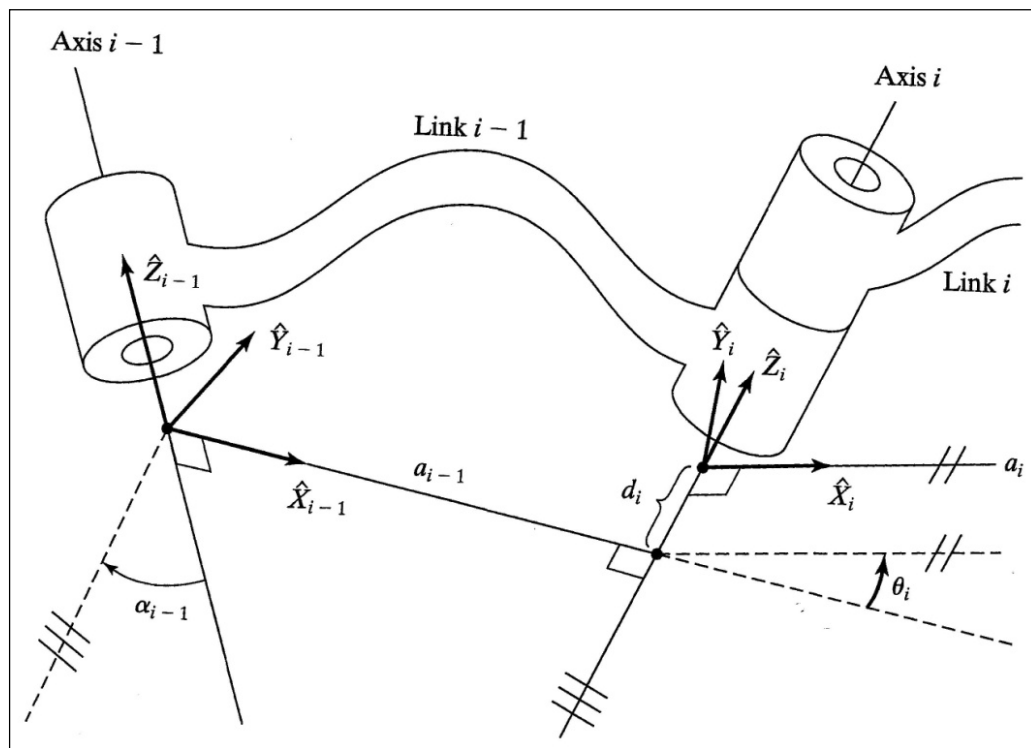


Figure 2.2 Schématisation des paramètres DH modifiés de l'axe $i-1$ à l'axe i
Tirée de Craig (2005, p. 68)

Les paramètres DH modifiés sont définis de la manière suivante :

- α_{i-1} est la rotation effectuée autour de l'axe X_{i-1} qui permet de rendre l'axe Z_{i-1} parallèle à l'axe Z_i
- a_{i-1} est la distance effectuée entre le repère $i-1$ et le repère i le long de l'axe X_{i-1}
- d_i est la distance effectuée entre l'intersection du prolongement des axes X_{i-1} et Z_i et le repère i
- θ_i est la rotation effectuée autour de l'axe Z_i qui permet de rendre l'axe X_{i-1} parallèle à l'axe X_i

Le tableau suivant montre les paramètres DH modifiés obtenus pour *MARSE*.

Tableau 2.1 Paramètres Denavit-Hartenberg

<i>Articulation (i)</i>	α_{i-1}	a_{i-1}	d_i	θ_i
1	0	0	d_1	θ_1
2	$-\pi/2$	0	0	θ_2
3	$\pi/2$	0	d_3	θ_3
4	$-\pi/2$	0	0	θ_4
5	$\pi/2$	0	d_5	θ_5
6	$-\pi/2$	0	0	$\theta_6 - \pi/2$
7	$-\pi/2$	0	0	θ_7

Maintenant que les paramètres DH modifiés ont été définis, la détermination de la cinématique du bras robotique peut être effectuée. Pour ce faire, il faut calculer la matrice de transformée homogène de chaque système coordonné par rapport au système qui est précédent. La matrice de transformation homogène est en fonction des paramètres DH et s'écrit de la manière suivante :

$${}^{i-1}T_i = \begin{bmatrix} \cos \theta_i & -\sin \theta_i & 0 & a_{i-1} \\ \sin \theta_i \cos \alpha_{i-1} & \cos \theta_i \cos \alpha_{i-1} & -\sin \alpha_{i-1} & -\sin \alpha_{i-1} d_i \\ \sin \theta_i \sin \alpha_{i-1} & \cos \theta_i \sin \alpha_{i-1} & \cos \alpha_{i-1} & \cos \alpha_{i-1} d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

Or, en incorporant les paramètres DH trouvés, on obtient les sept matrices suivantes.

$${}^0_1T = \begin{bmatrix} \cos \theta_1 & -\sin \theta_1 & 0 & 0 \\ \sin \theta_1 & \cos \theta_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

$${}^1_2T = \begin{bmatrix} \cos \theta_2 & -\sin \theta_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta_2 & -\cos \theta_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

$${}^2_3T = \begin{bmatrix} \cos \theta_3 & -\sin \theta_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -d_3 \\ \sin \theta_3 & \cos \theta_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

$${}^3_4T = \begin{bmatrix} \cos \theta_4 & -\sin \theta_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta_4 & -\cos \theta_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

$${}^4_5T = \begin{bmatrix} \cos \theta_5 & -\sin \theta_5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -d_5 \\ \sin \theta_5 & \cos \theta_5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

$${}^5_6T = \begin{bmatrix} \cos \theta_6 & -\sin \theta_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta_6 & -\cos \theta_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

$${}^6_7T = \begin{bmatrix} \cos \theta_7 & -\sin \theta_7 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta_7 & -\cos \theta_7 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

La matrice de transformation homogène qui relie le système de coordonnées $\{7\}$ au système de coordonnées $\{0\}$ peut être acquise en multipliant individuellement les matrices de transformations ci-dessus successivement.

$${}^0_7T = {}^0_1T {}^1_2T {}^2_3T {}^3_4T {}^4_5T {}^5_6T {}^6_7T \quad (2.9)$$

La matrice obtenue à l'équation (2.9) représente la position et l'orientation du système de coordonnées du poignet (articulation 7) par rapport au système de coordonnées de base $\{0\}$.

2.2 Modèle dynamique

Maintenant que la cinématique du robot a été calculée, la réalisation du modèle dynamique peut être effectuée. Le modèle dynamique consiste à mettre en équation les éléments nécessaires au calcul du couple selon une position, une vitesse et une accélération angulaire appliquée sur chaque articulation du robot. Ainsi, le calcul requis du couple pour produire un mouvement désiré est obtenu avec l'aide de la cinématique et de la distribution de la masse du robot. Or, pour y parvenir, la méthode itérative de Newton-Euler sera employée. Les détails de cette méthode se trouvent dans (Craig, 2005) chapitre 6.

Le résultat de cette méthode permet d'écrire l'équation du couple de la manière suivante :

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta} + V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) + F(\theta, \dot{\theta}) \quad (2.10)$$

Où M est la matrice de masse, V est le vecteur de Coriolis et centrifuge, G est le vecteur de la gravité et F est le vecteur de la friction. Le vecteur de la friction sera modélisé en appliquant seulement le modèle de la friction statique dans le but de réduire l'effet de la zone morte au niveau des articulations. Cette approche est limitée car elle ne considère pas la friction visqueuse qu'il y a entre le moteur et les membres de l'exosquelette. Les équations de ce modèle seront traitées au chapitre 6.

2.3 Modification apportée au modèle

L'architecture mécanique de *MARSE* a été conçue de manière à ce qu'un bras humain puisse s'y insérer. Par cette conception, la forme des articulations et des membres du robot n'est pas conventionnelle. De la sorte, la caractérisation de la distribution de la masse est très complexe car elle rend les matrices très volumineuses et elle rend le calcul du couple très laborieux. Or, pour réussir à calculer le couple dans un délai acceptable, un compromis a été fait. Ce compromis consiste à rendre égaux à zéro les termes du tenseur d'inertie négligeable au calcul du couple. Le tenseur d'inertie s'exprime de la manière suivante :

$$I = \begin{bmatrix} I_{xx} & -I_{xy} & -I_{xz} \\ -I_{yx} & I_{yy} & -I_{yz} \\ -I_{zx} & -I_{zy} & I_{zz} \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

Où les termes I_{xx} , I_{yy} et I_{zz} représentent les moments d'inertie. Dans le cas de l'exosquelette présenté, seulement ces termes sont utilisés dans la distribution de la masse et les autres termes sont négligés. De plus, les centres de gravité de chaque membre ont été estimés en les positionnant seulement sur les axes Z_i et en négligeant leurs positions en X et en Y. De la sorte, l'équation du couple sera réduite et elle pourra être implantée dans l'architecture de contrôle. Néanmoins, ces simplifications auront comme impact de rendre les systèmes de commande utilisés moins précis et entraîneront une augmentation de l'erreur de poursuite lors de l'exécution d'une trajectoire.

2.4 Espaces de travail

Les articulations de l'exosquelette robotique se déplacent selon la capacité des membres supérieurs de l'humain à bouger dans l'espace de travail. Par souci de sécurité, le robot est limité physiquement dans cet espace afin de ne pas causer de blessures à l'utilisateur. Les limites imposées au robot sont illustrées à la figure 2.3 et résumées au tableau 2.2.

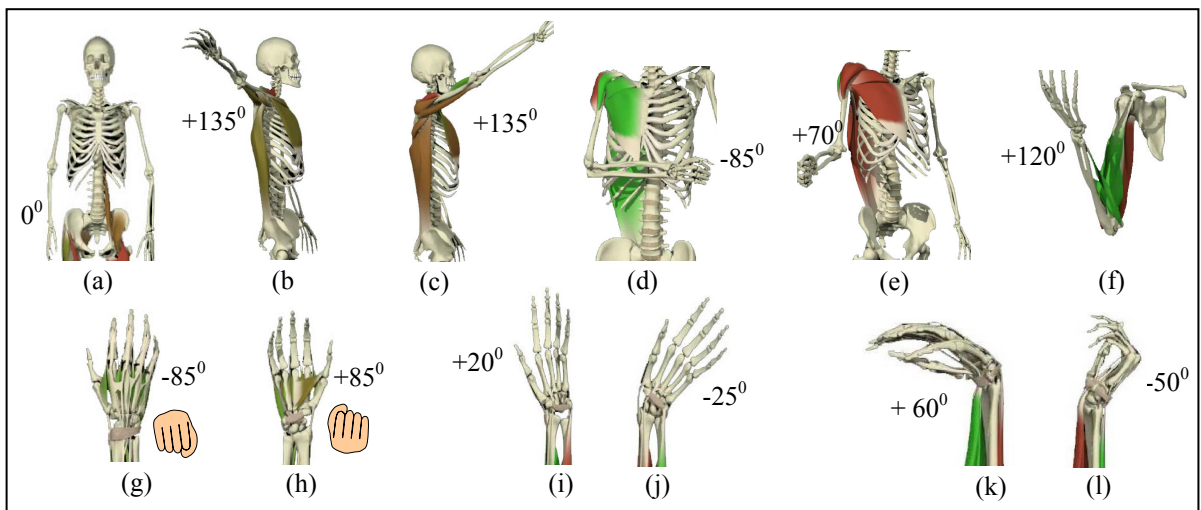


Figure 2.3 Limitation des mouvements

Où (a) est la position lorsque toutes les articulations ont un angle de zéro degré; (b) est l'abduction de l'épaule; (c) est la flexion verticale de l'épaule; (d) est la rotation interne de l'épaule; (e) est la rotation externe de l'épaule; (f) est la flexion du coude; (g) est la pronation de l'avant-bras; (h) est la supination de l'avant-bras; (i) est la déviation radiale; (j) est la déviation ulnaire; (k) est la flexion du poignet; et (l) est l'extension du poignet.

Tableau 2.2 Limites physiques imposées à *MARSE*

Articulation	Limites minimums	Limites maximums
1	0°	+85°
2	0°	+135°
3	-85°	+70°
4	0°	+120°
5	-85°	+85°
6	-25°	+20°
7	-50°	+60°

2.5 Conclusion

Ce chapitre a traité de la modélisation de l'exosquelette *Marse*. Pour ce faire, l'étude de la cinématique directe a été réalisée afin de déterminer la matrice de transformation homogène reliant le système de coordonnées {7} (le poignet) au système de coordonnées {0} (la base). Ces matrices ont été obtenues en déduisant les paramètres DH modifiés du robot. Ainsi, son modèle dynamique a été calculé afin d'être en mesure d'obtenir le couple à appliquer aux articulations. Ce modèle sera utilisé lors de la réalisation des systèmes de commande qui seront étudiés au chapitre 3 et au chapitre 4. De plus, l'espace de travail de l'exosquelette a été défini afin d'identifier les limites physiques du robot.

CHAPITRE 3

COMMANDE PAR COUPLE PRÉCALCULÉ

Ce chapitre traite de la mise en œuvre de la commande par couple précalculé. Cette méthode fait partie de la famille des lois de commande partitionnée et permet de poursuivre une trajectoire désirée pour un système non linéaire. Pour ce faire, le système de commande utilise la linéarisation par rétroaction afin d'annuler les termes non linéaires du système à contrôler. Or, le modèle de la dynamique du manipulateur *MARSE*, obtenu au chapitre précédent, permettra d'annuler ces termes. En boucle fermée, le système devient linéaire et peut être asservi par un PID conventionnel.

3.1 Loi de commande partitionnée

L'équation du modèle dynamique obtenu lors du dernier chapitre s'exprime de la manière suivante :

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta} + V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) + F(\theta, \dot{\theta}) \quad (3.1)$$

Selon (Craig, 2005), il pourrait être difficile de contrôler ce système. Il propose donc d'utiliser les équations suivantes afin de déterminer la loi de commande partitionnée.

$$\tau = \alpha\tau' + \beta \quad (3.2)$$

Où $\alpha = M(\theta)$ (3.3)

$$\beta = V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) + F(\theta, \dot{\theta}) \quad (3.4)$$

$$\tau' = \ddot{\theta}^* \quad (3.5)$$

Puisque l'accélération angulaire n'est pas une valeur mesurée, $\ddot{\theta}^*$ sera obtenue avec l'aide d'un correcteur PID

3.2 Correcteur PID

Généralement, afin d'asservir la loi de commande partitionnée, un correcteur PD est employé. Des expérimentations préliminaires de poursuite de trajectoire ont été réalisées avec ce correcteur, mais l'ajout d'un terme intégrateur à celui-ci a permis d'obtenir de meilleurs résultats. Ceci s'explique par le fait que le terme intégrateur annule l'erreur statique. Le schéma 3.1 illustre, en boucle fermée, le système de commande par couple précalculé avec un correcteur PID.

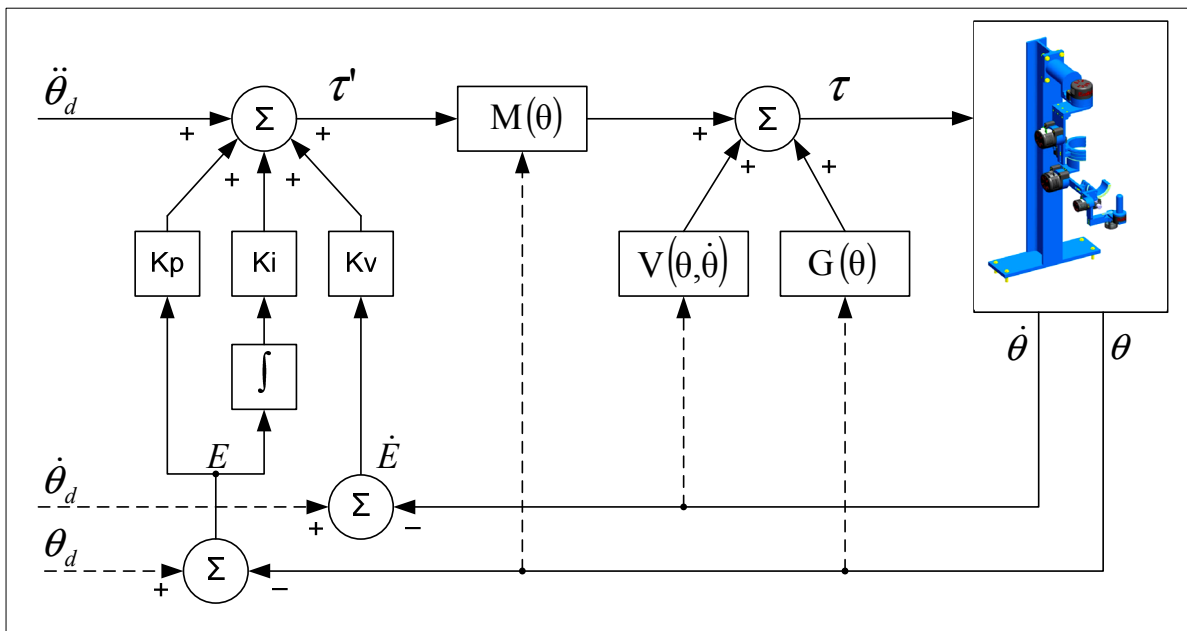


Figure 3.1 Système de commande par couple précalculé
Adaptée de Craig (2005)

En se basant sur le schéma précédent, on détermine que :

$$\tau' = \ddot{\theta}_d + K_v \dot{E} + K_p E + K_i \int E dt \quad (3.6)$$

Où

$$E = \theta_d - \theta \quad (3.7)$$

$$\dot{E} = \dot{\theta}_d - \dot{\theta} \quad (3.8)$$

$$\ddot{E} = \ddot{\theta}_d - \ddot{\theta} \quad (3.9)$$

Les matrices de gains K_p , K_i et K_v sont respectivement celles des vecteurs de l'erreur de la position, de l'intégration de l'erreur de la position et de l'erreur de la vitesse. En combinant les équations (3.5) et (3.6), on trouve l'équation linéaire de deuxième ordre suivante :

$$\ddot{E} + K_v \dot{E} + K_p E + K_i \int E dt = 0 \quad (3.10)$$

Il faut noter que puisque les matrices K_p , K_i et K_v sont diagonales, cette équation vectorielle sera découplée.

3.3 Conclusion

La commande par couple précalculé est une méthode simple de commande non linéaire et elle est souvent employée pour le contrôle de robots redondants. Néanmoins, cette méthode obtient de bonnes performances lorsque le modèle est précis. Or, dans le cas présent, le modèle contient des imprécisions qui pourraient faire en sorte de rendre cette méthode de commande moins performante. Les résultats obtenus avec cette approche seront exposés au chapitre 8.

CHAPITRE 4

COMMANDE PAR MODE DE GLISSEMENT

Ce chapitre introduit les fondements et les principes de la commande par mode de glissement qui seront appliqués pour contrôler l'exosquelette. Afin d'asservir le système, deux étapes sont à définir. Selon (Fallaha, 2007) la première étape consiste à choisir une surface de glissement afin de garantir une convergence vers une erreur nulle tandis que la deuxième étape consiste à concevoir une loi de convergence, « reaching law », qui permettra d'atteindre cette surface de glissement et d'y rester. La figure 4.1 montre la schématisation du mode de glissement dans le plan de phase.

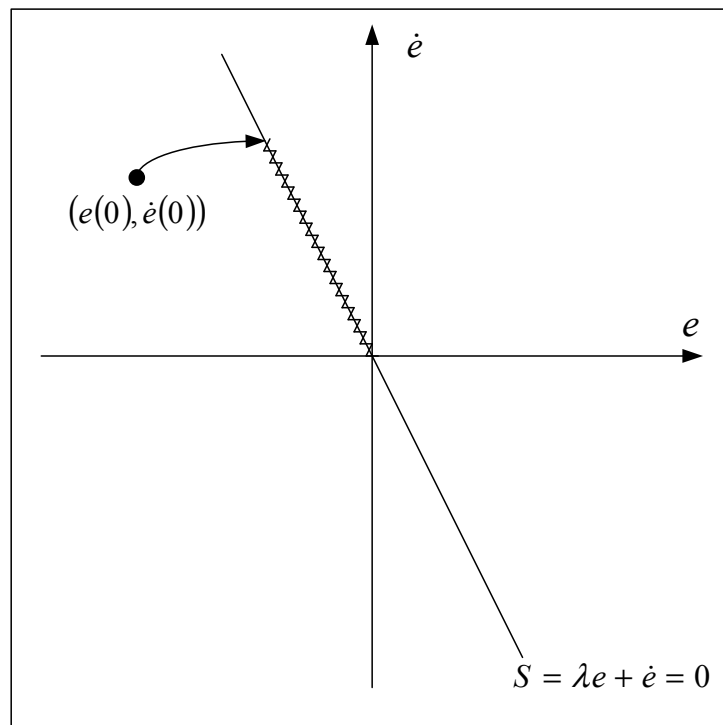


Figure 4.1 Schématisation du mode de glissement avec la fonction *signe* dans le plan de phase

4.1 Surface de glissement

Dans un premier temps, il faut définir l'erreur de poursuite de trajectoire pour la position et la vitesse des articulations de la manière suivante :

$$e_i = \theta_i - \theta_i^d \quad \dots \quad (i = 1, \dots, n) \quad (4.1)$$

$$\dot{e}_i = \dot{\theta}_i - \dot{\theta}_i^d \quad \dots \quad (i = 1, \dots, n) \quad (4.2)$$

Où n est le nombre de degrés de liberté tandis que θ_i et $\dot{\theta}_i$ sont la position et la vitesse angulaire de *MARSE*. θ_i^d et $\dot{\theta}_i^d$ est la trajectoire désirée pour l'articulation i . Habituellement, pour ce type de contrôleur, la fonction de la surface de glissement employée est la suivante :

$$S_i = \lambda e_i + \dot{e}_i \quad (4.3)$$

Où λ est un coefficient positif. De la sorte, lorsque la surface de glissement $S_i = 0$ est atteinte, le système vérifie alors l'erreur de poursuite représentée par l'équation suivante :

$$\lambda e_i + \dot{e}_i = 0 \quad (4.4)$$

L'équation (4.4) est une équation différentielle linéaire de premier ordre et convergera exponentiellement vers 0.

4.2 Loi de convergence

Afin d'atteindre la surface de glissement définie plus haut, il faut concevoir la loi de convergence qui amènera les erreurs de position et de vitesse à glisser sur la surface $S_i = 0$. Or, pour y parvenir, il faut considérer l'équation candidate de Lyapunov proposée :

$$V = \frac{1}{2} \Sigma^T \Sigma \quad (4.5)$$

Où
$$\Sigma = [S_1 \ S_2 \ S_3 \ S_4 \ S_5 \ S_6 \ S_7]^T \quad (4.6)$$

$$\Sigma = \begin{bmatrix} \lambda e_1 + \dot{e}_1 \\ \lambda e_2 + \dot{e}_2 \\ \lambda e_3 + \dot{e}_3 \\ \lambda e_4 + \dot{e}_4 \\ \lambda e_5 + \dot{e}_5 \\ \lambda e_6 + \dot{e}_6 \\ \lambda e_7 + \dot{e}_7 \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

Cette fonction est continue et strictement définie positive. Afin de s'assurer que le système sera stable, il faut que la dérivée de V soit définie négative. Cette dérivée s'exprime comme suit :

$$\dot{V} = \Sigma^T \dot{\Sigma} \quad (4.8)$$

Cette relation sera définie négative si:

$$\dot{\Sigma} = -K \text{sign}(\Sigma) \quad (4.9)$$

Où la fonction *signe* se définit de la manière suivante

$$\text{sign}(\Sigma) = [\text{sign}(\Sigma_1) \ \dots \ \text{sign}(\Sigma_n)]^T \quad \text{pour } i \in \{1, \dots, n\} \quad (4.10)$$

Telle que

$$\text{sign}(\Sigma_i) = \begin{cases} 1 & \text{pour } \Sigma_i > 0 \\ 0 & \text{pour } \Sigma_i = 0 \\ -1 & \text{pour } \Sigma_i < 0 \end{cases} \quad (4.11)$$

Or, en considérant l'équation (4.8) et (4.9), nous obtenons :

$$\dot{V} = -\Sigma^T K \text{sign}(\Sigma_i) \quad (4.12)$$

La stabilité de la loi de convergence est assurée si la matrice des gains K est diagonale et définie positive. Ceci étant dit, l'équation (4.9) pourra être employée afin d'atteindre la surface de glissement.

4.3 Loi de commande

Maintenant que la surface de glissement ainsi que la loi de convergence ont été déterminées, il faut concevoir la loi de commande qui permettra au robot de poursuivre une trajectoire. Dans un premier temps, il faut déterminer les vecteurs d'erreur pour la position, la vitesse et l'accélération.

$$E = [\theta - \theta_d] \quad (4.13)$$

$$\dot{E} = [\dot{\theta} - \dot{\theta}_d] \quad (4.14)$$

$$\ddot{E} = [\ddot{\theta} - \ddot{\theta}_d] \quad (4.15)$$

Par la suite, il faut isoler le vecteur d'accélération du robot en considérant l'équation dynamique de celui-ci trouvé au chapitre 2. Or :

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta} + V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) + F(\theta, \dot{\theta}) \quad (4.16)$$

En isolant $\ddot{\theta}$ on trouve que :

$$\ddot{\theta} = M^{-1}(\theta)\tau - M^{-1}(\theta) \left(V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) + F(\theta, \dot{\theta}) \right) \quad (4.17)$$

En réécrivant l'équation (4.7) de la surface de glissement, l'équation devient celle-ci :

$$\Sigma = \Lambda E + \dot{E} \quad (4.18)$$

Tel que

$$\Lambda = \text{diag}[\lambda_1 \quad \lambda_2 \quad \lambda_3 \quad \lambda_4 \quad \lambda_5 \quad \lambda_6 \quad \lambda_7] \quad (4.19)$$

Or, la dérivée de l'équation (4.17) sera égale à celle de la loi de convergence (4.9). Ainsi, le développement de cette égalité en incluant l'équation (4.16) permettra de déterminer la loi de commande. Le développement débute comme ceci :

$$\Lambda \dot{E} + \ddot{E} = -K \text{sign}(\Sigma) \quad (4.20)$$

En changeant le vecteur d'erreur de l'accélération par le terme trouvé en (4.14), on obtient l'équation suivante :

$$\Lambda \dot{E} + \ddot{\theta} - \ddot{\theta}_d = -K \text{sign}(\Sigma) \quad (4.21)$$

On peut maintenant remplacer le vecteur d'accélération par l'équation (4.16) afin de calculer le couple à appliquer sur chaque articulation. La substitution de $\ddot{\theta}$ donne :

$$-\ddot{\theta}_d + M^{-1}(\theta)\tau - M^{-1}(\theta) \left(V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) + F(\theta, \dot{\theta}) \right) = -K \text{sign}(\Sigma) \quad (4.22)$$

Ainsi la loi de commande peut s'écrire comme ceci :

$$\tau = M(\theta)(\ddot{\theta}_d - \Lambda \dot{E}) + V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) + F(\theta, \dot{\theta}) - M(\theta)K \text{sign}(\Sigma) \quad (4.23)$$

Ou encore :

$$\tau = -M(\theta) \left(\Lambda \dot{E} - \ddot{\theta}_d + K \text{sign}(\Sigma) \right) + V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) + F(\theta, \dot{\theta}) \quad (4.24)$$

Selon (Slotine et Li, 1991) cette méthode de contrôle a comme désavantage d'engendrer en régime permanent le phénomène de commutations à haute fréquence ou « Chattering ». Ce phénomène est causé par la nature discontinue du terme $sign(\Sigma)$ qui, en pratique, ne s'annulera jamais absolument. Les commutations à haute fréquence auront pour effet de faire vibrer rapidement les articulations du robot et ainsi de lui causer une usure prématurée voire même de l'endommager. De plus, ce phénomène pourrait causer un désagrément ainsi qu'un danger pour l'utilisateur du robot. Or, pour réduire ce phénomène, plusieurs techniques existent dans la littérature. Une des solutions proposées par (Fallaha, 2007) et (Slotine et Li, 1991) est de substituer le terme $sign(\Sigma)$ de la loi de convergence par le terme $sat(\Sigma/\Phi)$ défini comme suit :

$$sat\left(\frac{\Sigma}{\Phi}\right) = \left[sat\left(\frac{\Sigma_1}{\Phi}\right) \quad \dots \quad sat\left(\frac{\Sigma_n}{\Phi}\right) \right]^T \quad \text{pour } i \in \{1, \dots, n\} \quad (4.25)$$

Tel que

$$sat\left(\frac{\Sigma}{\Phi}\right) = \begin{cases} 1 & \text{pour } \frac{\Sigma}{\Phi} > 1 \\ \frac{\Sigma}{\Phi} & \text{pour } -1 \leq \frac{\Sigma}{\Phi} \leq 1 \\ -1 & \text{pour } \frac{\Sigma}{\Phi} < -1 \end{cases} \quad (4.26)$$

Voici la figure 4.2 de la schématisation du mode de glissement dans le plan de phase avec la fonction saturation.

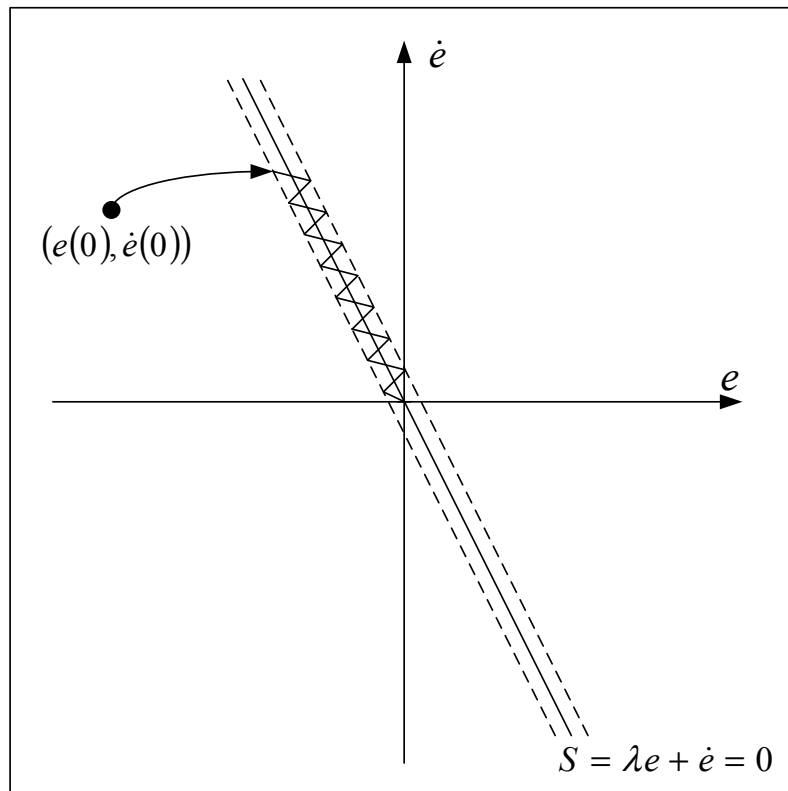


Figure 4.2 Schématisation du mode de glissement avec la fonction *sat* dans le plan de phase

La fonction saturation employée à la figure 4.2 et illustrée à la figure 4.3 aura pour effet de faire converger les vecteurs d'erreurs de positions et de vitesses dans le voisinage de la surface de glissement. Par conséquent, les performances de poursuite de trajectoire en seront affectées légèrement, mais elle réduira le phénomène de commutations à haute fréquence.

En effet, selon (Slotine et Li, 1991), l'utilisation de la fonction saturation fera en sorte d'adoucir la discontinuité de la fonction signe dans la loi de commande. Ainsi, la précision de la position diminuera, car, la loi de commande ne commutera pas pour amener les vecteurs d'erreur sur la surface de glissement lorsque celui-ci se trouve à l'intérieur des

4.4 Conclusion

La commande par mode de glissement est une méthode de contrôle mieux adaptée pour les systèmes où les paramètres du modèle sont imprécis, voire même inconnus. Or, puisque c'est le cas pour le modèle de *MARSE* cette approche de contrôle devrait être en mesure d'obtenir de bons résultats. Cependant, même avec la fonction saturation, des commutations à haute fréquence pourraient survenir entraînant ainsi des vibrations qui pourraient être néfastes pour le robot et son utilisateur. Ces vibrations devront être vérifiées attentivement lors des expérimentations effectuées au chapitre 8.

robot soit des machines de 90 W (EC 90 flat) contenant 12 paires de pôles et des machines de 30 W (EC 45 Flat) contenant 8 paires de pôles. Deux moteurs EC 90 permettent de faire bouger l'épaule; un moteur EC 90 fait fléchir le coude tandis qu'un EC 45 le fait pivoter; et, trois autres moteurs EC 45 actionnent le poignet. Les fiches de spécifications de ces moteurs se trouvent en annexe I de ce document. Le tableau 5.1 montre les spécifications de câblage qu'il y a entre le connecteur des cartes pilotes et les moteurs.

Tableau 5.1 Spécifications de câblage entre le connecteur des cartes pilotes et les moteurs

Description	Cartes Pilote	Moteurs EC 90 Flat	Moteur EC 45 Flat
Alimentation Hall	Port 1	Broche 3	Broche 1
Phase 1 des moteurs	Port 2	Broche 7	Broche 8
Phase 2 des moteurs	Port 3	Broche 8	Broche 7
Phase 3 des moteurs	Port 4	Broche 4	Broche 6
Capteur Hall 1	Port 5	Broche 1	Broche 3
Capteur Hall 2	Port 6	Broche 2	Broche 4
Capteur Hall 3	Port 7	Broche 5	Broche 2
Masse	Port 8	Broche 6	Broche 5
Masse	Port 9	NC	NC

De plus, on retrouve installés sur le stator des moteurs trois capteurs à effet de Hall qui permettent l'autopilotage des moteurs. Ils ont pour but d'indiquer au microcontrôleur du servoamplificateur le moment où il faut commuter les bobines afin de créer une rotation au niveau du rotor. Or, en mesurant les signaux produits par ces capteurs, il sera possible de déterminer la position du rotor et ainsi s'en servir comme capteur de position. Les explications de la procédure pour utiliser les capteurs à effet de Hall comme capteurs de position seront discutées au chapitre 7.

Afin d'augmenter le couple au niveau des articulations, un système d'entraînement direct harmonique est fixé sur les moteurs. Ce duo est installé directement sur l'axe de rotation des articulations de l'exosquelette. Le rapport de couple du système harmonique d'entraînement direct est de 1 : 120 pour les articulations 1 et 2 tandis que le rapport de couple est de 1 : 100 pour les articulations 3 à 7.

5.2 CompactRio

Le CompactRIO (cRIO) 9074 est un châssis embarqué reconfigurable de la compagnie National Instrument. On retrouve sur celui-ci huit fentes pouvant comporter des modules interchangeables d'entrées et de sorties. De plus, on y retrouve un processeur à temps réel cadencé à 400 MHz avec un FPGA 2M, deux ports Ethernet (10/100 Mb/s) et un port de communication RS232. Les modules d'entrées/sorties utilisés pour le bras exosquelette sont les suivants :

- 2 NI 9205 : Module d'entrées analogiques, 16 bits, 32 canaux, ± 10 Volts,
- 1 NI 9264 : Module de sorties analogiques, 16 bits, 16 canaux, ± 10 Volts,
- 2 NI 9403 : Module d'entrées/sorties digitales, 32 canaux.

Les modules NI 9205 permettent de convertir les données analogiques recueillies provenant des différents capteurs en données numériques. Contrairement, le module NI 9264 convertit les données de la commande numérique à envoyer au servoamplificateur en donnée analogique. Les modules NI 9403 interagissent avec les signaux digitaux nécessaires au robot et mesurant les états acquis par les capteurs à effet de Hall. La désignation des broches entre les différents modules et la carte mère est présentée en annexe IV de ce document.

Le premier port Ethernet permet au cRIO de communiquer par protocole TCP/IP avec l'ordinateur usager afin d'être programmé et de transmettre des données à l'utilisateur. De plus, ce port est utilisé dans le but d'envoyer à l'ordinateur Real-Time (RT) la position et la vitesse angulaire de *MARSE* et de recevoir de celui-ci le courant de référence calculé. Le

protocole UDP est utilisé pour cet échange, car celui-ci est plus rapide malgré qu'il ne s'assure pas que les données soient bien parvenues au destinataire. Pour gérer la distribution des données entre le cRIO, l'ordinateur RT et l'ordinateur usager, un routeur est utilisé. La figure 5.2 illustre le CompactRio 9074.



Figure 5.2 NI-CompactRio 9074
Tirée de National Instrument (2011)

5.3 Cartes pilotes des moteurs

Le robot comporte sur la carte-mère sept cartes pilotes où l'on retrouve des servoamplificateurs (ZB12A8). Ceux-ci produisent un signal de type MLI à une fréquence de commutation élevée (33 kHz) et permettent d'autopiloter toutes les machines synchrones installées sur l'exosquelette. Le servoamplificateur utilisé peut recevoir comme référence une tension allant de ± 15 Volts. Une tension positive fait bouger les moteurs dans le sens horaire et le contraire se produit lors d'une tension négative.

On retrouve installé sur les cartes pilotes un régulateur de tension permettant de transformer une tension de 40 V à 5 V. Cette tension permettra d'alimenter les capteurs à effet de Hall continuellement dans le but de maintenir la position mesurée lorsque l'alimentation principale est coupée. De plus, on retrouve installés sur les cartes des filtres RC passifs de deuxième ordre permettant d'atténuer le bruit se trouvant sur les signaux digitaux des

capteurs à effet de Hall. La valeur des résistances est de 1 k Ω tandis que la valeur des condensateurs est de 0.1 μ F. On retrouve à l'annexe II le schéma électronique des cartes pilotes.

5.4 Capteurs de positions

Afin d'assurer le bon fonctionnement du système, plusieurs capteurs de positions sont placés sur l'exosquelette. Chaque articulation est équipée d'un potentiomètre de 10k Ω qui joue le rôle de capteurs de position. Ainsi, la tension varie aux bornes du potentiomètre en fonction du degré de rotation des articulations du robot. La précision de la mesure des potentiomètres est de 0.01 degré. De plus, l'utilisation des capteurs à effet de Hall installés sur les machines synchrones pourrait être employée comme capteurs de position. Le détail de l'emploi de ces capteurs sera expliqué au chapitre 7.

5.5 Carte-mère

Le rôle de la carte-mère est d'acheminer les différents signaux analogiques et numériques provenant des différents systèmes de l'exosquelette. Afin de parvenir à ses fins, plusieurs éléments sont installés sur cette carte.

La carte-mère est alimentée par une source de tension transformant la tension alternative de 120 Volts, 60 Hz du réseau à une tension continue de 40 Volts (40V PWR). Afin de faire fonctionner les différentes composantes, un régulateur de tension est placé sur la carte pour maintenir celle-ci à 10 Volts. Par précaution, un fusible est fixé sur les cartes dans le souci de protéger les composantes d'un courant supérieur à 30 Ampères. De plus, deux relais sont installés pour alimenter les cartes lorsqu'ils sont enclenchés par l'utilisateur. Le premier relais est contrôlé par l'entrée digitale « CTRL Relai » et fournit l'alimentation au régulateur de tension installé sur les cartes pilotes. Le deuxième relais est contrôlé par l'entrée digitale « PWR Relai » et fournit l'alimentation au régulateur de tension installé sur la carte mère. Ce dernier peut se déclencher lorsque le bouton d'arrêt d'urgence est activé. On retrouve à l'annexe III le schéma électronique de la carte mère.

De plus, la carte-mère achemine les signaux analogiques provenant des potentiomètres de l'exosquelette et des capteurs à effet de Hall des moteurs synchrones vers les modules d'acquisition du CompactRio NI-9074. De cette manière, ces signaux pourront être filtrés et utilisés par le contrôleur. De plus, la carte-mère reçoit du CompactRio les signaux de tension de référence pour les transmettre aux cartes pilotes des moteurs. Deux entrées numériques provenant du CompactRio sont utilisées afin de contrôler le relais qui alimente les circuits et de contrôler l'activation des moteurs.

5.6 FPGA

Le FPGA ou « Field Programmable Gate Array » est un circuit intégré pouvant être programmé après sa fabrication. Il contient des composantes logiques programmables, appelées blocs logiques, qui peuvent être connectées entre elles pour obtenir différentes configurations. Or, la connexion de ces blocs entre eux permet de créer des fonctions combinatoires complexes ou tout simplement des portes logiques comme des ET ou des OU.

Le rôle du FPGA dans le présent projet consiste, dans un premier temps, à transmettre au contrôleur temps réel du cRIO les données de la position et de la vitesse de chaque articulation. Pour ce faire, une lecture de la tension des capteurs de position, provenant du module d'entrée analogique, est effectuée afin de transformer ces données en position angulaire. Par la suite, celle-ci sera traitée par un filtre de deuxième ordre pour obtenir un résultat plus lisse et pour obtenir la vitesse angulaire des articulations. Le détail de ce filtre sera expliqué au chapitre 6.

Dans un deuxième temps, le FPGA a pour but d'asservir le courant des moteurs synchrones afin de s'assurer que le couple calculé par le système de commande soit vraiment celui utilisé par les moteurs. Pour ce faire, un correcteur PI asservit le signal du courant préalablement traité avec l'aide d'un filtre de deuxième ordre. Cette boucle interne est calculée 25 fois plus rapidement que celle du système de commande. Le détail de cette boucle sera aussi expliqué au chapitre 6.

5.7 Ordinateur Real-Time

L'ordinateur Real-Time (RT) est le système qui met en œuvre les opérations nécessaires au fonctionnement du robot. Cette tâche aurait pu être appliquée au niveau du processeur temps réel du cRIO, mais celui-ci n'est pas assez puissant pour calculer les systèmes de commande dans un délai inférieur à 2 ms. Avec un temps plus élevé, le système ne serait pas assez rapide pour utiliser les systèmes de commande étudiés adéquatement. Or, l'ordinateur RT est programmé afin de traiter ces opérations. Pour parvenir à ses fins, le programme lit la position et la vitesse de *MARSE* transmises préalablement par le cRIO. Par la suite, il calcule les prochaines données de la trajectoire désirée ainsi que le couple selon la méthode de contrôle choisie préalablement. Finalement, il convertit le couple en courant de référence avant de transmettre cette valeur au cRIO. Cette manipulation est accomplie à toutes les 1.25 ms pour toute la durée de l'exercice programmé. Voici les spécifications de l'ordinateur utilisé lors des expérimentations

Tableau 5.2 Spécifications de l'ordinateur RT

Système d'exploitation	Labview Real-Time 10.0.1
Processeur	Intel i5 Dual Core 3.66 GHz
Mémoire vive	2 GB
Carte Ethernet	Intel 5550

5.8 Limite de l'architecture électronique

L'architecture électronique proposée comporte plusieurs limites qui seraient intéressantes d'identifier. De la sorte, les dommages au robot ou des blessures à son utilisateur pourront être prévenus. Dans un premier temps, comme mentionné précédemment, l'ordinateur RT effectue ses opérations à toutes les 1.25 ms. Or, ce temps pourrait être raccourci s'il n'y avait pas un délai de communication entre le cRIO et l'ordinateur RT. Ce délai représente un temps d'environ 450 μ s. Toutefois, cet inconvénient est nécessaire compte tenu du fait que le

cRIO n'est pas en mesure d'intégrer la boucle de contrôle des systèmes de commande étudiés dans un temps inférieur à 2 ms.

Dans un deuxième temps, en supposant que le délai discuté précédemment soit retiré, la fréquence limite que prendrait le système pour effectuer ces opérations serait égale à celle du FPGA. Or, avec la configuration et la programmation actuelle, le FPGA pourrait effectuer ces itérations à une fréquence de 2 kHz.

Finalement, la tension de référence disponible des servoamplificateurs est limitée par la tension maximale distribuée par le module de sortie analogique NI-9264. En effet, la tension de référence des servoamplificateurs peut aller jusqu'à ± 15 volts tandis que celle du module NI-9264 peut aller jusqu'à ± 10 volts. Ceci signifie que l'exosquelette pourrait manquer de puissance advenant le cas où un mouvement nécessiterait une tension de référence supérieure à 10 volts. Toutefois, nous avons remarqué que la puissance des moteurs était suffisante pour exécuter les mouvements et nous avons dû saturer la tension de référence afin de limiter le couple disponible. Le détail de cette saturation sera expliqué au chapitre 6. De plus, il faut respecter le couple maximal que les moteurs peuvent supporter. Cette limite est énoncée dans la fiche de spécification des moteurs se trouvant en annexe I.

5.9 Conclusion

Ce chapitre a décrit les différentes composantes qui constituent l'architecture électronique de l'exosquelette *Marse*. Cette architecture fait en sorte de pouvoir contrôler les sept degrés de liberté du robot de manière indépendante. Néanmoins, cette architecture a des limites qu'il faut respecter afin d'être en mesure de ne pas endommager le robot ou blesser son utilisateur.

CHAPITRE 6

ARCHITECTURE DE CONTRÔLE DE MARSE

Ce chapitre aura pour but d'expliquer l'architecture de contrôle conçu pour *MARSE*. Il y sera traité des modes de fonctionnement, de l'architecture du Compact Rio, de l'ordinateur Real-Time, du FPGA et de l'interface usager. Cette architecture a été programmée entièrement avec le logiciel de National Instrument : LabVIEW 2010 SP1.

6.1 Modes de fonctionnement

Avant d'expliquer les différents aspects de l'architecture de contrôle, il serait intéressant de faire une description des modes de fonctionnement. Le robot peut fonctionner selon deux modes. Le premier mode permet de contrôler les moteurs manuellement un à un. Le second mode, nommé mode passif, consiste en l'exécution d'une série d'exercices selon une séquence programmable.

6.1.1 Mode manuel

Le mode manuel permet à l'utilisateur de contrôler chaque articulation du robot avec l'interface usager. Le mode est au manuel par défaut lors de l'ouverture du programme usager et lors de la fin d'une exécution en mode passif. Ce mode sert plutôt à tester le robot ou à le repositionner au lieu de l'utiliser comme un outil d'exercice. De plus, il est seulement permis dans ce mode d'activer le relais d'alimentation et les moteurs.

6.1.2 Mode passif

Le mode passif permet d'exécuter un exercice selon une trajectoire préalablement définie. Pour ce faire, deux étapes sont nécessaires avant même l'exécution de la trajectoire. La première étape consiste à initialiser le robot à sa position initiale. En d'autres mots, cette étape active les moteurs pour que les articulations atteignent une position prédéfinie. De la

sorte, l'utilisateur pourra insérer son bras à l'intérieur de l'exosquelette. Cette position comporte pour toutes les articulations un angle de zéro degré sauf pour le quatrième, le coude, qui quant à lui se trouve à 90 degrés.

La deuxième étape consiste à attendre, tout en maintenant la position initiale, la réception des paramètres de la trajectoire choisie et la commande qui amorce son exécution. Lorsque ces conditions sont atteintes, la poursuite de trajectoire peut débuter. À la fin de l'exercice, le système retourne en mode manuel afin de repositionner le robot ou d'attendre le prochain exercice. La figure 6.1 montre globalement les étapes de l'architecture de contrôle pour un système en mode manuel ou en mode passif.

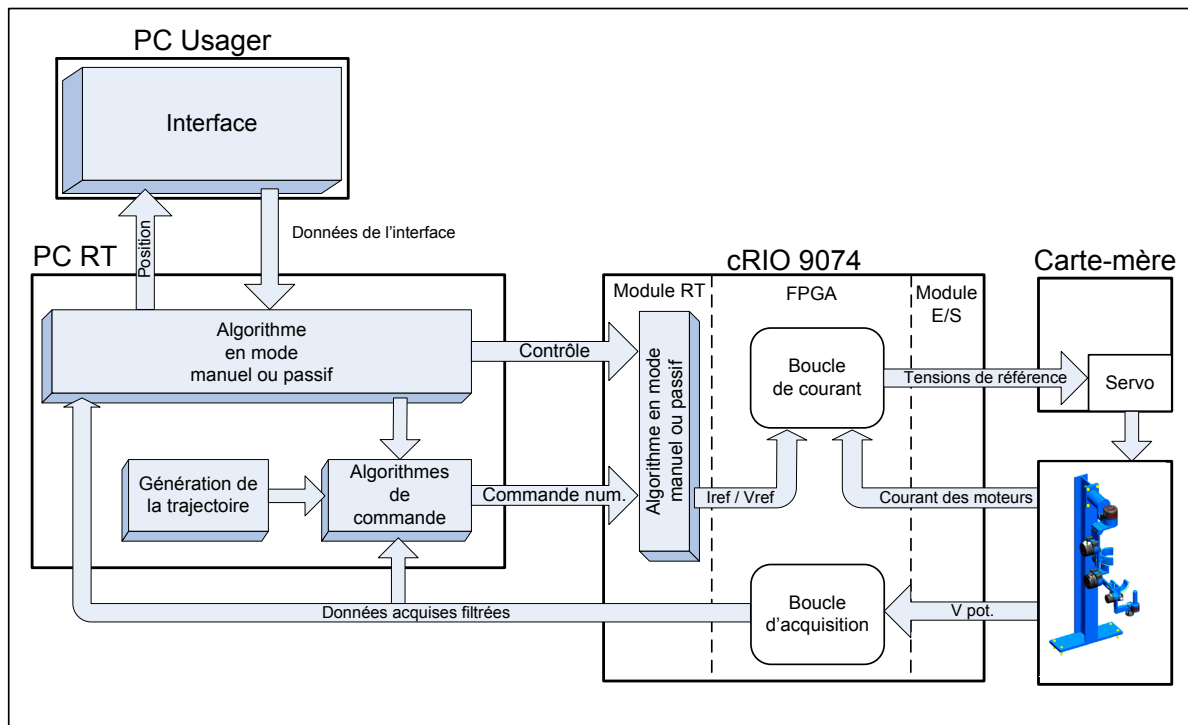


Figure 6.1 Architecture globale de contrôle

6.2 Architecture du FPGA

Le FPGA, à l'intérieur du compact Rio, est programmé de manière à exécuter trois boucles de programmation simultanément. La première boucle contient le code nécessaire à l'acquisition de la tension des potentiomètres afin d'obtenir la position angulaire et la vitesse angulaire de *MARSE*. La deuxième boucle contient le code permettant d'obtenir ces valeurs avec l'aide des capteurs à effet de Hall. La description de cette boucle sera expliquée au chapitre 7. La troisième boucle contient le code permettant d'asservir le courant des moteurs selon le courant de référence calculé.

6.2.1 Boucle d'acquisition de la position et de la vitesse

La figure ci-dessus montre les étapes exécutées à l'intérieur de la boucle d'acquisition de la position et de la vitesse.

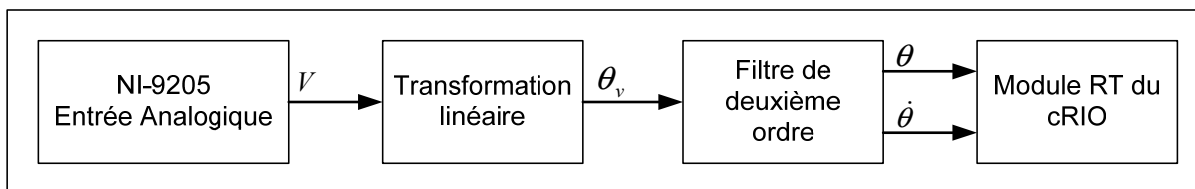


Figure 6.2 Architecture de la boucle d'acquisition

Dans un premier temps, la lecture de la tension des potentiomètres est mesurée avec l'aide du module d'entrée analogique NI-9205. Par la suite, cette valeur est convertie en radian en appliquant la transformation linéaire suivante :

$$\theta_v = mV + b \quad (6.1)$$

Telle que θ_v est la position selon la tension mesurée (V). Les termes m et b sont déterminés lors de la calibration des articulations de *MARSE*.

Dans un deuxième temps, un filtre de deuxième ordre est réalisé afin de déterminer la vitesse des articulations et de réduire l'effet du bruit sur le signal de la position. De plus, l'utilisation de ce filtre est nécessaire afin de ne pas dériver la position angulaire mesurée. En effet, la dérivation d'un signal mal capté pourrait être mal interprétée par les contrôleurs et rendre le robot instable. Or, on peut considérer ce filtre comme étant un observateur d'état où le vecteur d'état est la position angulaire filtrée et la vitesse angulaire filtré du robot. Le facteur d'amortissement ξ a été fixé à la valeur de 0.9 tandis que la valeur numérique de la pulsation de coupure ω_0 a été déterminée par essai et erreur et elle vaut 30 rad/s. Le schéma 6.3 montre la réalisation du filtre de deuxième ordre.

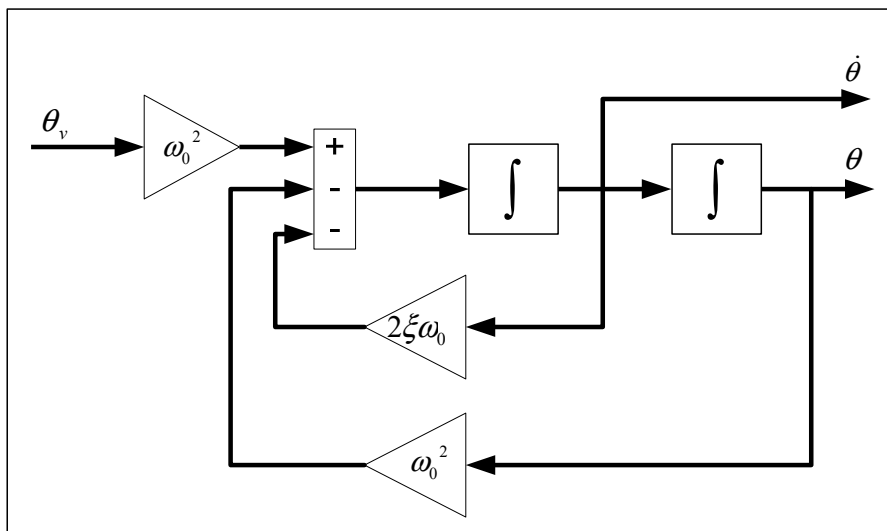


Figure 6.3 Filtre de deuxième ordre
Tirée de Fallaha (2007)

Finalement, la position filtrée et la vitesse du robot sont transmises à l'interne au cRIO. L'exécution de cette boucle est effectuée à une fréquence de 1 kHz. De plus, les entrées digitales du module NI-9403 qui contrôlent l'alimentation des circuits, l'alimentation des moteurs et l'arrêt des trois boucles sont traitées dans cette boucle.

6.2.2 Boucle interne du courant

La boucle interne du courant asservit le courant des moteurs pour s'assurer que celui-ci soit égal au courant de référence. Pour ce faire, un correcteur PI est employé afin d'accomplir cette tâche à une fréquence de 20 kHz. La figure 6.4 montre les étapes exécutées dans cette boucle.

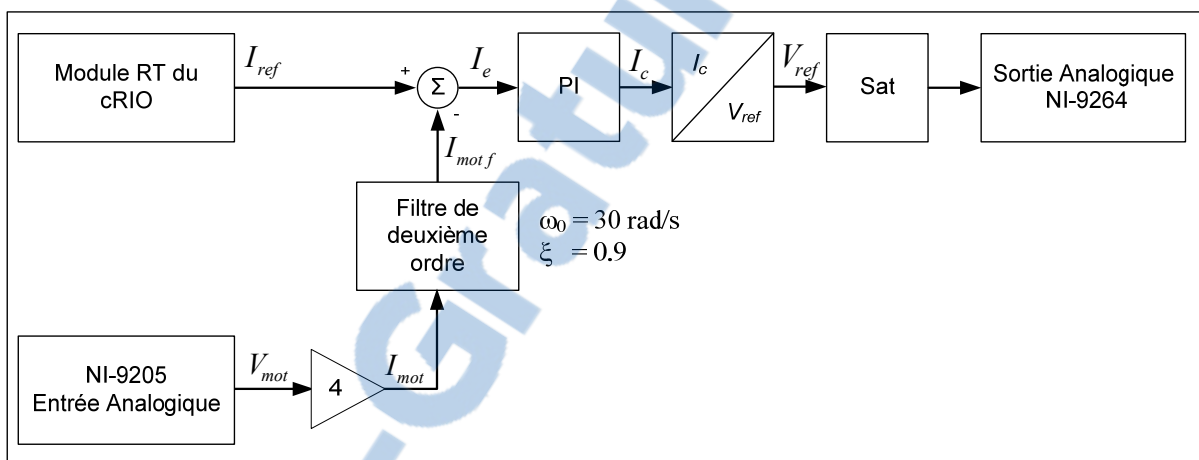


Figure 6.4 Architecture de la boucle interne de courant

La première étape consiste à mesurer avec le module NI-9205 le signal analogique en volts du courant des moteurs. Ce signal provient des servoamplificateurs. Par la suite, il faut convertir ce signal en courant en multipliant la donnée obtenue par 4 (cette valeur est définie dans les spécifications du servoamplificateur). On retrouve à la deuxième étape un filtre de deuxième ordre semblable à celui employé dans la boucle d'acquisition de position et de vitesse. Puisque la réponse du courant des moteurs est beaucoup plus rapide, il faut une bande passante plus grande que celle obtenue pour le filtre de position. Or, la valeur numérique de ξ est de 0.9, mais la valeur numérique de ω_0 est de 300 rad/s. Ce filtre permet de lisser le courant pour qu'il soit mieux asservi à l'étape 3 par un correcteur PI. Finalement, le courant est converti en tension de référence pour que les servoamplificateurs puissent actionner les moteurs. Par mesure de précaution, les tensions de références (V_{ref}) sont limitées par le bloc de saturation « Sat » afin de prévenir des dommages potentiels causés par un couple trop élevé. Le tableau 6.1 montre les limites imposées pour les tensions de références.

Tableau 6.1 Tensions de références limites du bloc de saturation

Articulations	Limites supérieures (V)	Limites inférieures (V)
1	3	-3
2	6	-2
3	4	-4
4	2.5	-2.5
5	2.5	-2.5
6	2.5	-2.5
7	2.5	-2.5

6.3 Architecture module RT du Compact Rio

Le rôle du module RT du Compact RIO est d'être l'intermédiaire de communication entre le FPGA et l'ordinateur Real-Time. Il utilise comme méthode de communication le protocole UDP afin de maximiser la vitesse de transmission entre celui-ci et l'ordinateur RT. Or, lorsque le système est en mode manuel, le cRIO reçoit de l'ordinateur RT les données de contrôles. Ces données sont :

- les valeurs de la calibration des potentiomètres (m et b),
- les tensions de référence,
- l'état des boutons de l'alimentation du circuit, de l'activation des moteurs,
- l'état de l'activation de la boucle de courant.

Ces données seront transmises au FPGA afin qu'elles soient traitées par la boucle d'acquisition et la boucle interne de courant. La figure 6.5 montre l'architecture du Compact Rio.

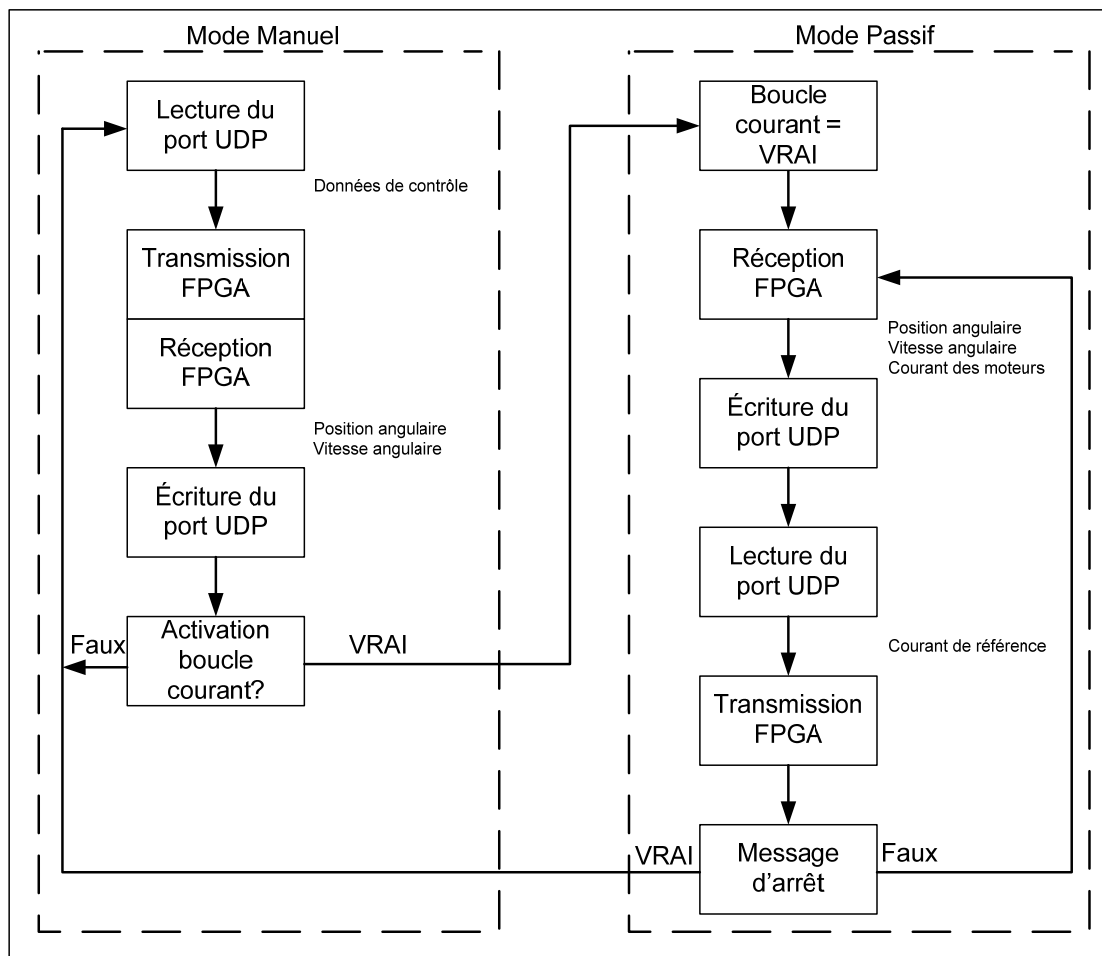


Figure 6.5 Architecture du Compact Rio

Le cRIO reçoit du FPGA les données de la position angulaire et de la vitesse angulaire pour les transmettre immédiatement à l'ordinateur RT. Lorsque l'état de la donnée de contrôle qui indique l'activation de la boucle de courant est **VRAI**, le cRIO se met en mode passif. Ces opérations itèrent à toutes les 10 ms.

Lorsque le cRIO est en mode passif, il envoie la commande qui active la boucle interne de courant à l'intérieur du FPGA et le cRIO commence à itérer à toutes les 1.25 ms. À l'intérieur de ces itérations, le module RT du cRIO reçoit du FPGA les données de la position angulaire, de la vitesse angulaire et du courant des moteurs afin de les envoyer à l'ordinateur RT via un port UDP. Par la suite, le cRIO attend de recevoir les courants de référence

calculés pour les transmettre au FPGA. La boucle cesse d'itérer lorsque le cRIO reçoit le message d'arrêt. Avant que celui-ci retourne en mode manuel, le cRIO désactive la boucle interne de courant.

6.4 Architecture de l'ordinateur Real-Time

L'ordinateur Real-Time a comme fonction principale de mettre en œuvre toutes les opérations nécessaires au fonctionnement du robot. Il agit en quelque sorte de cerveau permettant d'intégrer les modes de fonctionnement décrit plus haut.

6.4.1 Mode manuel

Lorsque l'ordinateur Real-Time est en mode manuel, il doit dans un premier temps recevoir les données de l'interface usager et de lui envoyer la position des articulations de *MARSE*. Les données reçues sont les suivantes :

- les paramètres de calibrations des capteurs de positions,
- l'état des différents boutons de l'interface usager,
- les tensions de références désirées aux servoamplificateurs,
- la sélection du contrôleur à employer en mode passif,
- les gains des contrôleurs.

Ces données seront expliquées dans la section traitant de l'ordinateur usager. Or, dans un deuxième temps, l'ordinateur RT doit envoyer les données de contrôle au cRIO. Les données de contrôle sont une partie des données de l'interface usager et sont identifiées à la section précédente. Si l'ordinateur RT reçoit la commande **FAUX** du bouton d'initialisation de la position de départ, l'ordinateur RT continuera à itérer en mode manuel. La figure suivante montre les étapes effectuées en mode manuel.

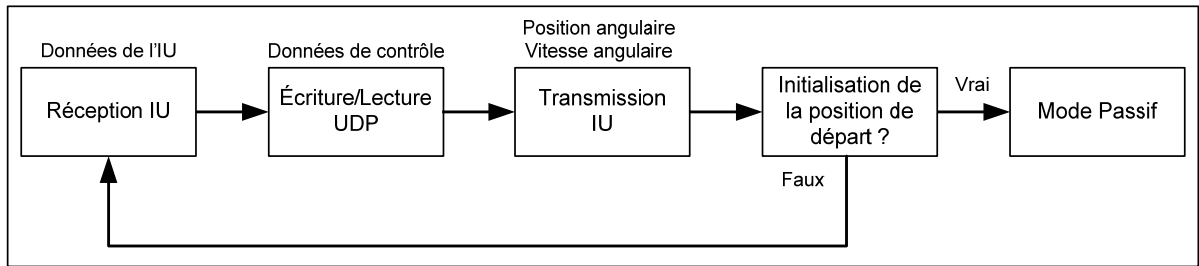


Figure 6.6 Architecture du mode manuel de l'ordinateur RT

6.4.2 Mode passif

Pour activer le mode passif, il faut qu'en mode manuel l'ordinateur RT reçoive l'état **VRAI** de la commande du bouton d'initialisation de la position de départ. Lorsque cette condition est atteinte, cinq étapes sont à considérer. La première étape consiste à initialiser le robot à sa position initiale. Pour ce faire, l'ordinateur RT utilise une boucle PID ayant comme référence une trajectoire amenant le robot à sa position initiale en 5 secondes. La deuxième étape consiste à maintenir cette position et d'attendre de recevoir l'état **VRAI** de la commande du bouton de départ. Encore une fois une boucle PID est utilisée, mais il a pour référence seulement la position initiale. Lorsque l'état du bouton départ est **VRAI**, l'ordinateur RT peut recevoir, à l'étape trois, les paramètres de la trajectoire à exécuter. On retrouve à l'étape quatre la boucle principale de contrôle qui permettra de poursuivre cette trajectoire. Le contrôleur employé dépend de la sélection effectuée dans l'interface usager. De plus, les données fournies par le cRIO, lors de l'exécution de cette boucle, sont recueillies pour qu'à l'étape 5 l'ordinateur RT puisse les transmettre à l'ordinateur usager afin de les sauvegarder et de les analyser. Ces données constituent la position et la vitesse angulaire des articulations ainsi que le courant référence des moteurs. Après la réalisation de toutes ces étapes, l'ordinateur RT retourne en mode manuel. La figure 6.7 résume la procédure décrite des différentes étapes.

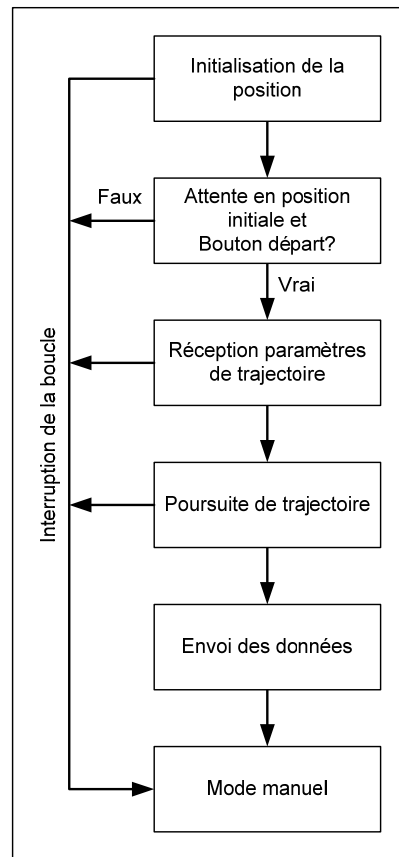


Figure 6.7 Procédure des étapes en mode passif de l'ordinateur RT

De plus, si par malchance l'exécution des différentes boucles de contrôle doit s'arrêter avant la fin, le mode passif s'interrompt et retourne en mode manuel.

6.4.3 Boucles de contrôle

Les boucles de contrôle permettent de calculer les nouvelles valeurs de la trajectoire et de calculer le courant de référence des moteurs. En mode passif, trois boucles de contrôle sont employées : la boucle d'initialisation, la boucle d'attente de démarrage de la trajectoire et la boucle principale de poursuite de la trajectoire. Or, ces boucles ont une architecture similaire qui serait intéressante d'expliquer et de différencier. Le schéma 6.8 montre les étapes de ces développements.

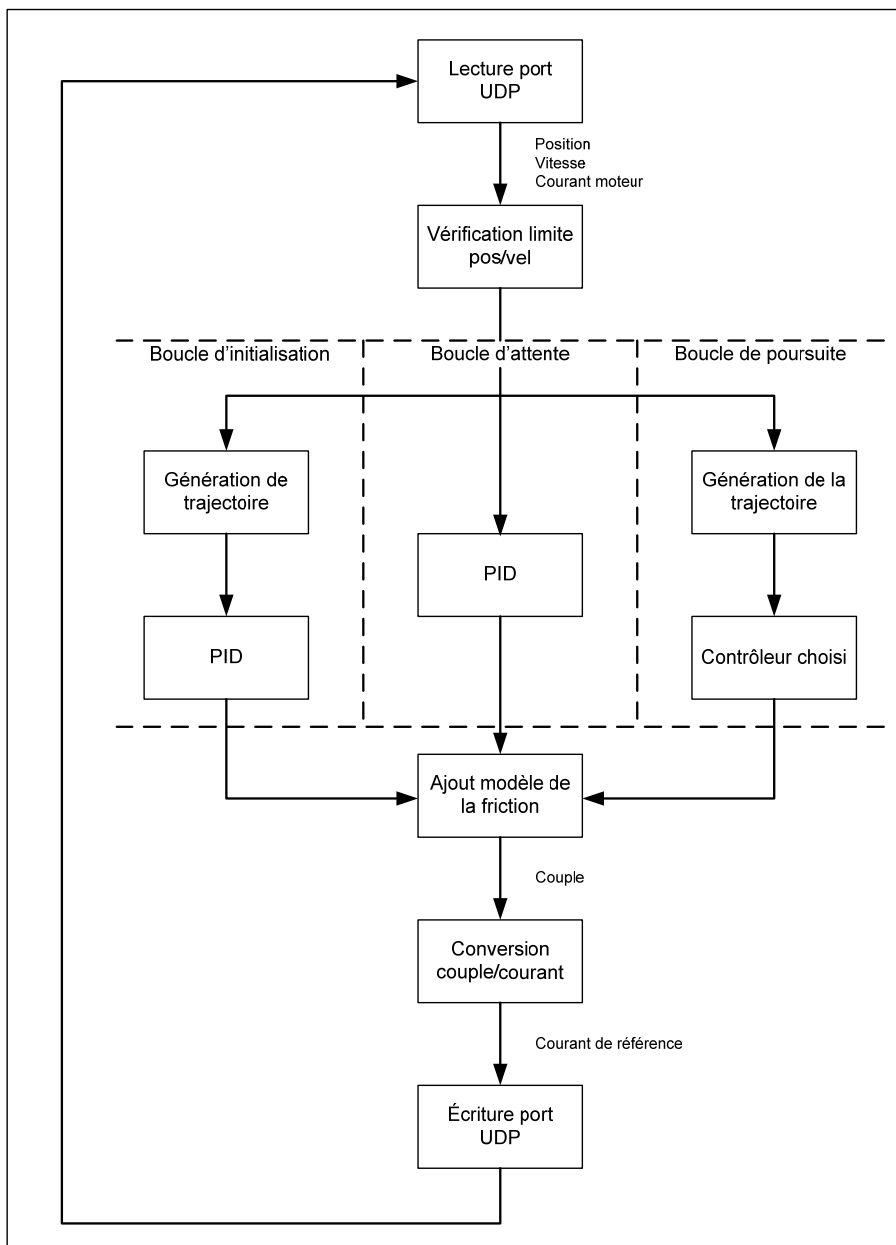


Figure 6.8 Architecture des boucles de contrôle

La première étape, pour toutes les boucles, consiste à obtenir du cRIO la position angulaire, la vitesse angulaire et le courant des moteurs de chaque articulation du robot. Ces données, sauf pour la valeur du courant des moteurs, seront vérifiées afin de prévenir d'éventuelles blessures à l'utilisateur ou des dommages à l'exosquelette. De la sorte, si l'angle des articulations du robot dépasse les limites définies dans le tableau 6.2 pour la position et de 45

deg/s pour la vitesse, les boucles cesseront à la fin de leur l'itération. Par la suite, le processus retournera en mode manuel. Cette limite de vitesse a été choisie en fonction des vitesses obtenues lors des exercices présentés au chapitre 8. Les limites de position et de vitesse proposées sont modifiables si l'exécution d'un exercice futur suscite d'aller au-delà de ces limites.

Tableau 6.2 Positions angulaires limites avant arrêt

Articulation	Limite Position Min (deg)	Limite Position Max (deg)
1	5	80
2	-1	136
3	-80	80
4	-1	121
5	-80	80
6	-26	21
7	-55	48

Pour la boucle d'initialisation et pour la boucle principale de contrôle, le calcul du prochain point de la trajectoire est effectué afin d'obtenir la position, la vitesse et l'accélération angulaire désirée. La démarche employée pour calculer les points de la trajectoire sera expliquée dans la section qui traite de la génération de la trajectoire. Ensuite, pour les deux premières boucles, le calcul du couple de référence est effectué selon la méthode du PID. La figure 6.9 et le tableau 6.3 montrent le schéma du correcteur PID ainsi que les gains employés pour chaque articulation. Puisque le robot est un système non linéaire, les gains utilisés pour le PID ont été déterminés par essais et erreurs.

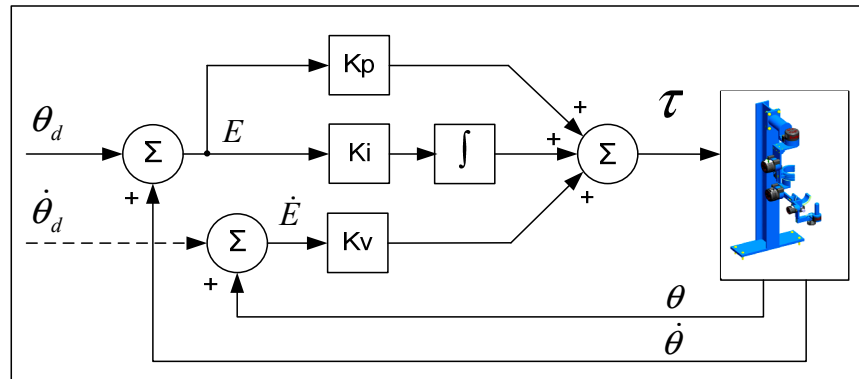


Figure 6.9 Correcteur PID

Tableau 6.3 Gains du contrôleur PID

Articulation	Gain K_p	Gain K_i	Gain K_v
1	110	30	30
2	250	100	25
3	75	25	10
4	175	100	30
5	75	25	10
6	50	50	5
7	20	10	5

Pour la boucle principale, le couple est calculé selon le contrôleur sélectionné par l'utilisateur. Les contrôleurs à choisir sont ceux étudiés lors du chapitre 3 et du chapitre 4. Afin d'augmenter les performances de ceux-ci, une optimisation des matrices de masse, de vitesse et de gravité a été effectuée avec l'aide du logiciel Maple. Toutefois, les matrices du modèle restent volumineuses et seraient trop complexes à implanter en utilisant seulement les composantes courantes de LabView. Or, celui-ci inclut dans son logiciel une librairie permettant de programmer avec le même langage que MatLab. En utilisant cette librairie, le calcul des matrices peut être implanté simplement. Afin d'utiliser cette librairie, il faut installer le module « MathScript RT ».

Puisque le FPGA s'attend à recevoir un courant de référence, la conversion du couple en courant sera faite en ajoutant au résultat du contrôleur le couple résultant du modèle de friction de Coulomb. Ceci sera expliqué dans la section : « Friction de Coulomb » et dans la section « Conversion couple à courant ». L'exécution de ces boucles est accomplie à toutes les 1.25 ms.

6.4.3.1 Génération de la trajectoire

La méthode employée pour générer une trajectoire dans l'espace articulaire est la polynomiale cubique. Plusieurs autres méthodes de génération de trajectoire existent, mais, la polynomiale cubique est simple à implanter dans un environnement temps réel et elle donne une trajectoire plutôt douce et idéale pour les articulations de l'exosquelette. Cette méthode est en mesure de calculer la position, la vitesse et l'accélération angulaires désirées pour tous les degrés de liberté du robot. Selon (Craig, 2005), les fonctions permettant de trouver ces valeurs ont la forme suivante :

$$\theta(t) = a_0 + a_1t + a_2t^2 + a_3t^3 \quad (6.2)$$

En dérivant cette équation, on détermine la vitesse et l'accélération de l'articulation

$$\dot{\theta}(t) = a_1 + 2a_2t + 3a_3t^2 \quad (6.3)$$

$$\ddot{\theta}(t) = 2a_2 + 6a_3t \quad (6.4)$$

Afin d'obtenir une trajectoire douce et lisse, il faut établir quatre paramètres pour chaque section de la trajectoire. Une section est définie comme étant la trajectoire qu'il y a entre deux positions désirées. Deux de ces paramètres sont la position initiale et finale.

$$\theta(0) = \theta_0 \quad (6.5)$$

$$\theta(t_f) = \theta_f \quad (6.6)$$

Où θ est la position et t_f est le temps d'exécution de la trajectoire pour la section. Deux paramètres de plus sont nécessaires à la génération de la trajectoire et ils sont la vitesse initiale et finale. Dans notre cas, ces valeurs seront toujours égales à zéro.

$$\dot{\theta}(0) = 0 \quad (6.7)$$

$$\dot{\theta}(t_f) = 0 \quad (6.8)$$

En combinant (6.2) (6.3) et (6.4) avec les quatre paramètres, on trouve que :

$$a_0 = 0 \quad (6.9)$$

$$\theta_f = a_0 + a_1 t_f + a_2 t_f^2 + a_3 t_f^3 \quad (6.10)$$

$$0 = a_1 \quad (6.11)$$

$$0 = a_1 + 2a_2 t_f + 3a_3 t_f^2 \quad (6.12)$$

En résolvant ces équations, on obtient ces termes

$$a_0 = 0 \quad (6.13)$$

$$a_1 = 0 \quad (6.14)$$

$$a_2 = \frac{3}{t_f^2} (\theta_f - \theta_0) \quad (6.15)$$

$$a_3 = -\frac{2}{t_f^3} (\theta_f - \theta_0) \quad (6.16)$$

En utilisant ces termes, le calcul de la méthode polynomiale cubique pourra être effectué en lui imposant, préalablement, les paramètres initiaux et finaux. Par contre, cette méthode fonctionne seulement pour une section de la trajectoire. Pour avoir plus d'une section, il faut qu'à chaque fin de celle-ci, définir une nouvelle position finale et définir la position initiale comme étant la position finale de la dernière section.

6.4.3.2 Friction de Coulomb

Pour obtenir un calcul du couple plus précis, il faut ajouter au modèle dynamique présent le modèle de la friction de Coulomb pour chaque articulation. Selon (Craig, 2005), l'ajout de ce modèle permettra aux équations dynamiques de mieux refléter la physique du robot. Cette friction est définie par l'équation suivante.

$$f = c \operatorname{sign}(\dot{\theta}_d) \quad (6.17)$$

Où c est la constante de friction de Coulomb et $\dot{\theta}_d$ est la vitesse désirée. Les constantes de friction de Coulomb sont fixées expérimentalement. Pour ce faire, il faut appliquer un courant de référence de type rampe aux moteurs et il faut mesurer le couple au moment où l'articulation commence à bouger. Ce couple sera la constante de friction. Il faut faire cette expérience pour une rampe positive et négative, car il pourrait y avoir une différence au niveau de la friction. Le tableau suivant montre les résultats obtenus.

Tableau 6.4 Constante de friction de Coulomb

Articulation	Sens positif (Nm)	Sens négatif (Nm)
1	9.0	5.5
2	8.0	15.0
3	2.2	5.0
4	4.0	7.0
5	2.5	2.5
6	2.5	0.75
7	0.5	0.5

6.4.3.3 Conversion couple à courant

Afin d'obtenir le courant de référence, il faut convertir la valeur du couple calculé précédemment en courant. Pour ce faire, il faut effectuer l'opération mathématique suivante :

$$I_{ref} = \frac{\tau \times 1000}{N \times \tau_{cte}} \quad (6.18)$$

Où τ est le couple calculé en Nm, τ_{cte} est la constante de couple des moteurs qui est fournie dans la fiche de spécifications du fabricant. Pour les moteurs de 90 W, la constante est de 70.5 mNm/A tandis que pour les moteurs de 30 W, la constante est de 25.5 mNm/A. Puisque le couple est calculé au niveau de l'articulation, il faut multiplier le rapport de couple du système d'entraînement (N) avec la constante de couple afin d'obtenir le courant de référence au niveau des moteurs. Le tableau suivant montre les résultats obtenus de l'équation précédente pour chaque articulation.

Tableau 6.5 Constante de conversion du couple à courant

Articulation	N	τ_{cte} (mNm/A)	$1000/(N \times \tau_{cte})$ (A/mNm)
1	120	70.5	0.1182
2	120	70.5	0.1182
3	300	25.5	0.1307
4	100	70.5	0.1418
5	250	25.5	0.1569
6	100	25.5	0.3922
7	100	25.5	0.3922

6.5 Interface usager

L'interface usager permet à l'utilisateur, de manière générale, d'interagir avec l'ordinateur Real-Time afin de le contrôler et de visualiser la position angulaire de chaque articulation. Pour ce faire, il devra manipuler l'interface montrée à la figure 6.10. Plusieurs éléments sont à expliquer et c'est pourquoi l'on retrouve à cette figure une numérotation qui permettra de bien identifier les composantes à expliquer.

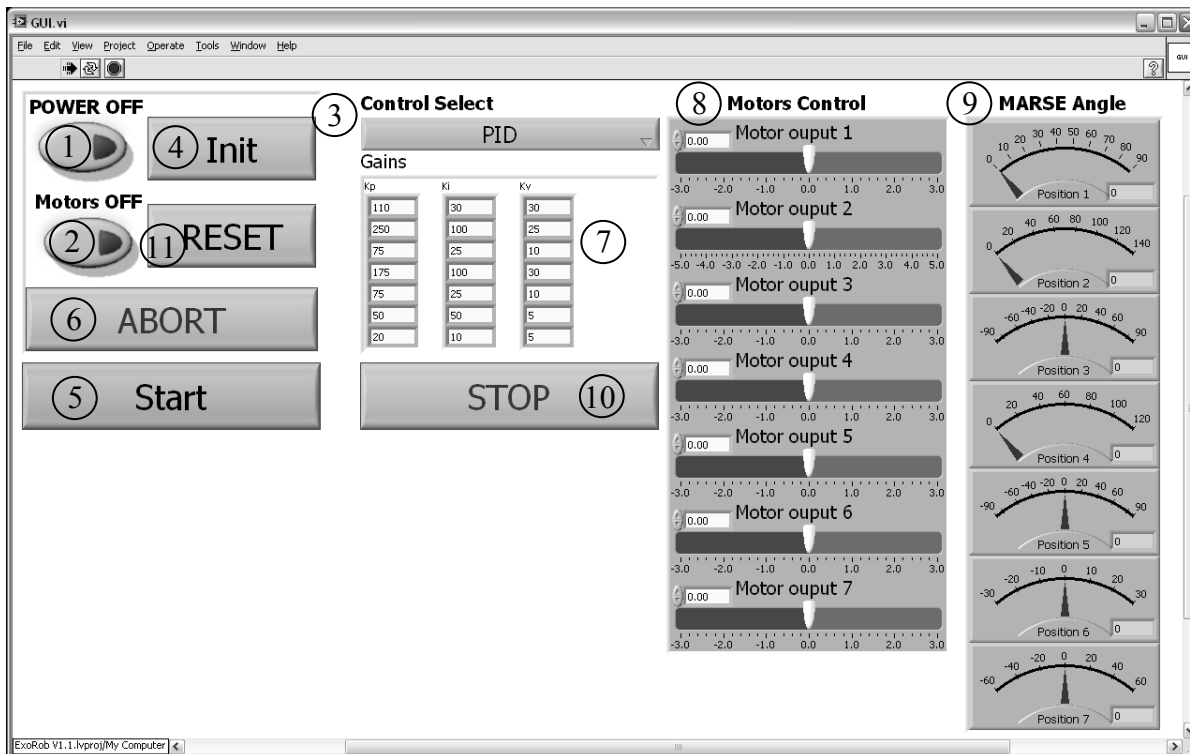


Figure 6.10 Interface usager

- 1- Le bouton « POWER ON/OFF » enclenche le relais qui alimente la carte mère et les cartes pilotes.
- 2- Le bouton « Motors ON/OFF » active les moteurs. Si le bouton n'est pas enclenché, les moteurs ne seront pas alimentés.

- 3- La barre défilante « Control Select » permet de sélectionner le contrôleur avec lequel le robot va exécuter la trajectoire.
- 4- Le bouton « INIT » active le mode passif et amorce la boucle d'initialisation de la position de départ.
- 5- Le bouton « START » permet d'effectuer deux tâches. La première tâche consiste à envoyer à l'ordinateur RT les paramètres de la trajectoire. Pour se faire, une fenêtre apparaîtra afin de pouvoir sélectionner le fichier contenant les paramètres de la trajectoire. La deuxième tâche consiste à amorcer la poursuite de la trajectoire sélectionnée en activant la boucle principale de contrôle.
- 6- Le bouton « ABORT » interrompt le mode passif afin de retourner en mode manuel.
- 7- Les indicateurs des gains permettent de les fixer afin d'ajuster la performance des contrôleurs correspondant au choix effectué par la barre défilante « Control Select ». De plus, lors d'un changement de contrôleur, la valeur des gains est automatiquement sauvegardée pour par la suite charger ceux du contrôleur choisi.
- 8- Les barres de glissement « Motors Control » indiquent la tension de référence désirée (V_{ref}) pour chaque servoamplificateur.
- 9- Les indicateurs « MARSE Angle » indiquent la position angulaire de chaque articulation en temps réel.
- 10- Le bouton « STOP » interrompt le mode passif et ferme l'interface usager pour les deux modes.
- 11- Le bouton « RESET » permet de réinitialiser la valeur de la position angulaire lorsqu'elle est mesurée avec les capteurs à effet de Hall.

Les données générées par les éléments expliqués plus haut sont envoyées à l'ordinateur RT en utilisant des variables partagées sur le réseau. Ces variables sont des composantes du logiciel Labview qui servent à simplifier l'envoi et la réception de donnée de tous types. Ils utilisent comme protocole de communication le TCP/IP. Or, cette méthode a pour désavantage d'être lente et c'est pour cette raison que la boucle qui exécute la programmation de l'interface usager s'effectue à une fréquence beaucoup plus lente (20Hz) que celle des boucles utilisées pour l'ordinateur RT et le cRIO (800 Hz). Néanmoins, cette fréquence est amplement suffisante pour bien utiliser l'interface usager.

Lorsque l'exécution d'une trajectoire est terminée, une fenêtre apparaît à l'écran indiquant la progression du téléchargement des données recueillies. Ces données seront sauvegardées dans un fichier texte (Data.txt) afin de faciliter leurs emplois. La figure suivante illustre la fenêtre de progression en question.

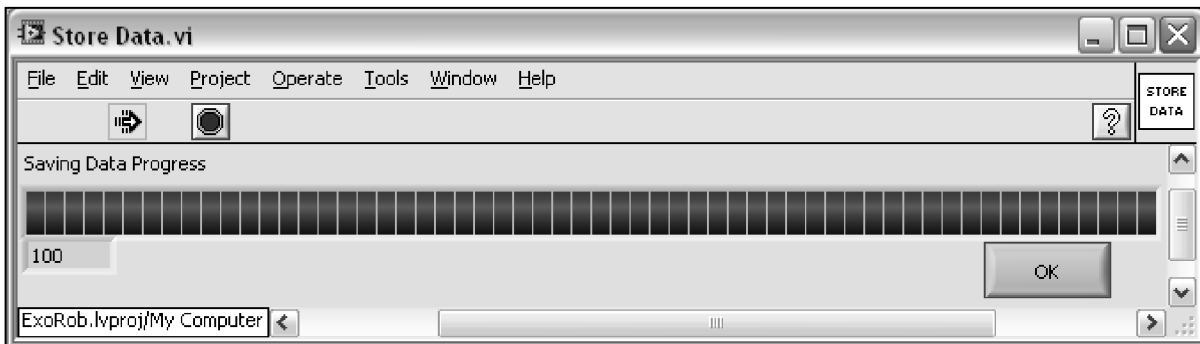


Figure 6.11 Fenêtre de progression

Les données dans le fichier texte sont placées de manière à ce que chaque rangée contienne les valeurs recueillies pour une itération selon la variable à analyser. En tout, sept variables sont sauvegardées en suivant respectivement cet ordre : le courant de référence; la position angulaire de *MARSE*; la vitesse angulaire de *MARSE*; le courant des moteurs; la position angulaire désirée; la vitesse angulaire désirée; l'accélération angulaire désirée. Pour réduire le temps de téléchargement, les éléments de la trajectoire désirée ne sont pas téléchargés, mais sont plutôt générés avant la sauvegarde et inclus lors de la création du fichier texte.

6.6 Conclusion

Ce chapitre a traité de l'architecture de contrôle de *MARSE*. Cette architecture a permis d'implanter dans les différents systèmes les étapes qui ont permis d'intégrer les modes de fonctionnement tel que le mode manuel et le mode passif. Les systèmes en questions sont ceux du cRIO, du FPGA, de l'ordinateur RT et de l'interface usager. Ainsi, des expérimentations ont été réalisées et les résultats seront exposés au chapitre 8.

CHAPITRE 7

CAPTEURS À EFFET DE HALL COMME CAPTEURS DE POSITION

Ce chapitre a pour objectif d'expliquer comment utiliser les capteurs à effet de Hall, installés sur les moteurs synchrones, comme capteurs de position. Tout d'abord, l'emploi de ces capteurs sera étudié afin d'obtenir la position des articulations. Par la suite, l'implémentation de ce procédé sera traitée dans le FPGA.

Le but de cette opération est de retirer les potentiomètres présents afin de supprimer les côtés néfastes de leurs utilisations. En effet, les potentiomètres font en sorte d'ajouter 21 câbles de plus au robot. Pour que celui-ci soit capable de bouger dans son espace de travail, les câbles doivent avoir une certaine longueur et doivent être suspendus sur l'exosquelette. Or, en les retirant, les risques d'encombrement dans les câbles seront minimisés. De plus, l'utilisation des capteurs à effet de Hall fera en sorte d'enlever les calibrations apportées aux potentiomètres à chaque utilisation du robot. Cette manœuvre doit être effectuée pour s'assurer que l'angle mesuré n'est pas affecté par les petites variations de tension de l'alimentation des potentiomètres.

7.1 Capteur à effet de Hall sur MARSE



Le capteur à effet de Hall est, selon (Kenjo et Nagamori, 2003), un dispositif analogique produisant une tension proportionnelle à la densité du flux magnétique. La plupart des machines synchrones utilisent ce dispositif en y ajoutant des composantes électroniques lui permettant ainsi de détecter la polarité (N ou S) du champ magnétique des bobines des moteurs. Le capteur produira un 1 logique lorsqu'il détectera un pôle Nord tandis qu'il produira un 0 logique lorsqu'il détectera un pôle Sud. Trois capteurs à effet de Hall sont installés sur les moteurs et ils sont placés à un intervalle de 30 degrés pour les moteurs à huit paires de pôles (EC 45) et de 20 degrés pour les moteurs à douze paires de pôles (EC 90). Une représentation sommaire des pôles sur les machines est montrée à la figure 7.1 avec la

disposition des capteurs à effet de Hall sur le stator.

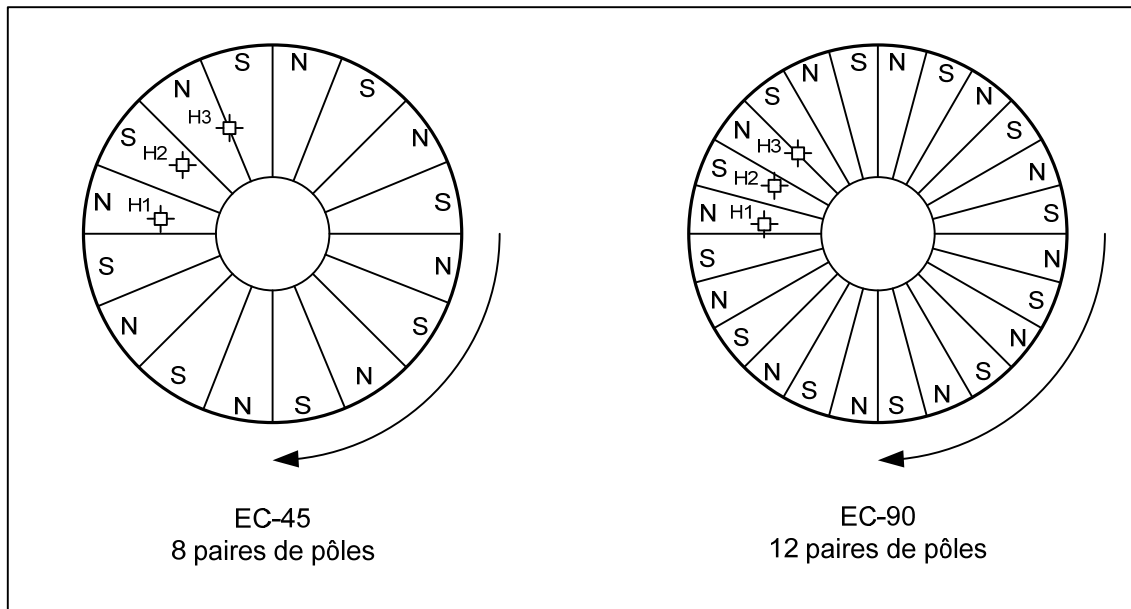


Figure 7.1 Représentation des pôles sur les machines synchrones

On remarque sur la figure précédente que la section occupée pour un pôle Nord et Sud est de 22.5 degrés pour les moteurs à 8 paires de pôles (EC-45) et de 15 degrés pour les moteurs à 12 paires de pôles (EC-90). Ceci signifie que les capteurs à effet de Hall auront un état haut ou bas équivalent à cette position. Les figures 7.2 et 7.3 montrent le diagramme des états des trois capteurs pour une rotation complète des moteurs.

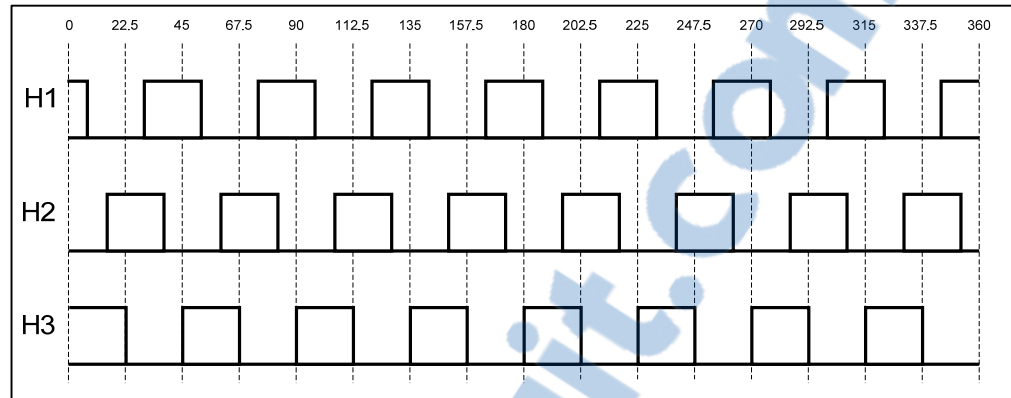


Figure 7.2 Diagramme des états des capteurs à effet de Hall pour une rotation de 360 degrés du moteur EC 45

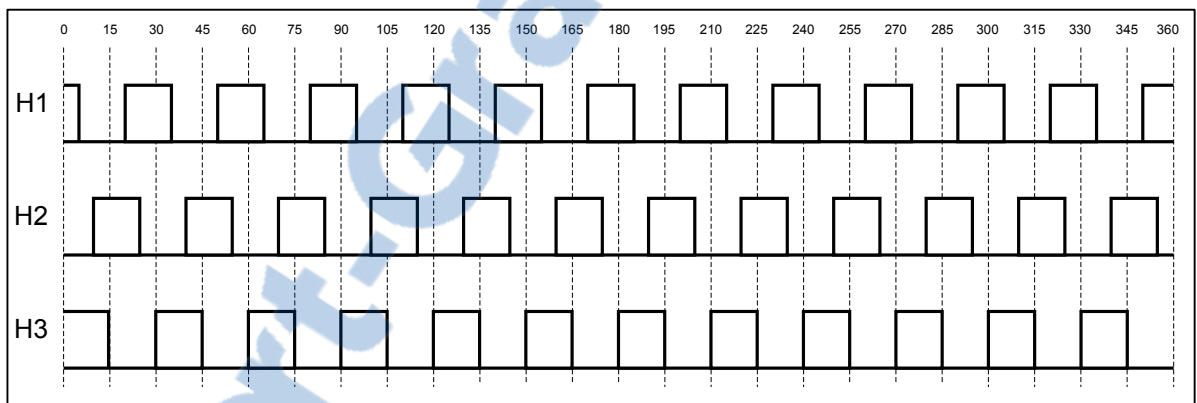


Figure 7.3 Diagramme des états des capteurs à effet de Hall pour une rotation de 360 degrés du moteur EC 90

Pour définir la position du rotor, il faut lire l'ensemble des états des trois capteurs lorsqu'il y a une transition de l'état bas à haut et une transition de l'état haut à bas. Comme montré à la figure 7.2 et 7.3, il y a 48 transitions à détecter pour les EC 45 et 72 transitions pour les EC 90. Pour obtenir la distance parcourue du rotor lors d'une transition, il faut diviser la valeur d'un tour, en degré, par le nombre total de transitions. Or, la distance d'un pas est calculée comme suit :

$$Pas_{EC45} = \frac{360}{48} = 7.5 \text{ deg} \quad (7.1)$$

$$Pas_{EC90} = \frac{360}{72} = 5 \text{ deg} \quad (7.2)$$

Il faut noter ici que les pas obtenus se trouvent au niveau des moteurs et ne semble pas assez précis pour contrôler le robot. En d'autres mots, les capteurs auront lu une transition lorsque le moteur aura fait une rotation de 7.5 degrés pour les EC 45 et de 5 degrés pour les EC 90. Cependant, la position à mesurer doit se trouver au niveau des articulations. Or, pour avoir cette position, il faut diviser le pas au niveau des moteurs par le rapport du système d'entraînement des articulations. Le tableau 7.1 montre la précision calculée pour chaque articulation et la précision des potentiomètres.

Tableau 7.1 Précision de la position avec les capteurs à effet de Hall et les potentiomètres

Articulation	Rapport d'engrenage	Précision capteurs Hall (deg)	Précision potentiomètres (deg)
1	120	0.0417	0.01
2	120	0.0417	0.01
3	300	0.0250	0.01
4	100	0.0500	0.01
5	250	0.0300	0.01
6	100	0.0750	0.01
7	100	0.0750	0.01

En regardant le tableau précédant, on remarque que le pas calculé semble adéquat pour contrôler le robot, soit inférieur à 0.075 degré. Pour obtenir le sens de rotation du rotor, il faut déterminer dans quel ordre sont survenues les transitions entre les trois capteurs. Or, le rotor tourne dans le sens positif lorsqu'une transition de H₃, suivie de H₂ et suivie de H₁ ont lieu. Le contraire se produit lorsque le rotor tourne dans le sens négatif, c.-à-d. une transition de H₁, suivie de H₂ et suivie de H₃.

7.2 Implantation dans le FPGA

Maintenant que nous avons vu comment les capteurs à effet de Hall fonctionnaient, il serait intéressant d'implanter dans le FPGA ce procédé afin d'obtenir la position et la vitesse angulaire des articulations de *MARSE*. Pour ce faire, une troisième boucle sera ajoutée dans le FPGA afin d'accomplir cette tâche.

Dans un premier temps, il faut déterminer la vitesse de rotation angulaire maximale du moteur lorsque la période d'échantillonnage désirée est 100 μ s. Or, la loi de Nyquist stipule que la période d'échantillonnage doit au moins être deux fois plus grande que la période du signal mesuré. Dans le cas présent, nous avons choisi arbitrairement de prendre une période d'échantillonnage dix fois plus grande. La période maximale du signal mesuré sera alors de 1 ms. Sachant qu'il y a huit pulsations par tour, nous pouvons déduire le nombre maximal de tours par seconde que le moteur pourra atteindre. La démarche suivante indique les étapes pour calculer cette vitesse.

$$P_v = \frac{1}{0.001} = 1000 \text{ pulses/s} \quad (7.3)$$

$$V_{EC45} = \frac{P_v}{P} = \frac{1000}{8} = 125 \text{ tours/s} \quad (7.4)$$

$$V_{EC90} = \frac{P_v}{P} = \frac{1000}{12} = 83.33 \text{ tours/s} \quad (7.5)$$

Où P_v est le nombre de pulsations par seconde maximal et P est le nombre de pulsations par tour. V_{EC45} et V_{EC90} sont les nombres de tours par seconde maximaux. Les moteurs devront avoir une vitesse inférieure à 125 tours/s (45000 deg/s) pour les EC45 et de 83.33 tours/s (30000 deg/s) pour les EC90 afin de bien mesurer les changements d'états.

Dans un deuxième temps, il faut détecter les transitions des états mesurées par le module d'entrées/sorties digitales NI-9403. Or, pour détecter les transitions des états, il faut appliquer des conditions logiques aux signaux mesurés actuels et à ceux des trois dernières itérations. Ces conditions permettront de déterminer si un changement d'état a bien été réalisé et de déterminer si une altération du signal est survenue. Une altération du signal pourrait faire en sorte d'être perçue comme une transition lorsqu'en réalité, elle n'a pas été réalisée. De plus, pour minimiser ces altérations, un filtre RC passif de deuxième ordre a été installé sur les cartes pilotes. Ainsi, le bruit que l'on pourrait retrouver sur le signal sera atténué.

Pour détecter une transition de bas à haut, il faut que ces conditions logiques soient respectées :

$$Z^{-3} = \text{Bas} \quad \text{ET} \quad Z^{-2} = \text{Bas} \quad \text{ET} \quad Z^{-1} = \text{Haut} \quad \text{ET} \quad Z = \text{Haut}$$

Pour détecter une transition de haut à bas, il faut que :

$$Z^{-3} = \text{Haut} \quad \text{ET} \quad Z^{-2} = \text{Haut} \quad \text{ET} \quad Z^{-1} = \text{Bas} \quad \text{ET} \quad Z = \text{Bas}$$

Où Z^{-3} est l'état des capteurs trois itérations plus tôt, Z^{-2} est l'état des capteurs deux itérations plus tôt, Z^{-1} est l'état des capteurs une itération plus tôt et Z est l'état des capteurs actuels.

Dans un troisième temps, il faut additionner ou soustraire le pas, calculé précédemment, selon le sens de rotation des articulations. Considérons que T_{hi} est l'état logique de la transition actuelle et que T_{hi}^* est l'état logique de la transition précédente détecté selon le capteur i . Or, le sens de rotation sera identifié de la manière suivante :

Tableau 7.2 Sens de rotation des moteurs
selon l'état logique des transitions

T_{h1}^*	T_{h2}^*	T_{h3}^*	T_{h1}	T_{h2}	T_{h3}	Sens
1	0	0	0	0	1	+
1	0	0	0	1	0	-
1	0	0	1	0	0	x
0	1	0	1	0	0	+
0	1	0	0	0	1	-
0	1	0	0	1	0	x
0	0	1	0	1	0	+
0	0	1	1	0	0	-
0	0	1	0	0	1	x

Où x représente l'état lorsque la transition détectée est la même que celle détectée précédemment pour le même capteur. Cette condition ne devrait jamais se produire. Néanmoins, si celle-ci survient, aucune opération ne sera appliquée. De plus, il faut noter que les combinaisons qui ne sont pas montrées dans le tableau 7.2 auront pour effet de ne pas additionner ou soustraire la position des articulations.

La vitesse angulaire des articulations sera calculée en appliquant un filtre de deuxième ordre. Ce filtre est réalisé en utilisant la même démarche vue au chapitre 6 dans la section qui traite de la boucle d'acquisition de position et de vitesse (figure 6.3). Toutefois, il y sera retenu seulement les résultats de la première intégration, soit la vitesse angulaire. Les gains employés pour ce filtre sont de 0.9 pour le facteur d'amortissement (ξ) et de 30 rad/s pour la pulsation de coupure (ω_0).

7.3 Conclusion

L'emploi des capteurs à effet de Hall comme capteur de position sera un ajout important au système. En effet, malgré le fait que la précision obtenue est inférieure à celle des potentiomètres, elle reste adéquate pour contrôler le robot. Des expérimentations ont été réalisées et les résultats obtenus sont montrés au chapitre 8.

CHAPITRE 8

RÉSULTATS ET ANALYSE

Ce chapitre aura pour objectif de présenter les résultats expérimentaux obtenus et de les analyser. Dans un premier temps, une comparaison de plusieurs exercices sera effectuée afin d'identifier lequel des systèmes de commande étudiés est le plus performant. Ces exercices seront exécutés avec les potentiomètres comme capteur de position. Dans un deuxième temps, certains de ces exercices faits avec les potentiomètres seront refaits avec les capteurs à effet de Hall afin de déterminer si ce moyen de mesurer la position est utilisable. Une numérotation des exercices a été réalisée afin de mieux identifier et de clarifier les expérimentations exécutées. La liste qui suit décrit les exercices en question.

Exercice 1 : Une rotation horizontale de l'épaule effectuée par l'articulation 1.

Exercice 2 : Une rotation verticale de l'épaule effectuée par l'articulation 2.

Exercice 3 : Une rotation interne/externe du coude effectuée par l'articulation 3.

Exercice 4 : Une flexion/extension du coude effectuée par l'articulation 4.

Exercice 5 : Une pronation/supination de l'avant-bras effectuée par l'articulation 5.

Exercice 6 : Une flexion/extension du poignet effectuée par l'articulation 6.

Exercice 7 : Une déviation radiale/cubitale du poignet effectuée par l'articulation 7.

Exercice 8 : Une flexion du coude suivie d'une rotation interne/externe effectuée par l'articulation 4 et 3.

Exercice 9 : Une flexion du coude suivie d'une pronation/supination de l'avant-bras effectuée avec l'articulation 4 et 5.

Exercice 10 : Une flexion du coude réalisée conjointement avec une pronation/supination de l'avant-bras effectuée avec l'articulation 4 et 5.

Exercice 11 : Une rotation horizontale et verticale de l'épaule réalisée conjointement avec une flexion/extension du coude ainsi qu'une pronation/supination de l'articulation 1, 2, 4 et 5.

Exercice 12 : Une sollicitation de toutes les articulations fonctionnement simultanément.

Les gains utilisés pour les contrôleurs ont été déterminés par essai et erreur. De ce fait, il y aura toujours moyen d'améliorer les performances des contrôleurs en ajustant ces gains. Or les gains proposés dans les tableaux suivants sont les meilleures combinaisons trouvées à ce jour pour effectuer ces expérimentations.

Tableau 8.1 Gains expérimentaux de la commande par couple précalculé

Articulation	K_p	K_i	K_v
1	600	500	150
2	650	2000	150
3	800	1500	100
4	1200	2500	250
5	2000	2500	100
6	6000	5000	300
7	6000	3500	100

Tableau 8.2 Gains expérimentaux de la commande par mode de glissement

Articulation	K	Λ
1	200	10
2	100	10
3	230	10
4	415	10
5	2250	10
6	3500	10
7	3500	10

8.1 Résultats des comparaisons entre les méthodes de commande

Pour illustrer ces comparaisons, seulement les données de la position angulaire, de l'erreur de la position angulaire et du courant de référence seront exposées afin de ne pas surcharger les figures. De la sorte, la disposition des graphiques a été faite de manière à ce que les résultats de la commande par couple précalculé soient placés à gauche dans les figures tandis que ceux de la commande par mode de glissement sont placés à droite. De plus, seulement les résultats des articulations qui auront accompli un mouvement seront exposés afin d'observer l'essentielle de l'information obtenue.

8.1.1 Résultats pour des exercices à un degré de liberté

La première série d'exercices consiste à exécuter chaque degré de liberté séparément tout en gardant l'état initial pour les articulations non sollicitées. Or, les figures 8.1 à 8.7 exposent respectivement les résultats obtenus pour les exercices 1 à 7.

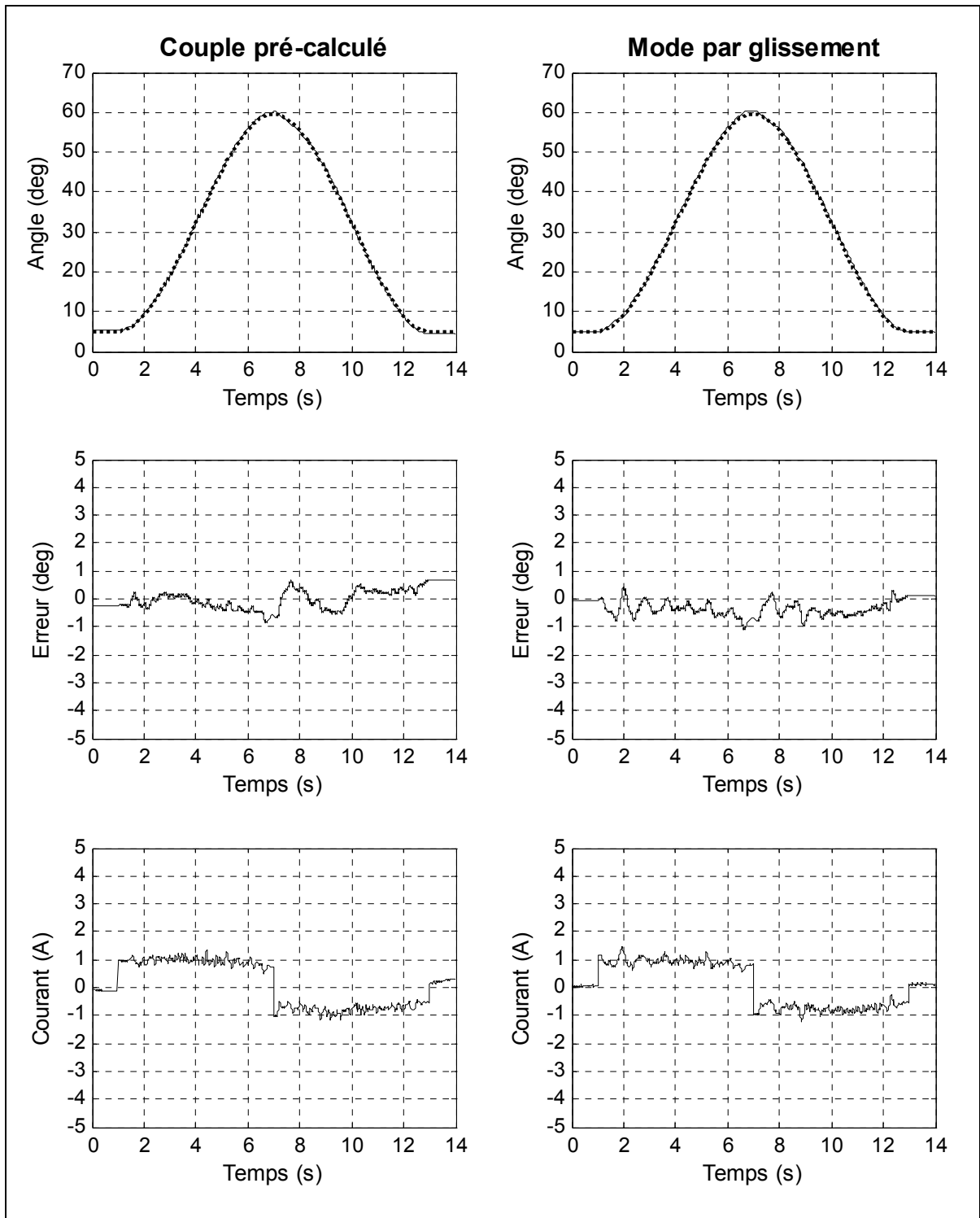


Figure 8.1 Résultats expérimentaux pour l'exercice 1

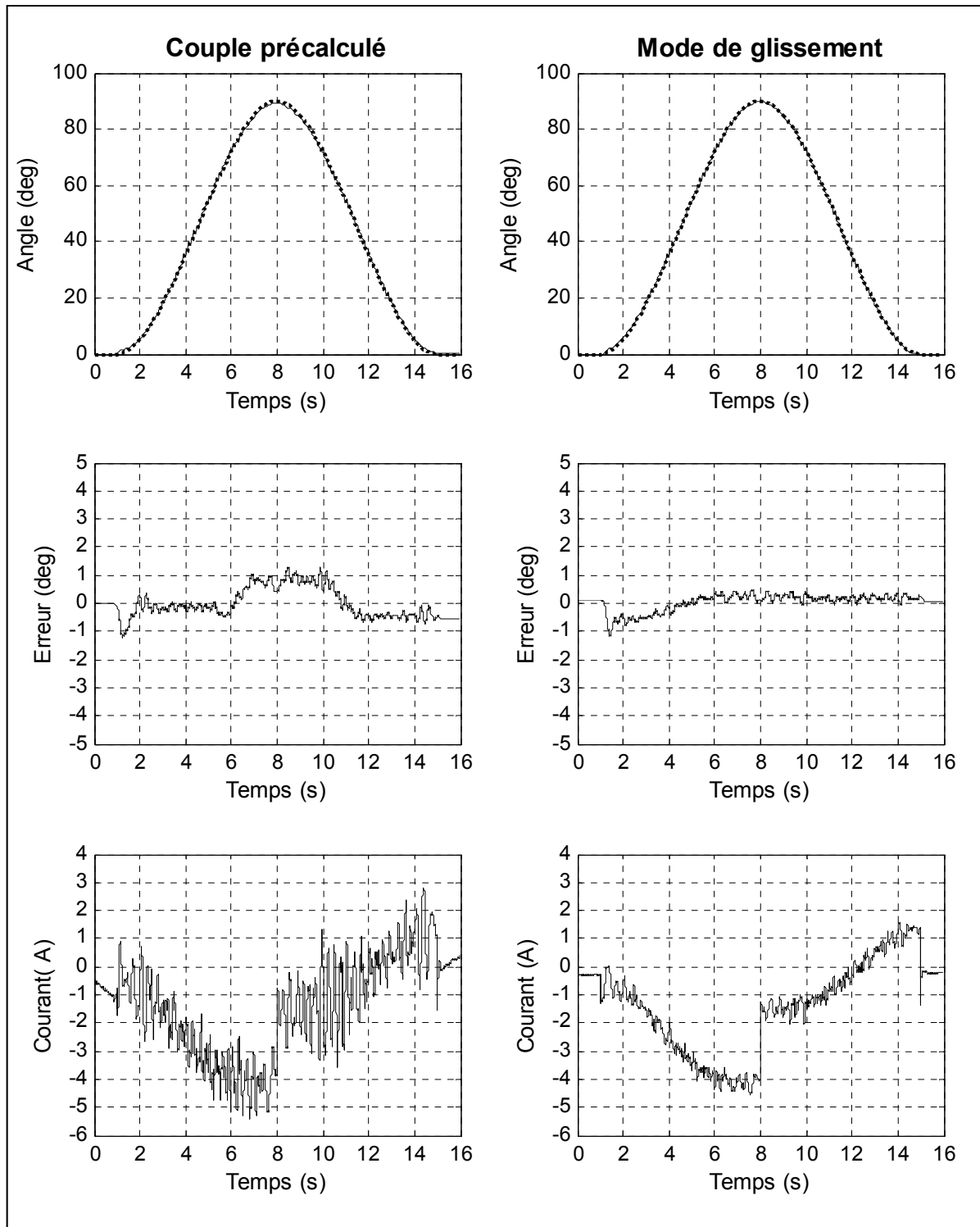


Figure 8.2 Résultats expérimentaux pour l'exercice 2

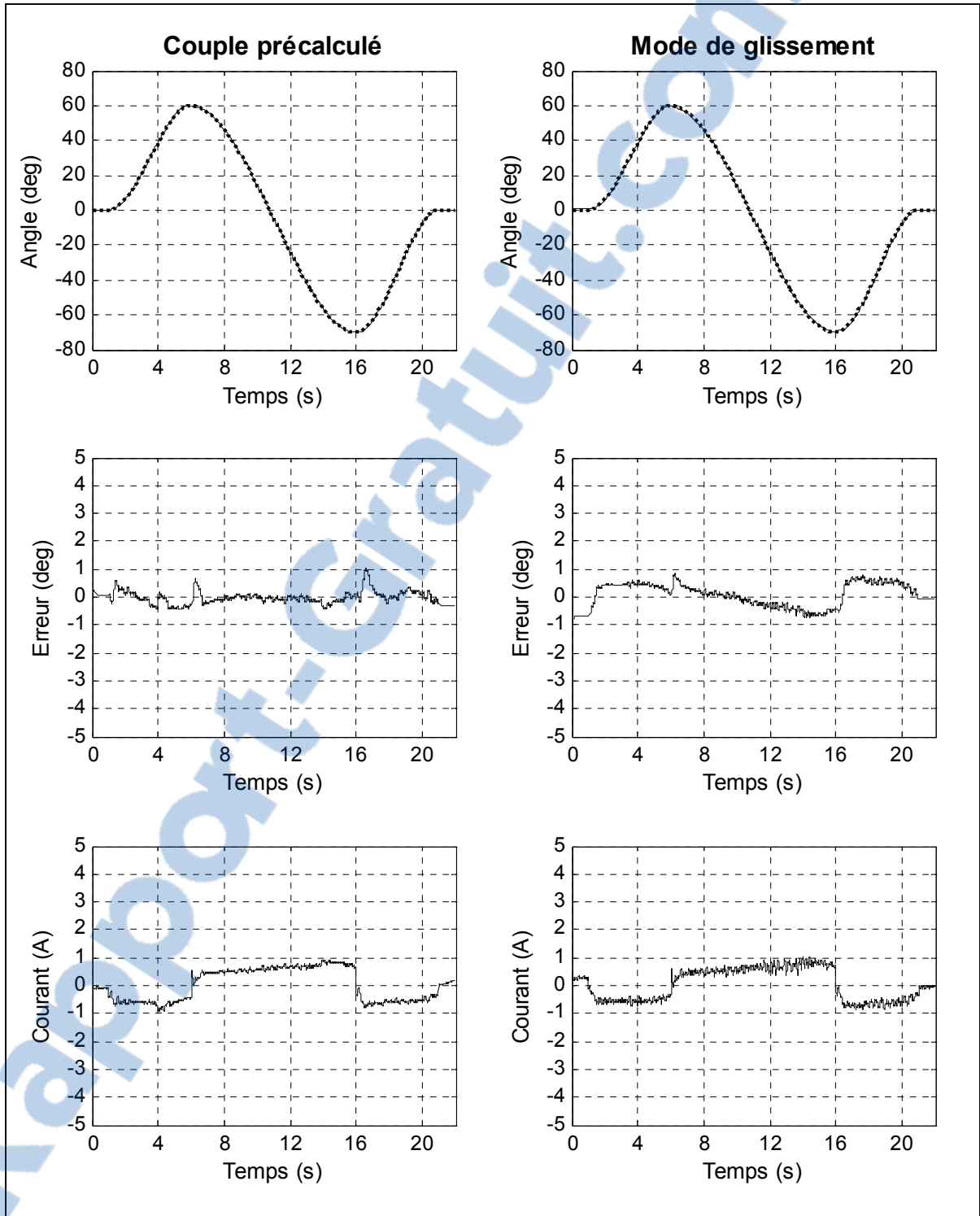


Figure 8.3 Résultats expérimentaux pour l'exercice 3

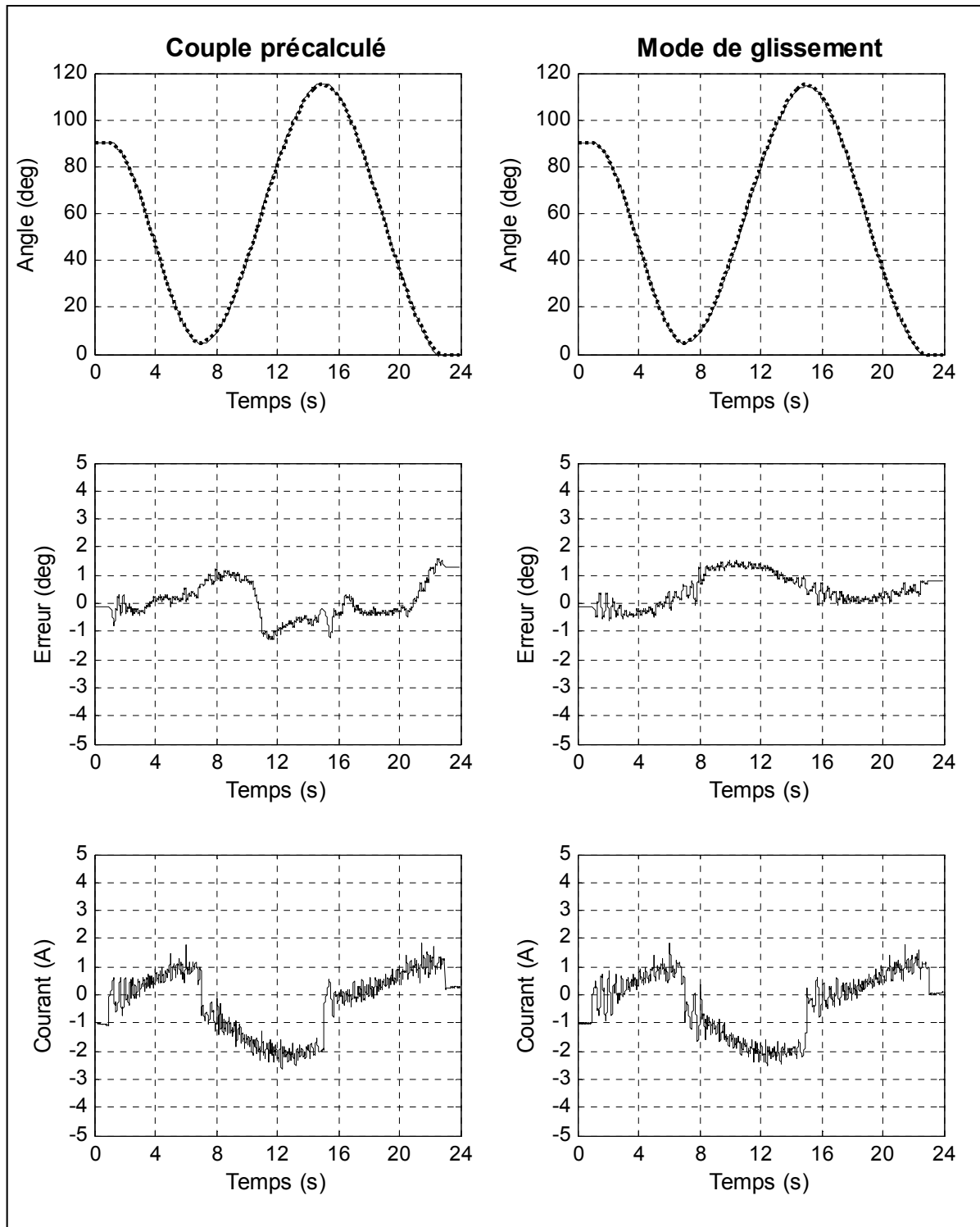


Figure 8.4 Résultats expérimentaux pour l'exercice 4

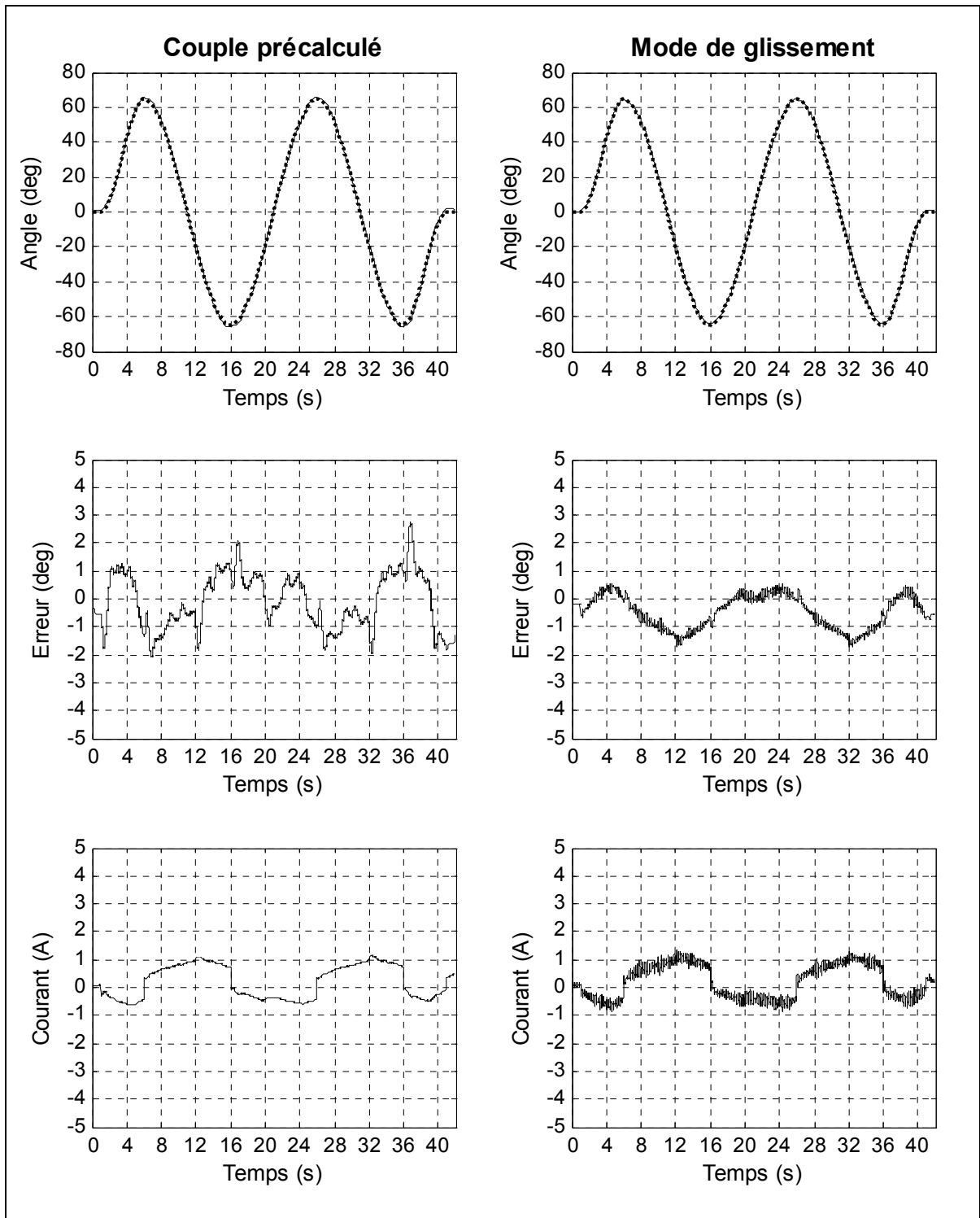


Figure 8.5 Résultats expérimentaux pour l'exercice 5

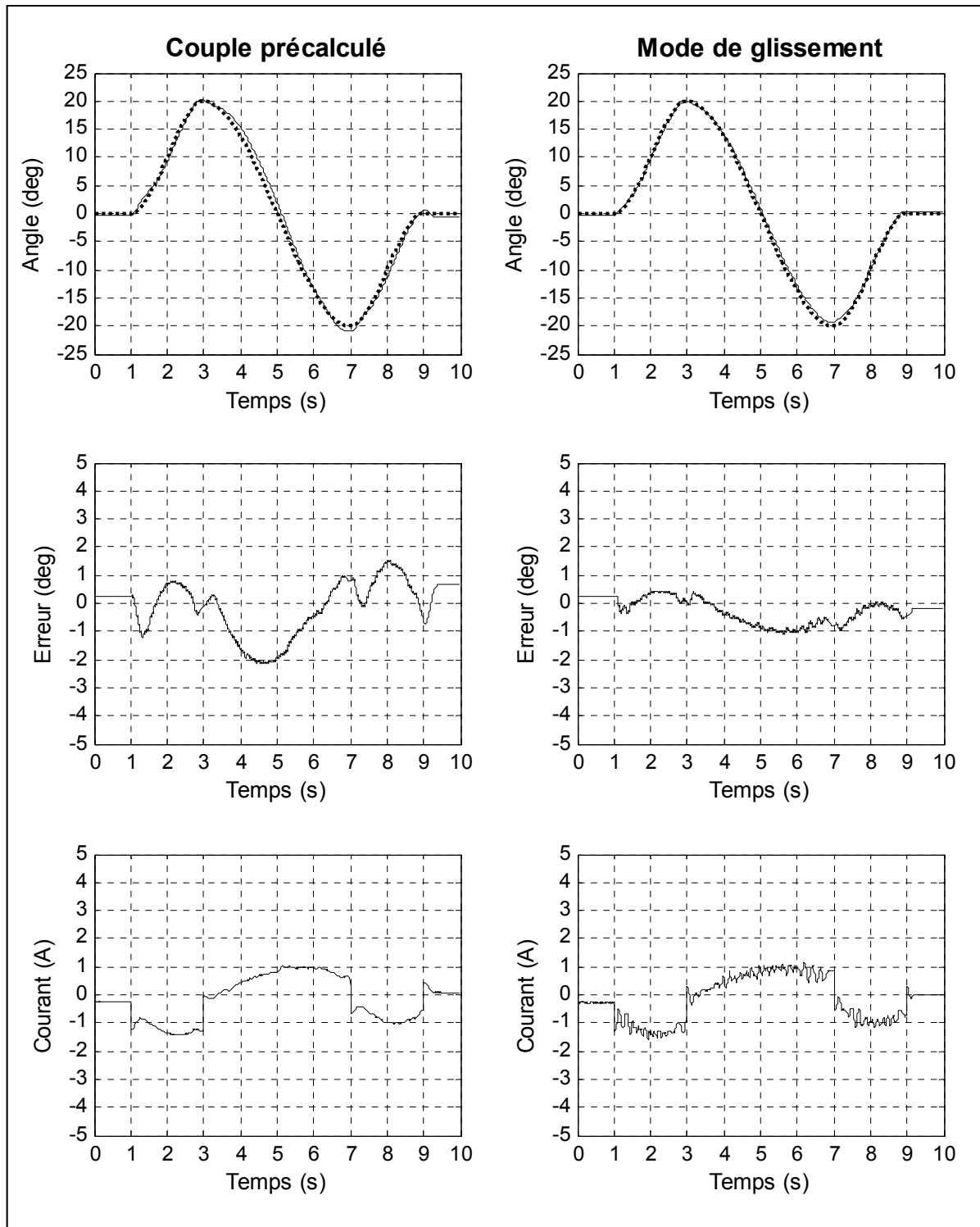


Figure 8.6 Résultats expérimentaux pour l'exercice 6

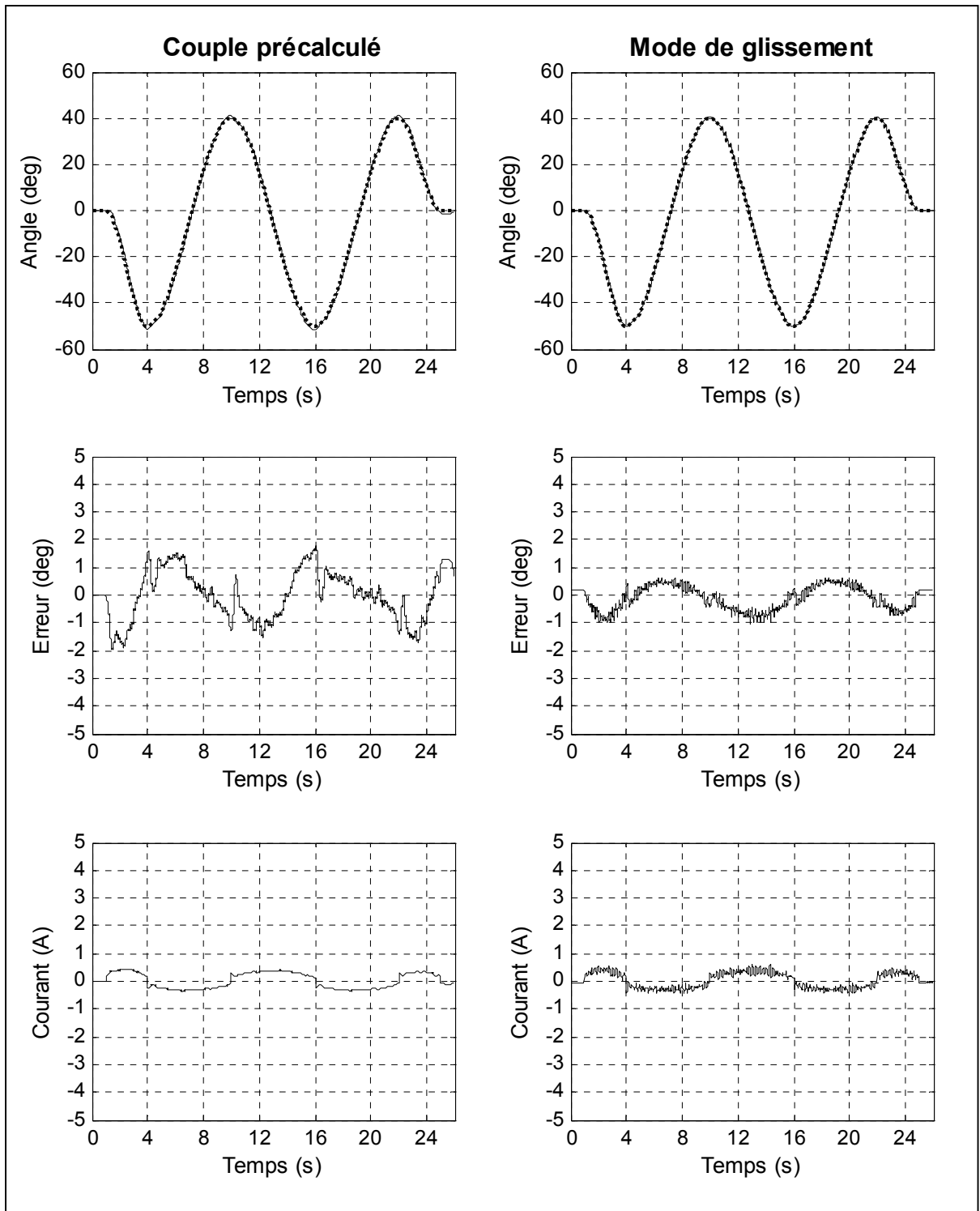


Figure 8.7 Résultats expérimentaux pour l'exercice 7

En observant les figures précédentes, on constate que la poursuite de la trajectoire est réalisée de manière adéquate pour les deux contrôleurs. Néanmoins, l'erreur de poursuite pour la commande par mode de glissement est légèrement inférieure à celle de la commande par couple précalculé. Le tableau suivant résume l'erreur de poursuite maximale absolue obtenue selon l'exercice expérimenté et le contrôleur utilisé.

Tableau 8.3 Exercices 1 à 7, erreur de poursuite maximale absolue

Exercices	Erreur max. Couple précalculé	Erreur max. Mode de glissement
1	0.9 deg	1.1 deg
2	1.3 deg	1.1 deg
3	1.0 deg	0.8 deg
4	1.6 deg	1.5 deg
5	2.7 deg	1.7 deg
6	2.1 deg	1.1 deg
7	1.9 deg	1.0 deg

En regardant les graphes du courant calculé, on remarque que les courbes obtenues pour la commande par mode de glissement semblent généralement plus vibrées que celles du couple précalculé. On discerne nettement ce phénomène en regardant la figure 8.3, 8.5, 8.6 et 8.7. Ceci peut s'expliquer par le fait que la commande par mode de glissement utilise la fonction saturation afin de commuter lorsque le vecteur d'erreurs est trop éloigné de la surface de glissement.

8.1.2 Résultats pour des exercices à deux degrés de liberté séparément

La deuxième série d'expérimentation consiste à exécuter deux degrés de liberté, l'un à la suite de l'autre, tout en maintenant l'état initial pour les articulations non sollicitées. Or, les figures 8.8 à 8.11 présentent respectivement les résultats obtenus pour les exercices 8 et 9.

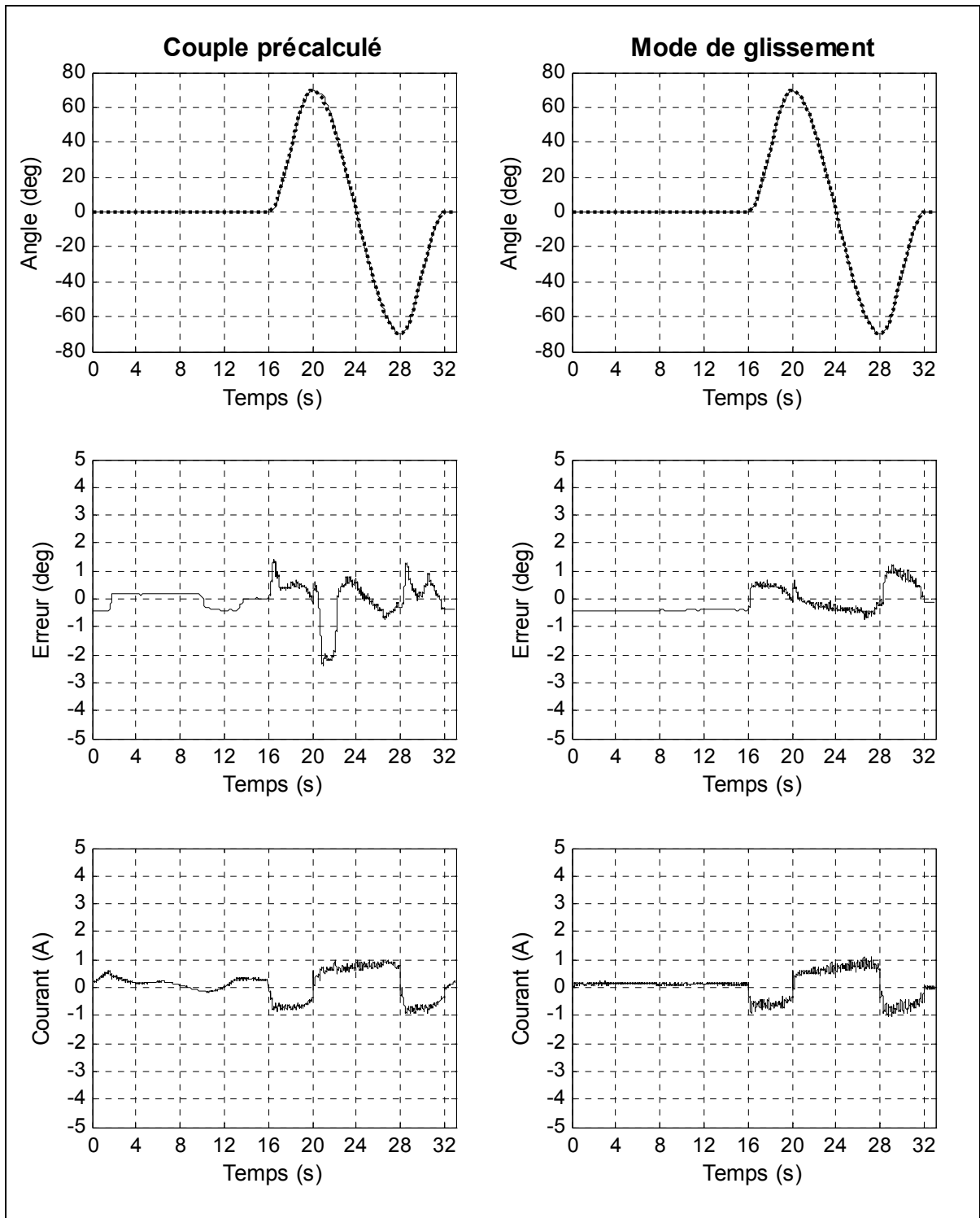


Figure 8.8 Résultats expérimentaux de l'articulation 3 pour l'exercice 8

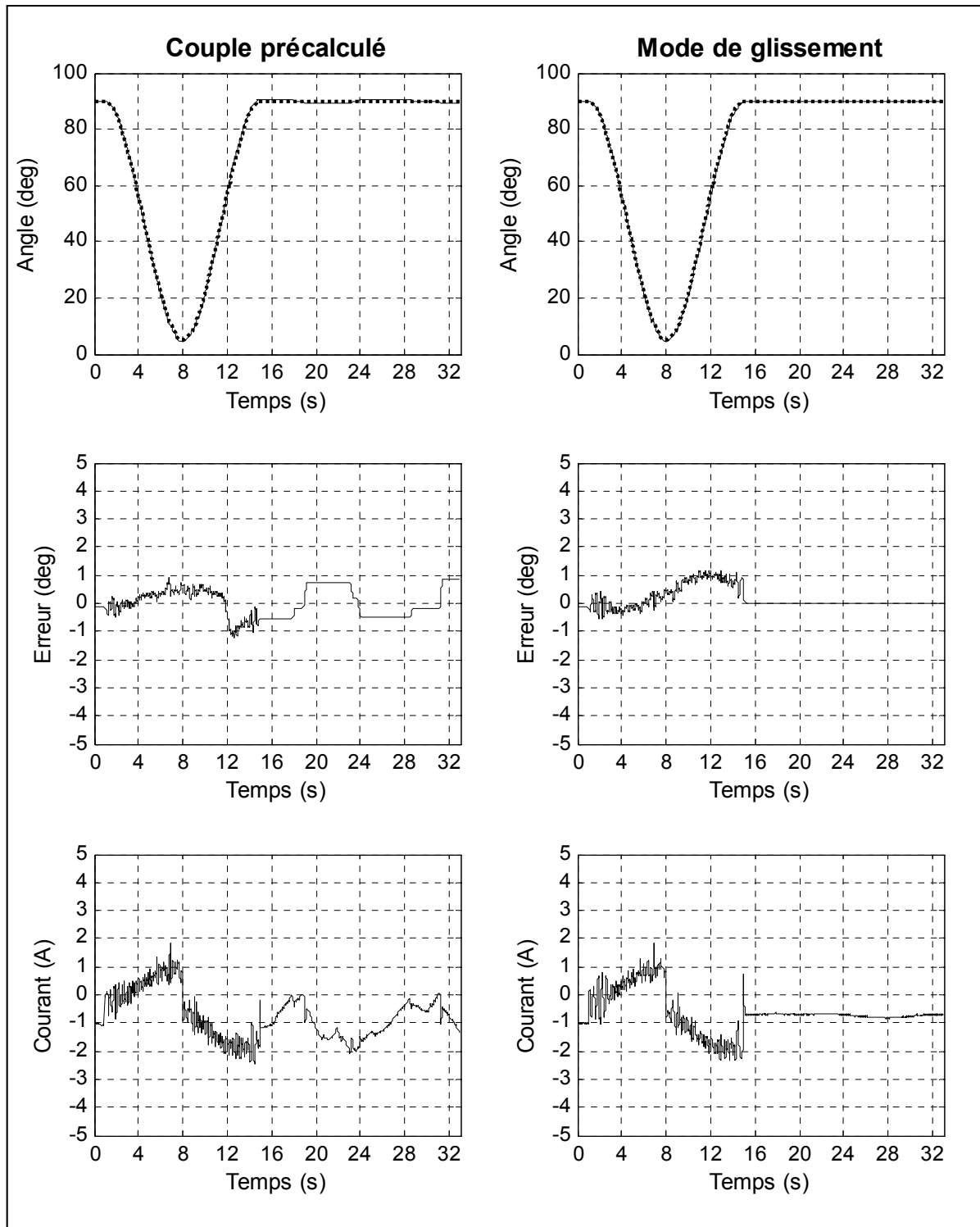


Figure 8.9 Résultats expérimentaux de l'articulation 4 pour l'exercice 8

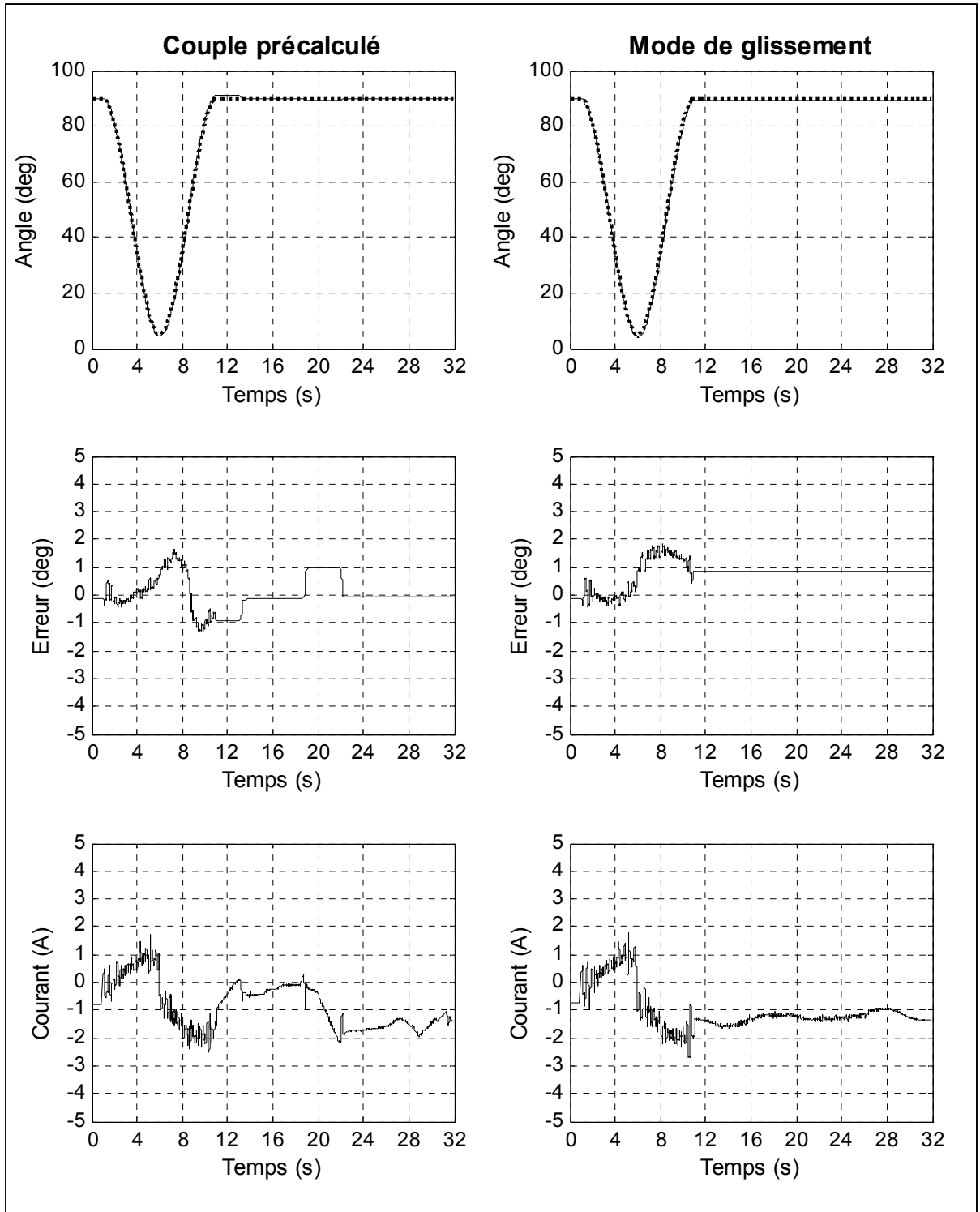


Figure 8.10 Résultats expérimentaux de l'articulation 4 pour l'exercice 9

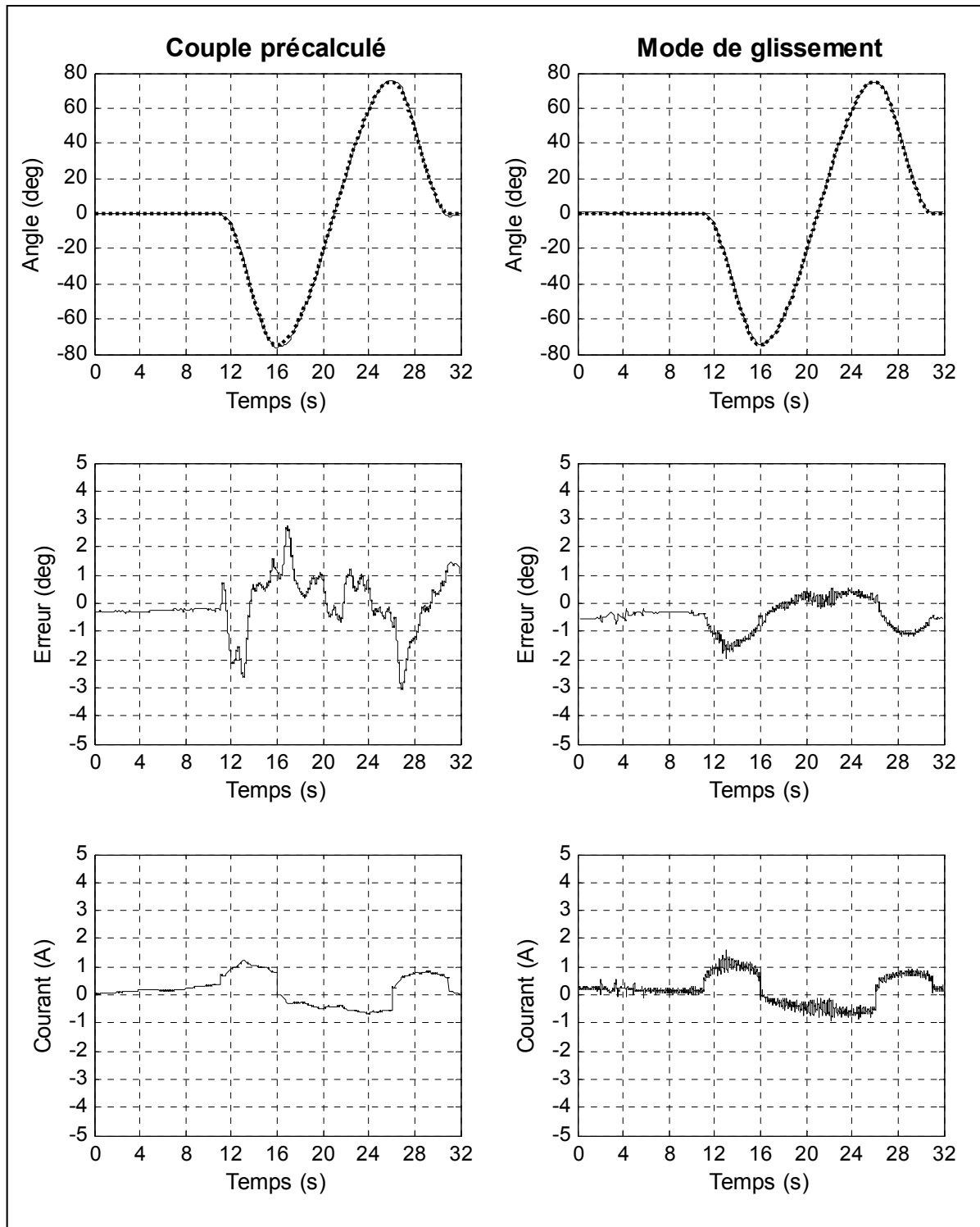


Figure 8.11 Résultats expérimentaux de l'articulation 5 pour l'exercice 9

Les résultats expérimentaux obtenus, pour l'exercice 8 et 9, montrent encore une fois une bonne poursuite de trajectoire. Cependant, en regardant les graphes, on peut voir que l'erreur de position, pour la commande par couple précalculé, est généralement supérieure à celle obtenue pour la commande par mode de glissement. Le tableau 8.4 présente l'erreur de poursuite maximale absolue obtenue selon l'exercice expérimenté et le contrôleur utilisé.

Tableau 8.4 Exercices 8 et 9, erreur de poursuite maximale absolue

Articulation	Exercice 8		Exercice 9	
	3	4	4	5
Erreur max. Couple précalculé	2.4 deg	1.2 deg	1.7 deg	3.1 deg
Erreur max. Mode de glissement	1.2 deg	1.1 deg	1.8 deg	1.9 deg

De plus, on remarque que l'erreur de position en régime permanent, pour cette série d'exercices, est plus stable avec la commande par mode de glissement. Ceci est dû au fait que le vecteur d'erreur se situe à l'intérieur des limites de la surface de glissement définie par la fonction saturation. Or, à l'intérieur de ces limites, le contrôleur n'est pas en mesure de commuter afin d'amener le vecteur d'erreur égale à zéro, mais il restera dans une zone proche de celui-ci. C'est pour cette raison qu'en régime permanent, la commande par mode de glissement a une erreur de poursuite proche de zéro.

Contrairement, la commande par couple précalculé est moins stable en régime permanent que la commande par mode de glissement. Ceci est causé par la friction qu'il y a au niveau des articulations et cela a pour effet d'augmenter le couple nécessaire à l'obtention d'un mouvement. Or, lorsque l'articulation commence à bouger, le couple calculé est déjà trop élevé et entraîne ainsi un dépassement. Ce phénomène se répète jusqu'à ce que l'erreur atteigne zéro. Il peut être observé en regardant le graphique du courant de la figure 8.9 et 8.10.

En regardant les graphes du courant, pour cette série d'exercices, on peut constater que pour la commande par mode de glissement le phénomène de vibration, vu à la section précédente, est toujours présent. Néanmoins, cette vibration n'est pas visible à l'œil lors de l'exécution de ces exercices.

8.1.3 Résultats pour des exercices de 2 degrés de liberté et plus simultanément

À présent, il serait intéressant d'expérimenter des exercices qui utilisent 2 degrés de liberté et plus simultanément. Cette troisième série d'exercices permettra de vérifier si le robot est en mesure de poursuivre une trajectoire désirée avec plusieurs articulations en mouvement en même temps. Comme les autres séries, les articulations non sollicitées resteront à leur état initial. Or, les figures 8.12 à 8.17 présentent respectivement les résultats obtenus pour les exercices 10 à 11.

L'exercice 12 consiste à poursuivre une trajectoire en sollicitant tous les degrés de liberté du robot. Il est plutôt rare qu'un mouvement quotidien, effectué par un membre supérieur, requière simultanément tous ces degrés de liberté. Néanmoins, cet exercice a été réalisé dans le but de démontrer la performance des méthodes de commandes ainsi que le comportement des articulations de *MARSE*. Les figures 8.18 à 8.24 sont les résultats obtenus pour les articulations 1 à 7 de l'exercice 12.

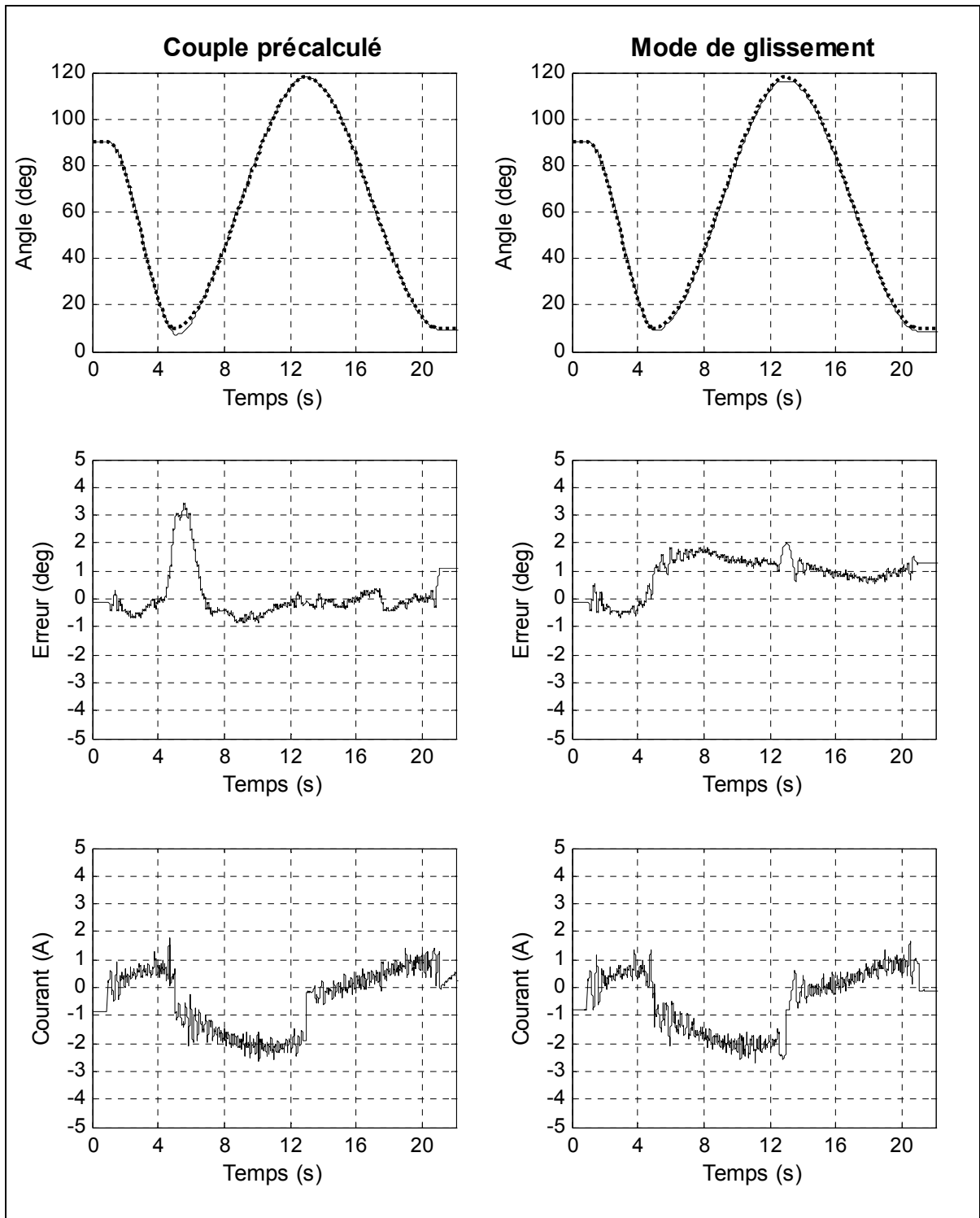


Figure 8.12 Résultats expérimentaux de l'articulation 4 pour l'exercice 10

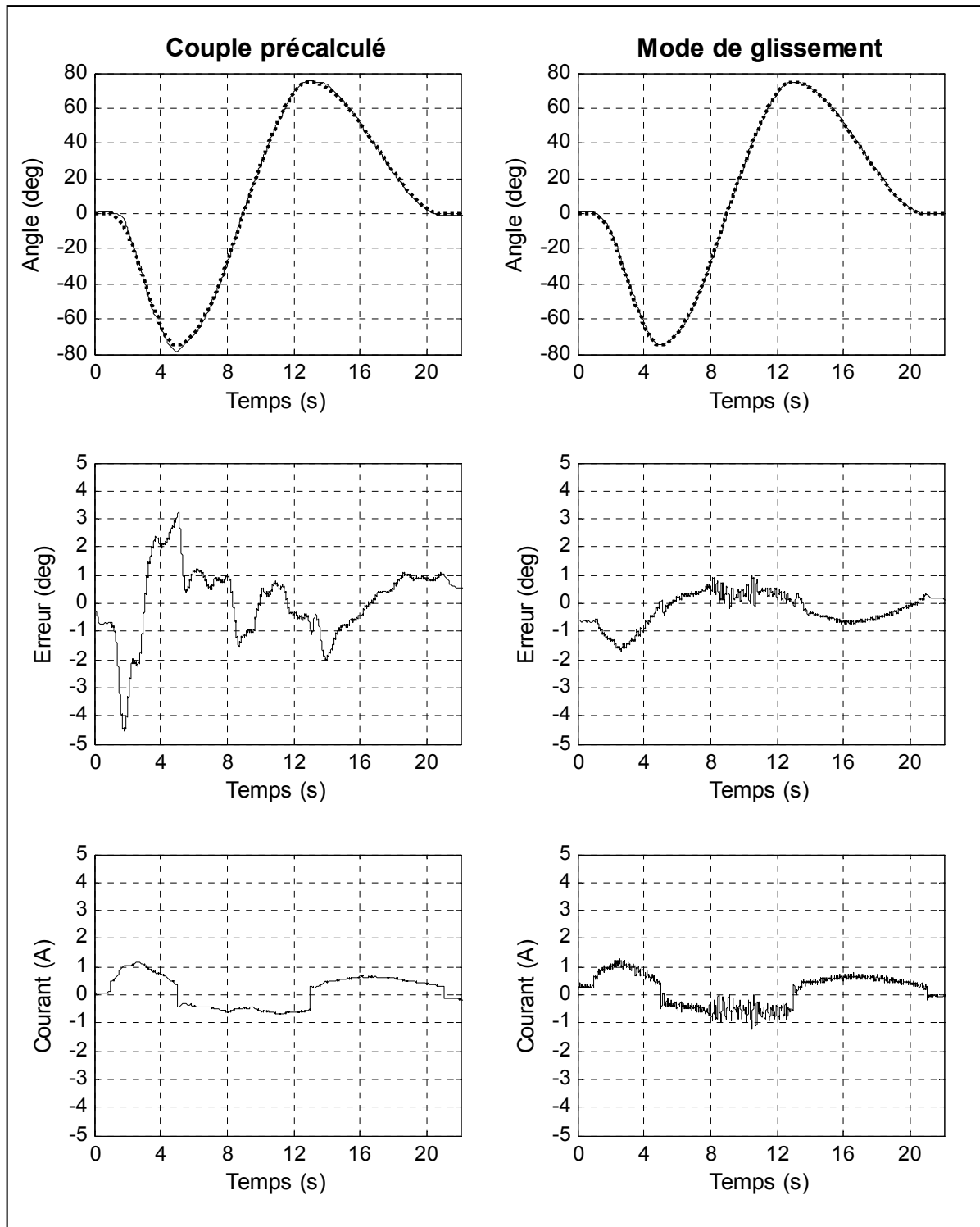


Figure 8.13 Résultats expérimentaux de l'articulation 5 pour l'exercice 10

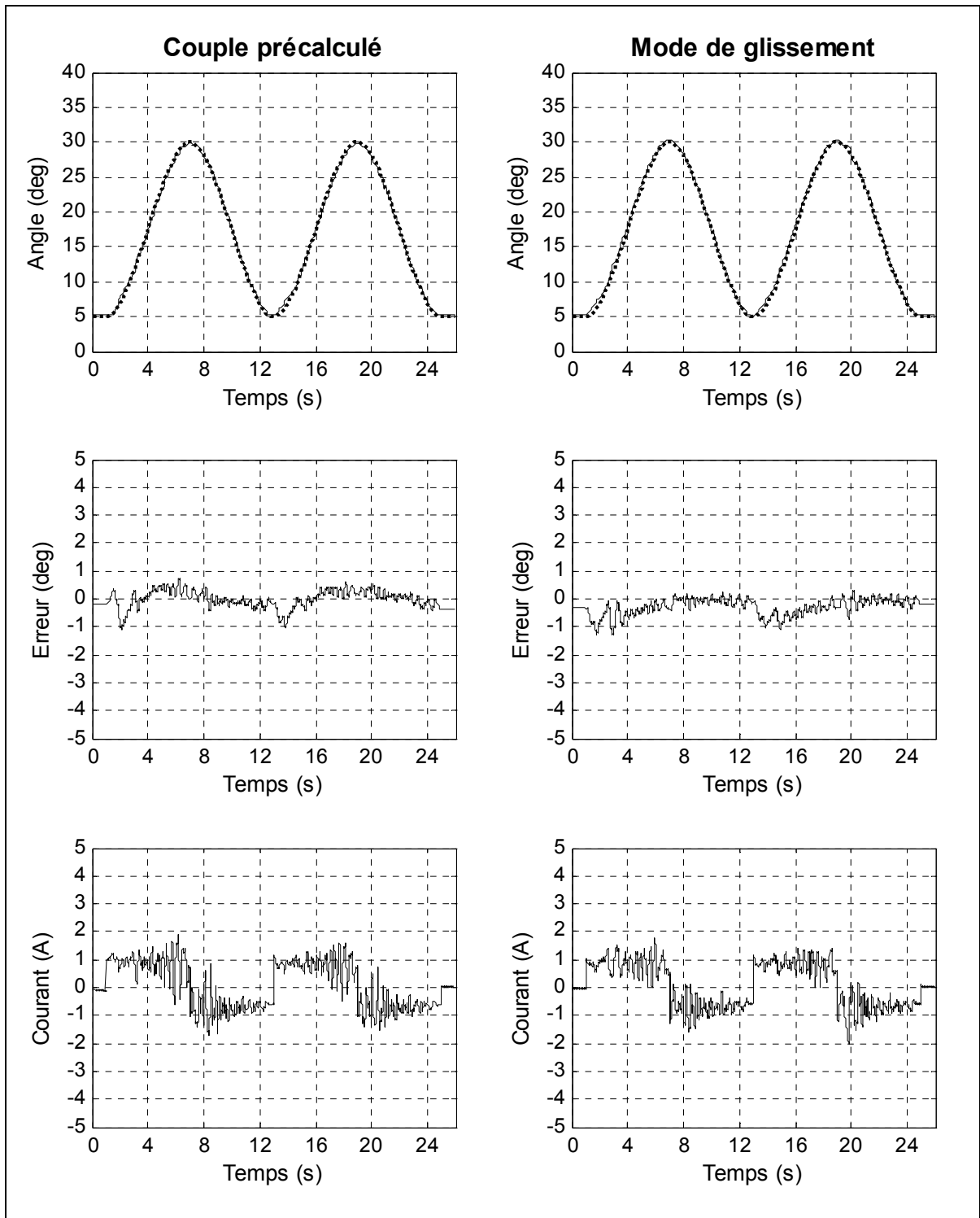


Figure 8.14 Résultats expérimentaux de l'articulation 1 pour l'exercice 11

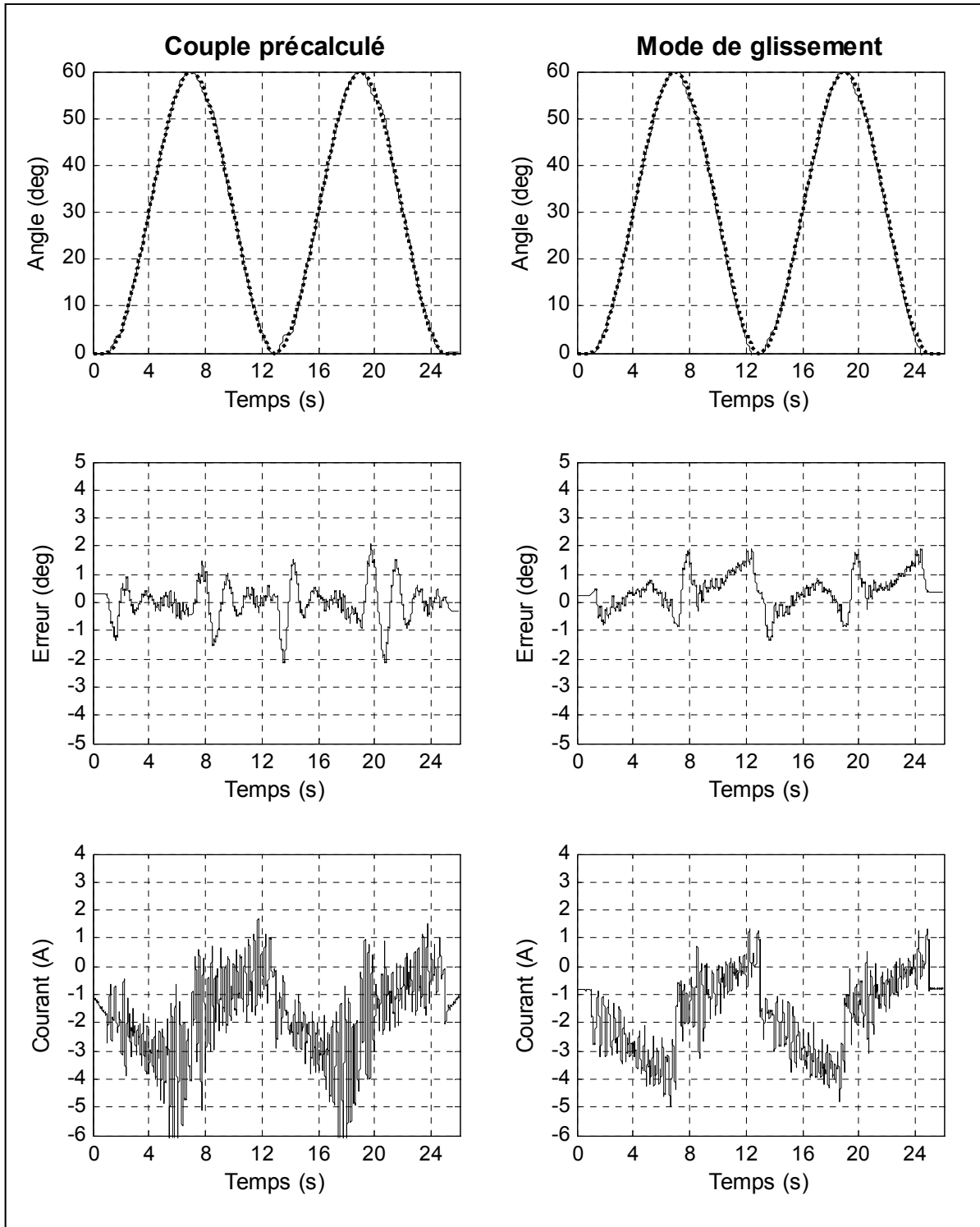


Figure 8.15 Résultats expérimentaux de l'articulation 2 pour l'exercice 11

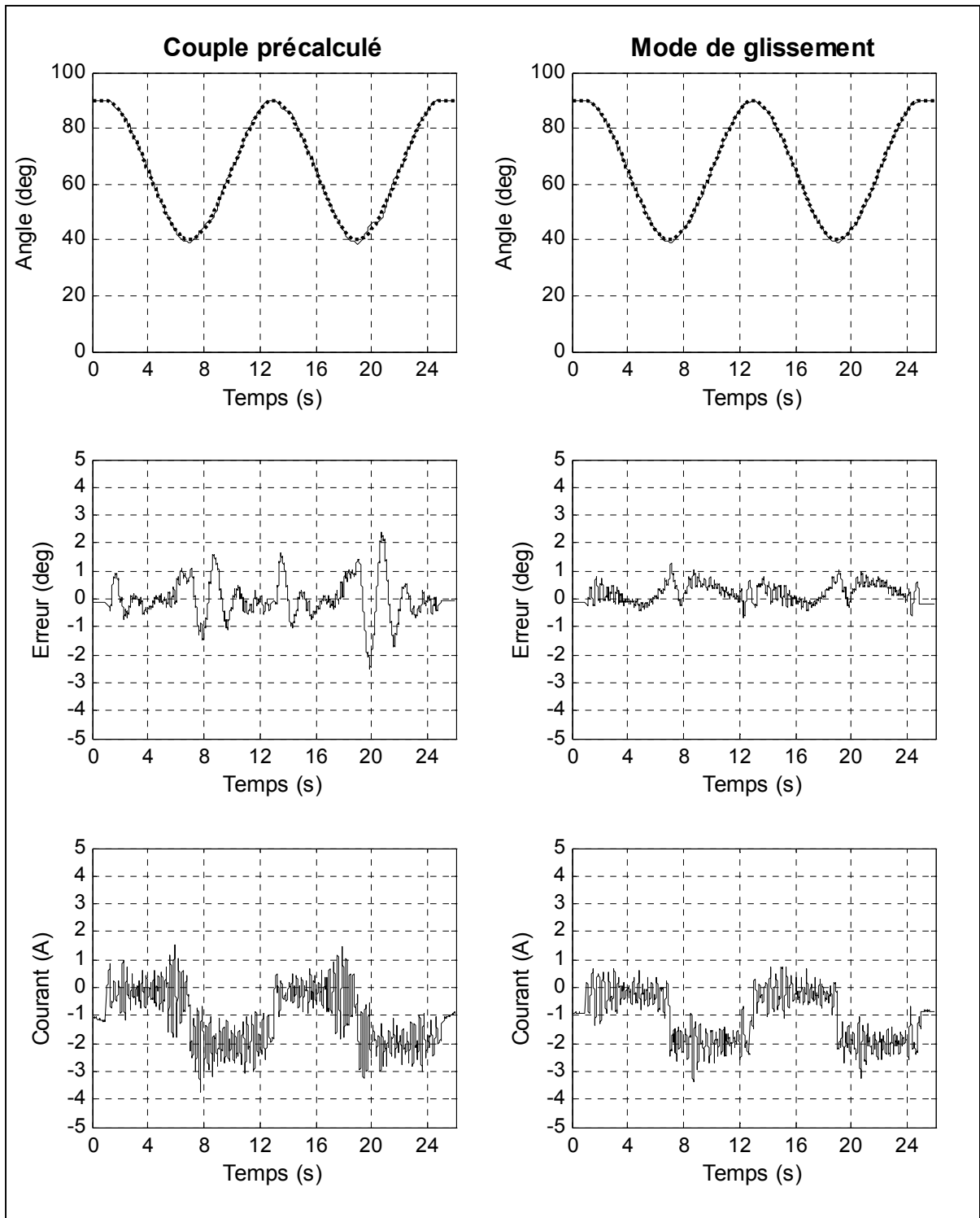


Figure 8.16 Résultats expérimentaux de l'articulation 4 pour l'exercice 11

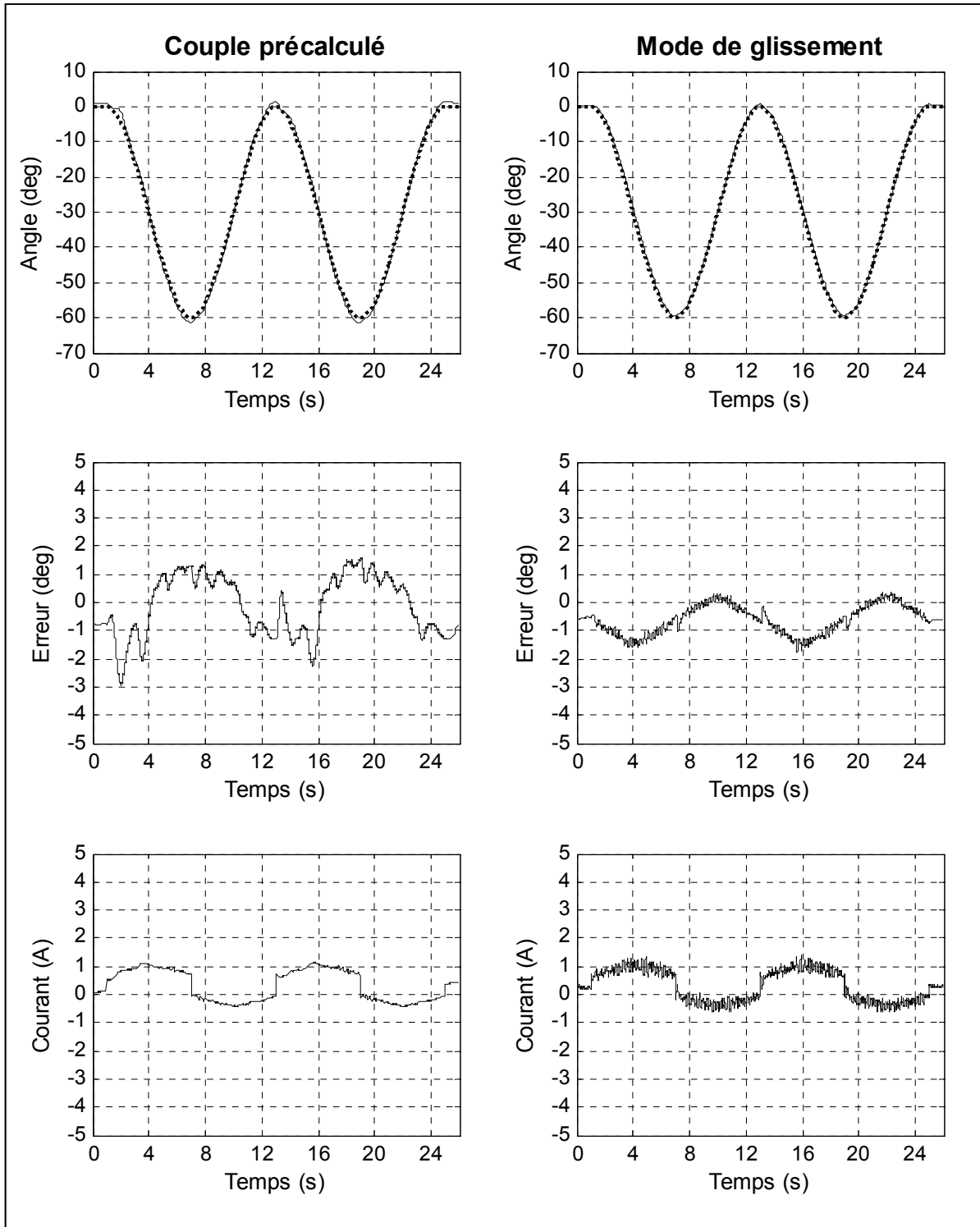


Figure 8.17 Résultats expérimentaux de l'articulation 5 pour l'exercice 11

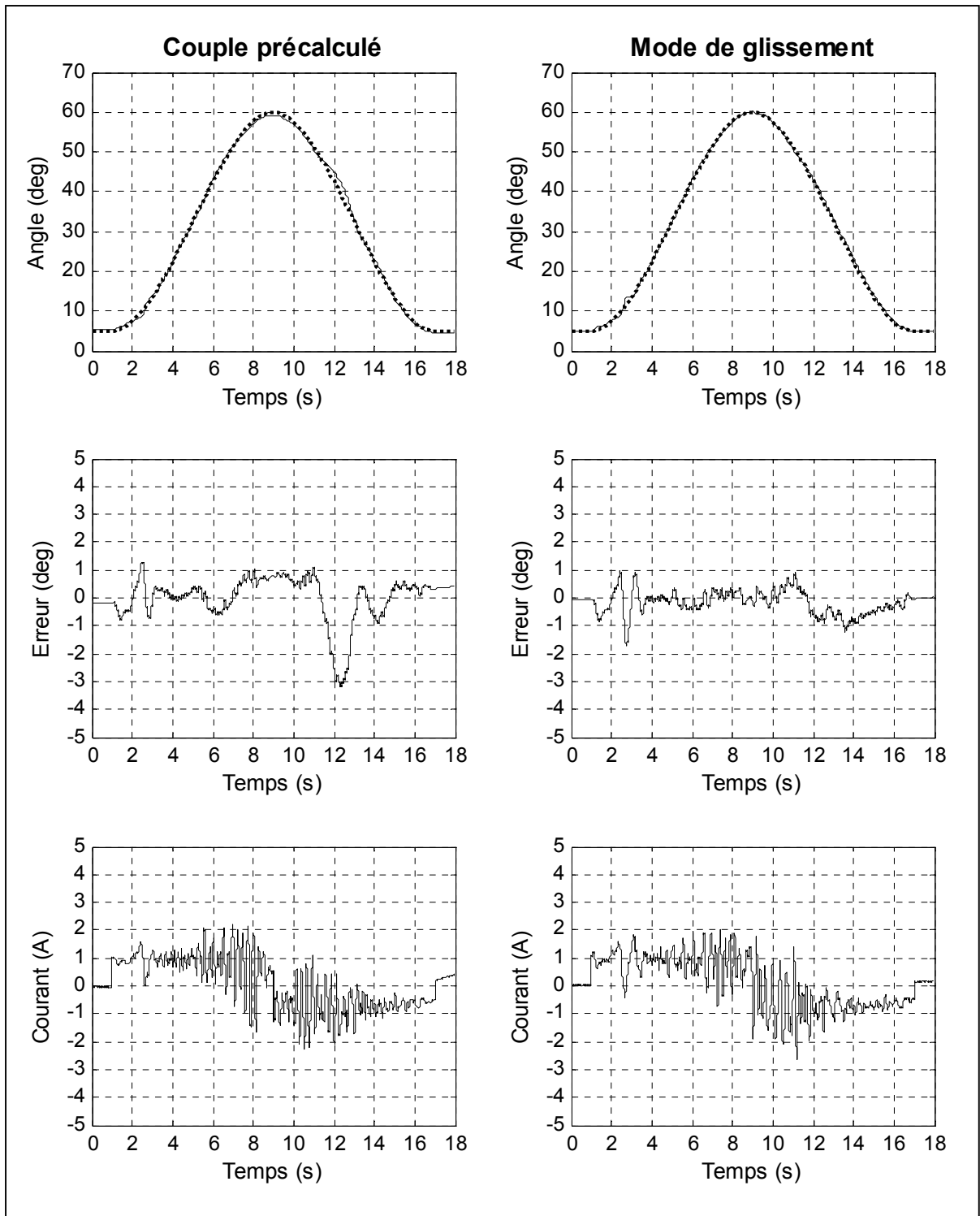


Figure 8.18 Résultats expérimentaux de l'articulation 1 pour l'exercice 12

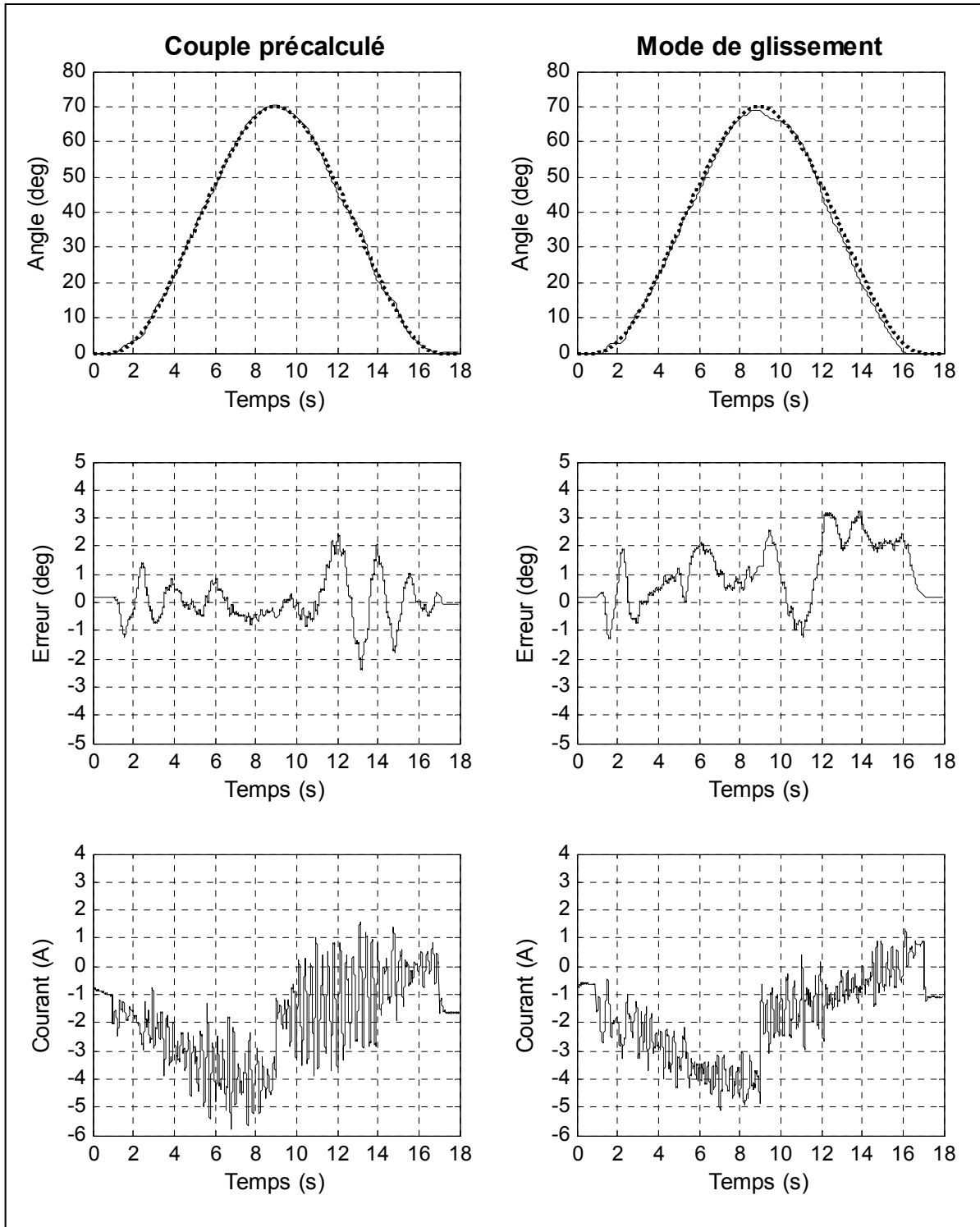


Figure 8.19 Résultats expérimentaux de l'articulation 2 pour l'exercice 12

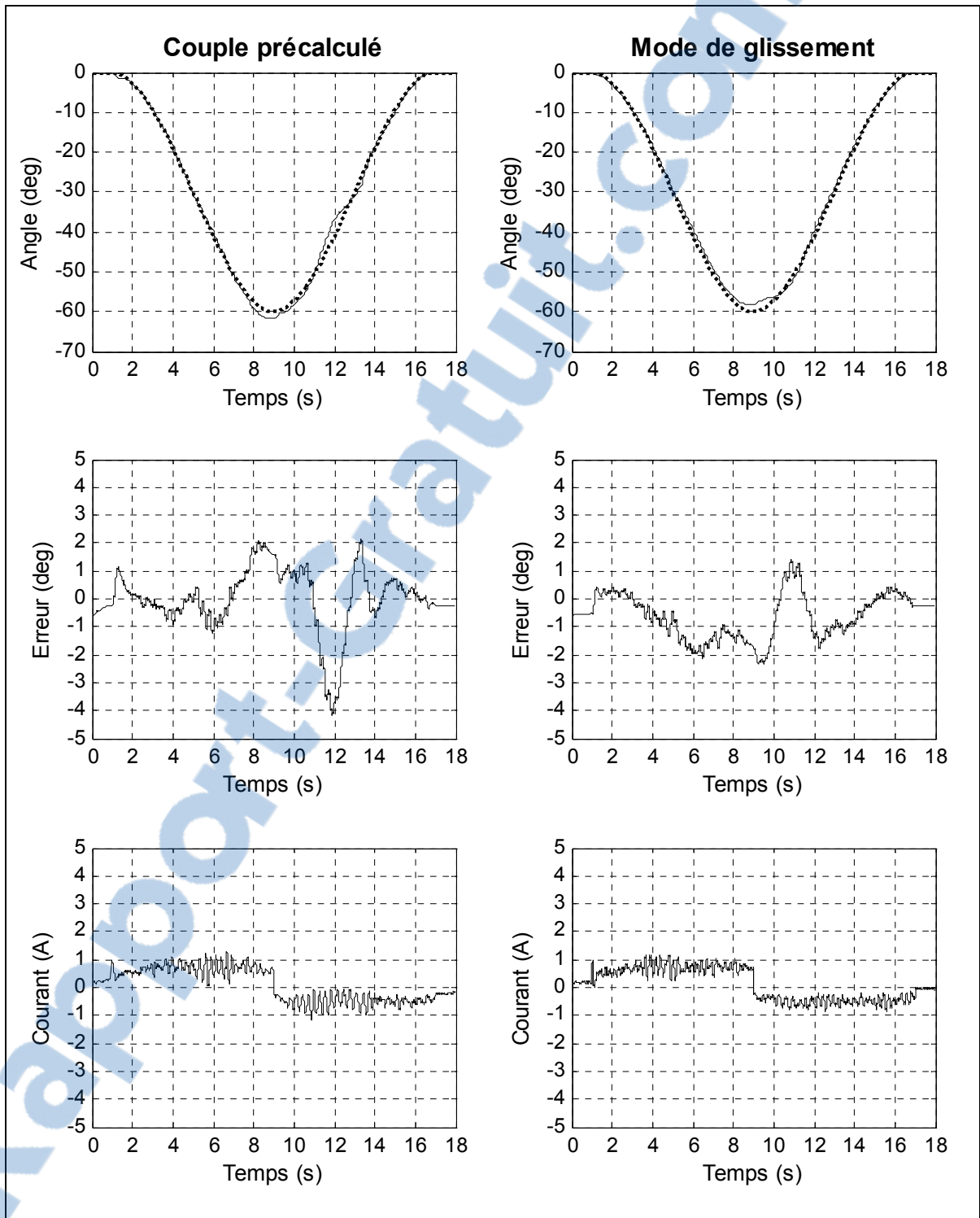


Figure 8.20 Résultats expérimentaux de l'articulation 3 pour l'exercice 12

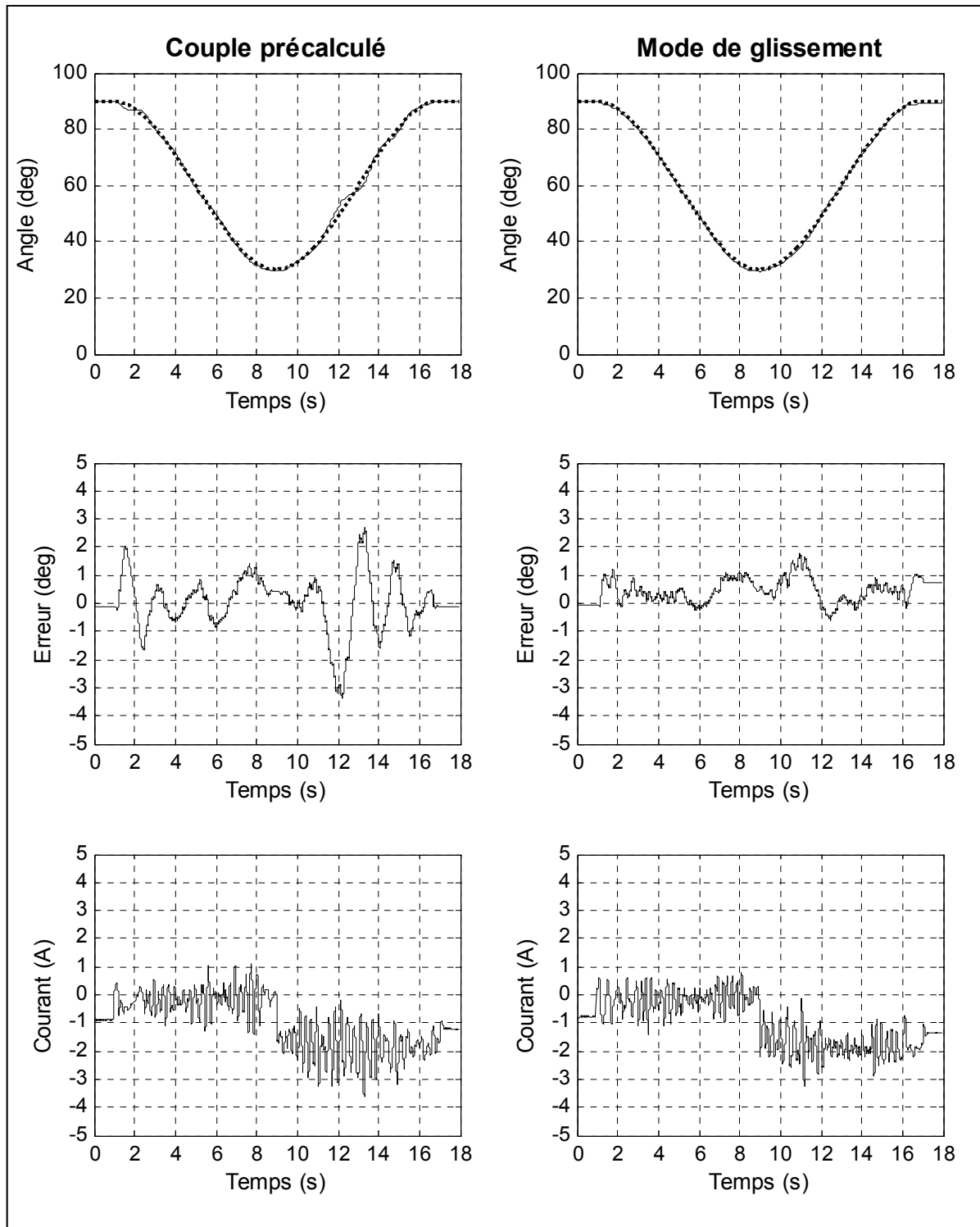


Figure 8.21 Résultats expérimentaux de l'articulation 4 pour l'exercice 12

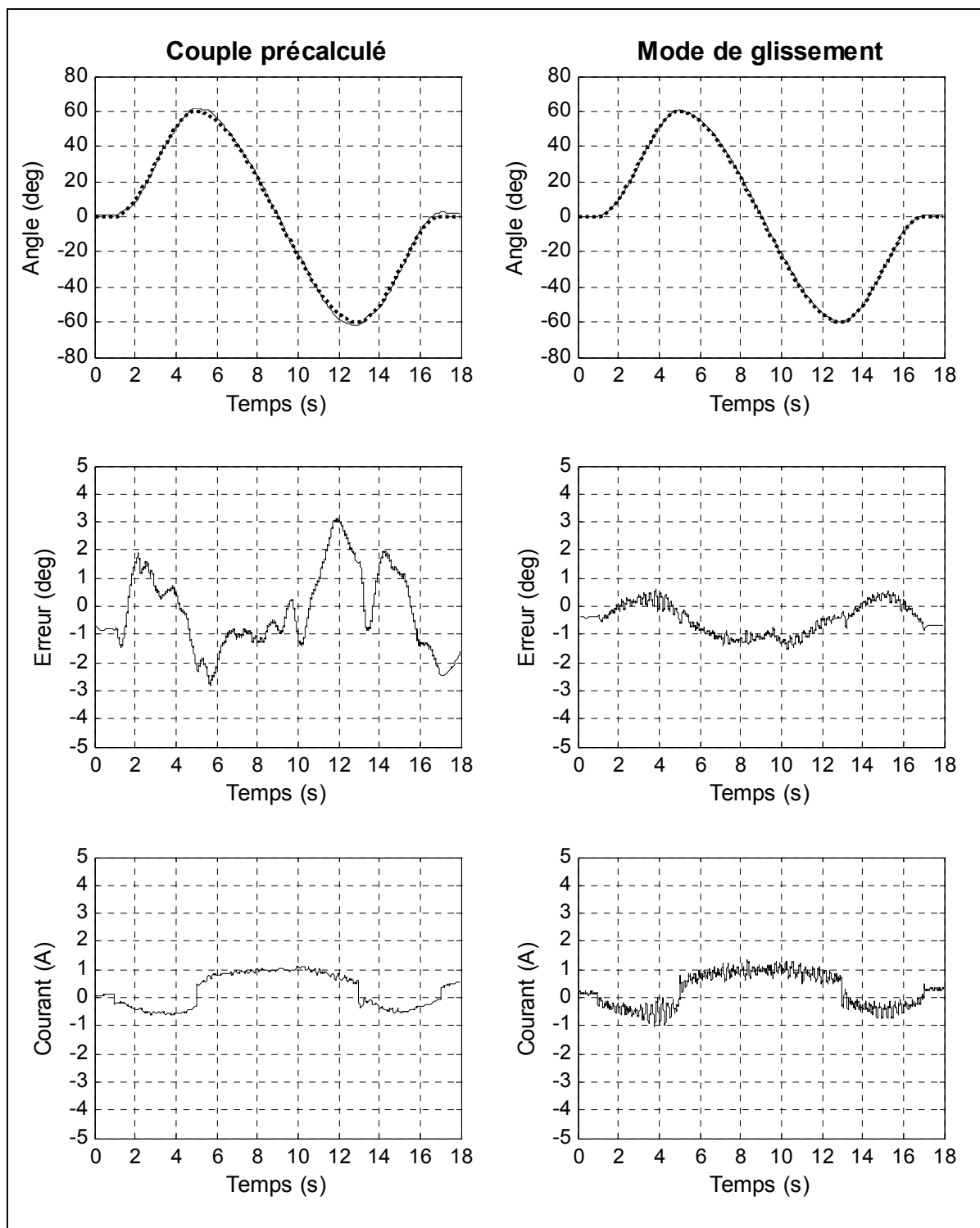


Figure 8.22 Résultats expérimentaux de l'articulation 5 pour l'exercice 12

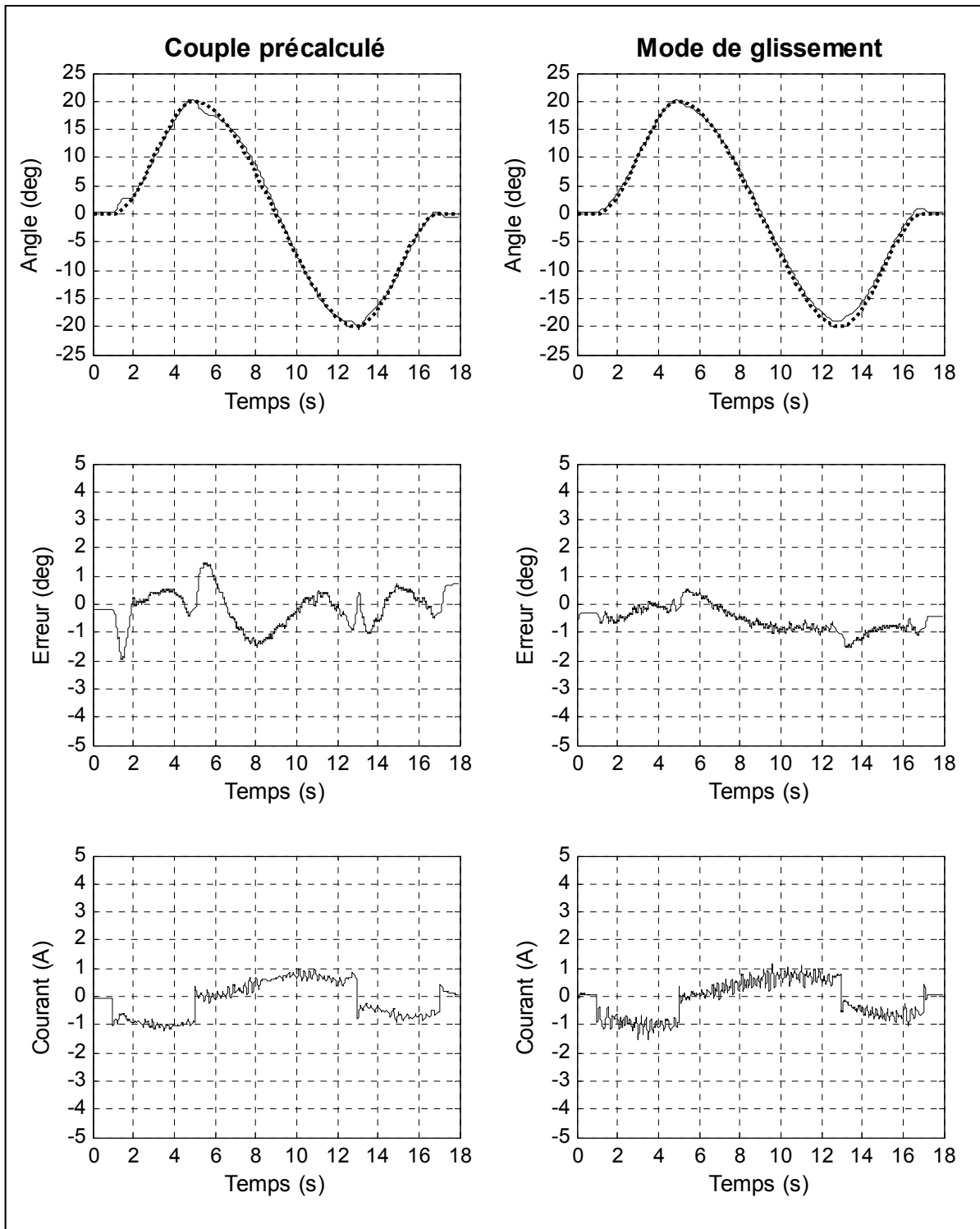


Figure 8.23 Résultats expérimentaux de l'articulation 6 pour l'exercice 12

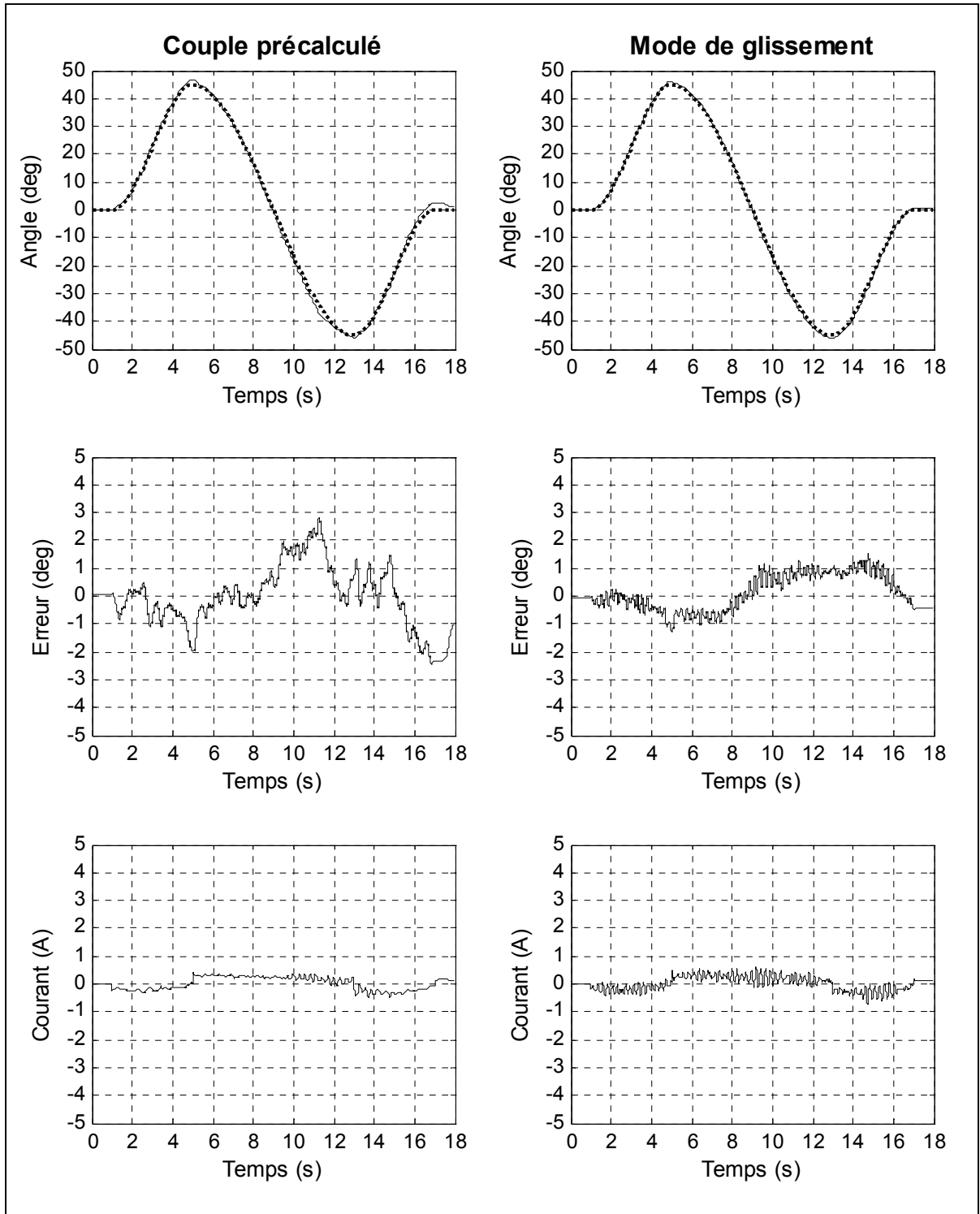


Figure 8.24 Résultats expérimentaux de l'articulation 7 pour l'exercice 12

En regardant les graphiques de la figure 8.12 à 8.24, on remarque que les deux systèmes de commande sont en mesure de poursuivre une trajectoire en effectuant des exercices de 2 degrés de liberté et plus simultanément. Encore une fois, on peut constater que dans la plupart des cas, l'erreur de poursuite, pour la commande par mode de glissement, est inférieure à l'erreur de poursuite obtenue avec la commande par couple précalculé.

De plus, on remarque pour ce contrôleur qu'à l'exercice 11, les articulations 2 et 4 ont plus de difficultés à suivre correctement la trajectoire. Ceci peut s'expliquer par le fait que la modélisation de la dynamique du robot est imprécise. Ainsi, la sollicitation simultanée de quatre articulations fait en sorte de rendre plus difficile la convergence vers une erreur égale à zéro. Par contre, lorsqu'on observe la poursuite de la trajectoire de la commande par mode de glissement, on constate qu'elle est moins affectée par les imprécisions du modèle.

De même, on peut observer, pour l'exercice 12, que l'effet discuté précédemment est plus important lorsque l'exercice sollicite les 7 degrés de liberté simultanément. En effet, puisque les sept articulations fonctionnent en même temps, le couple produit par les systèmes de commande s'en trouve inexacte causant ainsi des erreurs de poursuite plus importante lors de la poursuite de la trajectoire. Les tableaux 8.5 et 8.6 résument l'erreur de poursuite maximale absolue calculée pour l'exercice 10, 11 et 12 selon le contrôleur utilisé.

Tableau 8.5 Exercices 10 et 11, erreur de poursuite maximale absolue

	Exercice 10		Exercice 11			
Articulations	4	5	1	2	4	5
Erreur max. Couple précalculé	3.4 deg	4.5 deg	1.1 deg	2.2 deg	2.5 deg	2.9 deg
Erreur max. Mode de glissement	2.0 deg	1.7 deg	1.2 deg	1.9 deg	1.3 deg	1.8 deg

Tableau 8.6 Exercice 12, erreur de poursuite maximale absolue

Articulations	Erreur max. Couple précalculé	Erreur max. Mode de glissement
1	3.2 deg	1.7 deg
2	2.4 deg	3.3 deg
3	4.2 deg	2.3 deg
4	3.4 deg	1.8 deg
5	3.2 deg	1.5 deg
6	1.9 deg	1.5 deg
7	2.8 deg	1.5 deg

Le phénomène de vibration, telle que vue lors de la première et de la deuxième série, est toujours présent lors de l'exécution d'un exercice sollicitant plusieurs degrés de liberté. Cependant, on remarque pour les exercices 11 et 12 qu'une vibration plus importante est visible lors de l'exécution de ces exercices.

8.2 Résultats des comparaisons entre les méthodes de mesure de la position

Le système de commande employé pour obtenir des résultats avec les différents capteurs de position est la commande par mode de glissement. Le choix a été porté sur cette méthode, car c'est elle qui est susceptible d'offrir la meilleure performance. Les exercices réalisés pour comparer les résultats des capteurs sont les exercices 3, 4, 10 et 11.

Pour illustrer ces comparaisons, les figures seront disposées de la même manière que précédemment. De la sorte, les graphiques seront placés de manière à ce que les résultats de la position mesurée avec des potentiomètres soient placés à gauche dans les figures tandis que ceux mesurés avec les capteurs à effet de Hall seront placés à droite. De plus, seulement les résultats des articulations qui auront accompli un mouvement seront exposés afin d'observer l'essentiel de l'information obtenue. Les figures 8.25 à 8.28 illustrent les résultats obtenus pour ces exercices.

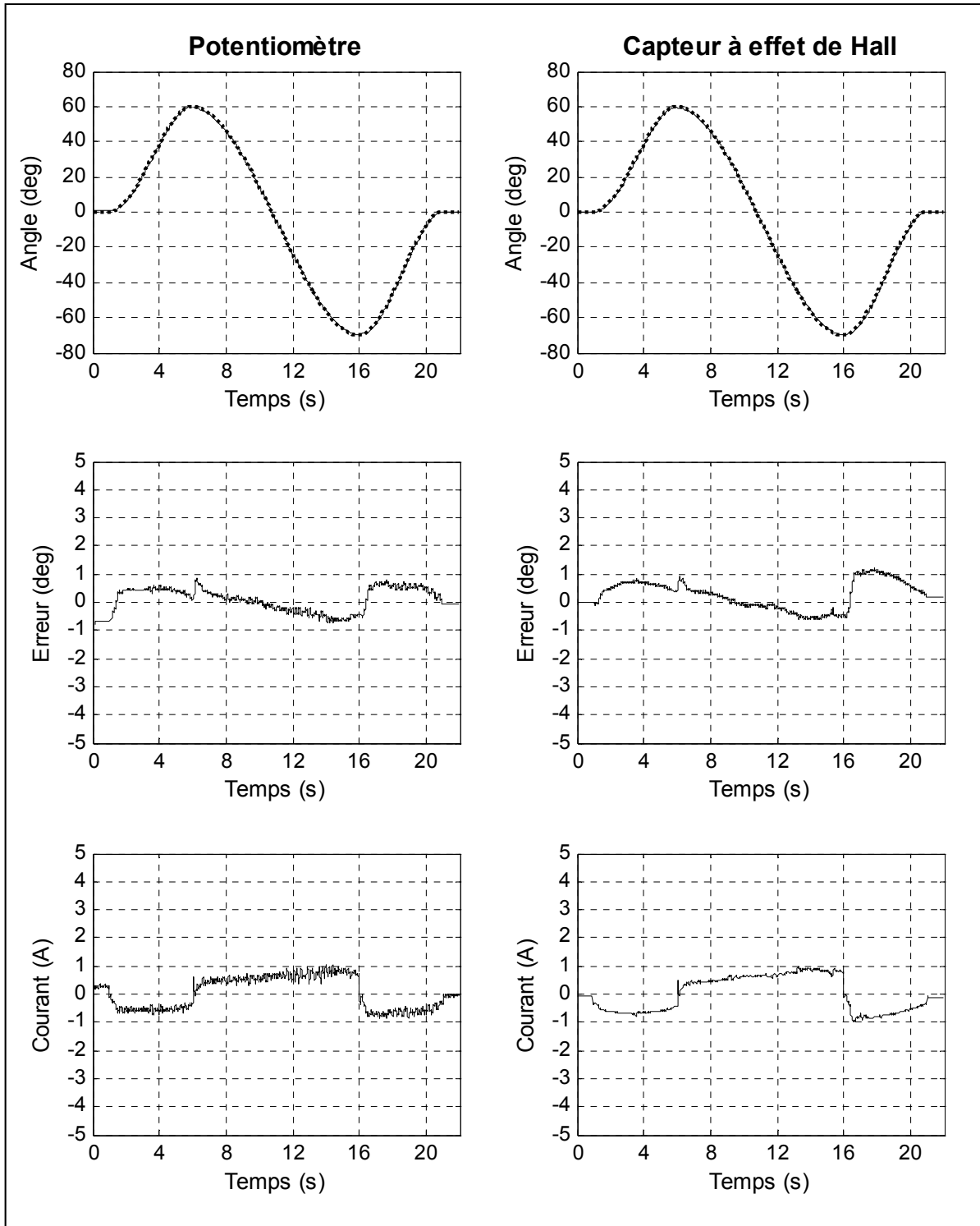


Figure 8.25 Comparaison de l'exercice 3 avec les capteurs à effet de Hall

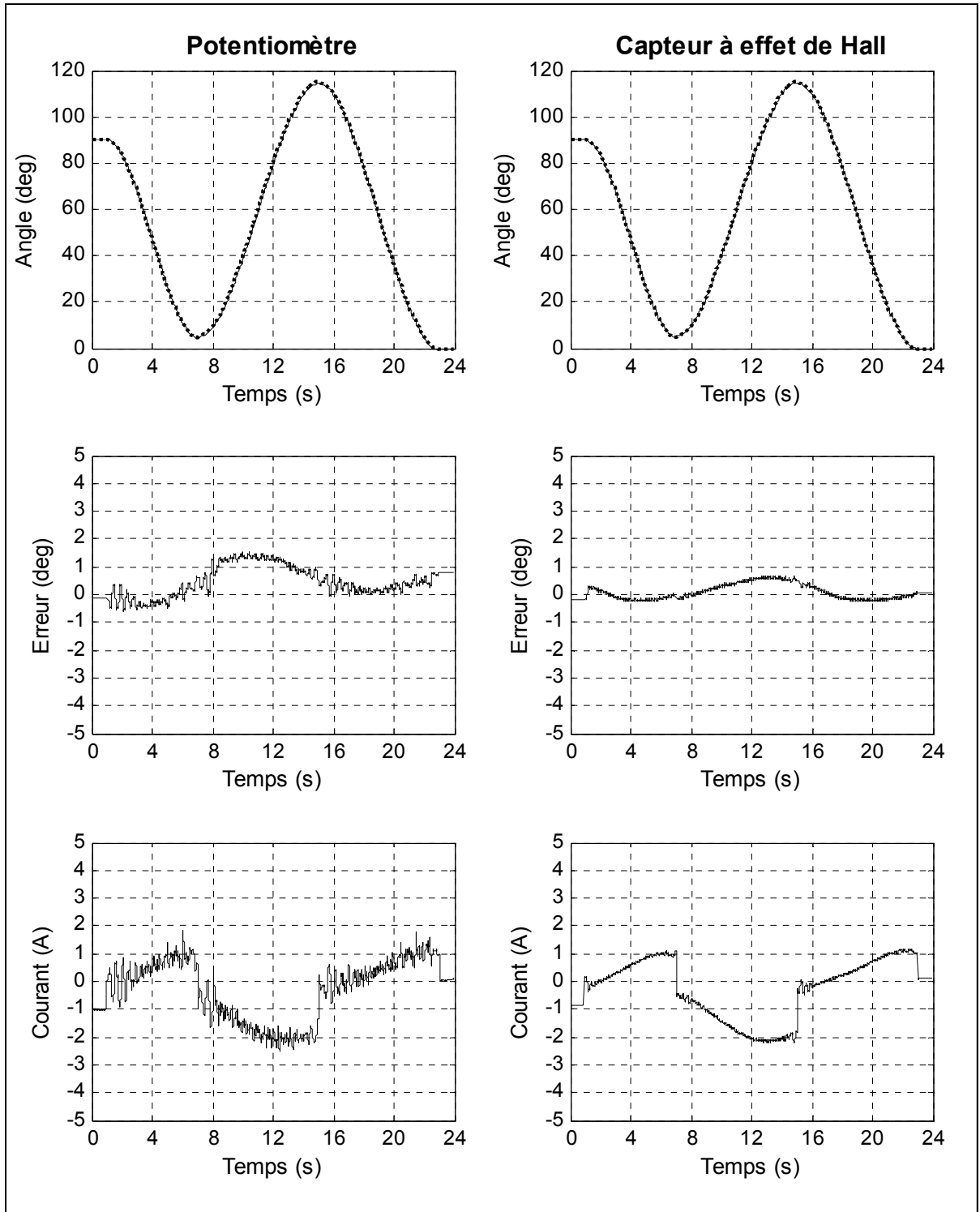


Figure 8.26 Comparaison de l'exercice 4 avec les capteurs à effet de Hall

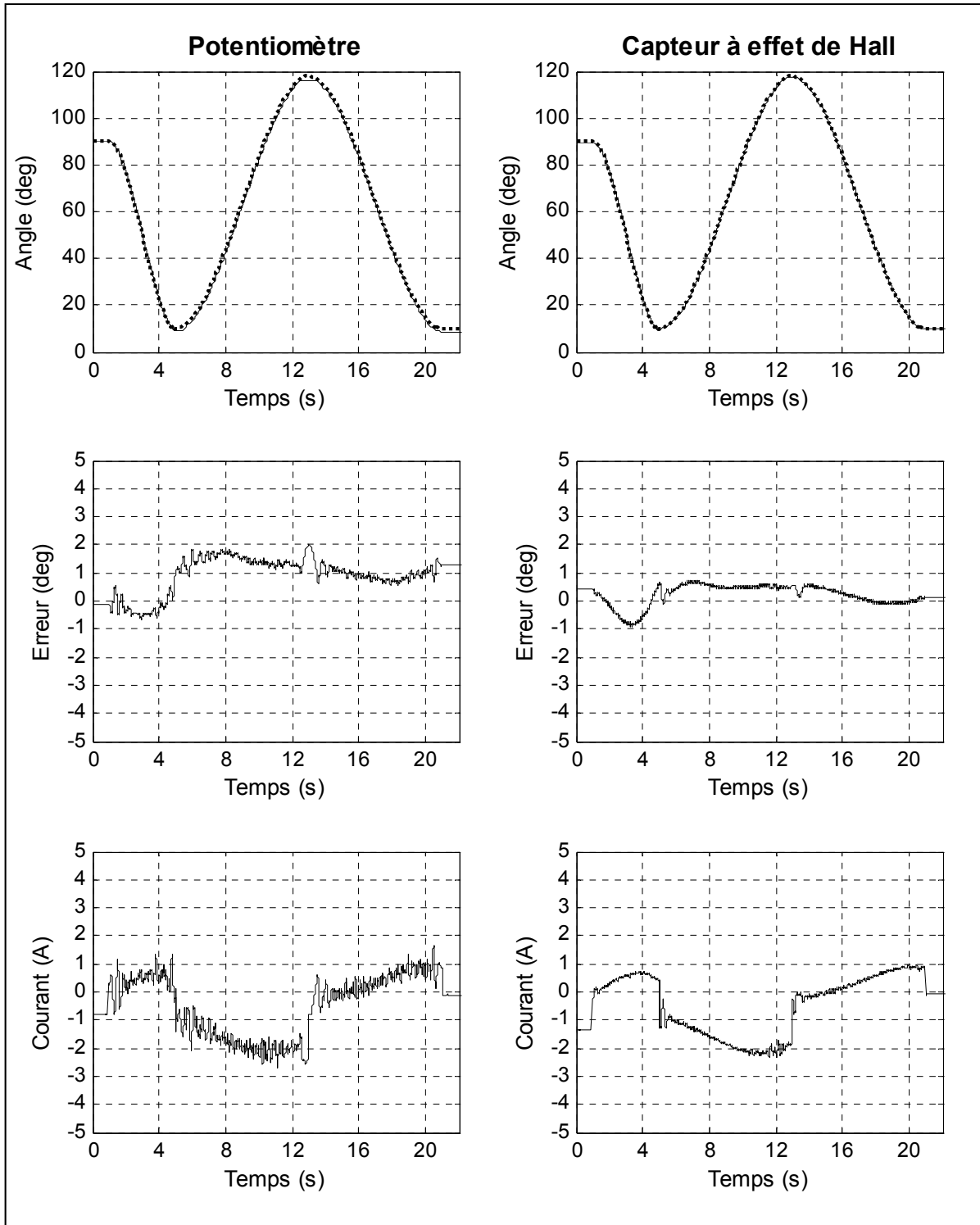


Figure 8.27 Comparaison de l'exercice 10 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 4

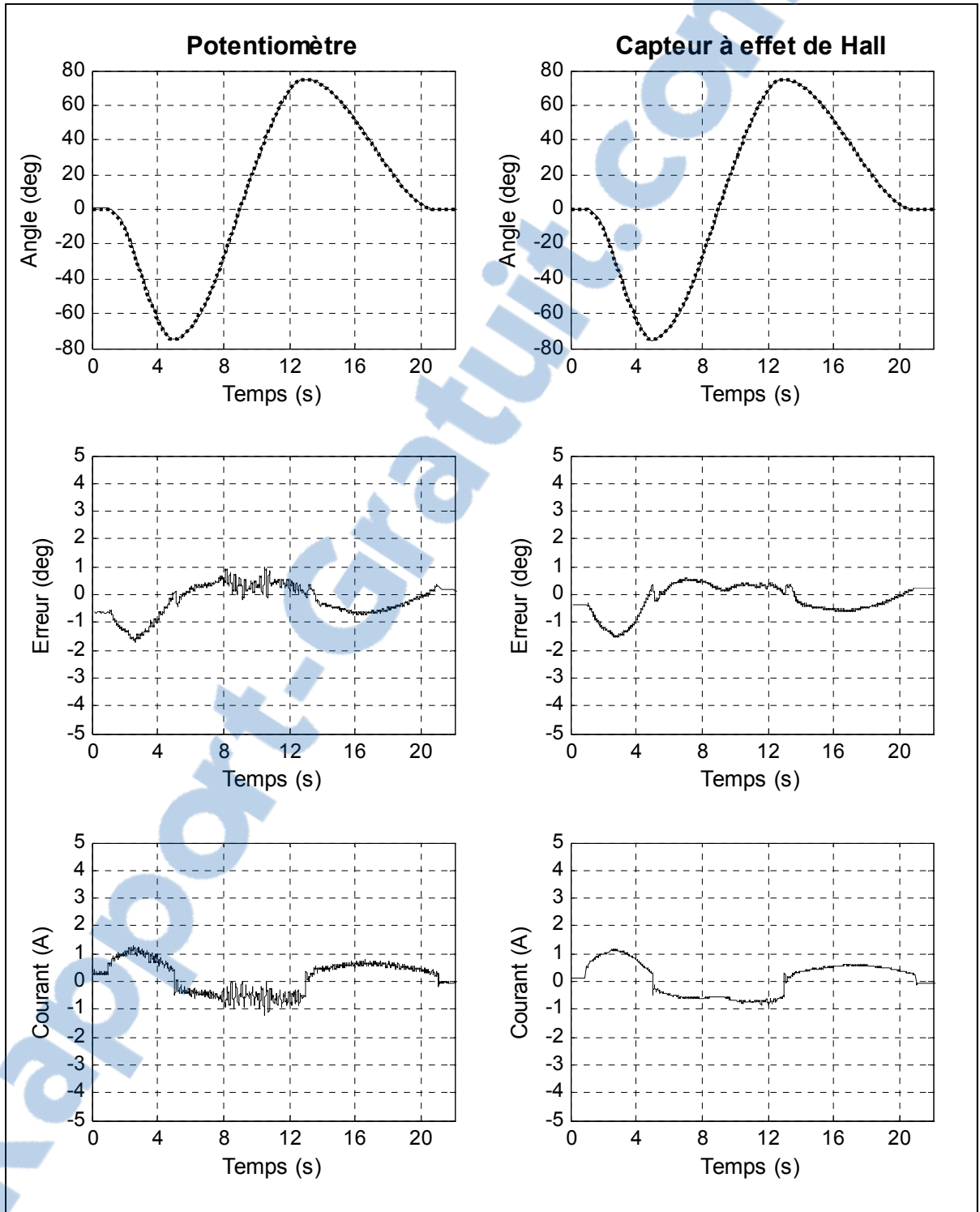


Figure 8.28 Comparaison de l'exercice 10 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 5

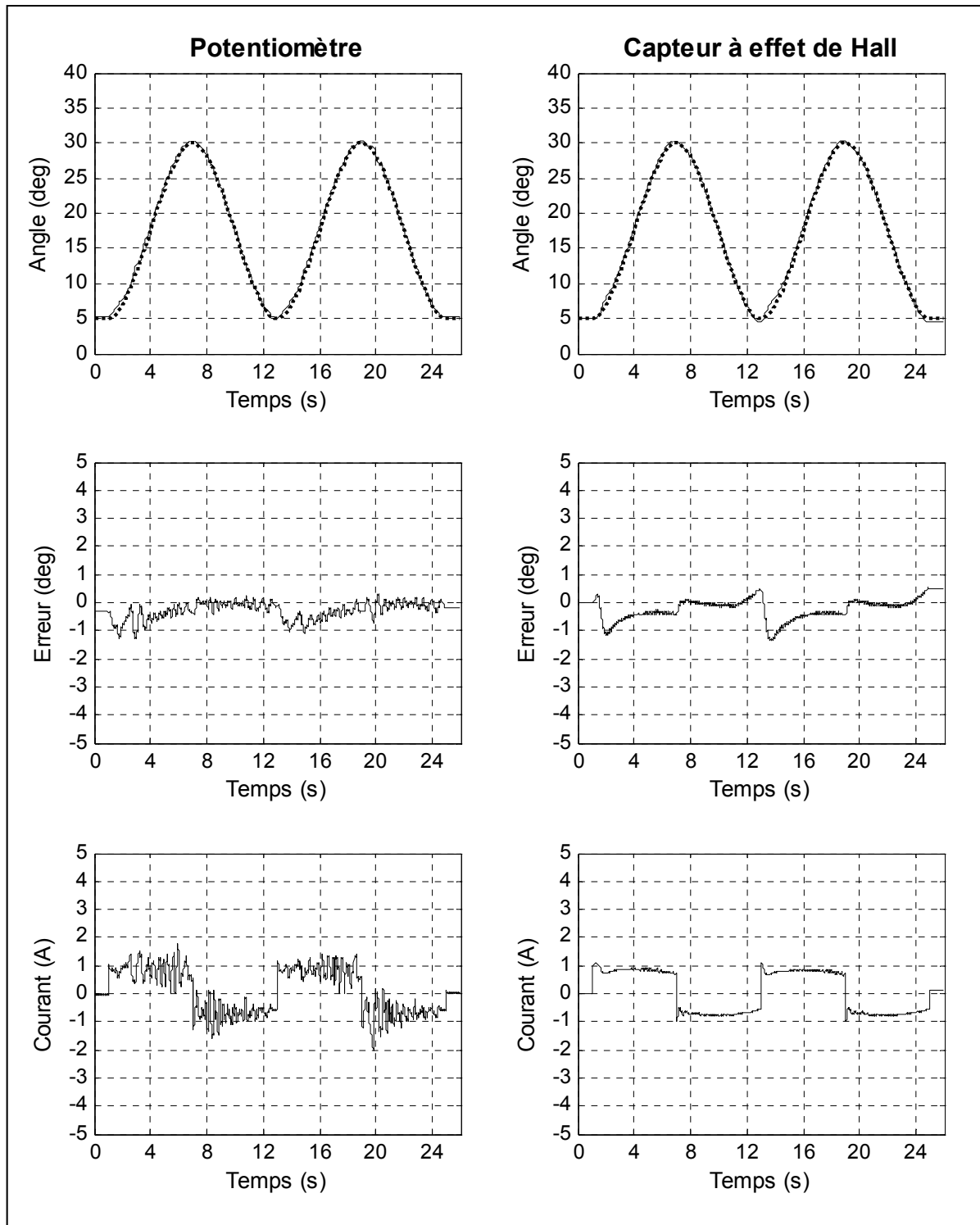


Figure 8.29 Comparaison de l'exercice 11 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 1

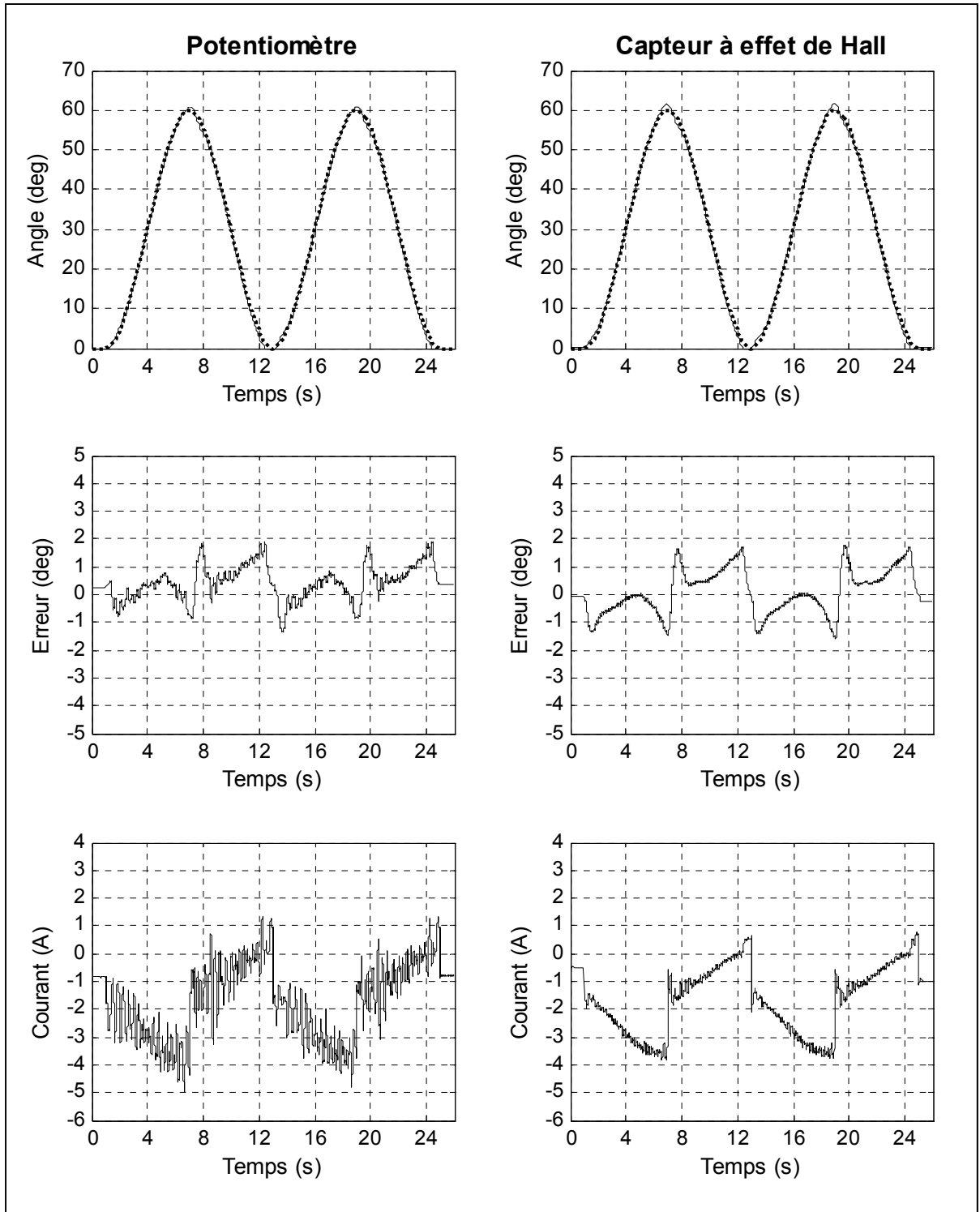


Figure 8.30 Comparaison de l'exercice 11 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 2

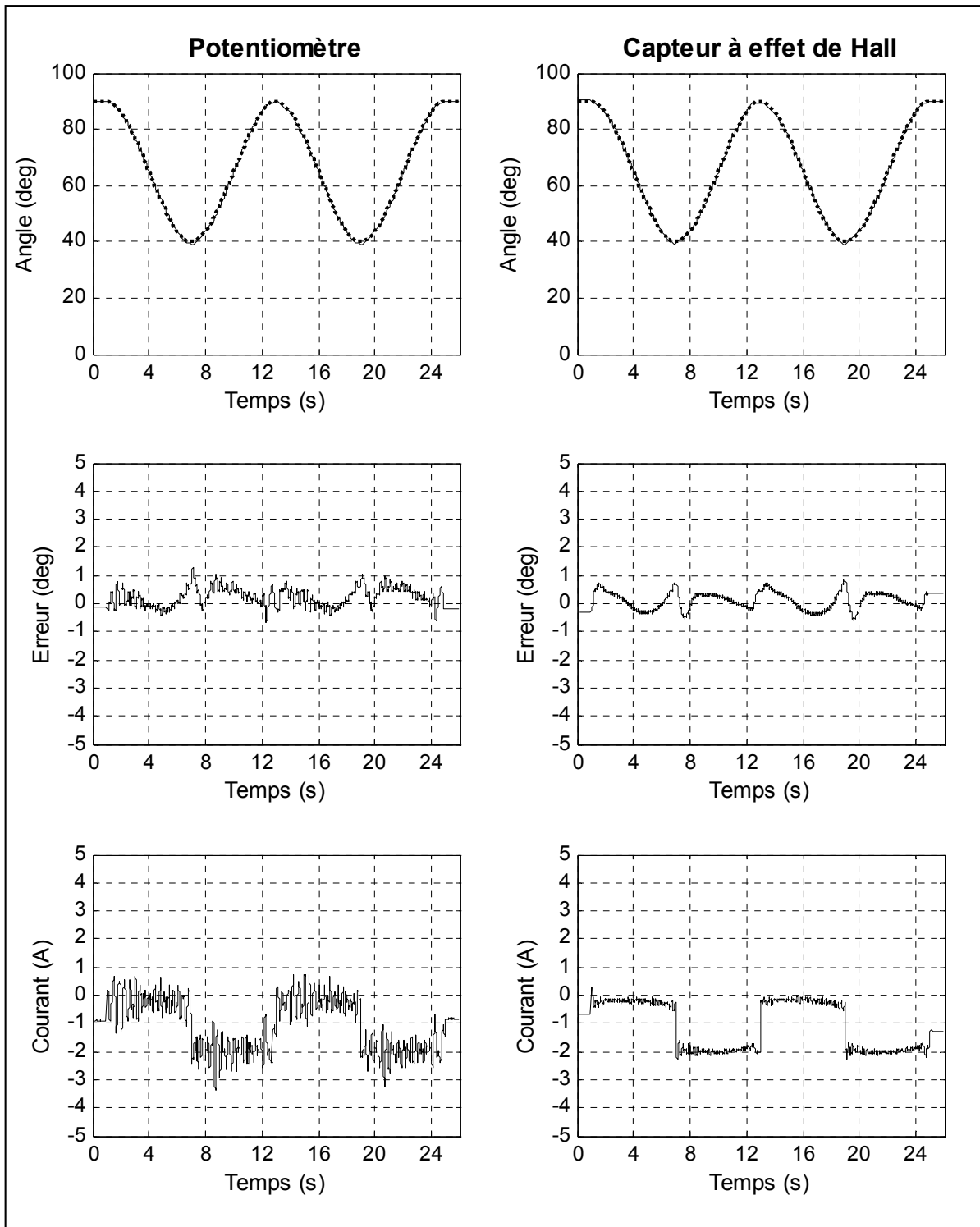


Figure 8.31 Comparaison de l'exercice 11 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 4

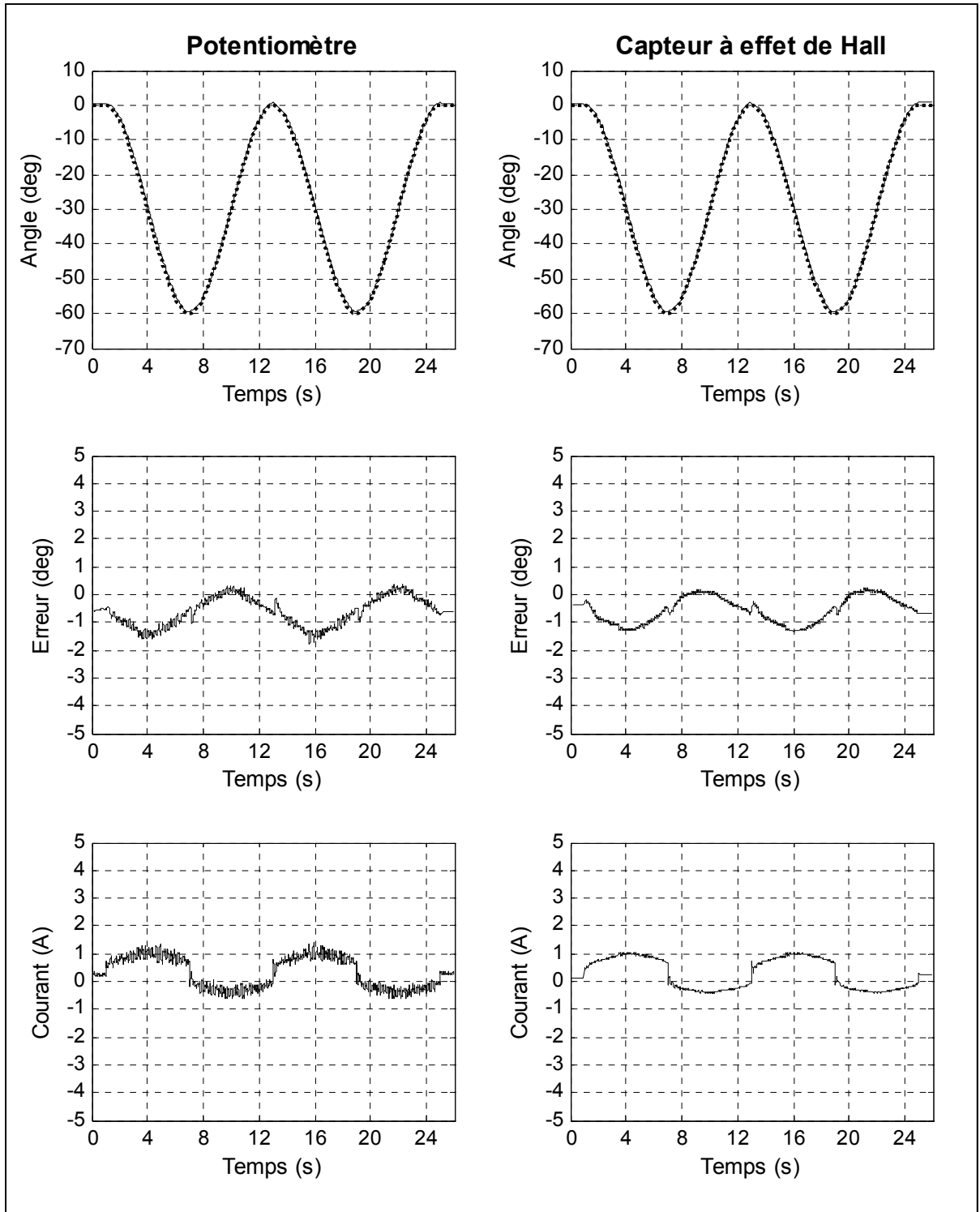


Figure 8.32 Comparaison de l'exercice 11 avec les capteurs à effet de Hall pour l'articulation 5

En regardant les figures 8.25 à 8.32 on remarque que la poursuite des trajectoires effectuées avec les capteurs à effet de Hall a été bien réalisée autant pour des exercices suscitant une seule articulation que pour des exercices suscitant plusieurs articulations simultanément.

De plus, en comparant les graphiques obtenus avec les capteurs à effet de Hall avec ceux obtenus avec les potentiomètres, on peut voir que les courbes de l'erreur de poursuite sont similaires. Dans certains cas, on constate que l'erreur des capteurs à effet de Hall est inférieure à celle acquise avec les potentiomètres. Le tableau 8.7 résume l'erreur de poursuite maximale absolue calculée pour l'exercice 3, 4, 10 et 11 selon la méthode utilisée.

Tableau 8.7 Exercices 3, 4, 10 et 11, erreur de poursuite maximale absolue

Exercice	Articulations	Erreur max. Potentiomètres	Erreur max. Capteurs à effet de Hall
3	3	0.8 deg	1.2 deg
4	4	1.5 deg	0.7 deg
10	4	2.0 deg	0.9 deg
	5	1.7 deg	1.5 deg
11	1	1.2 deg	1.3 deg
	2	1.9 deg	1.8 deg
	4	1.3 deg	0.9 deg
	5	1.8 deg	1.4 deg

En observant les graphes du courant, on remarque que les courbes obtenues avec les capteurs à effet de Hall sont plus lisses et uniformes. Ce phénomène peut aussi être aperçu en regardant les courbes de l'erreur de poursuite.

8.3 Analyse des résultats

L'analyse des résultats obtenus précédemment a été réalisée en deux parties. La première partie consiste à analyser les performances des systèmes de commande tandis que la deuxième partie consiste à analyser les méthodes de mesure de position selon les différents capteurs.

8.3.1 Analyses de performances des systèmes de commande

Les résultats expérimentaux que nous avons obtenus lors de l'exécution des exercices exposés à la section 8.1 montrent très clairement que la loi de commande par mode de glissement avec fonction saturation est plus performante et plus robuste pour poursuivre une trajectoire que la commande par couple précalculé. Pour supporter cette affirmation, le tableau 8.7 montre l'erreur relative maximale en pourcentage pour les douze exercices vus à la section 8.1.

On remarque dans le tableau 8.8 que le pourcentage d'erreurs relatives augmente en fonction de la complexité de l'exercice. En effet, en comparant les résultats des articulations de l'exercice 12 avec ceux de l'exercice 1 à 7, on peut voir une élévation du pourcentage d'erreurs. Néanmoins, cette élévation est moins grande pour la commande par mode de glissement que celle observée pour la commande par couple précalculé.

Tableau 8.8 Erreur relative des contrôleurs

Exercices	Articulations	Erreurs relatives (%) Couple précalculé	Erreurs relatives (%) Mode par glissement
1	1	1.56	1.98
2	2	1.46	1.27
3	3	0.79	0.66
4	4	1.39	1.34
5	5	2.10	1.32
6	6	2.12	1.09
7	7	1.95	1.03
8	3	1.72	0.86
	4	1.41	1.35
9	4	1.95	2.15
	5	2.06	1.30
10	4	3.27	1.91
	5	3.23	1.64
11	1	4.35	5.04
	2	3.63	3.15
	4	5.04	2.52
	5	4.87	2.96
12	1	5.35	2.86
	2	3.52	4.66
	3	6.97	2.38
	4	5.63	2.96
	5	2.62	1.29
	6	4.87	3.87
	7	3.72	1.72

Lorsque les contrôleurs doivent bouger plusieurs degrés de liberté simultanément, un phénomène de vibration peut être observé. Ce phénomène est causé, d'une part, par une déficience de la performance des contrôleurs à l'égard de *MARSE*. En effet, les contrôleurs doivent fournir un plus grand effort de contrôle afin de pallier l'erreur de poursuite de toutes les articulations. Certaines lacunes peuvent ainsi apparaître dont une vibration visible lors de l'exécution.

D'une autre part, l'utilisation de la fonction saturation afin de réduire la commutation à haute fréquence peut entraîner une baisse de la précision pour la commande par mode de glissement. Malgré cela, une bonne poursuite de la trajectoire est réalisée, mais, quelquefois, une commutation à haute fréquence peut se produire et ainsi entraîner des vibrations. Ceux-ci sont ressentis lorsque l'exercice réalisé sollicite plusieurs degrés de liberté simultanément.

Mais encore, une meilleure performance des contrôleurs aurait pu être réalisée en obtenant un modèle dynamique plus précis. En effet, puisque ce modèle ne reflète pas exactement la dynamique du robot, le couple ne sera pas calculé de manière adéquate et fera en sorte d'augmenter l'effort de commande à fournir par les contrôleurs pour diminuer l'erreur de poursuite. Néanmoins, la commande par mode de glissement utilisée est moins affectée par cette inexactitude, car, par sa conception, elle corrige mieux l'erreur de poursuite due à l'imprécision du modèle.

De plus, en regardant l'exécution des poursuites expérimentées, on constate que la commande par mode de glissement réalise généralement des mouvements plus doux qui sont reflétés par des courbes de trajectoires plus lisses. Toutefois, les contrôleurs étudiés n'offrent pas des résultats satisfaisants pour être en mesure de s'en servir dans un contexte de réhabilitation. En effet, en regardant les exercices 10, 11 et 12 du tableau 8.7, on constate, pour la majorité des articulations, que l'erreur relative est supérieure à la limite imposée de 3%. D'autres types de contrôleurs plus avancés devront alors être expérimentés afin d'obtenir des résultats adéquats pour la réadaptation des membres supérieurs

8.3.2 Analyses de la méthode de mesure des différents capteurs de positions

Les résultats expérimentaux que nous avons obtenus lors de l'exécution des exercices exposés dans la section 8.2 montrent très clairement que l'obtention de la position angulaire avec l'aide des capteurs à effet de Hall est réalisable. En effet, les résultats démontrent que la précision acquise avec cette méthode de mesure est adéquate et qu'elle peut être utilisée avec les contrôleurs employés.

Mais encore, cette méthode rend plus uniforme l'acquisition de la position entraînant ainsi un calcul du couple plus lisse. De la sorte, les vibrations observées lors de l'exécution d'un exercice suscitant plusieurs DDL avec les potentiomètres sont grandement réduites avec les capteurs à effet de Hall. Ceci peut s'expliquer par le fait que le signal analogique mesuré des potentiomètres peut, malgré le filtre de deuxième ordre, osciller légèrement. Cette oscillation peut être amplifiée par les gains des contrôleurs et ainsi causer des vibrations au niveau des articulations. Toutefois, puisque le signal mesuré des capteurs à effet de Hall est digital, il n'y aura pas d'oscillation.

CONCLUSION

La présente recherche a pour but de concevoir l'architecture électrique et électronique de l'exosquelette *MARSE* afin de le contrôler. Pour y parvenir, une revue de la littérature a été réalisée afin de se familiariser avec les différents aspects du robot et pour trouver des méthodes de commande non linéaires simples à implanter. De plus, cette revue de la littérature a porté sur les moyens existants pour utiliser les capteurs à effet de Hall, installés sur des machines synchrones, afin de mesurer la position angulaire des articulations du robot.

Dans un premier temps, nous avons modélisé mathématiquement la dynamique de l'exosquelette afin de l'utiliser pour la réalisation des systèmes de commande non linéaires. Pour y parvenir, nous avons déduit la cinématique directe des sept degrés de liberté du robot. Ensuite, nous avons employé cette cinématique dans le but de calculer la dynamique de *MARSE*. Puisque le robot a une architecture mécanique hors de l'ordinaire, une simplification des paramètres de ce modèle a été faite afin d'être en mesure d'implanter cette dynamique dans les contrôleurs.

Dans un deuxième temps, nous avons étudié deux méthodes de commande non linéaire pour contrôler le robot. Ces méthodes sont celles de la commande par couple précalculé et celles de la commande par mode de glissement. Des modifications à ces systèmes de commande ont été apportées. Pour la commande par couple précalculé, un terme intégrateur au correcteur a été ajouté dans le but de réduire l'erreur en régime permanent. Pour la commande par mode de glissement, la fonction signe de la loi de convergence a été remplacée par la fonction saturation. Ainsi, les commutations à haute fréquence ont été réduites.

Dans un troisième temps, nous avons expliqué les différentes composantes électroniques que comportent les systèmes du robot. Ces composantes électroniques se trouvent à être les moteurs synchrones, les cartes pilotes, la carte-mère, le Compact Rio avec le FPGA qu'il comporte et l'ordinateur RT. Ensuite, nous avons développé une architecture de contrôle

dans le but de la programmer dans les différents systèmes du robot. Les systèmes à programmer sont le FPGA, le module RT du Compact RIO ainsi que l'ordinateur RT. Cette architecture consiste, pour chaque système énuméré précédemment, à implémenter les étapes qui constituent le fonctionnement du robot. Or deux modes de fonctionnement sont envisagés; le mode manuel et le mode passif. Ainsi, les systèmes de commande étudiés seront réalisés au sein de l'architecture de contrôle proposée.

Par la suite, nous avons étudié les capteurs à effet de Hall afin de les utiliser comme capteur de position. Ces capteurs remplaceront de manière permanente les potentiomètres déjà présents. Ainsi, le robot comportera 21 câbles de moins et les risques d'encombrement dans ceux-ci ont été minimisés. De plus, l'utilisation de ces capteurs a fait en sorte d'enlever les calibrations apportées aux potentiomètres à chaque utilisation du robot.

Nous avons finalement présenté les résultats expérimentaux des comparaisons effectués entre la commande par couple précalculé et la commande par mode de glissement. Nous avons conclu que la méthode par mode de glissement est la plus robuste, car elle offre une meilleure performance lors d'une poursuite de trajectoire et elle vibre moins lors de l'utilisation de plusieurs articulations simultanément. De plus, les résultats obtenus avec l'utilisation des capteurs à effet de Hall nous ont démontré que cette méthode pour mesurer la position des articulations de *MARSE* est réalisable. En combinant cette méthode de mesure de position avec la commande par mode de glissement, le phénomène de vibration observé a été grandement réduit.

Dans le futur, l'exosquelette *MARSE* sera utilisé comme un outil de réadaptation pour les membres supérieurs. Les exercices envisagés auront une plus grande complexité que ceux expérimentés et vont nécessairement utiliser plusieurs degrés de liberté simultanément. Or, les méthodes de contrôles proposées, avec les potentiomètres comme capteur de position, ne seront pas assez robustes et performantes pour effectuer cette tâche sans observer le phénomène de vibration. C'est pourquoi plusieurs recommandations sont présentées dans le but d'améliorer et de poursuivre les travaux déjà entamés.

RECOMMANDATIONS

L'utilisation des capteurs à effet de Hall comme capteur de position devrait dorénavant être employée à la place des potentiomètres. En plus de réduire les possibilités d'encombrement dans les fils des potentiomètres, cette méthode de mesure permet d'obtenir de meilleurs résultats et de réduire grandement les vibrations observées avec les potentiomètres.

Ensuite, le présent projet se trouve à être une base pour étudier et développer d'autres systèmes de contrôle. Dans cette vision des choses, des contrôleurs plus robustes et plus performants devront être réalisés afin d'obtenir une meilleure poursuite de la trajectoire tout en supprimant les vibrations observées lors de l'exécution d'exercices plus complexes. Ainsi, les utilisateurs pourront se servir du robot confortablement. Or, la commande par mode de glissement avec la loi exponentielle pourrait être une bonne solution à envisager pour régler ce problème.

De plus, l'application d'un modèle dynamique plus précis pourrait grandement améliorer les performances de la poursuite de la trajectoire. Pour ce faire, National Instrument offre maintenant des outils de programmation en robotique permettant de modéliser un bras robotisé facilement (LabVIEW Robotic Toolkit). L'utilisation de cet outil permettra d'ôter le modèle simplifié présent afin de le remplacer par des composantes de cet outil. De la sorte, tous les paramètres de la modélisation seront considérés.

Un autre moyen qui permettrait d'augmenter la robustesse des systèmes serait d'augmenter la fréquence d'itération des boucles de commandes. Présentement, ces boucles itèrent à une fréquence de 800 Hz. Or, l'achat de matériel plus performant comme les PXI de National Instrument pourrait augmenter cette fréquence tout en effectuant le travail du Compact Rio et de l'ordinateur RT employé. Ainsi, l'abandon de ces composantes aura pour avantage d'éliminer le temps utilisé lors de la communication entre le Compact Rio et l'ordinateur RT et de rendre le système plus transportable.

Or, je suggère la configuration de PXI suivante :

- Un châssis NI PXI-1031 de 4 fentes
- Un contrôleur NI PXI-8108RT avec un processeur Core 2 Duo cadencé à 2.53 GHz
- Une carte FPGA NI PXI-7813
- Deux châssis d'expansion NI-9151 à 4 fentes pour les modules de la série C

Dans le futur, ce projet sera amené à fonctionner de manière active. En d'autres mots, la trajectoire ne sera pas générée par une séquence préprogrammée, mais plutôt par le mouvement de l'utilisateur dans le robot. Ainsi, le robot sera indépendant d'un ordinateur usager. Or, ce mode de fonctionnement fera en sorte d'ajouter de nouvelles composantes électroniques telles que des capteurs de force, des capteurs électromyogrammes et un boîtier de contrôle. La configuration actuelle de *MARSE* permet déjà d'intégrer ces équipements électroniques. Toutefois, l'ajout d'équipement supplémentaire à ceux discutés ne pourra pas être réalisable, car le système aura atteint sa capacité maximale. Il faudra alors envisager de changer les équipements présents. Encore une fois, le PXI de National Instrument proposé pourrait être employé pour accommoder ces changements.

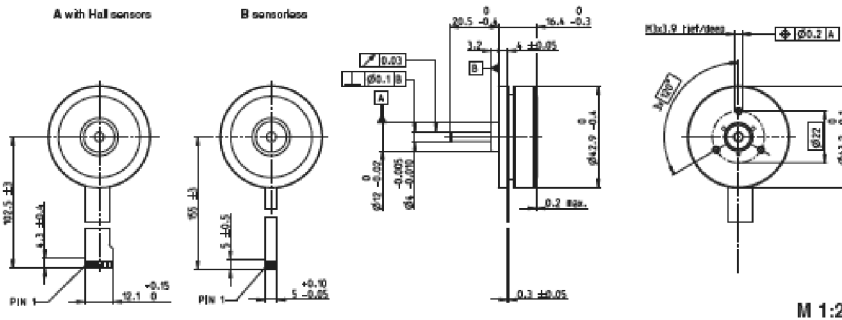
Finalement, le design mécanique de l'exosquelette devrait être repensé afin de le rendre plus léger. De la sorte, certaines contraintes mécaniques dues au poids des membres du robot seront éliminées. Ainsi, les systèmes de commande réalisés auront une plus grande facilité à poursuivre une trajectoire.

ANNEXE I

Fiche de spécifications des moteurs synchrones

Moteur EC 45 flat

EC 45 flat Ø45 mm, brushless, 30 Watt

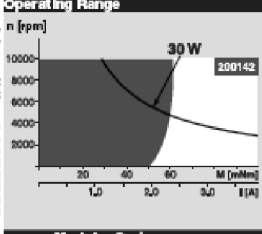


maxon flat motor

	Order Number					
	A with Hall sensors 200142	B sensorless 200189	330261	330263	330262	330264

Motor Data	A with Hall sensors 200142	B sensorless 200189	330261	330263	330262	330264
Values at nominal voltage						
1 Nominal voltage	V	12.0	12.0	24.0	24.0	36.0
2 No load speed	rpm	4370	4360	4370	4370	4760
3 No load current	mA	151	150	75.3	75.2	56.9
4 Nominal speed	rpm	2860	2820	2850	2840	3210
5 Nominal torque (max. continuous torque)	mNm	59.0	54.3	58.8	57.5	70.6
6 Nominal current (max. continuous current)	A	2.14	2.00	1.07	1.05	0.803
7 Stall torque	mNm	255	219	253	243	380
8 Starting current	A	10.0	8.57	4.98	4.77	5.38
9 Max. efficiency	%	77	76	77	77	81
Characteristics						
10 Terminal resistance phase to phase	Ω	1.20	1.40	4.84	5.04	6.70
11 Terminal inductance phase to phase	mH	0.560	0.560	2.24	2.24	4.20
12 Torque constant	mNm / A	25.5	25.5	51.0	51.0	70.6
13 Speed constant	rpm / V	374	374	187	187	135
14 Speed / torque gradient	rpm / mNm	17.8	20.6	17.8	18.5	12.8
15 Mechanical time constant	ms	17.1	10.9	17.2	17.9	12.4
16 Rotor inertia	gcm ²	92.5	92.5	92.5	92.5	92.5

Specifications	
Thermal data	
17 Thermal resistance housing-ambient	4.23 K/W
18 Thermal resistance winding-housing	4.57 K/W
19 Thermal time constant winding	13.2 s
20 Thermal time constant motor	198 s
21 Ambient temperature	-40 ... +100°C
22 Max. permissible winding temperature	+125°C
Mechanical data (preloaded ball bearings)	
23 Max. permissible speed	10000 rpm
24 Axial play at axial load < 5.0 N	0 mm
> 5.0 N	typ. 0.14 mm
25 Radial play	preloaded
26 Max. axial load (dynamic)	4.9 N
27 Max. force for press fit (static)	50 N
(static, shaft supported)	1000 N
28 Max. radial loading, 7.5 mm from flange	21 N



Comments

- Continuous operation
In observation of above listed thermal resistance (lines 17 and 18) the maximum permissible winding temperature will be reached during continuous operation at 25°C ambient.
= Thermal limit.
- Short-term operation
The motor may be briefly overloaded (recurring).
- Assigned power rating

Other specifications	
29 Number of pole pairs	5
30 Number of phases	75
31 Weight of motor	75 g

Values listed in the table are nominal.

Connection	with Hall sensors	sensorless
Pin 1	4.5 ... 18 VDC	Motor winding 1
Pin 2	Hall sensor 3'	Motor winding 2
Pin 3	Hall sensor 1'	Motor winding 3
Pin 4	Hall sensor 2'	┘, neutral point
Pin 5	GND	
Pin 6	Motor winding 3	
Pin 7	Motor winding 2	
Pin 8	Motor winding 1	

*Internal pull-up (7 ... 13 kΩ) on pin 1
 Wiring diagram for Hall sensors see p. 20
 Adapter: Order number Order number
 see p. 310 220300 220310
 Connector: Article number Article number
 TYCO 1-94053-1 34053-4
 MOLEX 52207-1185 52207-0485
 MOLEX 52080-1119 52080-0419
 Pin for design with Hall sensors:
 FCC, 11-pole, Pitch 1.0 mm, top contact style

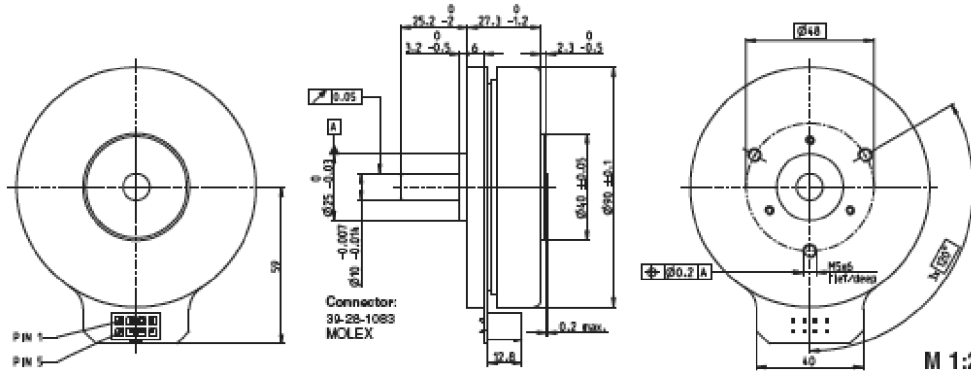
maxon Modular System Overview on page 16 - 21

Planetary Gearhead	Spur Gearhead	Recommended Electronics:
Ø42 mm	Ø45 mm	DECS 50/5 Page 280
3 - 15 Nm	0.5 - 2.0 Nm	DEC 24/3 290
Page 237	Page 239	DEC Module 24/2 290
		DEC 50/5 291
		DEC Module 50/5 291
		DEC V 50/5 297
		EPOS2 Module 36/2 304
		EPOS2 24/2 304
		EPOS2 24/5 305
		EPOS2 P 24/5 308
		Notes 20

Option
 With Cable and Connector
 (Motor length +1.3 mm,
 Ambient temperature -20 ... +100°C)

Moteurs EC 90 flat

EC 90 flat Ø90 mm, brushless, 90 Watt



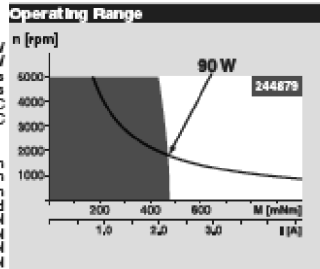
maxon flat motor

- Stock program
- Standard program
- ▨ Special program (on request)

		Order Number	
		323772	244879

Motor Data		with Hall sensors	
		323772	244879
Values at nominal voltage			
1 Nominal voltage	V	24.0	48.0
2 No load speed	rpm	3190	2090
3 No load current	mA	539	130
4 Nominal speed	rpm	2650	1640
5 Nominal torque (max. continuous torque)	mNm	387	494
6 Nominal current (max. continuous current)	A	5.39	2.12
7 Stall torque	mNm	4870	4530
8 Starting current	A	88.2	20.9
9 Max. efficiency	%	83	85
Characteristics			
10 Terminal resistance phase to phase	Ω	0.383	2.30
11 Terminal inductance phase to phase	mH	0.284	2.50
12 Torque constant	mNm / A	70.5	217
13 Speed constant	rpm / V	135	44.0
14 Speed / torque gradient	rpm / mNm	0.607	0.486
15 Mechanical time constant	ms	22.3	14.9
16 Rotor inertia	gcm ²	3060	3060

- Specifications**
- Thermal data**
- 17 Thermal resistance housing-ambient 1.80 K / W
 - 18 Thermal resistance winding-housing 2.90 K / W
 - 19 Thermal time constant winding 52.8 s
 - 20 Thermal time constant motor 281 s
 - 21 Ambient temperature -40 ... +100°C
 - 22 Max. permissible winding temperature +125°C
- Mechanical data (preloaded ball bearings)**
- 23 Max. permissible speed 5000 rpm
 - 24 Axial play at axial load < 15 N 0 mm
 - 25 Radial play > 15 N 0.14 mm
 - 26 Max. axial load (dynamic) preloaded 12 N
 - 27 Max. force for press fits (static) 150 N
 - 28 Max. radial loading, 7.5 mm from flange 8000 N



- Comments**
- Continuous operation
In observation of above listed thermal resistance (lines 17 and 18) the maximum permissible winding temperature will be reached during continuous operation at 25°C ambient.
- Thermal limit.
 - Short term operation
The motor may be briefly overloaded (recurring).
 - Assigned power rating

- Other specifications**
- 29 Number of pole pairs 3
 - 30 Number of phases 3
 - 31 Weight of motor 600 g
- Values listed in the table are nominal.
- Connection**
- Pin 1 Hall sensor 1
 - Pin 2 Hall sensor 2
 - Pin 3 4.5 ... 18 VDC
 - Pin 4 Motor winding 3
 - Pin 5 Hall sensor 3
 - Pin 6 GND
 - Pin 7 Motor winding 1
 - Pin 8 Motor winding 2
- Wiring diagram for Hall sensors see p. 20
- Cable**
- Connection cable Universal, L = 500 mm 338380
 - Connection cable to EPOS, L = 500 mm 354045

maxon Modular System Overview on page 16 - 21

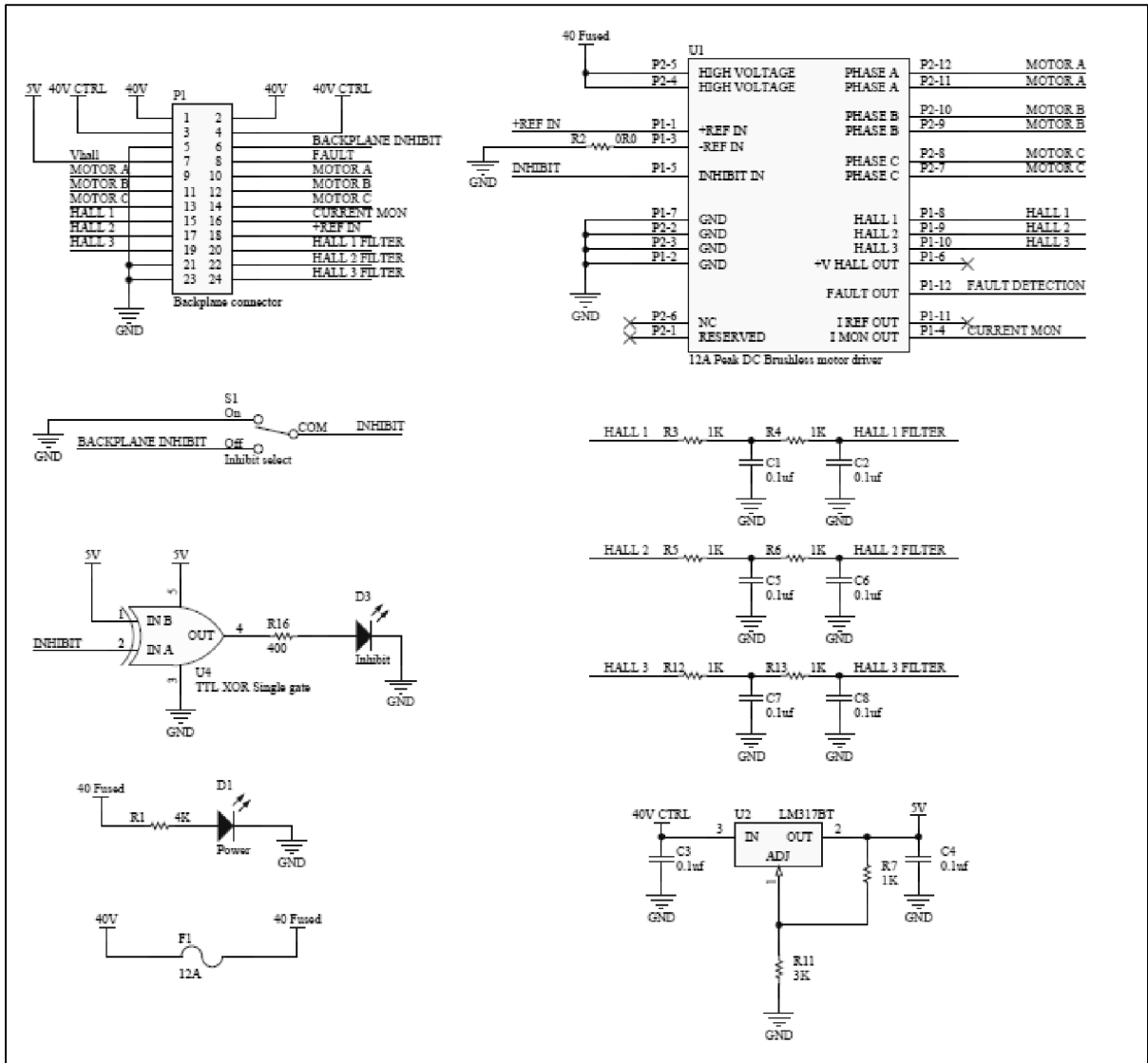
12 Planetary Gearhead
 3 Ø52 mm
 4 - 30 Nm
 Page 241

Recommended Electronics:

DECS 50/5	Page 289
DEC 50/5	291
DEC Module 50/5	291
DEC V 50/5	297
DEC 70/10	297
EPOS2 24/5	305
EPOS2 70/10	305
EPOS2 P 24/5	308
Notes	20

ANNEXE II

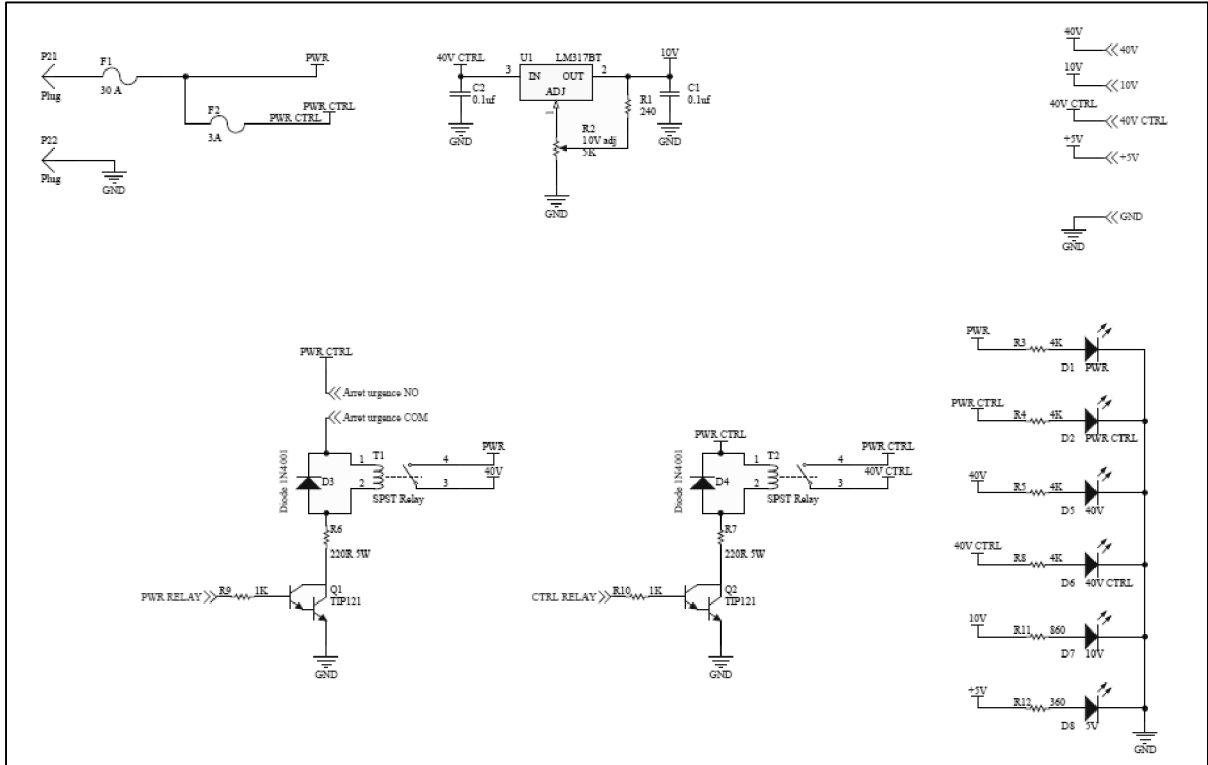
Schéma électronique des cartes pilotes



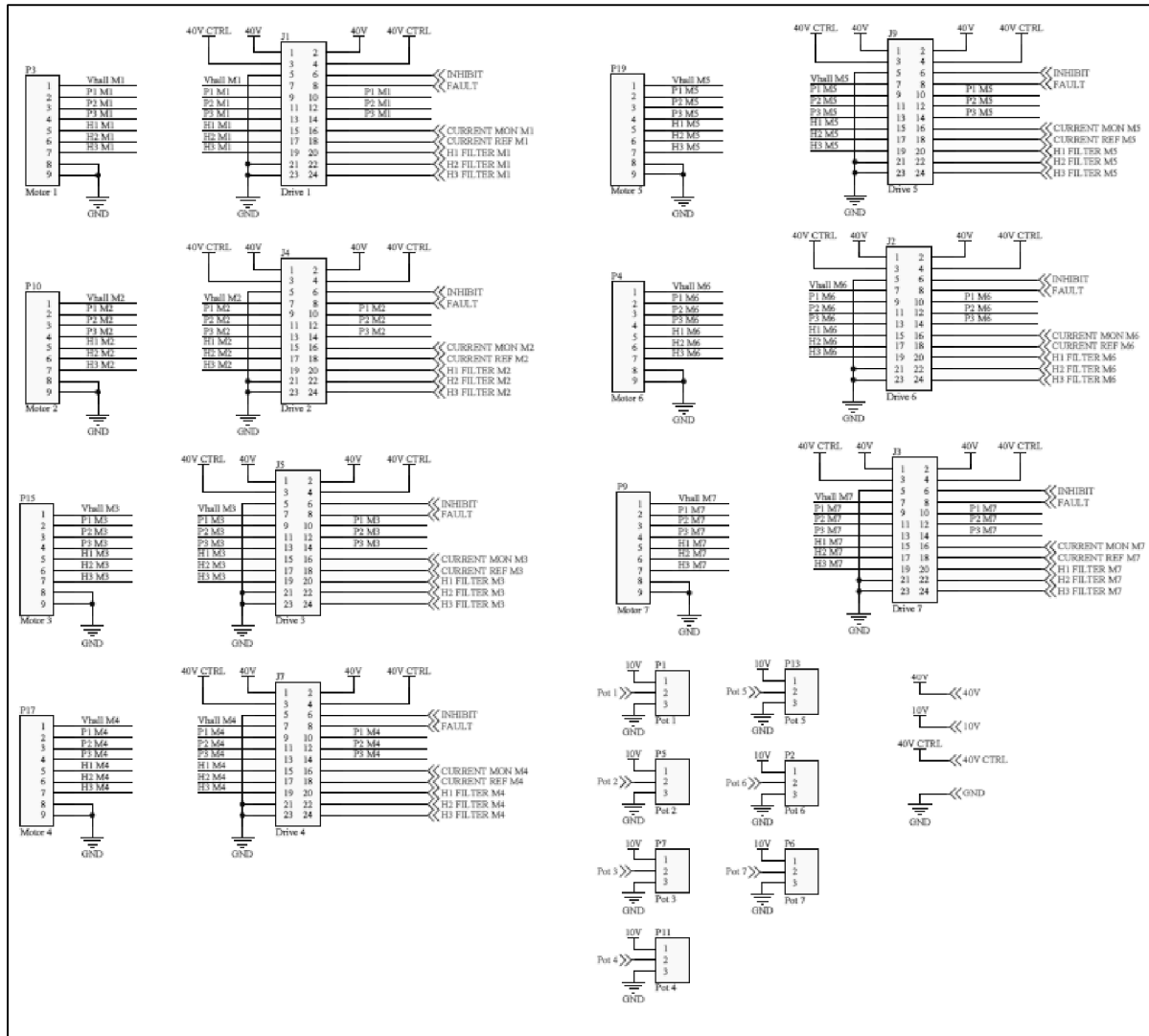
ANNEXE III

Schémas électroniques de la carte mère

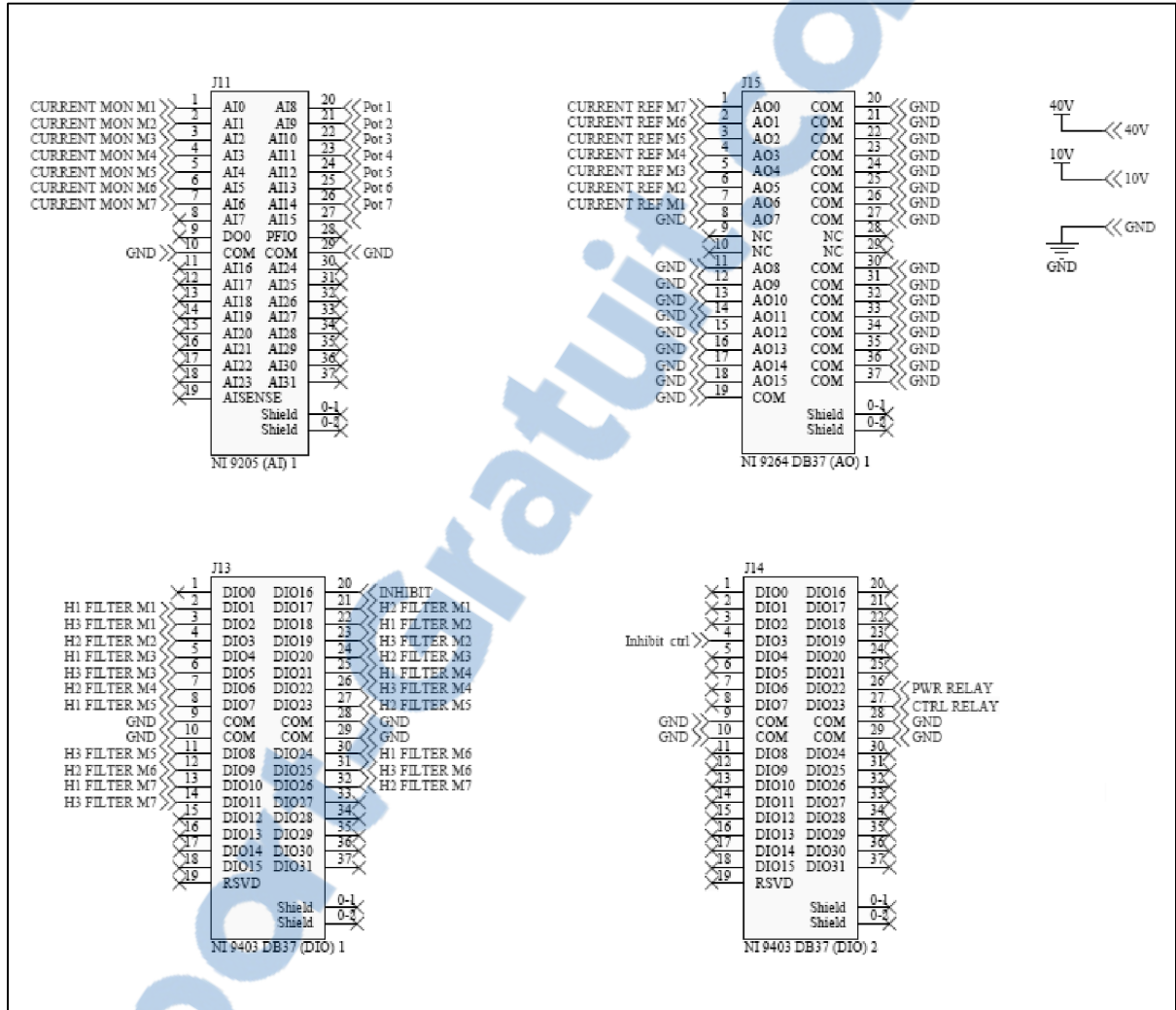
Circuit d'alimentation de la carte mère



Circuit des connecteurs de la carte mère



Circuit des connecteurs du Compact Rio 9074 installés sur la carte mère



ANNEXE IV

Désignation des broches sur les modules du Compact Rio 9047

Désignation des broches du convertisseur
analogique/digital NI-9205 (Module 5)

Broches	Ports	Nom	Connecteurs
1	AI0	CURRENT MON M1	J1-16
2	AI1	CURRENT MON M2	J4-16
3	AI2	CURRENT MON M3	J5-16
4	AI3	CURRENT MON M4	J7-16
5	AI4	CURRENT MON M5	J9-16
6	AI5	CURRENT MON M6	J2-16
7	AI6	CURRENT MON M7	J3-16
8	AI7	NC	
9	DO0	NC	
10	COM	GND	GND
11	AI16	NC	
12	AI17	NC	
13	AI18	NC	
14	AI19	NC	
15	AI20	NC	
16	AI21	NC	
17	AI22	NC	
18	AI23	NC	
19	AISENSE	NC	
20	AI8	POT 1	P1-2
21	AI9	POT 2	P2-2
22	AI10	POT 3	P3-2
23	AI11	POT 4	P4-2
24	AI12	POT 5	P5-2
25	AI13	POT 6	P6-2
26	AI14	POT 7	P7-2
27	AI15	NC	
28	PFIO	NC	
29	COM	GND	GND
30	AI24	NC	
31	AI25	NC	
32	AI26	NC	
33	AI27	NC	
34	AI28	NC	
35	AI29	NC	
36	AI30	NC	
37	AI31	NC	

Désignation des broches du convertisseur
digital/ analogique NI-9264 (Module 3)

Broches	Ports	Nom	Connecteurs
1	AO0	CURRENT REF M7	J3-18
2	AO1	CURRENT REF M6	J2-18
3	AO2	CURRENT REF M5	J9-18
4	AO3	CURRENT REF M4	J7-18
5	AO4	CURRENT REF M3	J5-18
6	AO5	CURRENT REF M2	J4-18
7	AO6	CURRENT REF M1	J1-18
8	AO7	GND	GND
9	NC	NC	
10	NC	NC	
11	AO8	GND	GND
12	AO9	GND	GND
13	AO10	GND	GND
14	AO11	GND	GND
15	AO12	GND	GND
16	AO13	GND	GND
17	AO14	GND	GND
18	AO15	NC	
19	COM	GND	GND
20	COM	GND	GND
21	COM	GND	GND
22	COM	GND	GND
23	COM	GND	GND
24	COM	GND	GND
25	COM	GND	GND
26	COM	GND	GND
27	COM	GND	GND
28	NC	NC	
29	NC	NC	
30	COM	GND	GND
31	COM	GND	GND
32	COM	GND	GND
33	COM	GND	GND
34	COM	GND	GND
35	COM	GND	GND
36	COM	GND	GND
37	COM	GND	GND

Désignation des broches des entrées/sorties
digitaux NI-9403 (Module 4)

Broches	Ports	Nom	Connecteurs
1	DIO0	FAULT	J1 À J10-8
2	DIO1	H1 FILTER M1	J1-20
3	DIO2	H3 FILTER M1	J1-24
4	DIO3	H2 FILTER M2	J4-22
5	DIO4	H1 FILTER M3	J5-20
6	DIO5	H3 FILTER M3	J5-24
7	DIO6	H2 FILTER M4	J7-22
8	DIO7	H1 FILTER M5	J9-20
9	COM	GND	GND
10	COM	GND	GND
11	DIO8	H3 FILTER M5	J9-24
12	DIO9	H2 FILTER M6	J2-22
13	DIO10	H1 FILTER M7	J3-20
14	DIO11	H3 FILTER M7	J3-24
15	DIO12	NC	
16	DIO13	NC	
17	DIO14	NC	
18	DIO15	NC	
19	RSVD	NC	
20	DIO16	INHIBIT	J1 À J10-6
21	DIO17	H2 FILTER M1	J1-22
22	DIO18	H1 FILTER M2	J4-20
23	DIO19	H3 FILTER M2	J4-24
24	DIO20	H2 FILTER M3	J5-22
25	DIO21	H1 FILTER M4	J7-20
26	DIO22	H3 FILTER M4	J9-24
27	DIO23	H2 FILTER M5	J9-22
28	COM	GND	GND
29	COM	GND	GND
30	DIO24	H1 FILTER M6	J2-20
31	DIO25	H3 FILTER M6	J2-24
32	DIO26	H2 FILTER M7	J3-22
33	DIO27	NC	
34	DIO28	NC	
35	DIO29	NC	
36	DIO30	NC	
37	DIO31	NC	

Désignation des broches des entrées/sorties
digitales NI-9403 (Module 1)

Broches	Ports	Nom	Connecteurs
1	DIO0	NC	
2	DIO1	NC	
3	DIO2	NC	
4	DIO3	Inhibit ctrl	J19-5
5	DIO4	NC	
6	DIO5	NC	
7	DIO6	NC	
8	DIO7	NC	
9	COM	GND	GND
10	COM	GND	GND
11	DIO8	NC	
12	DIO9	NC	
13	DIO10	NC	
14	DIO11	NC	
15	DIO12	NC	
16	DIO13	NC	
17	DIO14	NC	
18	DIO15	NC	
19	RSVD	NC	
20	DIO16	NC	
21	DIO17	NC	
22	DIO18	NC	
23	DIO19	NC	
24	DIO20	NC	
25	DIO21	NC	
26	DIO22	PWR RELAY	R9
27	DIO23	CTRL RELAY	R10
28	COM	GND	
29	COM	GND	
30	DIO24	NC	
31	DIO25	NC	
32	DIO26	NC	
33	DIO27	NC	
34	DIO28	NC	
35	DIO29	NC	
36	DIO30	NC	
37	DIO31	NC	

BIBLIOGRAPHIE

- Craig, John J. 2005. *Introduction to robotics : mechanics and control*, 3rd. Upper Saddle River, N.J.: Pearson/Prentice Hall, viii, 400 p. p.
- Fallaha, Charles. 2007. *Étude de la commande par mode de glissement sur les systèmes mono et multi variables*. Montréal: École de technologie supérieure.
- Frisoli, A., F. Rocchi, S. Marcheschi, A. Dettori, F. Salsedo et M. Bergamasco. 2005. « A new force-feedback arm exoskeleton for haptic interaction in virtual environments ». In *Eurohaptics Conference, 2005 and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems, 2005. World Haptics 2005. First Joint*. (18-20 March 2005), p. 195-201.
- Gopura, R. A. R. C., et K. Kiguchi. 2008. « Development of a 6DOF Exoskeleton Robot for Human Upper-Limb Motion Assist ». In *Information and Automation for Sustainability, 2008. ICIAFS 2008. 4th International Conference on*. (12-14 Dec. 2008), p. 13-18.
- Gupta, A., et M. K. O'Malley. 2006. « Design of a haptic arm exoskeleton for training and rehabilitation ». *Mechatronics, IEEE/ASME Transactions on*, vol. 11, n° 3, p. 280-289.
- Kenjo, Takashi, et Shigenobu Nagamori. 2003. *Brushless motors : advanced theory and modern application*, Entirely rev. Tokyo Motorsoft: Sogo electronics press ;Lebanon, Ohio.
- Lévesque, Daniel 2008. *Étude de conception d'un système de commande pour une machine synchrone à aimants permanents utilisée en propulsion*. Montréal: École de technologie supérieure.
- Mackay, J., et G. Mensah. 2004. *Atlas of Heart Disease and Stroke*. World Health Organization, Nonserial Publication.
- Maxon Motor. « EC 45 flat 45 mm, brushless, 30Watt »
<https://downloads.maxonmotor.com/Katalog_neu/eshop/Downloads/Katalog_PDF/maxon_ec_motor/EC-flat-programm/new/newpdf_11/EC-45-flat-200142_11_EN_193.pdf>.
- Maxon Motor. « EC 90 flat 90 mm, brushless, 90 Watt »
<https://downloads.maxonmotor.com/Katalog_neu/eshop/Downloads/Katalog_PDF/maxon_ec_motor/EC-flat-programm/new/newpdf_11/EC-90-flat-323772_11_EN_197.pdf>.

- Naidu, D., R. Stopforth, G. Bright et S. Davrajh. 2011. « A 7 DOF exoskeleton arm: Shoulder, elbow, wrist and hand mechanism for assistance to upper limb disabled individuals ». In *AFRICON, 2011*. (13-15 Sept. 2011), p. 1-6.
- National Instruments. « NI cRIO-9074 - Integrated 400 MHz Real-Time Controller and 2M Gate FPGA ». <<http://sine.ni.com/nips/cds/view/p/lang/en/nid/203964>>.
- National Instruments. 2011. *National Instruments: Test, Measurement, and Embedded Systems*, 2011. 17 juin <www.ni.com>.
- National Instruments. « What is the NI LabVIEW MathScript RT Module ». <<http://zone.ni.com/devzone/cda/tut/p/id/6206>>.
- Perry, J. C., et J. Rosen. 2006. « Design of a 7 Degree-of-Freedom Upper-Limb Powered Exoskeleton ». In *Biomedical Robotics and Biomechanics, 2006. BioRob 2006. The First IEEE/RAS-EMBS International Conference on*. (20-22 Feb. 2006), p. 805-810.
- Rahman, M. H., M. Saad, J. P. Kenne et P. S. Archambault. 2010a. « Exoskeleton robot for rehabilitation of elbow and forearm movements ». In *2010 18th Mediterranean Conference on Control & Automation (MED 2010), 23-25 June 2010*. (Piscataway, NJ, USA), p. 1567-72. Coll. « 2010 18th Mediterranean Conference on Control Automation (MED 2010) »: IEEE. <<http://dx.doi.org/10.1109/MED.2010.5547826>>.
- Rahman, M. H., M. Saad, J. P. Kenne et P. S. Archambault. 2010b. « Modeling and Development of an Exoskeleton Robot for Rehabilitation of Wrist Movements ». In *2010 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2010), 6-9 July 2010*. (Piscataway, NJ, USA), p. 25-30. Coll. « 2010 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2010) »: IEEE. <<http://dx.doi.org/10.1109/AIM.2010.5695839>>.
- Slotine, J. J. , et W. Li. 1991. *Applied Nonlinear Control*. NJ, Englewood Cliffs: Prentice-Hall.
- Zanaboni, François Élie. 2009. *Modélisation et commande non linéaire pour la poursuite de trajectoire du robot UMIS*. microforme. Montréal: École de technologie supérieure.