

Détection de l'intention de l'utilisateur d'un exosquelette d'assistance via la mesure des courants moteurs



Autrice : Ghita Tazeroualt Tlamçani

Promotion : Robotique - FISE 2026

Encadrants : Marie Babel, Ronan Le Breton, Maxime Manzano,
Maël Gallois

4 Septembre 2026

Remerciements

Ce projet de fin d'études marque la fin de mon cycle d'ingénieur, j'aimerais donc saisir cette opportunité pour remercier les personnes qui m'ont permis de grandir intellectuellement et humainement au cours de ces trois dernières années, et en particulier ces derniers mois.

Tout d'abord, je remercie sincèrement mes tuteurs de stage, Marie Babel et Ronan Le Breton, pour m'avoir donné l'opportunité d'effectuer ce stage au sein de leur équipe. Je remercie tout particulièrement Maxime Manzano et Maël Gallois, qui se sont rendus disponibles au quotidien tout au long de ces six mois, pour leur pédagogie, leur écoute, et l'exigence portée à mon travail et à mes réflexions, qui, je pense, m'ont permis de progresser considérablement.

Je souhaiterais également remercier toute l'équipe pédagogique de l'ENSTA Bretagne qui, ces trois dernières années, m'a permis de découvrir ce que j'aimais et souhaitais faire ; je note évidemment Luc Jaulin, Simon Rohou, Benoit Zerr, et bien d'autres. Leurs méthodes pédagogiques et leur investissement dans notre formation ont grandement contribué à notre adaptation au monde professionnel.

Je tiens aussi à remercier François Pasteau, Thomas Voisin et Louise Devigne, pour leur aide précieuse sur les aspects plus techniques et d'ingénierie de ce travail.

Enfin, je suis reconnaissante envers l'ensemble de l'équipe pour son accueil chaleureux et la bonne ambiance qui a accompagné ces six mois de stage. Six mois de travail touchent aujourd'hui à leur fin, et c'est avec beaucoup de plaisir que je poursuivrai cette aventure en thèse au sein de cette équipe. Je vous laisse donc à la lecture de ce rapport, en espérant qu'il répondra à vos attentes.

Résumé

Ce rapport de projet de fin d'études s'inscrit dans le cadre de travaux de recherche sur l'assistance robotisée du membre supérieur. L'objectif est d'améliorer l'autonomie des personnes atteintes de troubles neuromusculaires dans la réalisation des gestes du quotidien. Cependant, l'un des principaux défis de ce type de technologie réside dans sa déployabilité. C'est pourquoi nous nous intéressons à l'utilisation des courants moteurs pour la détection d'intention, ce qui nécessite une connaissance précise de la dynamique du robot. Une étude bibliographique sur les observateurs de perturbation et les modèles de frottement est d'abord présentée, mettant en évidence l'importance du frottement comme principale source d'erreur de modélisation, ainsi que l'influence potentielle de la charge et de la température sur celui-ci. Deux approches expérimentales sont ensuite développées pour identifier le frottement, à partir d'un prototype d'exosquelette du laboratoire : une première réalisée directement sur le robot assemblé, couplée à l'identification du modèle gravitaire, et une seconde réalisée à partir des moteurs démontés, permettant d'isoler le frottement de tout effet gravitaire. Les résultats montrent qu'un modèle de frottement précis peut être identifié à partir d'un moteur seul. Toutefois, son application au robot assemblé reste limitée, notamment en raison de la contribution non négligeable de la charge portée par chaque articulation, jusqu'alors non prise en compte.

Mots clés : exosquelette, détection d'intention, robotique d'assistance, observateur de perturbation, identification des frottements.

Abstract

This final-year project report is part of research work on robotic assistance of the upper limb. The objective is to improve the autonomy of people with neuromuscular disorders in performing everyday tasks. However, one of the main challenges associated with this type of technology lies in its deployability. Therefore, we investigate the use of motor currents for intention detection, which requires accurate knowledge of the robot's dynamics. A literature review on disturbance observers friction models is first presented, highlighting the importance of friction as the main source of modeling error, as well as the potential influence of load and temperature on it. Two experimental approaches are then developed to identify this friction using a laboratory exoskeleton prototype : a first one carried out directly on the assembled robot, coupled with the identification of the gravity model, and a second one carried out using the dismounted motors, allowing friction to be isolated from any gravitational effect. The results show that an accurate friction model can be identified on the motor alone, but that its application to the assembled robot remains limited, notably due to the non-negligible contribution of the load carried by each joint, which had not been taken into account until now.

Keywords : exoskeleton, intention detection, assistive robotics, disturbance observer, friction identification.

Table des matières

1	Présentation du projet : contexte médical, équipe et méthodologie	4
1.1	La chaire IH2A : équipe et projets d'accueil	5
1.2	Planning et méthodologie du stage	6
2	Description du système et formulation de l'intention utilisateur	7
2.1	L'exosquelette du bras : architecture et instrumentation	7
2.1.1	Structure mécanique	7
2.1.2	Structure électronique et logicielle	8
2.2	Hypothèse de travail : l'intention comme perturbation du modèle	9
3	Observateur de perturbation appliqué au pendule 1 DDL	10
3.1	Mise en équation de l'état étendu	10
3.2	L'observateur de perturbation dans la littérature : structures et cas d'usage .	11
3.3	Limites de l'observateur de perturbation face à l'incertitude sur le frottement	13
4	Modélisation des frottements dans les articulations d'un robot série	14
4.1	Les trois régimes du frottement : sec, Stribeck, visqueux	14
4.2	Modèles mathématiques de la transition de Stribeck	15
4.3	Effets de la charge et de la température sur le frottement	16
5	Identification expérimentale des frottements	16
5.1	Protocole expérimental initial et observation d'une asymétrie	17
5.1.1	Gravité ou frottement : recherche de l'origine de l'asymétrie	18
5.2	Deux protocoles de mesure : moteurs démontés et moteurs montés	20
5.2.1	Protocole pour l'approche à partir des moteurs démontés	20
5.2.2	Protocole pour l'approche à partir de mesures à vitesses constantes .	21
5.2.3	Traitement des données avant l'identification	22
5.3	Interprétation des données et résultats	22
5.3.1	Identification du modèle de frottement seul	22
5.3.2	Identification du modèle gravitaire seul	26
5.3.3	Identification conjointe gravité, frottement et offsets angulaires	33
6	Bilan du stage et perspectives	38
	Références	40
	Table des figures	41
	Annexe	42

1 Présentation du projet : contexte médical, équipe et méthodologie

Les troubles neuromusculaires concernent une part importante de la population, ils regroupent environ 300 maladies différentes qui touchent les nerfs, les muscles, ou la communication entre les deux [1]. Ils peuvent avoir des origines diverses ; génétiques, auto-immunes ou encore traumatiques. Ces maladies se manifestent généralement par une faiblesse musculaire [2], comme la sclérose en plaques, qui est la première cause de handicap sévère non traumatique du jeune adulte[3], ou encore la lésion de la moelle épinière.

Lorsque le membre supérieur est touché, l'autonomie diminue. Des gestes simples du quotidien, comme se laver ou manger, deviennent difficiles à réaliser seul. Plus généralement, atteindre et saisir des objets devient un défi.

Face à ces difficultés, les dispositifs d'assistance apportent une solution. Ils permettent de retrouver une part d'autonomie. C'est dans ce contexte que s'inscrit ce projet d'exosquelette. L'objectif n'est pas de rééduquer mais d'assister dans les mouvements du quotidiens.

Ces travaux s'adressent à des utilisateurs qui conservent des capacités motrices résiduelles. Ces forces, bien que faibles, restent exploitables. L'idée de ce projet est de les détecter afin que l'exosquelette vienne compléter l'effort du patient, sans s'y substituer.

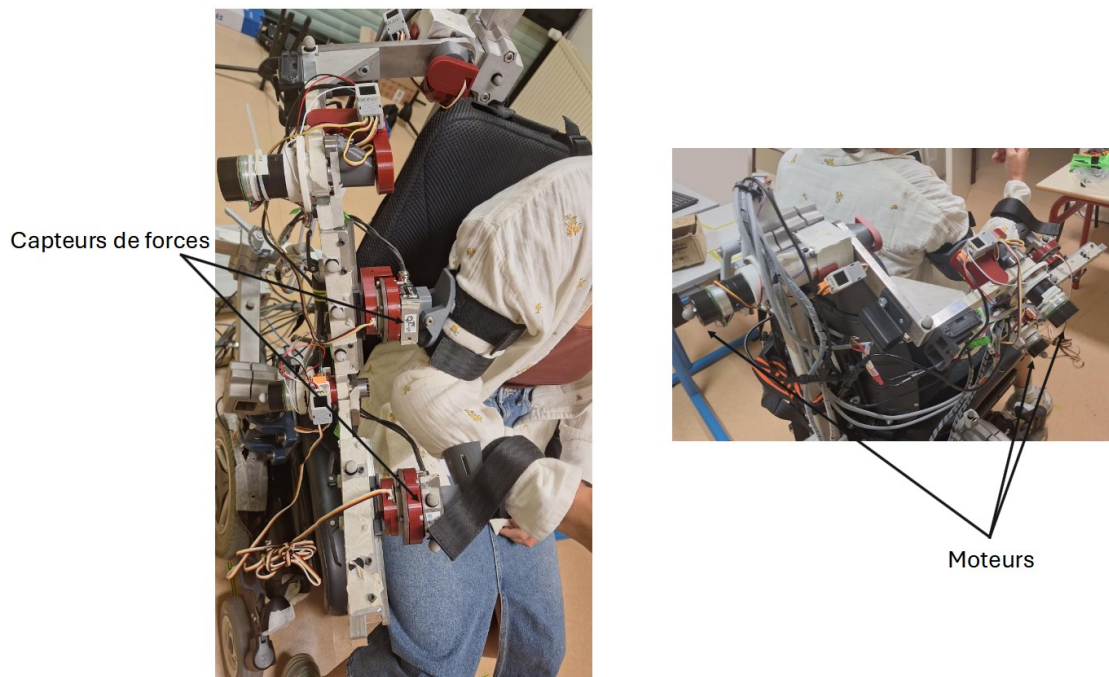


FIGURE 1 Image de l'exosquelette avec une identification de la position des capteurs de forces et des moteurs sur le robot

Pour cela, il faut d'abord détecter l'intention du mouvement. Cette détection se fait actuellement à l'aide des capteurs de forces qui sont intégrés aux orthèses comme le montre la figure 1. Cela-dit ces capteurs sont lourds, chers et difficilement déployable. C'est pour cette raison que l'on se tourne vers des solutions plus légères comme l'exploitation de la mesure des courants moteurs. Cette alternative exige une connaissance fine de la dynamique du robot, y compris une modélisation des frottements au niveau des articulations.

Ce rapport présente donc le travail mené autour de cette problématique. Une brève présentation de l'équipe et du contexte du projet est d'abord proposée, avant de poser formellement le problème étudié. Un état de l'art autour des observateurs de perturbation est ensuite dressé, suivi d'un état de l'art sur la modélisation des frottements. Enfin, deux approches d'identification des frottements propres à notre cas d'usage sont présentées et comparées.

1.1 La chaire IH2A : équipe et projets d'accueil

C'est dans ce contexte que j'ai rejoint, dans le cadre de mon projet de fin d'étude (PFE), la chaire IH2A à l'INSA de Rennes.

La chaire IH2A (Innovation, Handicap, Autonomie, Accessibilité)¹ est portée par Marie Babel, Professeure des Universités. Elle s'inscrit dans la continuité des travaux de recherche menés à l'INSA Rennes sur la robotique d'assistance aux personnes et l'assistance à la mobilité.

La chaire s'appuie sur la Maison du Handicap et de l'Innovation (MIH). Il réunit chercheurs, cliniciens, usagers, aidants et étudiants. L'objectif est de mêler plusieurs expertises afin de mener des travaux centrés sur les besoins réels des utilisateurs, à partir d'échanges réguliers.

Plusieurs projets illustrent cette approche. Le projet ADAPT porte sur l'assistance à la navigation en fauteuil roulant électrique. Il s'appuie aussi sur un simulateur de conduite en réalité virtuelle. L'objectif est de soutenir l'autonomie des utilisateurs, y compris ceux présentant de graves déficiences physiques ou cognitives. Une image du fauteuil est présentée en figure 2.

Le projet DORNELL, porté par l'Inria, propose une poignée haptique multimodale. Cette poignée s'adapte à différentes aides à la mobilité. Elle apporte un retour sensoriel utile aux personnes ayant des troubles de la perception. Ce projet est co-conçu avec des utilisateurs et des thérapeutes.

Le projet d'exosquelette de bras s'inscrit dans cette même dynamique. Il vise à étendre l'assistance aux membres supérieurs, dans la continuité des travaux menés par la chaire.

1. lien du site de présentation de la chaire : <https://ih2a.insa-rennes.fr/>



FIGURE 2 Image du fauteuil roulant intelligent

C'est dans cette équipe, et sur ce projet, que s'est déroulé mon stage.

1.2 Planning et méthodologie du stage

Le projet s'est principalement organisé en plusieurs périodes de collecte de données, suivies d'une étape de traitement des données et d'interprétation des résultats obtenus, comme le montre le diagramme de Gantt en figure 25 (en annexe), qui s'étale sur la période du 1^{er} avril au 30 septembre.

Les premières semaines ont été consacrées à la prise en main du robot. En parallèle, une étude bibliographique a été menée afin de comprendre les travaux déjà réalisés sur le système et d'identifier les solutions envisageables pour répondre à la problématique du stage.

Comme cela est développé dans le reste du rapport, l'objectif final est de détecter l'intention de l'utilisateur. Or, la réalité du terrain nous a montré que la principale difficulté résidait dans une bonne identification des frottements. C'est pour cette raison que nous avons décidé de prendre le temps d'étudier ce problème en profondeur et de mener plusieurs expériences complémentaires, pour avoir une analyse cohérente.

Pour rappel, l'exploitation des courants moteurs pour détecter l'intention de l'utilisateur suppose une connaissance fine de la dynamique du robot, frottements compris. C'est pourquoi nous commençons, dans la section suivante, par présenter le système étudié et par poser plus

formellement le cadre théorique dans lequel s'inscrit la détection de l'intention.

2 Description du système et formulation de l'intention utilisateur

Avant d'exploiter la mesure des courants moteurs évoquée précédemment, nous présentons dans un premier temps l'exosquelette utilisé dans le cadre de ce stage, avant de revenir sur la notion d'intention et la manière dont nous avons choisi de l'aborder.

2.1 L'exosquelette du bras : architecture et instrumentation

2.1.1 Structure mécanique

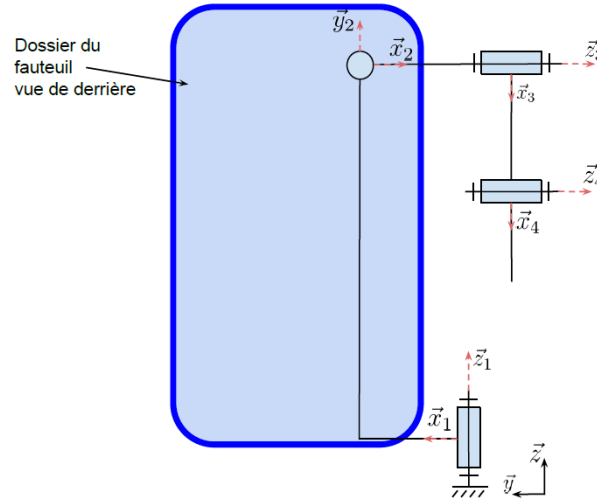


FIGURE 3 Schéma cinématique de l'exosquelette

La version de l'exosquelette sur laquelle j'ai pu travailler a été conçue dans le cadre de la thèse de Maxime Manzano [4]. Il s'agit d'un robot monté sur un fauteuil électrique, principalement constitué d'acier et d'aluminium.

Il est caractérisé par 4 degrés de liberté, comme le montre la figure 3, notés de q_1 à q_4 . Nous ferons référence à chaque articulation par son numéro dans le reste du rapport. La rotation 1 correspond à la rotation interne/externe de l'épaule. Ce mouvement est libre et non assisté : il requiert moins d'énergie que les autres, puisqu'il n'y a pas d'effet de la gravité sur cet axe de rotation. La rotation 2 correspond au mouvement d'abduction/adduction de l'épaule, tandis que les rotations 3 et 4 correspondent respectivement à la flexion/extension de l'épaule et du coude. Ces trois dernières articulations sont assistées par des motoréducteurs brushless ; elles constituent ainsi l'objet de notre étude.

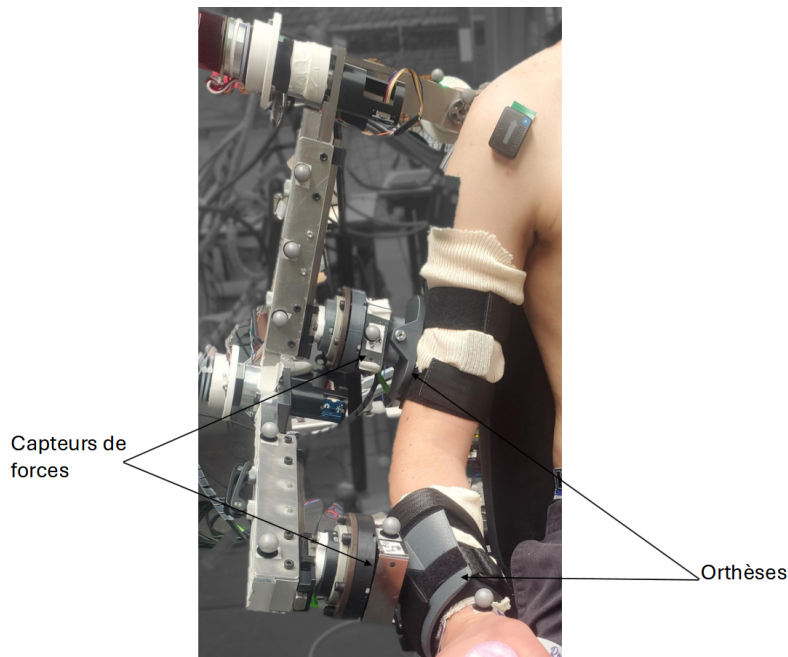


FIGURE 4 Image de l'exosquelette vu de face avec un utilisateur

Le bras et l'avant-bras de l'exosquelette sont instrumentés par des capteurs de force à 3 axes, ainsi que par des orthèses, comme on peut le voir sur la figure 4. Ces orthèses peuvent être translatées le long de l'axe du bras, afin d'améliorer le confort de l'utilisateur. Cette translation peut également être bloquée au niveau de chaque orthèse ; ce sera le cas pour l'ensemble des expériences présentées dans ce rapport, par souci de simplicité.

2.1.2 Structure électronique et logicielle

En ce qui concerne les capteurs intégrés à l'exosquelette :

- Encodeurs : intégrés aux moteurs, ils permettent d'obtenir les angles et vitesses de rotation de ces derniers.
- Capteurs à effet Hall : également intégrés aux moteurs, ils permettent la mesure du courant induit dans ceux-ci.
- Capteurs de force 3 axes.

Pour ce qui est de l'architecture logicielle, nous disposons de :

- **Simulink** : ce logiciel gère l'ensemble de la partie algorithmique de haut niveau et compile le code afin de le transférer vers une carte dSPACE.
- **ApossIDE** : il s'agit d'un éditeur pour le langage Aposs, proche du C++, qui permet de communiquer avec le microcontrôleur. Ce dernier assure la récupération des données issues des capteurs intégrés aux moteurs ainsi que l'envoi des commandes vers ces derniers. La communication entre la carte dSPACE et le microcontrôleur s'effectue via un bus CAN.

- **ControlDesk** : ce logiciel permet de visualiser les différents signaux et d'ajuster certaines valeurs du fichier Simulink après compilation de ce dernier.

2.2 Hypothèse de travail : l'intention comme perturbation du modèle

C'est dans ce contexte que mon travail sur l'exosquelette s'inscrit. Pour cela, il nous a fallu définir correctement ce que l'on considère comme une intention de l'utilisateur, sachant que nous ne disposons que de 3 grandeurs observables au niveau de chaque articulation : la position, la vitesse et le courant.

L'utilisateur interagit avec l'exosquelette au niveau des orthèses, qui constituent le point de liaison entre le bras et la structure robotique. En exerçant une force F_{user} à cette interface, il induit un couple τ_{user} au niveau de l'articulation. C'est ce couple que nous choisissons de considérer comme l'intention de mouvement de l'utilisateur, et c'est donc lui que nous chercherons à estimer par la suite.

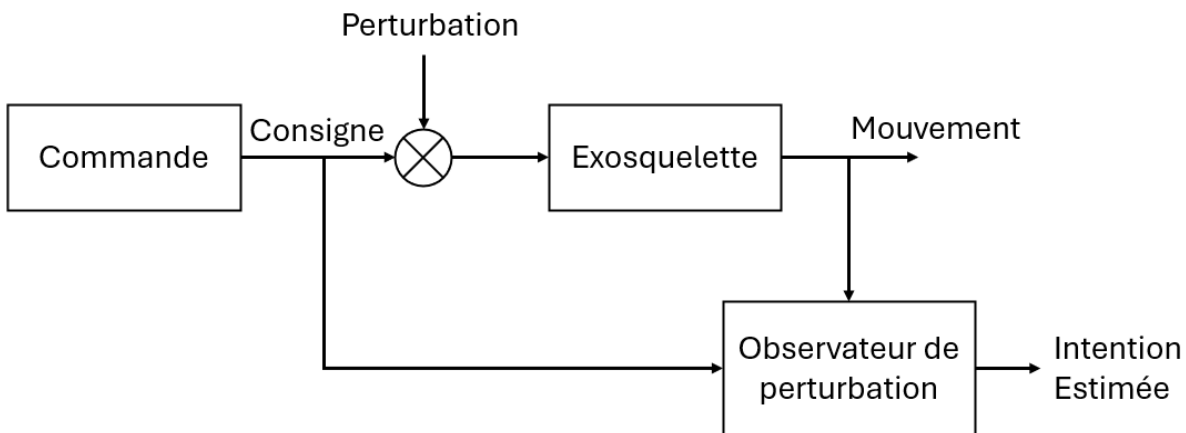


FIGURE 5 Schéma bloc explicatif de l'hypothèse sur l'intention

Le schéma bloc de la figure 5 illustre le principe retenu. La consigne envoyée à l'exosquelette est théoriquement la seule entrée du système, déterminant le mouvement produit en sortie du bloc *Exosquelette* selon le modèle dynamique du robot. Or, en pratique, une perturbation vient s'ajouter à cette consigne au niveau de l'articulation, sans que l'on puisse la mesurer directement.

En connaissant suffisamment bien ce modèle dynamique, il devient possible de prédire le mouvement attendu à partir de la seule consigne. Un écart entre ce comportement attendu et le comportement réellement observé peut alors être attribué à une perturbation extérieure, non expliquée par la commande envoyée.

Nous formulons ainsi l'hypothèse selon laquelle cette perturbation correspond à l'intention de mouvement de l'utilisateur. C'est pourquoi nous nous sommes orientés vers des observateurs de perturbation : en comparant la consigne et le mouvement mesuré, le bloc *Observateur de perturbation* identifie et estime cette perturbation, pour en extraire une intention estimée exploitable par la suite.

3 Observateur de perturbation appliqué au pendule 1 DDL

Afin d'étudier la construction d'un observateur de perturbation avant de l'appliquer à l'exosquelette, nous proposons de commencer par un système simplifié : un pendule à 1 degré de liberté. Cette approche permet de poser proprement le formalisme mathématique de la perturbation, avant d'en aborder l'estimation.

3.1 Mise en équation de l'état étendu

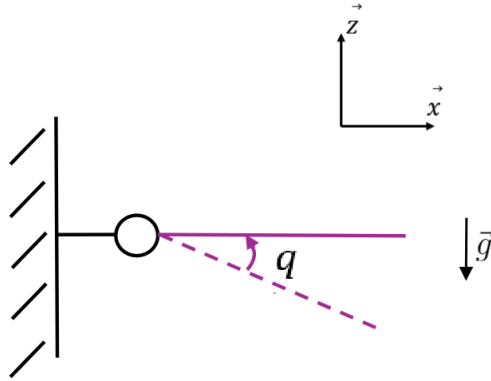


FIGURE 6 Schéma pendule 1 DDL

Pour cette section on considère un pendule simple à 1 degré de liberté, comme schématisé sur la figure 6, pour poser le problème. On note donc le vecteur d'état et le vecteur de mesure comme suit :

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} q \\ \dot{q} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{y} = \begin{bmatrix} q \end{bmatrix} \quad (1)$$

Un bilan dynamique du système nous permet d'obtenir l'équation suivante :

$$\dot{\mathbf{x}} = f(\mathbf{x}, u), \quad \mathbf{y} = g(\mathbf{x}, u) \quad (2)$$

avec :

$$f(\mathbf{x}, u) = \begin{bmatrix} x_2 \\ \frac{1}{J}(\tau_g + u + \tau_{dis}) \end{bmatrix} \quad (3)$$

et :

$$g(\mathbf{x}, u) = \mathbf{x} \quad (4)$$

Dans les équations (2), (3) et (4), u correspond à la commande, J à l'inertie, τ_g au couple induit par l'effet de la gravité, et enfin τ_{dis} à la perturbation extérieure non modélisée. Il est également important de prendre en compte les erreurs de modèle, c'est pourquoi on écrit :

$$f(\mathbf{x}, u) = f_0(\mathbf{x}, u) + \Delta f(\mathbf{x}, u) \quad (5)$$

où f_0 correspond à la dynamique nominale et Δf représente l'erreur de modèle. En notant :

$$d = \frac{1}{J}\tau_{dis} \quad (6)$$

on peut alors définir la perturbation globale (perturbation extérieure et erreur de modèle réunies) :

$$\tilde{d} = d + \Delta f(\mathbf{x}, u) \quad (7)$$

À partir de cette définition de $\tilde{d}$, il est possible de construire un état étendu que l'on notera :

$$\mathbf{x}_{dis} = \begin{bmatrix} q \\ \dot{q} \\ \tilde{d} \\ \dot{\tilde{d}} \\ \vdots \\ \tilde{d}^{(p-1)} \end{bmatrix} \quad \text{avec} \quad \tilde{d}^{(p)} = 0 \quad (8)$$

Maintenant que la perturbation $\tilde{d}$ a été définie mathématiquement et intégrée à l'état du système, il reste à déterminer comment l'estimer en pratique. Nous proposons ainsi un état de l'art des différentes structures d'observateurs de perturbation existantes, afin de justifier le choix de celle retenue pour notre application.

3.2 L'observateur de perturbation dans la littérature : structures et cas d'usage

Un observateur de perturbation (que l'on notera DOB, pour *Disturbance Observer*) est très souvent utilisé pour corriger des commandes en *feedforward* en estimant des perturbations qui ne peuvent pas être modélisées analytiquement. C'est par exemple le cas pour un robot nettoyeur de vitres [5], où le DOB permet d'estimer la pression de contact entre le robot et le mur, grandeur difficile à mesurer directement mais essentielle au maintien de l'adhérence du robot sur la surface vitrée.

On retrouve également cette approche dans le domaine de la robotique d'assistance [6, 7], où un exosquelette de rééducation utilise un DOB pour estimer, sans capteur de couple dédié, le couple exercé par l'utilisateur lors d'exercices de flexion et d'extension du coude. Dans ce

cas, le DOB se substitue à une instrumentation physique coûteuse et permet de rendre le dispositif plus compliant vis-à-vis des mouvements de l'utilisateur, en ajustant la commande en temps réel en fonction du couple estimé.

Ces deux exemples illustrent bien l'intérêt principal du DOB : estimer une grandeur non mesurée (perturbation externe, effort d'interaction, erreur de modèle) à partir des seules informations disponibles sur l'état du système, afin de la compenser dans la boucle de commande sans recourir à un capteur supplémentaire.

Pour construire notre DOB, nous nous sommes fortement inspirés des travaux de synthèse [8] et [9], qui détaillent les étapes de construction de l'état étendu ainsi que les différentes structures de DOB existantes dans la littérature. Ces revues permettent notamment de comparer les approches basées sur l'inversion de la dynamique nominale et celles basées sur une formulation en variables d'état, cette dernière étant celle retenue dans la section précédente.

[10] propose quant à lui un guide pratique de réglage du DOB, en particulier sur le choix de l'ordre et de la bande passante du filtre associé.

En effet, il est important de souligner qu'un observateur de perturbation correspond, in fine, à un filtre passe-bas appliqué à l'estimation de la perturbation : plus l'ordre du filtre est élevé, plus l'estimation peut suivre rapidement les variations de la perturbation, au prix d'une plus grande sensibilité au bruit de mesure. Le choix de l'ordre du filtre constitue donc un compromis entre rapidité de convergence de l'estimation et robustesse au bruit.

Ainsi, [10] propose un filtre de degré 2 pour le même cas d'usage d'un pendule à 1 DDL, avec $p = 1$:

$$\hat{\tilde{d}} = \frac{k_1}{s^2 + k_2s + k_1} \tilde{d} \quad (9)$$

où s correspond à la variable de Laplace, et k_1 et k_2 sont des paramètres à déterminer par placement de pôles α et β tels que :

$$\begin{cases} \alpha + \beta = -k_2 \\ \alpha\beta = k_1 \end{cases} \quad (10)$$

Pour des raisons de stabilité du filtre, α et β sont choisis à partie réelle strictement négative.

tandis que [11] utilise un filtre passe-bas de degré 1 :

$$\hat{\tilde{d}} = \frac{k}{s + k} \tilde{d} \quad (11)$$

où, de la même manière, k est choisi à partie réelle strictement négative, pour les mêmes raisons de stabilité.

Cette différence d'ordre illustre bien le compromis mentionné précédemment : un filtre d'ordre 1 est plus simple à régler et moins sensible au bruit haute fréquence, mais offre une dynamique d'estimation plus lente et une moins bonne réjection des perturbations rapidement variables, comparé à un filtre d'ordre 2.

Par ailleurs, [11] propose un cadre d'utilisation plus large du DOB, en l'intégrant à un schéma de commande en impédance. Dans ce cadre, la perturbation estimée par le DOB n'est plus seulement compensée pour rejeter les effets non modélisés, mais également exploitée pour reconstruire l'effort d'interaction entre le système et son environnement, permettant ainsi de réguler la relation dynamique entre position et force de contact sans capteur d'effort dédié. Cette approche rejoint les cas d'usage évoqués précédemment (robot nettoyeur de vitres, exosquelette de rééducation), où l'estimation de la perturbation sert non seulement à corriger la commande, mais aussi à caractériser une interaction physique avec l'environnement.

Il existe également une autre construction d'observateur, correspondant à un *Sliding Perturbation Observer*. L'article [12] explique en détail la construction de ce dernier pour une plateforme mobile à plusieurs vérins hydrauliques. Cet observateur reste intéressant, mais surtout dans le cadre d'un *Sliding Mode Control* (SMC), auquel il est naturellement associé. Cependant, le plus gros inconvénient d'un tel observateur est qu'il nécessite un grand nombre de paramètres à régler par articulation, ce qui n'est pas idéal pour notre cas d'usage où le nombre d'articulations à contrôler rendrait ce réglage particulièrement fastidieux. De plus, un SMC n'est pas forcément envisageable pour un exosquelette de bras dans un contexte d'assistance, car le phénomène de *chattering* inhérent à ce type de commande — c'est-à-dire les commutations rapides et discontinues du signal de commande autour de la surface de glissement — se traduirait par des à-coups de couple perceptibles par l'utilisateur. Or, dans une interaction physique homme-robot, ce type de comportement est non seulement inconfortable, mais peut également représenter un risque pour la sécurité de l'utilisateur. Cette contrainte de confort et de sécurité rend donc le SMC peu adapté à ce cas d'usage, contrairement à un DOB classique associé à une commande continue, plus cohérent avec les exigences d'un exosquelette d'assistance.

3.3 Limites de l'observateur de perturbation face à l'incertitude sur le frottement

Les différentes solutions de DOB présentées précédemment sont toutes envisageables pour notre système. C'est la raison pour laquelle nous avons fait le choix de construire l'état étendu présenté précédemment et d'utiliser un filtre de Kalman étendu pour estimer cet état, plutôt qu'un simple filtre passe-bas comme dans les approches de [10] et [11], ou qu'un observateur à modes glissants comme dans [12].

Cela dit, un autre problème découle plus généralement de l'utilisation d'un DOB : il est nécessaire de disposer d'une bonne connaissance du modèle dynamique du système pour que l'estimation de la perturbation soit fiable. En effet, toute erreur non prise en compte dans la

dynamique nominale f_0 (défini équation 5) sera interprétée par l'observateur comme faisant partie de la perturbation $\tilde{d}$ (défini équation 7), ce qui peut biaiser l'estimation si le modèle nominal est trop imprécis. Cette dépendance à la qualité du modèle constitue donc une limite intrinsèque à toute approche basée sur un DOB, quelle que soit la structure de filtre retenue.

C'est particulièrement le cas du modèle de frottement, qui reste un défi majeur pour notre système. Les frottements, notamment secs (de Coulomb) et visqueux au niveau des articulations, sont difficiles à modéliser avec précision et peuvent varier dans le temps (usure, température, jeu mécanique), ce qui rend d'autant plus délicate la distinction entre une perturbation réellement extérieure au système et une erreur due à une mauvaise estimation du frottement.

En définitive, si le DOB permet d'estimer efficacement une perturbation à partir des seules grandeurs observables du système, sa fiabilité reste conditionnée à la qualité du modèle dynamique sous-jacent. Le frottement, particulièrement difficile à modéliser avec précision, constitue ainsi le principal verrou à lever avant de pouvoir exploiter cette approche sur notre exosquelette.

4 Modélisation des frottements dans les articulations d'un robot série

Comme évoqué précédemment, le frottement constitue l'une des principales sources d'erreur de modélisation pour notre système. Afin de mieux comprendre l'origine de cette difficulté, il est nécessaire de définir à quoi ressemble la courbe de frottement en fonction de la vitesse de rotation, ainsi que les différents phénomènes physiques qui la composent [13].

4.1 Les trois régimes du frottement : sec, Stribeck, visqueux

Comme illustré sur la figure 7, il est possible d'identifier trois phénomènes distincts qui se superposent selon la plage de vitesse considérée [14] :

- une phase de frottements secs, qui s'oppose à toute mise en mouvement tant que le couple appliqué n'excède pas un certain seuil ($\omega = 0$) ;
- l'effet Stribeck, qui se traduit par une diminution du frottement autour des faibles vitesses, avant la transition vers le régime visqueux ;
- des frottements visqueux, proportionnels à la vitesse de rotation et dominants aux vitesses plus élevées.

C'est précisément la coexistence de ces trois régimes, ainsi que la transition non linéaire entre eux, qui rend le frottement particulièrement difficile à modéliser avec précision, et qui justifie le recours à des modèles de frottement dédiés plutôt qu'à une simple approximation linéaire.

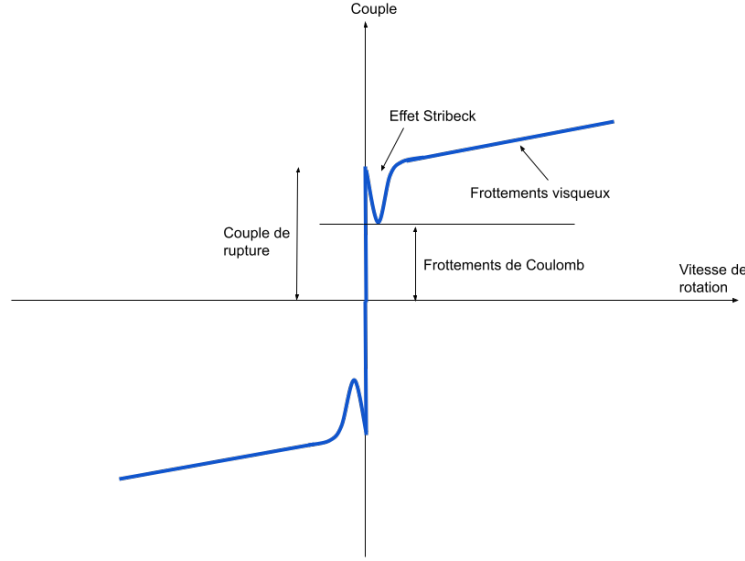


FIGURE 7 Allure de la courbe de frottement

4.2 Modèles mathématiques de la transition de Stribeck

Plusieurs modèles ont été proposés dans la littérature pour capturer cette transition non linéaire entre frottement statique et frottement visqueux, en particulier au voisinage de l'effet Stribeck. Parmi les plus utilisés, on retrouve notamment [14, 15, 16] :

— Modèle de Tustin :

$$\tau_f = (\tau_C + (\tau_S - \tau_C)e^{-|\omega|/\omega_S}) \times \text{sign}(\omega) + \tau_V \omega \quad (12)$$

— Modèle Gaussien :

$$\tau_f = \left(\tau_C + (\tau_S - \tau_C)e^{-(\omega/\omega_S)^2} \right) \times \text{sign}(\omega) + \tau_V \omega \quad (13)$$

— Modèle Lorentzien :

$$\tau_f = (\tau_C + (\tau_S - \tau_C)e^{-|\omega|/\omega_S}) \text{sign}(\omega) + \tau_V \omega \quad (14)$$

où τ_f désigne le couple de frottement total, τ_C le couple de frottement de Coulomb (frottement sec asymptotique aux vitesses élevées), τ_S le couple de frottement statique maximal (au décollage, $\omega \rightarrow 0$), ω_S la vitesse caractéristique de Stribeck qui gouverne la largeur de la zone de transition entre les régimes statique et visqueux, τ_V le coefficient de frottement visqueux, et ω la vitesse de rotation de l'articulation. Ces trois modèles partagent donc la même structure générale — un terme exponentiel décroissant modélisant la transition de Stribeck, auquel s'ajoute un terme visqueux linéaire en ω .

4.3 Effets de la charge et de la température sur le frottement

Cela dit, en pratique, et spécialement dans les robots série, d'autres paramètres entrent en compte, comme la charge et la température. Notamment, l'article [17] met en évidence l'effet de la température sur les frottements visqueux : plus la température est faible, plus la pente est élevée (donc plus de frottements), et plus la température est élevée, plus la pente est faible (donc moins de frottements). Cela dit, les différences observées ne deviennent notables qu'entre des températures très éloignées (entre 15°C et 40°C dans cette étude), ce qui suggère que cet effet reste secondaire dans une plage de fonctionnement usuelle.

En ce qui concerne l'effet de la charge, l'article [18] met clairement en évidence une relation entre le couple de frottement et le couple de gravité induit par la charge : plus ce couple de gravité est élevé, plus les frottements le sont également. Cela implique que, pour une même charge, le couple de frottement n'est pas constant mais dépend de l'angle de l'articulation, puisque le couple de gravité induit par la charge varie lui-même avec la configuration du bras.

D'autres articles mettent en évidence l'effet combiné de ces deux facteurs (charge et température) sur le couple de frottement, et proposent des formules permettant de les intégrer directement dans l'équation du modèle [19, 20]. La forme qui revient le plus souvent dans la littérature est la suivante :

$$\tau_f = (\tau_C + (\tau_S - \tau_C)e^{-|\omega|/\omega_S}) \text{sign}(\omega) + \tau_V\omega + (f_{l1}\tau_{load}^2 + f_{l2}|\tau_{load}|) \text{sign}(\omega) \quad (15)$$

où τ_{load} correspond au couple de gravité induit par la charge à l'articulation considérée, et f_{l1} , f_{l2} sont des coefficients empiriques permettant de pondérer respectivement la contribution quadratique et linéaire de ce couple de charge sur le frottement total. Ce terme additionnel vient donc s'ajouter au modèle de frottement statique/visqueux présenté précédemment (équations (12) à (14)), afin de tenir compte de la dépendance du frottement à la charge portée par le robot.

En résumé, les modèles classiques décrivent bien la transition statique/visqueux, mais supposent des paramètres constants. Or, dans notre cas, la charge portée par chaque articulation varie continuellement, ce qui suggère que le couple de charge τ_{load} ne peut être négligé — hypothèse que nous cherchons à vérifier expérimentalement dans la section suivante.

5 Identification expérimentale des frottements

Après avoir présenté les modèles théoriques de frottement et leurs principales limites, cette section décrit la démarche expérimentale mise en œuvre pour identifier ces frottements sur notre exosquelette. Trois protocoles successifs ont été explorés : un protocole initial, qui a permis d'identifier un comportement asymétrique des frottements et qui a motivé le développement des deux protocoles suivants, ainsi que deux protocoles complémentaires, qui ont mis en évidence l'intérêt de la prise en compte de la charge dans le modèle de frottement.

5.1 Protocole expérimental initial et observation d'une asymétrie

Dans un premier temps, nous avons décidé de nous concentrer sur une seule articulation, celle du coude. La stratégie la plus naïve a consisté à réaliser des mesures à vide (sans utilisateur) afin d'identifier les paramètres d'un modèle de frottement classique, tel que le modèle de Tustin. Pour cela, une commande de compensation de gravité — basée sur un modèle de gravité déjà établi par un collègue ayant précédemment travaillé sur le robot — était d'abord appliquée, à laquelle s'ajoutait un signal de commande sinusoïdal, dans différentes configurations du bras.

L'intérêt du signal sinusoïdal réside dans sa simplicité de paramétrage : il suffit de faire varier sa fréquence et son amplitude d'un essai à l'autre pour explorer facilement une large plage de vitesses et multiplier ainsi le nombre de données collectées, sans avoir à concevoir une trajectoire de commande plus complexe pour chaque essai.

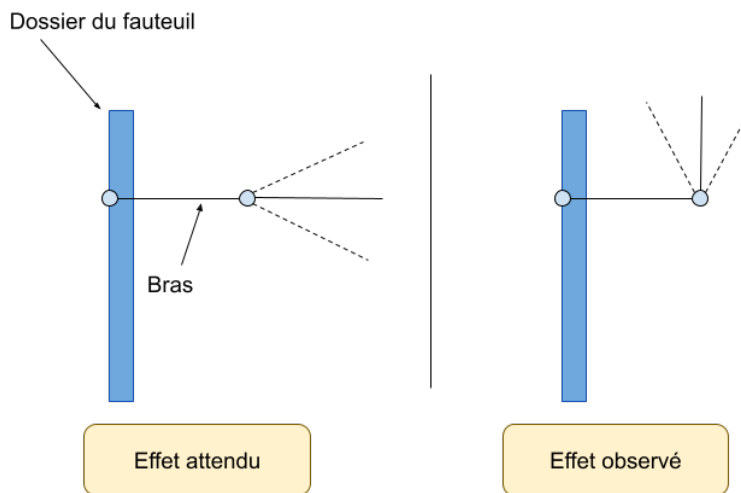


FIGURE 8 Schéma illustrant la différence entre l'effet attendu et l'effet observé

Comportement observé Cela dit, une fois les expériences commencées, nous avons observé un comportement étrange. En positionnant l'avant-bras dans une position horizontale (maintenue grâce à la commande de compensation de gravité), puis en envoyant le signal sinusoïdal, le bras convergeait vers un mouvement sinusoïdal vertical, alors que l'on s'attendait à un mouvement autour de la position initiale, c'est-à-dire horizontale. La figure 8 illustre la différence entre ces deux comportements. Ce qui est donc observé, c'est que le bras a besoin de plus de couple pour l'extension que pour la flexion.

5.1.1 Gravité ou frottement : recherche de l'origine de l'asymétrie

Deux pistes sont possibles pour justifier ce comportement :

- Une erreur dans le modèle gravitaire : si le modèle sous-estime la masse du bras, cela pourrait expliquer pourquoi le couple nécessaire est plus élevé que prévu pour le mouvement d'extension, celui-ci devant alors compenser un couple de gravité plus important que celui calculé par le modèle.
- Des frottements asymétriques : si les frottements sont plus élevés dans un sens que dans l'autre, cela pourrait également justifier ce comportement, puisqu'ils ne sont pas pris en compte dans la commande.

Recalage du modèle gravitaire par mesures statiques Pour éliminer la première hypothèse, un nouveau modèle gravitaire est calculé sur la base des étapes suivantes. Le courant moteur est mesuré après stabilisation du bras dans 27 positions différentes (3 angles différents par articulation). Chaque mesure est effectuée deux fois, avec le bras se stabilisant à partir de deux directions différentes, puis en effectuant une moyenne entre les deux mesures ; le but de mesurer dans les deux sens est de moyennner l'effet des frottements secs, qui s'opposent au mouvement de façon symétrique selon la direction d'approche de la position finale et dont la contribution s'annule donc en moyenne.

Identification linéaire des paramètres de gravité Une fois ces couples mesurés, une optimisation linéaire est réalisée pour identifier les paramètres du modèle gravitaire. Le principe repose sur l'expression de l'énergie potentielle du bras au niveau des centres de masse de chaque segment :

$$U = - \sum_i m_i \mathbf{g}^T \mathbf{p}_{G_i} \quad (16)$$

où $\mathbf{p}_{G_i}$ désigne la position du centre de masse du segment i dans le repère monde. Le couple de gravité théorique s'obtient alors par :

$$\boldsymbol{\tau}_g = \frac{\partial U}{\partial \mathbf{q}} \quad (17)$$

L'astuce consiste à remarquer que, bien que U dépende de façon non linéaire des positions des centres de masse $\mathbf{p}_{G_i}$ (via la cinématique du bras), elle reste linéaire par rapport aux *premiers moments de masse* de chaque segment, définis par :

$$MX_i = m_i x_{g_i}, \quad MY_i = m_i y_{g_i}, \quad MZ_i = m_i z_{g_i} \quad (18)$$

En regroupant ces grandeurs dans un vecteur de paramètres $\boldsymbol{\theta}$, le couple de gravité peut alors se réécrire sous forme linéaire :

$$\boldsymbol{\tau}_g = \Phi(\mathbf{q}) \boldsymbol{\theta} \quad (19)$$

où $\Phi(\mathbf{q})$ est appelée matrice de régression, et dépend uniquement de la configuration $\mathbf{q}$ du bras (donc connue à chaque mesure), tandis que $\boldsymbol{\theta}$ regroupe les paramètres inconnus à identifier.

En empilant les équations (19) obtenues pour chacune des 27 configurations mesurées, on obtient un système linéaire surdéterminé :

$$\mathbf{W}\boldsymbol{\theta} = \mathbf{Y} \quad (20)$$

où $\mathbf{W}$ est la concaténation des matrices de régression $\Phi(\mathbf{q})$ pour chaque mesure, et $\mathbf{Y}$ la concaténation des couples mesurés correspondants. Les paramètres $\boldsymbol{\theta}$ sont alors estimés au sens des moindres carrés, par pseudo-inverse de $\mathbf{W}$, ce qui permet d'obtenir le jeu de paramètres qui minimise l'écart entre les couples prédits par le modèle et les couples réellement mesurés.

Persistance de l'asymétrie et limites de la moyenne directionnelle Pourtant, après l'implémentation du nouveau modèle dans le robot et la reprise des expériences souhaitées, le comportement asymétrique entre flexion et extension persiste. L'une des raisons pour lesquelles cette démarche n'a pas permis de résoudre le problème tient à la discontinuité de la courbe de frottement au voisinage des vitesses nulles, comme le montre la figure 7. En effet, lorsque l'on effectue une mesure à vitesse nulle, le couple mesuré peut prendre n'importe quelle valeur comprise entre $+\tau_S$ et $-\tau_S$ (voir équations 12 à 14), ce qui rend discutable le choix de moyenner les mesures obtenues dans les deux directions.

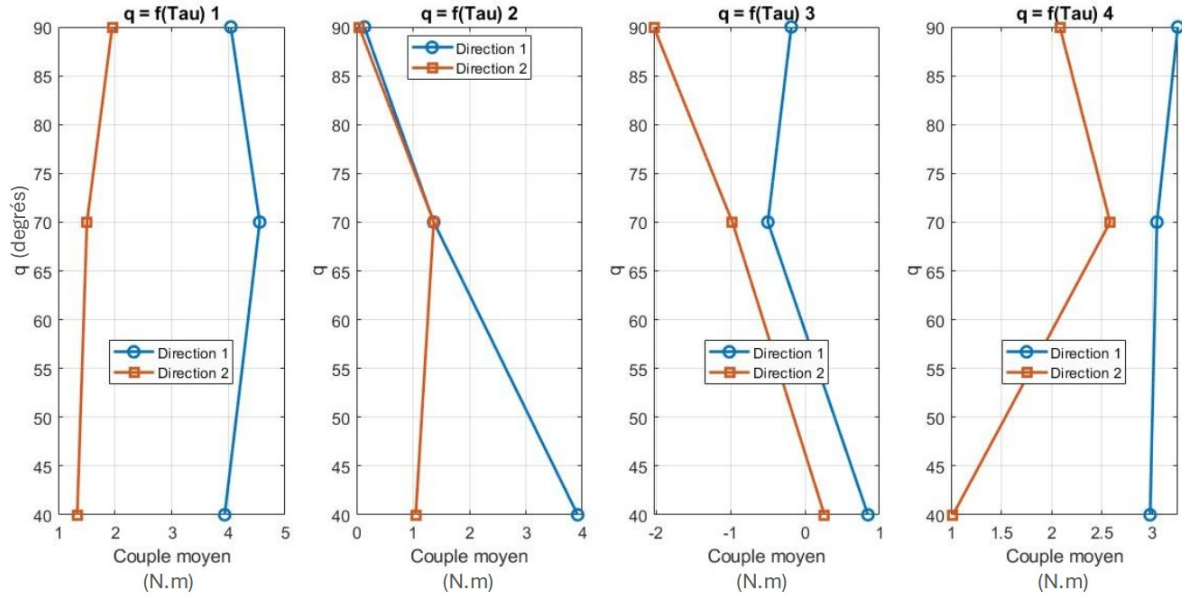


FIGURE 9 Courbe de différence de mesure de couple dans chaque direction entre 3 angles de coude, dans 4 configurations d'angles d'épaules différents

Afin de vérifier l'impact de ce choix, nous avons cherché à observer directement l'écart de mesure entre les deux directions, en traçant les courbes de la figure 9. On y observe effecti-

vement un écart qui n'est pas constant d'une configuration à l'autre, et qui peut atteindre plus de 2 N.m.

Cet écart, à la fois important et non constant, confirme que la moyenne entre les deux directions de mesure n'est pas une hypothèse fiable pour s'affranchir des frottements secs. Ce constat nous pousse donc à analyser le problème plus en détail, et à nous orienter vers d'autres méthodes d'identification des frottements.

5.2 Deux protocoles de mesure : moteurs démontés et moteurs montés

Face aux limites de l'approche précédente, nous avons décidé de changer de protocole. Nous avons envisagé deux approches différentes : la première consiste à effectuer les mesures sur des moteurs démontés répondant à des consignes de vitesse en rampe, tandis que la seconde consiste à effectuer les mesures sur des moteurs montés sur le robot, répondant à des consignes de vitesse constante.

5.2.1 Protocole pour l'approche à partir des moteurs démontés

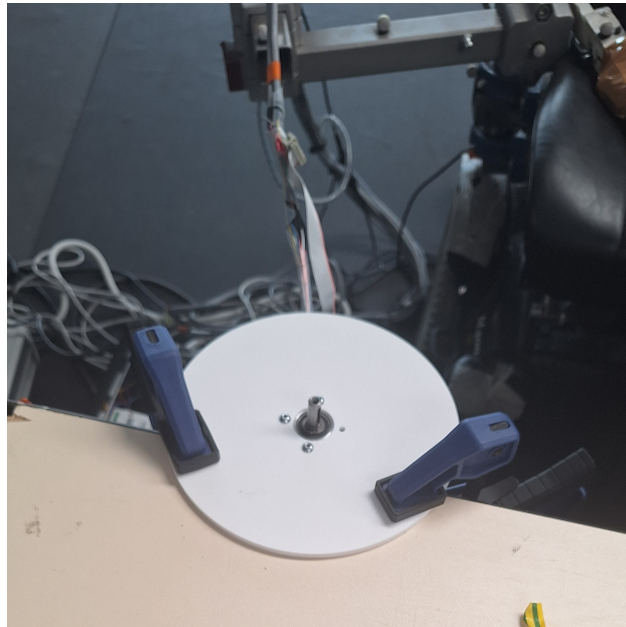


FIGURE 10 Image du banc de test

Suite à des discussions avec Margot Vulliez, chercheuse à l'Inria de Bordeaux au sein de l'équipe AUCTUS, nous avons décidé de tester les moteurs à vide, c'est-à-dire démontés du robot, afin d'identifier les frottements seuls, indépendamment de tout effet de la gravité.

Ainsi, nous avons développé un banc de test simple, imprimé en 3D, permettant de maintenir chaque moteur à la verticale, en position fixe, à l'aide d'étaux de serrage, comme le montre la figure 10. Le fait de fixer le moteur à la verticale permet d'annuler la composante de couple due à la gravité sur l'axe du moteur lui-même, isolant ainsi la seule contribution des frottements dans les mesures de couple effectuées.

L'intérêt de tester les moteurs à vide réside également dans l'absence de butées articulaires : contrairement aux mesures collectées directement sur le robot assemblé (en section 5.2.2), où les limites angulaires de chaque articulation empêchent d'atteindre un régime de vitesse stabilisé sur de longues plages, un moteur démonté peut tourner librement sans contrainte de fin de course. Cela permet d'envoyer directement des consignes en rampe de vitesse, c'est-à-dire une vitesse croissant progressivement au cours du temps, plutôt que de devoir tester chaque vitesse constante séparément.

Les rampes choisies présentent une accélération très faible, afin de permettre au moteur de traverser un maximum de vitesses différentes tout en restant, à chaque instant, quasiment en régime de vitesse constante localement. Cette faible accélération permet ainsi de considérer chaque point de la rampe comme représentatif du frottement à la vitesse instantanée correspondante, sans introduire d'effet dynamique significatif lié à l'accélération elle-même. Le couple mesuré τ_{mes} correspond alors directement au couple de frottement τ_f :

$$\tau_{mes} = \tau_f \quad (21)$$

5.2.2 Protocole pour l'approche à partir de mesures à vitesses constantes

Contrairement à l'approche précédente, cette seconde méthode consiste à effectuer les mesures directement sur les moteurs montés sur le robot assemblé. Cela permet de tenir compte des effets liés à l'assemblage complet du système, mais impose en contrepartie de travailler à vitesse constante plutôt qu'en rampe, en raison des butées articulaires limitant les plages de mouvement disponibles.

Pour cela, nous avons défini 10 vitesses de consigne différentes (v_1 à v_{10}), puis combiné ces vitesses avec l'ensemble des configurations possibles selon qu'une articulation est en mouvement ou à l'arrêt. Avec 3 articulations, il existe 7 combinaisons possibles d'articulations actives (3 articulations seules, 3 paires d'articulations, et les 3 articulations simultanément), chacune étant testée aux 10 vitesses définies précédemment, ce qui porte le nombre total d'essais à $7 \times 10 = 70$.

Le tableau 1, présenté en annexe, répertorie l'ensemble de ces essais ainsi que la configuration de vitesse imposée à chaque articulation pour chacun d'eux.

Par la suite, afin d'alléger les notations, nous ferons référence à ces deux jeux de données sous les termes de **jeu 1** pour les mesures effectuées sur les moteurs démontés, et de **jeu 2** pour les mesures effectuées sur les moteurs montés à vitesse constante.

5.2.3 Traitement des données avant l'identification

Avant de pouvoir exploiter le jeu 1 et le jeu 2 pour l'identification des paramètres, il est nécessaire d'appliquer plusieurs étapes de traitement aux données brutes collectées, afin d'en garantir la qualité et la représentativité.

Dans les paragraphes précédents, lorsque l'on mentionnait le couple mesuré, il s'agissait en réalité d'une mesure de courant multipliée par la constante de couple K_t , selon la relation suivante :

$$\tau = K_t i \quad (22)$$

Cette mesure de courant étant cependant extrêmement bruitée, il a été nécessaire de filtrer le signal à l'aide d'un filtre passe-bas, en l'occurrence un filtre de Butterworth d'ordre 5. Nous avons également utilisé la fonction `filtfilt` de MATLAB, qui permet, en post-traitement, d'appliquer le filtre sans introduire de déphasage.

Il est également important de préciser que le robot possède des limites articulaires. Afin d'explorer un maximum de configurations pour le **jeu 2**, chaque articulation est d'abord animée à vitesse positive constante jusqu'à atteindre un angle de $+90$ degrés, puis à vitesse opposée jusqu'à atteindre un angle de -90 degrés. Il est donc nécessaire d'exclure les données correspondant aux régimes transitoires, c'est-à-dire les 10 degrés situés de part et d'autre des positions extrêmes (changement de sens de rotation).

5.3 Interprétation des données et résultats

Maintenant que les différents protocoles de collecte de données sont identifiés, il est nécessaire d'expliquer la démarche qui en découle pour identifier la dynamique du robot.

5.3.1 Identification du modèle de frottement seul

Comme précisé dans l'équation 21, pour le **jeu 1**, le couple mesuré correspond au couple de frottement.

Modèle de frottement En ce qui concerne les frottements, nous avons choisi de suivre un modèle gaussien asymétrique, formulé comme suit :

$$\tau_f = \begin{cases} c_1 + c_3 \dot{q}_4 + (c_5 - c_1) \exp\left(-\left(\frac{\dot{q}_4}{c_7}\right)^2\right), & \dot{q}_4 \geq 0 \\ -c_2 + c_4 \dot{q}_4 - (c_6 - c_2) \exp\left(-\left(\frac{\dot{q}_4}{c_7}\right)^2\right), & \dot{q}_4 < 0 \end{cases} \quad (23)$$

Dans cette formulation, c_1 et c_2 représentent le frottement de Coulomb asymptotique respectivement pour les vitesses positives et négatives, c_3 et c_4 le coefficient de frottement visqueux dans chacun des deux régimes, et c_7 la largeur caractéristique de la zone de transition autour

de $\dot{q}_4 = 0$. Le terme exponentiel permet quant à lui de représenter l'effet Stribeck, c'est-à-dire la diminution du couple de frottement observée au voisinage des très faibles vitesses, c_5 et c_6 correspondant respectivement au couple maximal et minimal atteints dans cette zone. Le choix d'un modèle asymétrique, avec des jeux de paramètres distincts selon le signe de $\dot{q}_4$, se justifie par l'asymétrie de frottement observée expérimentalement entre les deux sens de rotation.

Cette expression présente toutefois une discontinuité au voisinage de $\dot{q}_4 = 0$, du fait du changement de régime entre les deux cas de l'équation 23, ce qui complique la convergence de l'algorithme d'optimisation utilisé pour identifier les paramètres c_i . Le paragraphe suivant détaille la manière dont cette discontinuité est lissée afin de faciliter l'identification.

Lissage de la discontinuité par tangente hyperbolique Afin de rendre l'algorithme d'identification plus rapide, nous avons cherché à supprimer la discontinuité présente dans l'expression de τ_f au voisinage de $\dot{q}_4 = 0$. En effet, une discontinuité rend le gradient du coût mal défini ou très fortement variable à proximité de $\dot{q}_4 = 0$, ce qui ralentit, voire empêche, la convergence des algorithmes d'optimisation basés sur le gradient. En remplaçant cette discontinuité par une expression continue et dérivable, on facilite le calcul du gradient et on accélère ainsi la convergence de l'optimisation. C'est pourquoi nous avons décidé d'approcher cette transition à l'aide de la tangente hyperbolique, telle que :

$$\alpha = \frac{\tanh(K\dot{q}_4) + 1}{2} \quad (24)$$

avec $K \gg 1$. L'intérêt de cette formulation est que la tangente hyperbolique se comporte de façon quasiment identique à la fonction signe lorsque K est choisi suffisamment grand, tout en restant continue et dérivable, contrairement à la fonction signe elle-même. La variable α ainsi définie vaut donc environ 1 pour $\dot{q}_4 > 0$ et environ 0 pour $\dot{q}_4 < 0$, avec une transition lissée autour de $\dot{q}_4 = 0$. Cette variable α est alors utilisée comme un poids permettant de

mélanger continûment les deux expressions de frottement de l'équation 23, l'une valable pour les vitesses positives, l'autre pour les vitesses négatives, afin de représenter l'asymétrie du frottement tout en supprimant la discontinuité. Pour cela, on définit d'abord les deux composantes de frottement correspondant respectivement au régime des vitesses positives et négatives :

$$\tau_f^+ = c_1 + c_3 \dot{q}_4 + (c_5 - c_1) \exp\left(-\left(\frac{\dot{q}_4}{c_7}\right)^2\right) \quad (25)$$

$$\tau_f^- = -c_2 + c_4 \dot{q}_4 - (c_6 - c_2) \exp\left(-\left(\frac{\dot{q}_4}{c_7}\right)^2\right) \quad (26)$$

Le frottement lissé τ_f s'exprime alors comme la combinaison pondérée de ces deux composantes par la variable α :

$$\tau_f = \alpha \tau_f^+ + (1 - \alpha) \tau_f^- \quad (27)$$

C'est cette expression lissée τ_f , et non plus l'expression discontinue initiale de l'équation 23, qui est utilisée comme modèle pour l'optimisation présentée ci-après.

Optimisation des paramètres du modèle Afin de réduire le nombre de paramètres à optimiser, et donc d'accélérer la convergence de l'algorithme, nous avons choisi de fixer directement les paramètres c_5 et c_6 plutôt que de les inclure parmi les paramètres estimés par optimisation. Ces deux paramètres sont déterminés directement à partir des mesures, comme le couple maximal et minimal observés dans l'intervalle de très faible vitesse où $|\dot{q}_4| < 0.04$ rad/s, cet intervalle correspondant à la zone où l'effet Stribeck domine le couple de frottement.

Le coût à minimiser est donc défini comme la somme des écarts quadratiques entre couple mesuré et couple prédit par le modèle, sur l'ensemble des points de mesure :

$$Cost = \sum_i (\tau_{mes,i} - \tau_{f,4,i})^2 \quad (28)$$

et le vecteur des paramètres réellement optimisés se réduit donc à :

$$\mathbf{p} = \begin{bmatrix} c_1 \\ c_2 \\ c_3 \\ c_4 \\ c_7 \\ K \end{bmatrix} \quad (29)$$

Le paramètre K est lui aussi inclus parmi les paramètres à optimiser plutôt que fixé a priori, afin de laisser l'algorithme trouver le meilleur compromis entre une transition suffisamment abrupte pour bien approximer la fonction signe, et une transition suffisamment lisse pour ne pas réintroduire de discontinuité numérique nuisant à la convergence de l'optimisation.

Cette optimisation est réalisée à l'aide de la fonction `fmincon` de MATLAB, couplée à `GlobalSearch`, ce qui permet de s'assurer que le minimum obtenu correspond bien à un optimum global et non à un simple minimum local.

Résultats d'identification des frottements seul Les résultats obtenus sont très satisfaisants. Comme le montre la figure 11, le modèle identifié se superpose très bien aux mesures sur l'ensemble de la plage de vitesses testée. L'allure obtenue correspond par ailleurs à ce que l'on pouvait attendre d'une courbe de frottement typique (voir figure 7), avec notamment un effet Stribeck très étroit, c'est-à-dire une transition rapide entre le régime de frottement statique et le régime visqueux.

En revanche, l'asymétrie du frottement, bien que toujours présente, se manifeste dans le sens inverse de ce qui avait été observé précédemment : la pente de frottement visqueux est

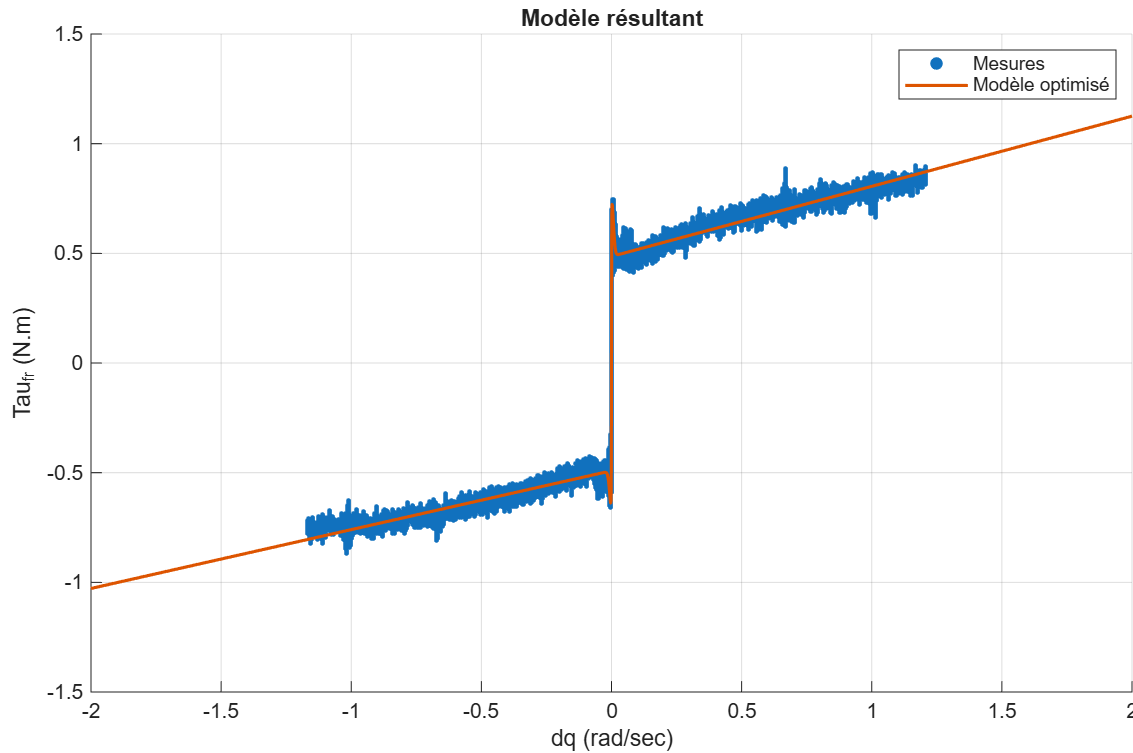


FIGURE 11 Courbe du modèle obtenu superposée aux mesures pour le moteur 4 démonté du robot

ici plus élevée pour les vitesses positives (flexion) que pour les vitesses négatives (extension), alors que le comportement observé initialement laissait supposer l'inverse. Ce résultat suggère que l'asymétrie mesurée sur moteur démonté ne provient pas des mêmes causes physiques que celle observée sur le robot assemblé, et qu'elle mériterait d'être étudiée plus en détail pour en identifier l'origine.

L'analyse des résidus confirme la qualité de l'identification. Leur distribution suit approximativement une loi gaussienne, comme le montre la figure 12, ce qui conforte l'idée que le modèle choisi décrit correctement le comportement du système, et qu'aucun biais systématique ne subsiste. La figure 13 indique par ailleurs une erreur absolue moyenne de 0,02 N.m, pour une erreur maximale atteinte d'environ 0,1 N.m sur l'ensemble des mesures. Pour donner un ordre de grandeur, une erreur de 0,1 N.m appliquée sur un bras de levier de 20 cm correspond à une erreur de masse d'environ 50 g, ce qui reste faible au regard des ordres de grandeur mis en jeu.

La même expérience a été menée sur le moteur correspondant au modèle utilisé pour les articulations 2 et 3. La seule différence entre ce moteur et le précédent réside dans le rapport de réduction de l'épaule, plus élevé que celui du coude. Comme le montre la figure 14, l'allure obtenue reste cohérente avec ce qui était attendu, avec un frottement sec plus élevé pour ce moteur, ce qui s'explique par un réducteur de plus grande taille, générant davantage de

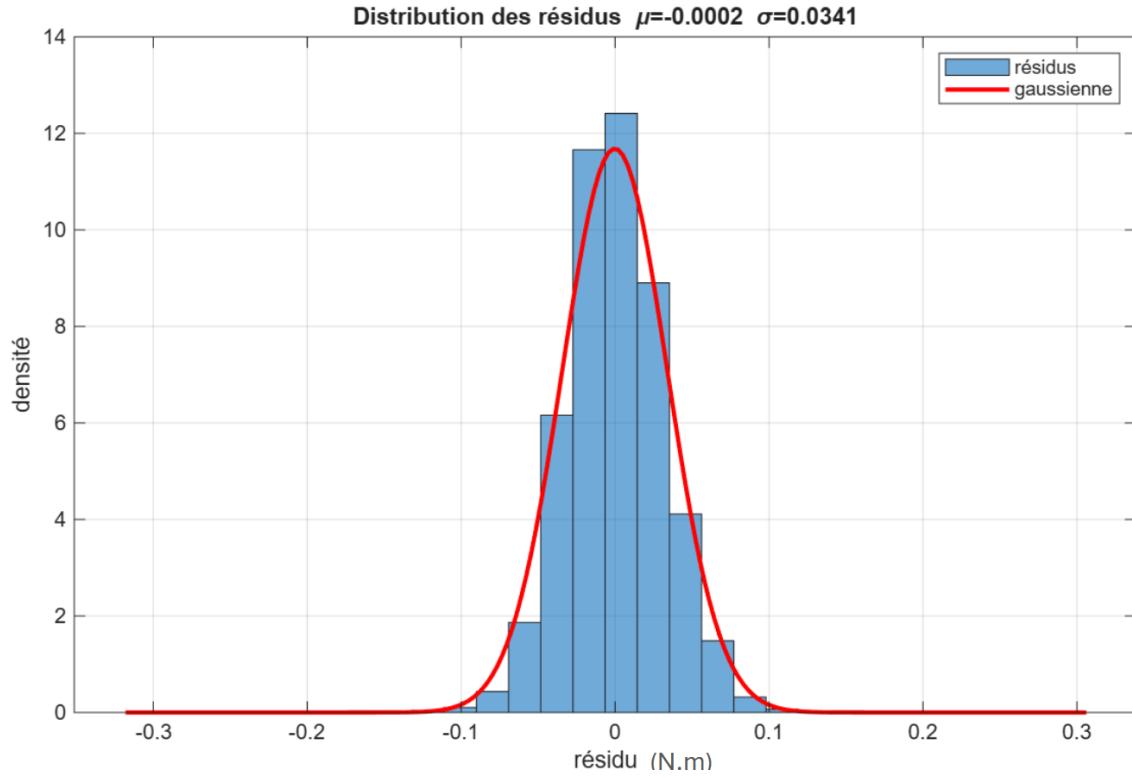


FIGURE 12 Histogramme de la distribution des résidus pour le moteur 4 démonté du robot

perdes par frottement interne. On observe cependant que la même asymétrie au niveau des frottements visqueux persiste, et dans le même sens que pour le moteur précédent.

De même, la distribution des résidus, présentée en figure 15, reste cohérente avec une distribution gaussienne, et l'erreur absolue moyenne, illustrée en figure 16, demeure relativement faible, confirmant la bonne qualité du modèle identifié pour ce second moteur.

5.3.2 Identification du modèle gravitaire seul

Une fois le modèle de frottement identifié, nous avons cherché à identifier le modèle gravitaire à partir des données du **jeu 2**.

Modèle gravitaire Nous nous penchons d'abord sur l'articulation 4. Pour rappel, dans le cas où le moteur est monté sur le robot :

$$\tau_{mes,4} = \tau_{acc,4} + \tau_{g,4} + \tau_{f,4} \quad (30)$$

où $\tau_{mes,4}$ correspond au couple mesuré, $\tau_{acc,4}$ au couple induit par l'accélération du robot, $\tau_{g,4}$ au couple induit par la gravité, et $\tau_{f,4}$ au couple induit par les frottements.

Dans notre cas, le couple $\tau_{acc,4}$ est supposé nul puisque, par définition, les mesures sont effectuées à vitesse constante (accélération nulle). Cette fois-ci, cependant, on part du principe

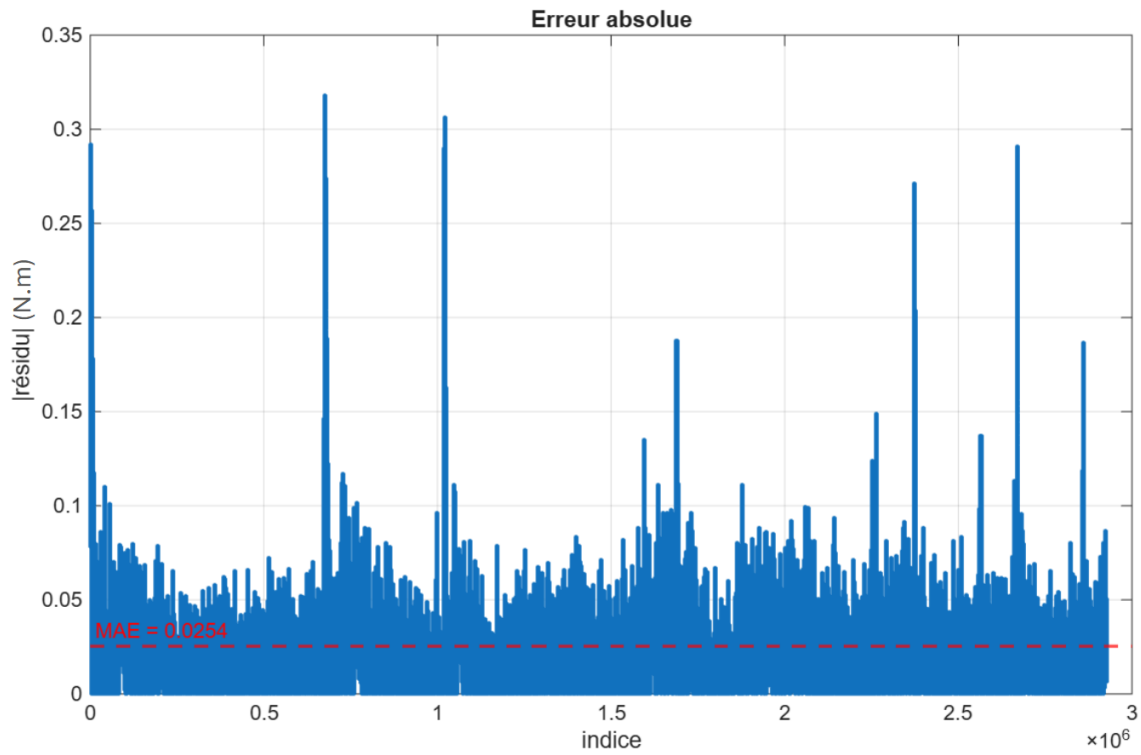


FIGURE 13 Courbe de la valeur absolue des résidus en fonction de l'indice de mesure pour le moteur 4 démonté du robot

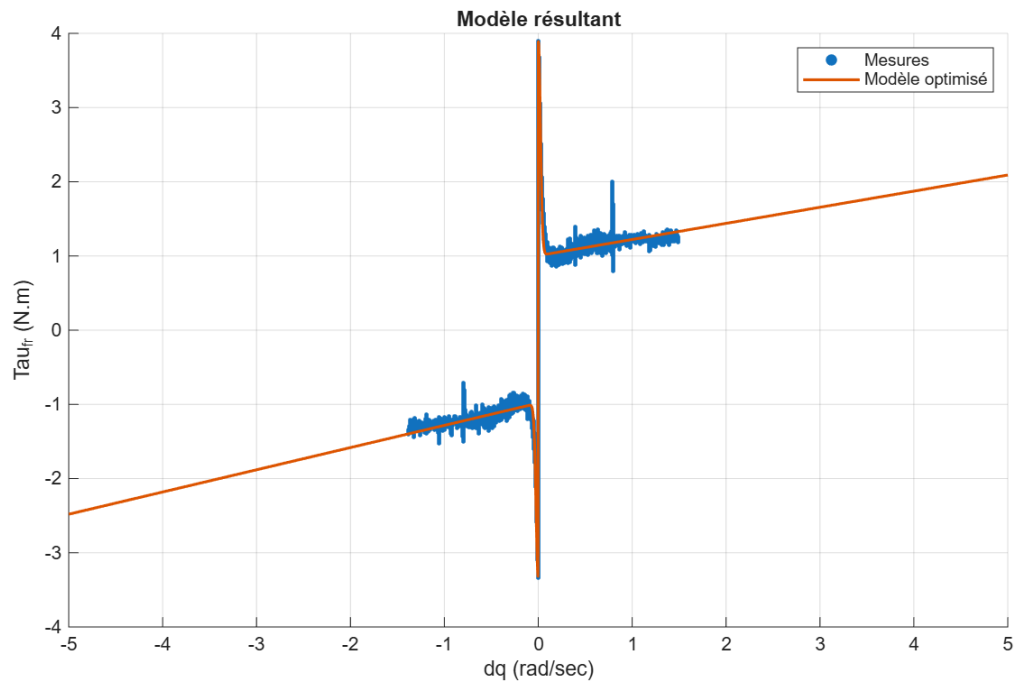


FIGURE 14 Courbe du modèle obtenu superposée aux mesures pour le moteur 3 démonté du robot

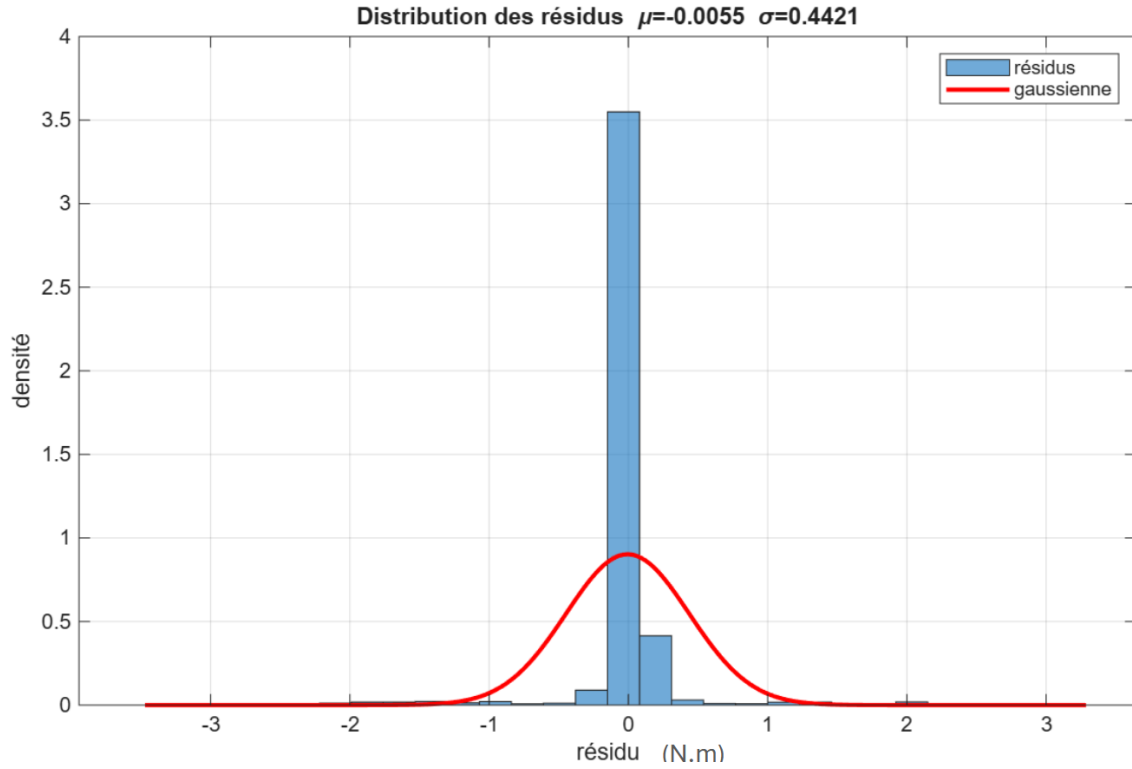


FIGURE 15 Histogramme de la distribution des résidus pour le moteur 3 démonté du robot

que le modèle de frottement est connu (fixé aux valeurs identifiées précédemment). On cherche uniquement à identifier les paramètres restants du modèle gravitaire ainsi que les offsets de mesure d'angle. En effet, les encodeurs mesurent une position relative à la position initiale au moment de la mise en tension des capteurs ; ainsi, dans le cas où le robot est repositionné de la même manière à chaque allumage, cette erreur d'offset devrait rester constante d'un essai à l'autre, ce qui permet de l'identifier comme un paramètre à part entière du modèle global.

Pour intégrer ces offsets Δq_i au modèle gravitaire, il est nécessaire de recalculer le couple de gravité en tenant compte, pour chaque articulation, de l'écart entre l'angle mesuré q_i et l'angle réel $q_i + \Delta q_i$. Nous exprimons donc successivement les matrices de rotation entre chaque repère de la chaîne cinématique, du repère de l'articulation 4 (coude) jusqu'au repère monde, en intégrant ces offsets dans chacune d'elles.

La rotation entre les repères 3 et 4 (articulation du coude) s'écrit :

$$R_4^3 = \begin{pmatrix} \cos(\Delta q_4 + q_4) & -\sin(\Delta q_4 + q_4) & 0 \\ \sin(\Delta q_4 + q_4) & \cos(\Delta q_4 + q_4) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (31)$$

De la même manière, la rotation entre les repères 2 et 3 (flexion de l'épaule), tenant

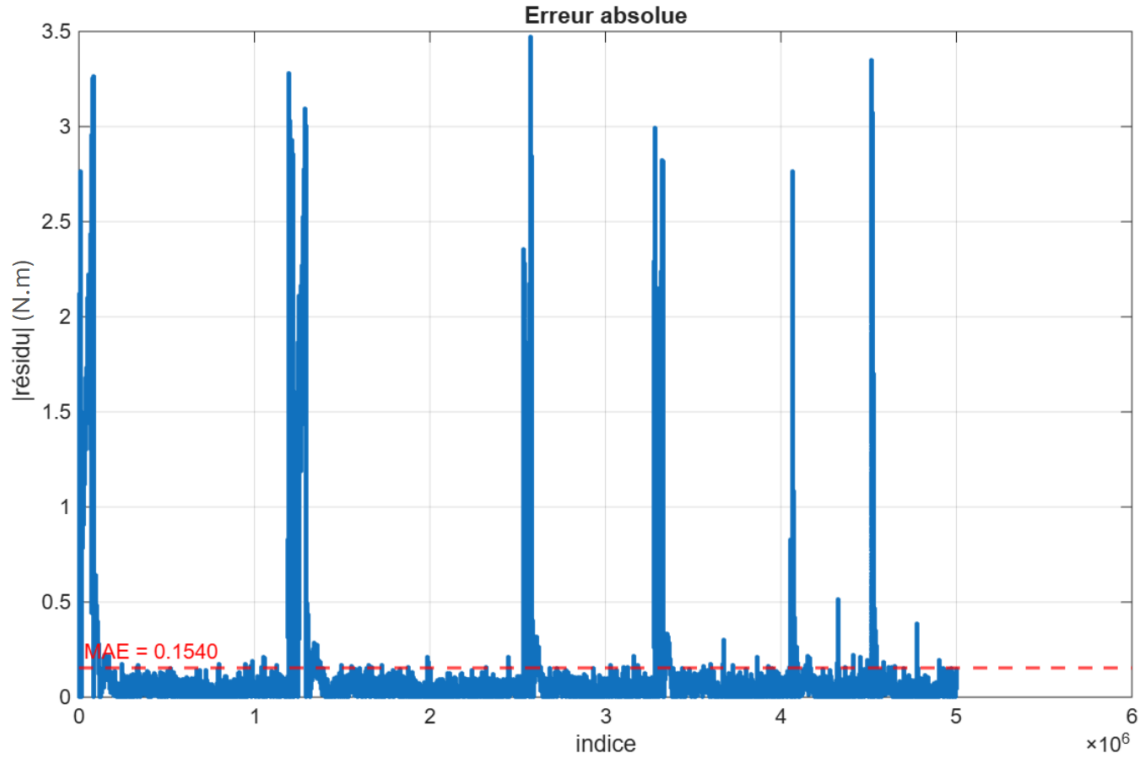


FIGURE 16 Courbe de la valeur absolue des résidus en fonction de l'indice de mesure pour le moteur 3 démonté du robot

compte de l'offset Δq_3 , s'écrit :

$$R_3^2 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 1 \\ \sin(\Delta q_3 + q_3) & \cos(\Delta q_3 + q_3) & 0 \\ -\cos(\Delta q_3 + q_3) & \sin(\Delta q_3 + q_3) & 0 \end{pmatrix} \quad (32)$$

puis la rotation entre les repères 1 et 2 (abduction de l'épaule), tenant compte de l'offset Δq_2 :

$$R_2^1 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & -1 \\ \sin(\Delta q_2 + q_2) & \cos(\Delta q_2 + q_2) & 0 \\ \cos(\Delta q_2 + q_2) & -\sin(\Delta q_2 + q_2) & 0 \end{pmatrix} \quad (33)$$

Enfin, la rotation entre le repère monde et le premier repère de la chaîne dépend de l'inclinaison du fauteuil sur lequel le robot est monté, et non d'un angle articulaire :

$$R_1^w = \begin{pmatrix} \cos(\Delta_0) & -\sin(\Delta_0) & 0 \\ 0 & 0 & -1 \\ \sin(\Delta_0) & \cos(\Delta_0) & 0 \end{pmatrix} \quad (34)$$

où Δ_0 correspond à l'inclinaison du dossier du fauteuil par rapport à la verticale, que nous chercherons également à identifier.

En composant ces quatre rotations, on obtient l'orientation complète du repère 4 (coude) par rapport au repère monde :

$$R_4^w = R_1^w R_2^1 R_3^2 R_4^3 \quad (35)$$

Cette matrice permet d'exprimer le vecteur de gravité, connu dans le repère monde $\mathbf{g}^w = [0 \ 0 \ g]^T$, dans le repère local de l'articulation 4 :

$$\mathbf{g}^4 = (R_4^w)^T \mathbf{g}^w \quad (36)$$

soit, après développement, en notant $\Delta q_{34} = \Delta q_3 + \Delta q_4$ l'offset cumulé des articulations 3 et 4 (qui apparaissent regroupées car ces deux articulations partagent le même axe de rotation) :

$$\mathbf{g}^4 = \begin{pmatrix} -g [\sin(\Delta_0) \cos(q_3 + q_4 + \Delta q_{34}) + \cos(\Delta_0) \cos(q_2 + \Delta q_2) \sin(q_3 + q_4 + \Delta q_{34})] \\ g [\sin(\Delta_0) \sin(q_3 + q_4 + \Delta q_{34}) - \cos(\Delta_0) \cos(q_2 + \Delta q_2) \cos(q_3 + q_4 + \Delta q_{34})] \\ -g \cos(\Delta_0) \sin(q_2 + \Delta q_2) \end{pmatrix} \quad (37)$$

À partir de $\mathbf{g}^4$, il est possible de calculer le moment du poids du segment 4 exercé au point O_4 (origine du repère de l'articulation), qui correspond directement au couple de gravité généré par ce segment sur l'articulation. Pour cela, on applique le théorème de transport des moments :

$$\mathcal{M}_{O_4}(\mathbf{P}^4) = \mathcal{M}_{G_4}(\mathbf{P}^4) + \overrightarrow{O_4 G_4} \times \mathbf{P}^4 \quad (38)$$

avec $\mathcal{M}_{G_4}(\mathbf{P}^4) = 0$ et $\mathbf{P}^4 = m_4 \mathbf{g}^4$, le poids du segment 4 exprimé dans le repère 4.

En développant ce produit vectoriel, et en faisant apparaître le premier moment de masse $MX_4 = m_4 x_{g_4}$ introduit précédemment (le centre de masse étant supposé situé sur l'axe x du repère 4), on obtient :

$$\mathcal{M}_{O_4}(\mathbf{P}^4) = MX_4 \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \times \mathbf{g}^4 \quad (39)$$

Enfin, $\tau_{g,4}$, le couple de gravité exercé sur l'articulation 4, correspond à la composante selon z de ce moment $\mathcal{M}_{O_4}(\mathbf{P}^4)$ (les calculs de $\tau_{g,3}$ et $\tau_{g,2}$ sont développés en annexe).

Optimisation des paramètres du modèle Le couple de gravité $\tau_{g,4}$ étant désormais exprimé analytiquement en fonction des paramètres géométriques et dynamiques du modèle ($MX_4, \Delta_0, \Delta q_2, \Delta q_{34}$), il devient possible d'identifier ces paramètres par optimisation, de la même manière que pour le modèle de frottement. L'identification repose ainsi sur la minimisation de l'écart entre le couple mesuré et le couple prédit par le modèle, combinant la contribution gravitationnelle et celle du frottement :

$$Cost = \sum_i (\tau_{mes,i} - \tau_{g,4,i} - \tau_{f,4,i})^2 \quad (40)$$

Le vecteur des paramètres à optimiser regroupe ainsi les grandeurs géométriques et dynamiques du modèle :

$$\mathbf{p} = [MX_4 \ \Delta_0 \ \Delta q_2 \ \Delta q_{34}]^T \quad (41)$$

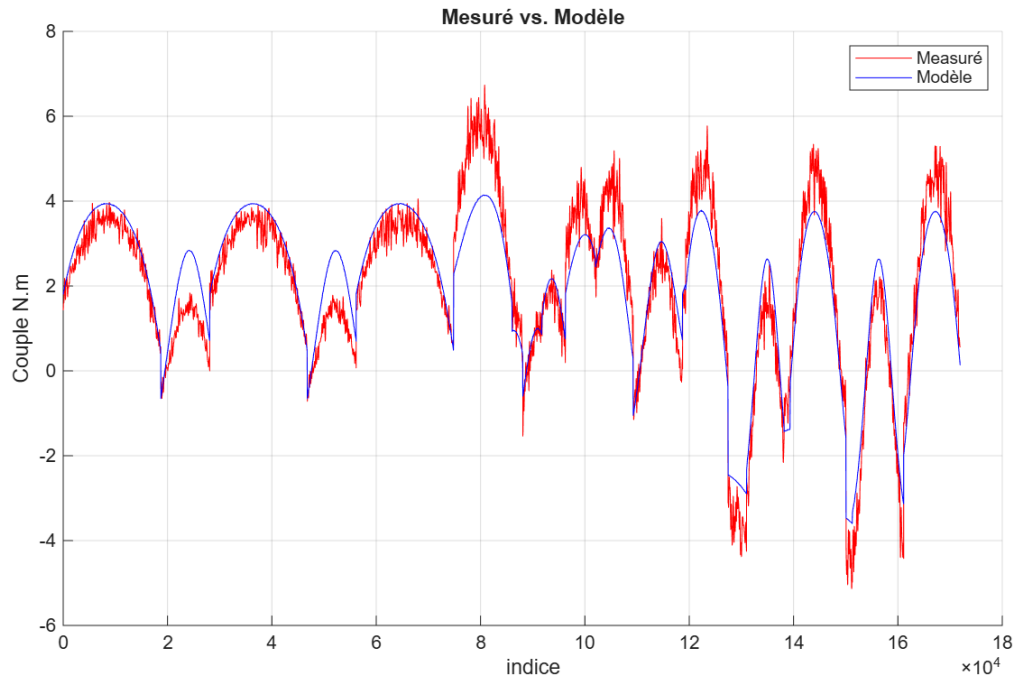


FIGURE 17 Courbe du couple mesuré comparée au couple du modèle obtenu après identification du modèle gravitaire pour l'articulation 4

Résultats de l'identification du modèle gravitaire seul Les résultats sont relativement décevants : globalement, l'optimisation converge vers un modèle relativement éloigné de nos mesures, qui tantôt surestime, tantôt sous-estime le couple, comme le montre la figure 17. En ce qui concerne la distribution des résidus, présentée en figure 18, elle ne suit pas une allure gaussienne, n'est pas centrée en zéro, et les résidus sont globalement très élevés. L'absence de centrage en zéro est particulièrement révélatrice : elle indique que l'erreur n'est pas simplement due à du bruit de mesure aléatoire, mais qu'il subsiste un biais systématique non expliqué par le modèle, autrement dit un phénomène physique non pris en compte dans notre formulation actuelle.

On observe un constat similaire pour l'articulation 3, à partir des figures 19 et 20 : les erreurs y sont même nettement plus élevées que pour l'articulation 4. Cette dégradation supplémentaire des résultats nous pousse à remettre en question non pas le modèle gravitaire lui-même, mais plutôt le protocole utilisé pour identifier le modèle de frottement en amont.

En effet, bien que le modèle de frottement identifié à vide semble correct pris isolément (voir section précédente), il ne prend pas en compte la contribution de la charge portée par chaque articulation, notée τ_{load} dans la littérature [18, 19, 20]. Or, sur le robot assemblé, chaque articulation supporte le poids des segments situés en aval, contrairement au banc de test à vide où le moteur tourne seul, sans charge. Le modèle de frottement identifié à vide sous-estime donc probablement le frottement réel observé sur le robot assemblé, où la charge tend

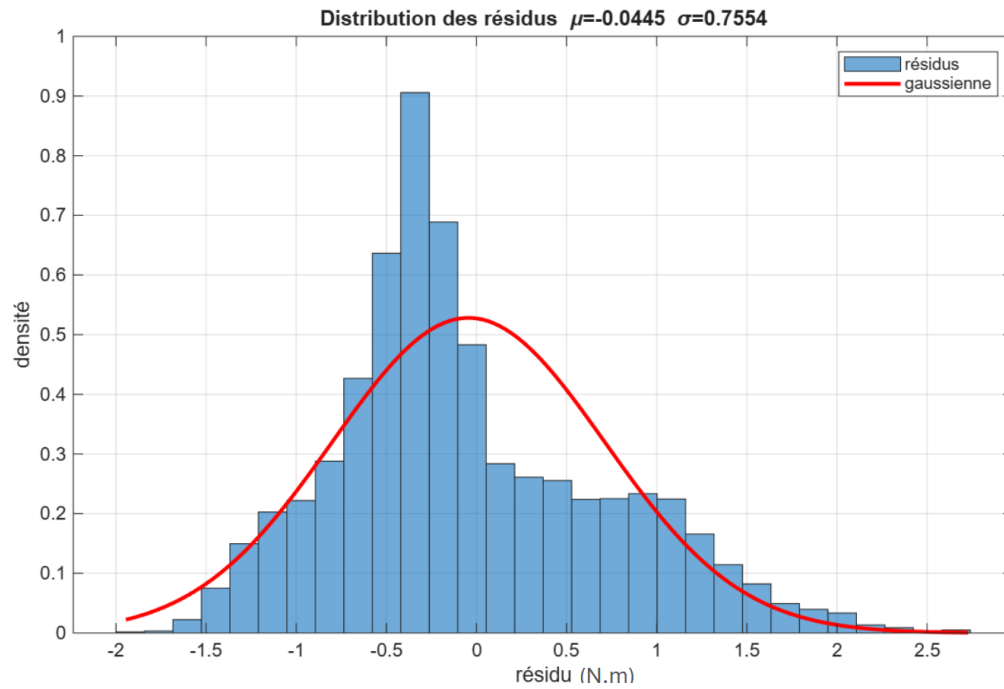


FIGURE 18 Histogramme de distribution des résidus après identification du modèle gravitaire pour l'articulation 4

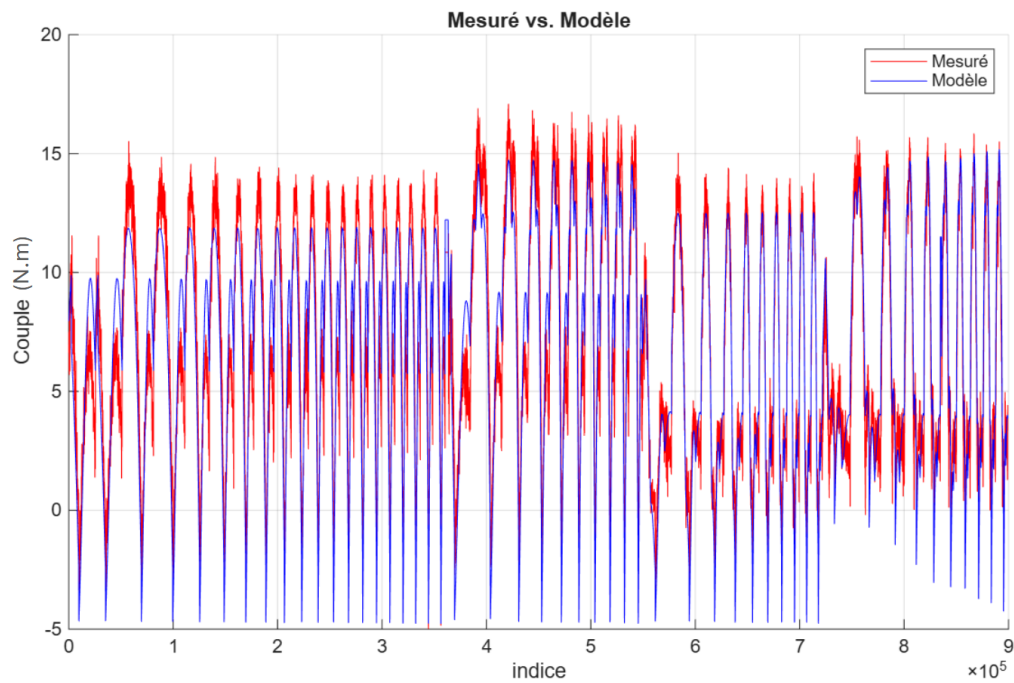


FIGURE 19 Courbe du couple mesuré comparée au couple du modèle obtenu après identification du modèle gravitaire pour l'articulation 3

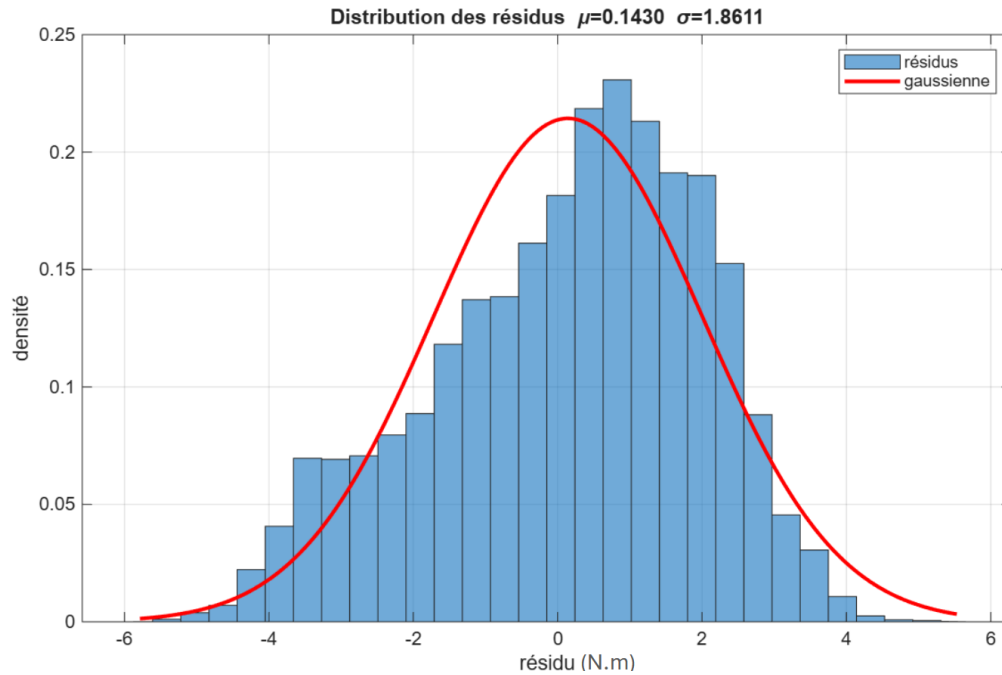


FIGURE 20 Histogramme de distribution des résidus après identification du modèle gravitaire pour l'articulation 3

à augmenter les efforts internes au niveau des réducteurs et donc le frottement associé. Cette hypothèse est cohérente avec le fait que les résidus soient plus élevés pour l'articulation 3, qui supporte une charge plus importante (l'ensemble avant-bras et coude) que l'articulation 4, ce qui expliquerait pourquoi l'erreur du modèle gravitaire — qui hérite directement de l'erreur commise sur le frottement non modélisé — croît avec la charge supportée par l'articulation considérée.

5.3.3 Identification conjointe gravité, frottement et offsets angulaires

À partir des résultats précédents, nous avons observé que le comportement du frottement mesuré sur moteur démonté ne correspond pas exactement à celui du moteur une fois assemblé sur le robot, notamment en ce qui concerne l'asymétrie observée. Il est donc nécessaire d'identifier directement le modèle de frottement sur les moteurs assemblés au robot, plutôt que de réutiliser les paramètres obtenus précédemment. C'est pourquoi, dans cette partie, nous cherchons à identifier conjointement le modèle gravitaire et le modèle de frottement à partir des données du **jeu 2**.

En ce qui concerne les frottements, nous avons choisi de conserver le même modèle que celui présenté en section 5.3.1, à savoir un modèle gaussien asymétrique, le modèle gravitaire est calculé de la même manière que précédemment aussi. Le coût à minimiser combine ainsi

les contributions gravitationnelle et de frottement :

$$Cost = \sum_i (\tau_{mes,i} - \tau_{g,4,i} - \tau_{f,4,i})^2 \quad (42)$$

Le vecteur des paramètres à optimiser regroupe ainsi les grandeurs géométriques et dynamiques du modèle gravitaire, ainsi que les coefficients du modèle de frottement :

$$\mathbf{p} = \begin{bmatrix} MX_4 \\ \Delta_0 \\ \Delta q_2 \\ \Delta q_{34} \\ c_1 \\ c_2 \\ c_3 \\ c_4 \\ c_5 \\ c_6 \\ c_7 \end{bmatrix} \quad (43)$$

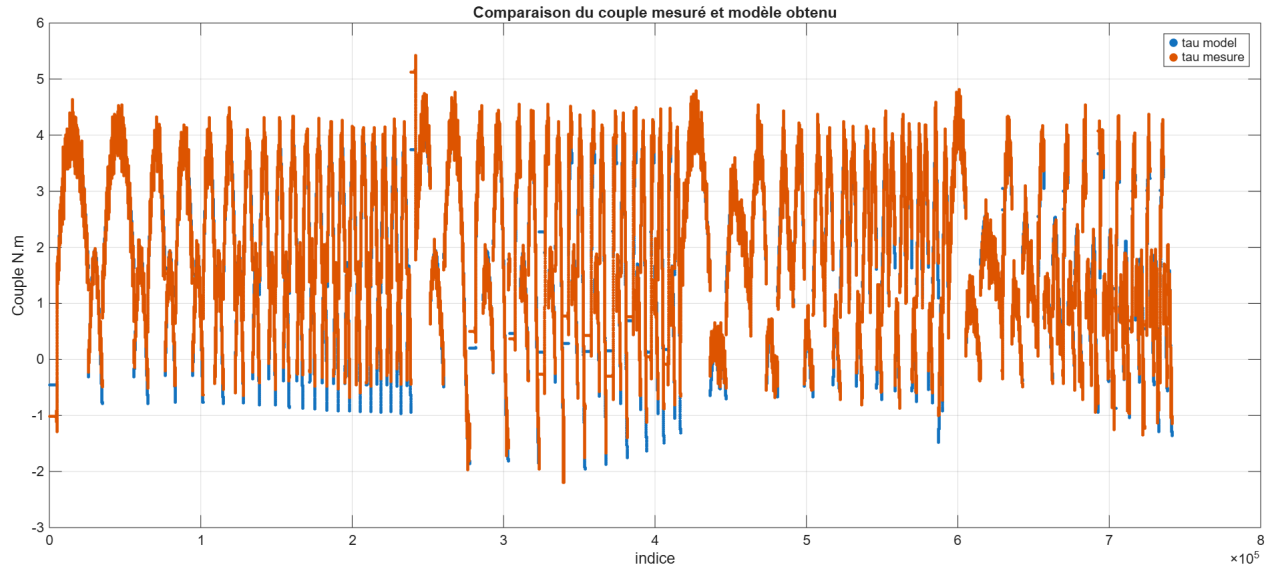


FIGURE 21 Courbe du couple mesuré comparée au couple du modèle obtenu à partir de l'optimisation

Résultats et limites de l'identification conjointe Les résultats obtenus à partir de cette identification restent très positifs, comme le montre la figure 21 : le modèle choisi réussit globalement à décrire l'allure du couple mesuré, comme en témoigne la bonne superposition entre les données de mesure et les données du modèle. On observe tout de même un écart entre les deux aux instants correspondant aux transitions de vitesse, c'est-à-dire lorsque le mouvement change de sens.

Il est également intéressant de se pencher sur les résidus, dont les figures 22 et 23 décrivent respectivement la distribution et la valeur absolue des erreurs. L'histogramme décrit une distribution globalement gaussienne, avec quelques erreurs supérieures à 1 N.m qui correspondent principalement à des valeurs aberrantes (*outliers*), la majorité des erreurs restant en dessous de 1 N.m. Pour donner un ordre de grandeur, pour un bras de levier de 20 cm, cette erreur maximale équivaut à une erreur de masse d'environ 500 g, ce qui reste acceptable à ce stade, mais qui devrait être améliorée. En ce qui concerne la moyenne des valeurs absolues des erreurs, elle est d'environ 0,23 N.m, ce qui est également assez faible.

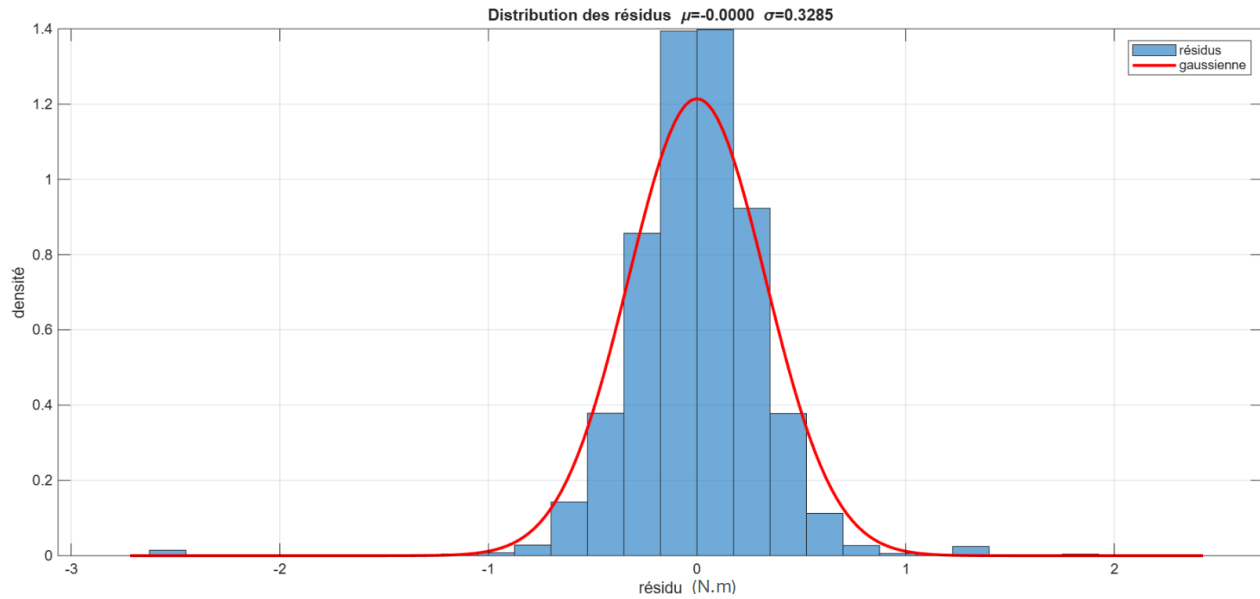


FIGURE 22 Histogramme de distribution des résidus

Enfin, la figure 24 présente le modèle de frottement obtenu, superposé aux différents points de mesure auxquels la composante de gravité a été retirée. On y observe une asymétrie du frottement visqueux cohérente avec le comportement observé en section 5.1 : la pente de la courbe est plus élevée pour les vitesses négatives que pour les vitesses positives.

Cependant, ce protocole ne manque pas de défauts. En premier lieu, comme on peut le voir sur la figure 24, une bonne partie de la plage de vitesses reste inexplorée. En effet, la vitesse la plus faible a été choisie empiriquement, de façon à être la plus faible possible tout en garantissant un mouvement fluide, sans à-coups liés aux frottements secs. Cette méthode ne permet donc pas de parcourir suffisamment de vitesses faibles pour bien caractériser l'effet des frottements secs et l'effet Stribeck, qui se manifestent justement dans cette plage.

De plus, comme on peut le voir au niveau des indices de mesure, nous disposons de plus d'un million de points, ce qui constitue une base solide pour mieux comprendre le comportement du système. Cependant, l'optimisation a été réalisée sur l'intégralité de ces

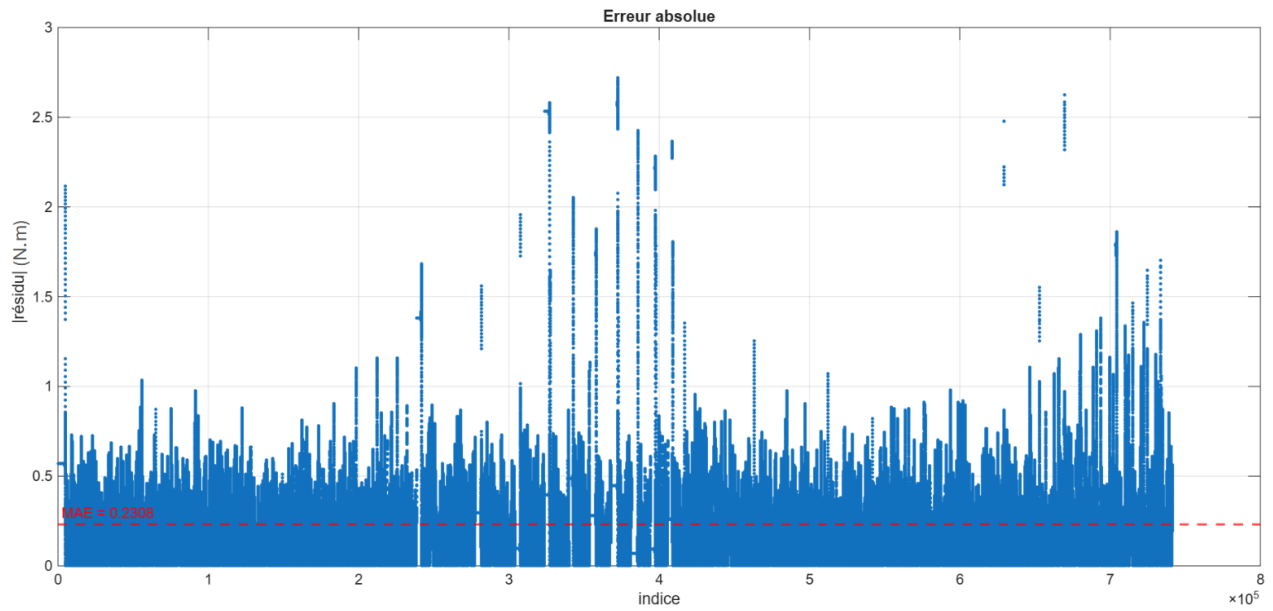


FIGURE 23 Courbe de la valeur absolue des résidus en fonction de l'indice de mesure

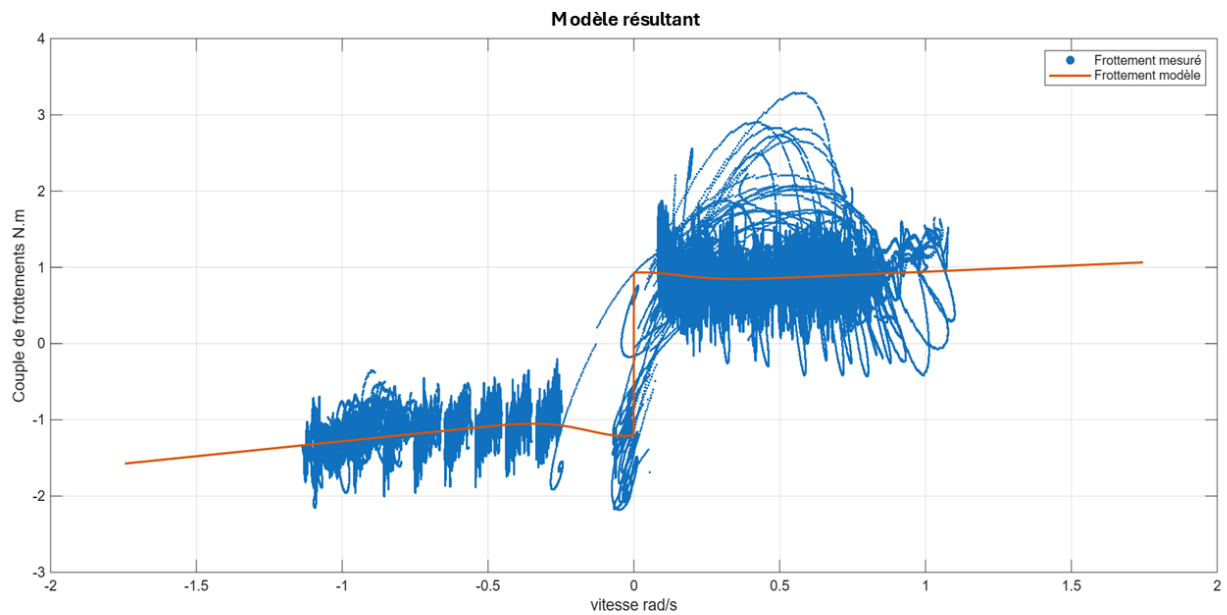


FIGURE 24 Modèle de frottement obtenu

points, ce qui n'est pas idéal, car cela implique un risque de surapprentissage (*overfitting*). L'approche idéale aurait consisté à diviser le jeu de données entre données d'apprentissage et données de test, par exemple à l'aide d'une fenêtre glissante permettant de parcourir l'ensemble du jeu de données. Ceci constitue une piste d'amélioration à très court terme.

Au terme de ces deux approches complémentaires, un constat s'impose : l'asymétrie de frottement observée sur le robot assemblé ne peut être imputée ni à une erreur du modèle gravitaire, ni à une insuffisance du modèle de frottement en tant que tel, puisque ce dernier décrit très fidèlement le comportement du moteur à vide. La différence se situe donc ailleurs, dans les conditions mêmes de l'essai : contrairement à l'approche 1, l'approche 2 sollicite les moteurs en charge, c'est-à-dire sous l'effet du poids propre du bras et de l'exosquelette. Ce résultat suggère que le frottement dépend non seulement de la vitesse, mais également de la charge supportée par chaque articulation, ce qui n'est pas pris en compte dans le modèle actuel. C'est cette hypothèse de dépendance à la charge que nous chercherons à approfondir dans la suite du projet, en cherchant notamment à quantifier son influence et à l'intégrer explicitement au modèle de frottement.

6 Bilan du stage et perspectives

Pour une détection fine de l'intention à partir uniquement des courants moteurs, il est primordial de connaître finement le modèle du robot. Le point le plus difficile dans la définition de ce modèle est la modélisation du frottement. Nous avons donc essayé deux approches différentes pour tenter de l'identifier : une identification à partir des moteurs démontés, et une autre directement sur le robot assemblé. Ce que l'on en déduit, c'est que l'influence de la charge est non négligeable, et qu'il est primordial d'adapter le modèle afin de la prendre en compte. C'est une piste envisagée dans un futur proche, à travers un protocole expérimental sur robot, avec des consignes de vitesse en rampe. Une fois l'intention détectée de manière fiable, le but est de l'intégrer à la boucle de commande afin de répondre à la force appliquée par l'utilisateur par un mouvement de l'exosquelette qui correspond à l'intention estimée. La validation de la méthode impliquera ainsi des essais avec des utilisateurs, dans le but de valoriser ce travail par une publication à la conférence ICORR.

Ce stage a été une très bonne expérience et une introduction au monde de la recherche. Mon travail a consisté principalement à essayer de comprendre les comportements du robot liés à la friction, à tester plusieurs méthodes différentes, et à creuser progressivement le problème, jusqu'à obtenir, au fur et à mesure, des pistes de réponse. Il a été intéressant de travailler sur un robot qui est en réalité un prototype : cela demande un peu de travail supplémentaire, puisque cela implique des interventions techniques de temps en temps, qui peuvent imposer des pauses dans le travail — par exemple un câble qui se dessoude, ou un accoupleur qu'il faut resserrer. Cependant, cela permet aussi davantage de possibilités d'expériences, puisque, par exemple, nous avons pu facilement démonter le moteur du robot pour nos expériences.

J'ai également eu l'occasion, dans le cadre de ce stage, d'assister un collègue pendant ses expériences sur l'exosquelette, pendant deux semaines, ce qui m'a permis de me familiariser avec les différentes étapes d'un protocole expérimental et les problèmes que l'on peut y rencontrer. J'ai aussi participé à une journée du GDR autour du thème de la robotique d'assistance, ce qui a été très utile pour moi, étant nouvelle dans ce domaine, puisqu'à l'ENSTA Bretagne la plupart des sujets tournent autour de la robotique mobile. C'est pour cette raison que je suis ravie de poursuivre en thèse avec cette équipe, et de creuser un peu plus ce sujet.

Références

- [1] *Maladies neuromusculaires — AFM Téléthon*. fr. Oct. 2024. URL : <https://www.afm-telethon.fr/fr/fiches-maladies/maladies-neuromusculaires>.
- [2] *Causes, types et symptômes*. fr-FR. URL : <https://muscle.ca/fr/a-propos-des-nnm/causes-types-et-symptomes/>.
- [3] Super ADMIN et Super ADMIN. *La sclérose en plaques*. fr. URL : <https://sante.gouv.fr/soins-et-maladies/maladies/maladies-neurodegeneratives/article/la-sclerose-en-plaques>.
- [4] Maxime MANZANO. “Contributions à l’ergonomie et aux stratégies de commande des exosquelettes de suppléance du membre supérieur”. Thèse de doct. INSA de Rennes, 2025.
- [5] Taegyun KIM et al. “Design and Force-Tracking Impedance Control of 2-DOF Wall-Cleaning Manipulator via Disturbance Observer”. In : *IEEE/ASME Trans. Mechatron.* 25.3 (juin 2020), p. 1487-1498. ISSN : 1083-4435, 1941-014X. DOI : 10.1109/TMECH.2020.2978251.
- [6] Barkan UGURLU et al. “A framework for sensorless torque estimation and control in wearable exoskeletons”. In : *2012 12th IEEE International Workshop on Advanced Motion Control (AMC)*. Sarajevo, Bosnia et Herzegovina : IEEE, mars 2012, p. 1-7. ISBN : 978-1-4577-1073-5 978-1-4577-1072-8 978-1-4577-1071-1. DOI : 10.1109/AMC.2012.6197032.
- [7] Barkan UGURLU et al. “Proof of Concept for Robot-Aided Upper Limb Rehabilitation Using Disturbance Observers”. In : *IEEE Trans. Human-Mach. Syst.* 45.1 (fév. 2015), p. 110-118. ISSN : 2168-2291, 2168-2305. DOI : 10.1109/THMS.2014.2362816.
- [8] K. OHNISHI, M. SHIBATA et T. MURAKAMI. “Motion control for advanced mechatronics”. In : *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 1.1 (mars 1996), p. 56-67. ISSN : 1941-014X. DOI : 10.1109/3516.491410.
- [9] Emre SARIYILDIZ, Roberto OBOE et Kouhei OHNISHI. “Disturbance Observer-Based Robust Control and Its Applications : 35th Anniversary Overview”. In : *IEEE Trans. Ind. Electron.* 67.3 (mars 2020), p. 2042-2053. ISSN : 0278-0046, 1557-9948. DOI : 10.1109/TIE.2019.2903752.
- [10] Emre SARIYILDIZ et Kouhei OHNISHI. “A Guide to Design Disturbance Observer”. In : *J. Dyn. Sys., Meas., Control* 136.021011 (déc. 2013). ISSN : 0022-0434. DOI : 10.1115/1.4025801.
- [11] T. MURAKAMI et al. “Force sensorless impedance control by disturbance observer”. In : *Conference Record of the Power Conversion Conference - Yokohama 1993*. Yokohama, Japan : IEEE, 1993, p. 352-357. ISBN : 978-0-7803-0471-0. DOI : 10.1109/PCCON.1993.264158.

- [12] Ki Sung YOU, Min Cheol LEE et Wan Suk YOO. “Sliding mode controller with sliding perturbation observer based on gain optimization using genetic algorithm”. en. In : *KSME International Journal* 18.4 (avr. 2004), p. 630-639. ISSN : 1226-4865. DOI : 10.1007/BF02983647.
- [13] *Rotational Friction - Frottement de contact entre des corps en rotation - MATLAB*. fr.
- [14] Lrinc MARTON et Bla LANTOS. “Modeling, Identification, and Compensation of Stick-Slip Friction”. In : *IEEE Transactions on Industrial Electronics* 54.1 (fév. 2007), p. 511-521. ISSN : 1557-9948. DOI : 10.1109/TIE.2006.888804.
- [15] Brian ARMSTRONG-HÉLOUVRY, Pierre DUPONT et Carlos Canudas DE WIT. “A survey of models, analysis tools and compensation methods for the control of machines with friction”. In : *Automatica* 30.7 (1994), p. 1083-1138.
- [16] P.E. DUPONT. “Friction modeling in dynamic robot simulation”. In : *Proceedings., IEEE International Conference on Robotics and Automation*. 1990, 1370-1376 vol.2. DOI : 10.1109/ROBOT.1990.126193.
- [17] Liming GAO et al. “A friction model with velocity, temperature and load torque effects for collaborative industrial robot joints”. In : *2017 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sept. 2017, p. 3027-3032. DOI : 10.1109/IROS.2017.8206141.
- [18] Menghui LIU et al. “Dynamic Friction Model with Velocity and Asymmetric Load Dependency for Robot Joints”. en. In : *2024 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation (ICMA)*. Tianjin, China : IEEE, août 2024, p. 1044-1049. ISBN : 979-8-3503-8807-7. DOI : 10.1109/ICMA61710.2024.10633028.
- [19] André Carvalho BITTENCOURT et Svante GUNNARSSON. “Static Friction in a Robot Joint—Modeling and Identification of Load and Temperature Effects”. en. In : *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 134.5 (sept. 2012), p. 051013. ISSN : 0022-0434, 1528-9028. DOI : 10.1115/1.4006589.
- [20] Mouna Dali HASSEN, Imen LAAMIRI et Hassani MESSAOUD. “Exoskeleton Dynamic Modeling and Identification with Load and Temperature-Dependent Friction Model”. In : *2021 IEEE 2nd International Conference on Signal, Control and Communication (SCC)*. Déc. 2021, p. 14-19. DOI : 10.1109/SCC53769.2021.9768354.

Table des figures

1	Image de l'exosquelette avec une identification de la position des capteurs de forces et des moteurs sur le robot	4
2	Image du fauteuil roulant intelligent	6
3	Schéma cinématique de l'exosquelette	7
4	Image de l'exosquelette vu de face avec un utilisateur	8
5	Schéma bloc explicatif de l'hypothèse sur l'intention	9
6	Schéma pendule 1 DDL	10
7	Allure de la courbe de frottement	15
8	Schéma illustrant la différence entre l'effet attendu et l'effet observé	17
9	Courbe de différence de mesure de couple dans chaque direction entre 3 angles de coude, dans 4 configurations d'angles d'épaules différents	19
10	Image du banc de test	20
11	Courbe du modèle obtenu superposée aux mesures pour le moteur 4 démonté du robot	25
12	Histogramme de la distribution des résidus pour le moteur 4 démonté du robot	26
13	Courbe de la valeur absolue des résidus en fonction de l'indice de mesure pour le moteur 4 démonté du robot	27
14	Courbe du modèle obtenu superposée aux mesures pour le moteur 3 démonté du robot	27
15	Histogramme de la distribution des résidus pour le moteur 3 démonté du robot	28
16	Courbe de la valeur absolue des résidus en fonction de l'indice de mesure pour le moteur 3 démonté du robot	29
17	Courbe du couple mesuré comparée au couple du modèle obtenu après identification du modèle gravitaire pour l'articulation 4	31
18	Histogramme de distribution des résidus après identification du modèle gravitaire pour l'articulation 4	32
19	Courbe du couple mesuré comparée au couple du modèle obtenu après identification du modèle gravitaire pour l'articulation 3	32
20	Histogramme de distribution des résidus après identification du modèle gravitaire pour l'articulation 3	33
21	Courbe du couple mesuré comparée au couple du modèle obtenu à partir de l'optimisation	34
22	Histogramme de distribution des résidus	35
23	Courbe de la valeur absolue des résidus en fonction de l'indice de mesure . .	36
24	Modèle de frottement obtenu	36
25	Diagramme de Gantt	42

Annexe

Diagramme de GANTT

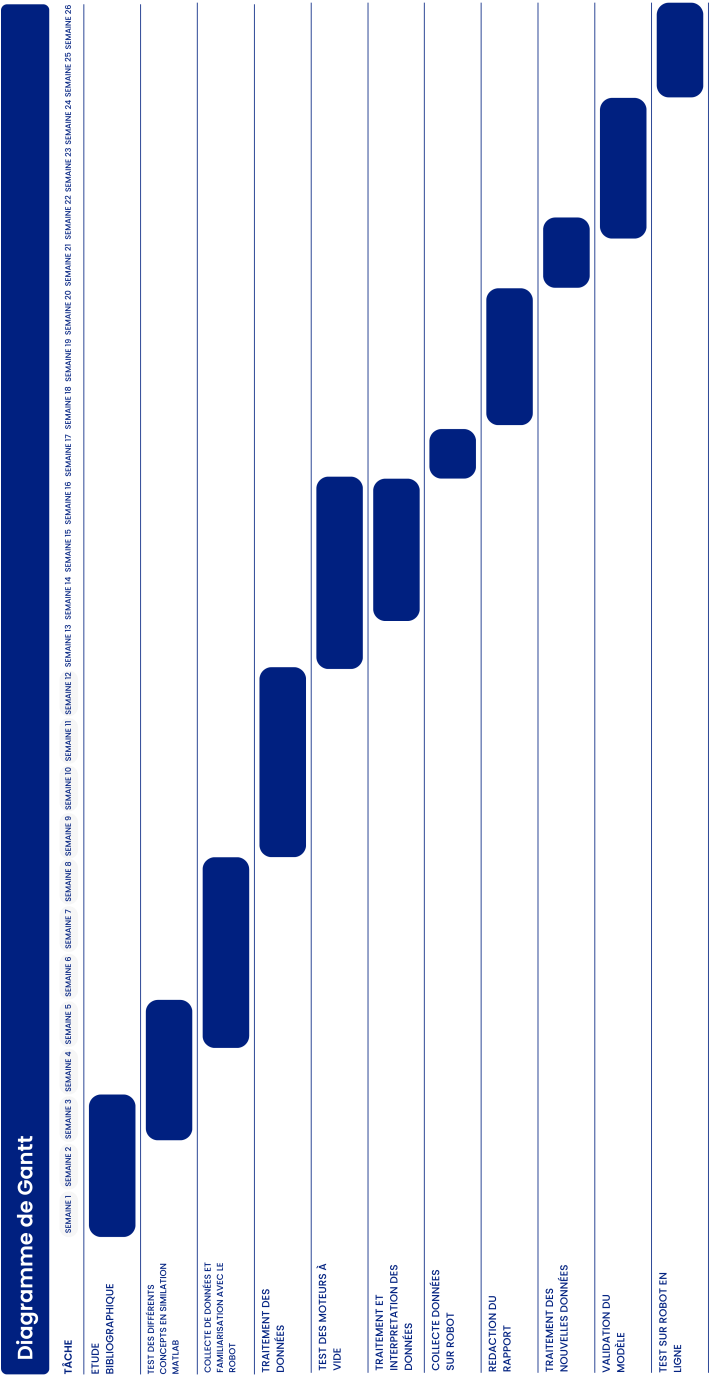


FIGURE 25 Diagramme de Gantt

Tableau d'organisation des expériences

Essai	$\dot{q}_2$	$\dot{q}_3$	$\dot{q}_4$
1	0	0	v1
2	0	0	v2
3	0	0	v3
4	0	0	v4
5	0	0	v5
6	0	0	v6
7	0	0	v7
8	0	0	v8
9	0	0	v9
10	0	0	v10
11	0	v1	0
12	0	v2	0
13	0	v3	0
14	0	v4	0
15	0	v5	0
16	0	v6	0
17	0	v7	0
18	0	v8	0
19	0	v9	0
20	0	v10	0
21	v1	0	0
22	v2	0	0
23	v3	0	0
24	v4	0	0
25	v5	0	0
26	v6	0	0
27	v7	0	0
28	v8	0	0
29	v9	0	0
30	v10	0	0
31	0	v1	v1
32	0	v2	v2
33	0	v3	v3
34	0	v4	v4
35	0	v5	v5
36	0	v6	v6
37	0	v7	v7
38	0	v8	v8

Essai	$\dot{q}_2$	$\dot{q}_3$	$\dot{q}_4$
39	0	v9	v9
40	0	v10	v10
41	v1	0	v1
42	v2	0	v2
43	v3	0	v3
44	v4	0	v4
45	v5	0	v5
46	v6	0	v6
47	v7	0	v7
48	v8	0	v8
49	v9	0	v9
50	v10	0	v10
51	v1	v1	0
52	v2	v2	0
53	v3	v3	0
54	v4	v4	0
55	v5	v5	0
56	v6	v6	0
57	v7	v7	0
58	v8	v8	0
59	v9	v9	0
60	v10	v10	0
61	v1	v1	v1
62	v2	v2	v2
63	v3	v3	v3
64	v4	v4	v4
65	v5	v5	v5
66	v6	v6	v6
67	v7	v7	v7
68	v8	v8	v8
69	v9	v9	v9
70	v10	v10	v10

Calcul pour $\tau_{g,3}$

Le calcul du couple de gravité sur l'articulation 3 suit la même logique que celui de l'articulation 4 (théorème de transport des moments), à la différence près que le segment 3 porte désormais également le poids du segment 4 tout entier, situé en aval. Il faut donc sommer la contribution du segment 3 lui-même et celle du segment 4, ramenée au point O_3 .

Expression de la gravité dans le repère 3. En composant les rotations jusqu'au repère 3 :

$$R_3^w = R_1^w R_2^1 R_3^2 \quad (44)$$

on exprime le vecteur de gravité dans ce repère par :

$$\mathbf{g}^3 = (R_3^w)^T \mathbf{g}^w \quad (45)$$

soit, après développement :

$$\mathbf{g}^3 = \begin{pmatrix} -g (\sin(\Delta_0) \cos(q_3 + \Delta q_3) + \cos(\Delta_0) \cos(q_2 + \Delta q_2) \sin(q_3 + \Delta q_3)) \\ g (\sin(\Delta_0) \sin(q_3 + \Delta q_3) - \cos(\Delta_0) \cos(q_2 + \Delta q_2) \cos(q_3 + \Delta q_3)) \\ -g \cos(\Delta_0) \sin(q_2 + \Delta q_2) \end{pmatrix} \quad (46)$$

Contribution du segment 4, ramenée au point O_3 . Le centre de masse de chaque segment est exprimé dans son propre repère par :

$$\mathbf{G}_4^4 = \begin{bmatrix} x_4 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{G}_3^3 = \begin{bmatrix} x_3 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (47)$$

où x_4 et x_3 désignent les coordonnées des centres de masse des segments 4 et 3 le long de leur axe respectif, le centre de masse étant, comme précédemment, supposé situé sur l'axe x de chaque repère.

Pour ramener la contribution du segment 4 au point O_3 , il faut d'abord exprimer le vecteur $\overrightarrow{O_4 G_4}$ dans le repère 3, en le faisant tourner par R_4^3 :

$$\mathbf{G}_4^3 = R_4^3 \mathbf{G}_4^4 \quad (48)$$

En multipliant par la masse M_4 du segment 4, on obtient le premier moment de masse du segment 4, exprimé au point O_4 mais dans le repère 3 :

$$M_4 \mathbf{G}_4^3 = M_4 R_4^3 \mathbf{G}_4^4 \quad (49)$$

Il reste cependant à ramener ce moment non pas au point O_4 , mais au point O_3 . Or O_4 est décalé de O_3 d'une translation de longueur l_3 (longueur de l'avant-bras) le long de l'axe x du repère 3. Le premier moment de masse total du segment 4, exprimé cette fois au point O_3 , s'écrit donc :

$$\mathbf{M} \mathbf{G}_4^3 = M_4 \begin{bmatrix} l_3 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} + M_4 R_4^3 \mathbf{G}_4^4 \quad (50)$$

En développant ce produit, et en faisant apparaître le premier moment de masse $MX_4 = M_4 x_{g_4}$ déjà introduit précédemment, on obtient finalement :

$$\mathbf{MG}_4^3 = \begin{bmatrix} M_4 l_3 + MX_4 \cos(q_4 + \Delta q_4) \\ MX_4 \sin(q_4 + \Delta q_4) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (51)$$

Moment total au point O_3 . Le moment total exercé par le poids des segments 3 et 4 autour du point O_3 s'obtient en sommant la contribution propre du segment 3 et celle du segment 4, ramenée au point O_3 :

$$\mathcal{M}_{O_3}(\mathbf{P}) = \overrightarrow{O_3 G_3} \times \mathbf{P}_3^3 + \overrightarrow{O_3 G_4} \times \mathbf{P}_4^3 \quad (52)$$

où $\mathbf{P}_3^3 = M_3 \mathbf{g}^3$ et $\mathbf{P}_4^3 = M_4 \mathbf{g}^3$ désignent respectivement les poids des segments 3 et 4, tous deux exprimés dans le repère 3 (le poids étant une force verticale identique en direction, quel que soit le segment considéré).

En remplaçant chaque terme par son expression en fonction des premiers moments de masse (respectivement MX_3 pour le segment 3, et $\mathbf{MG}_4^3$ pour la contribution du segment 4), on obtient :

$$\mathcal{M}_{O_3}(\mathbf{P}) = MX_3 \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \times \mathbf{g}^3 + \mathbf{MG}_4^3 \times \mathbf{g}^3 \quad (53)$$

Comme précédemment, $\tau_{g,3}$ correspond à la composante selon z de ce moment $\mathcal{M}_{O_3}(\mathbf{P})$.

Calcul pour $\tau_{g,2}$

Le calcul du couple de gravité sur l'articulation 2 suit le même principe que pour les articulations précédentes, à la différence que le point O_2 porte cette fois le poids cumulé des trois segments restants (segments 2, 3 et 4). Il faut donc exprimer les contributions des segments 3 et 4 non plus au point O_3 , mais ramenées jusqu'au point O_2 .

Expression de la gravité dans le repère 2. En composant les rotations jusqu'au repère 2 :

$$R_2^w = R_1^w R_2^1 \quad (54)$$

on exprime le vecteur de gravité dans ce repère par :

$$\mathbf{g}^2 = (R_2^w)^T \mathbf{g}^w \quad (55)$$

soit, après développement :

$$\mathbf{g}^2 = \begin{pmatrix} -g \sin(q_2 + \Delta q_2) \cos(\Delta_0) \\ -g \cos(q_2 + \Delta q_2) \cos(\Delta_0) \\ g \sin(\Delta_0) \end{pmatrix} \quad (56)$$

Contribution du segment 3, ramenée au point O_2 . Le centre de masse du segment 3 est exprimé dans son propre repère par :

$$\mathbf{G}_3^3 = \begin{bmatrix} x_{g3} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (57)$$

Pour ramener cette contribution au repère 2, il faut d'abord l'exprimer dans ce repère par rotation :

$$\mathbf{G}_3^2 = R_3^2 \mathbf{G}_3^3 \quad (58)$$

puis multiplier par la masse M_3 du segment :

$$M_3 \mathbf{G}_3^2 = M_3 R_3^2 \mathbf{G}_3^3 \quad (59)$$

Contrairement au cas précédent, la translation entre O_2 et O_3 n'est pas alignée avec un seul axe : elle comporte une composante l_1 selon x et une composante l_2 selon z (dans le repère 2), correspondant aux deux segments perpendiculaires reliant l'articulation 2 à l'articulation 3. En ajoutant cette translation $(l_1, 0, -l_2)$ à la contribution en rotation ci-dessus, et en faisant apparaître le premier moment de masse $MX_3 = M_3 x_{g3}$, on obtient le premier moment de masse total du segment 3, exprimé au point O_2 :

$$\mathbf{M}\mathbf{G}_3^2 = \begin{pmatrix} M_3 l_1 \\ MX_3 \sin(q_3 + \Delta q_3) \\ -M_3 l_2 - MX_3 \cos(q_3 + \Delta q_3) \end{pmatrix} \quad (60)$$

Contribution du segment 4, ramenée au point O_2 . De la même manière, le centre de masse du segment 4 doit être ramené jusqu'au repère 2, en composant cette fois deux rotations successives :

$$\mathbf{G}_4^2 = R_3^2 R_4^3 \mathbf{G}_4^4 \quad (61)$$

puis en multipliant par la masse M_4 :

$$M_4 \mathbf{G}_4^2 = M_4 R_3^2 R_4^3 \mathbf{G}_4^4 \quad (62)$$

Ici encore, il faut ajouter la translation cumulée entre O_2 et O_4 (en passant par O_3), qui inclut à la fois le décalage $(l_1, 0, -l_2)$ entre O_2 et O_3 , et le décalage de longueur l_3 (longueur de l'avant-bras) entre O_3 et O_4 , ce dernier étant lui-même tourné par R_3^2 puisqu'exprimé initialement dans le repère 3. En développant l'ensemble, et en faisant apparaître le premier moment de masse $MX_4 = M_4 x_{g_4}$ déjà utilisé précédemment, on obtient le premier moment de masse total du segment 4, exprimé au point O_2 :

$$\mathbf{MG}_4^2 = \begin{pmatrix} M_4 l_1 \\ M_4 l_3 \sin(q_3 + \Delta q_3) + MX_4 \sin(q_3 + q_4 + \Delta q_{34}) \\ -M_4 l_2 - M_4 l_3 \cos(q_3 + \Delta q_3) - MX_4 \cos(q_3 + q_4 + \Delta q_{34}) \end{pmatrix} \quad (63)$$

Moment total au point O_2 . Le moment total exercé par le poids des segments 2, 3 et 4 autour du point O_2 s'obtient, comme précédemment, en sommant la contribution propre du segment 2 et les contributions des segments 3 et 4, toutes deux ramenées au point O_2 :

$$\mathcal{M}_{O_2}(\mathbf{P}) = MX_2 \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \times \mathbf{g}^2 + \mathbf{MG}_3^2 \times \mathbf{g}^2 + \mathbf{MG}_4^2 \times \mathbf{g}^2 \quad (64)$$

Comme précédemment, $\tau_{g,2}$ correspond à la composante selon z de ce moment $\mathcal{M}_{O_2}(\mathbf{P})$, seul axe autour duquel l'articulation 2 peut effectivement tourner.