



Actes de la Journée MIS 2015

1. Khaled Laib (Korniienko, Scorletti, F. Morel)

La phase incertaine pour l'analyse hiérarchisée

2. Fei Liu (Lelevé, Eberard, Redarce)

A dual-user teleoperation system with online authority adjustment for haptic training

3. Gaëtan Lefebvre (Lin-Shi, Gauthier, Hijazy)

Applications des notions d'observabilité à la commande de machine asynchrone sans capteur de vitesse

4. Gaël Humbert (Pham, Brun, Guillemot, Noterman)

Analyse comparative de stratégies de "pick & place" pour une application multi-robots.

5. Thomas Schaep (Bideaux, Noppe, Marquis-Favre)

Conception et commande optimale d'un "Reach Stacker" hybride

6. Eduardo Redondo Iglesias (Venet, Pélissier)

Étude du vieillissement en usage réel des batteries Li-ion : combinaison des effets calendaire et de cyclage dans des applications transports

7. Julien Lagnier (Rémond, Marquis-Favre, Eberard, Di Loreto)

Contribution à la modélisation directe et inverse par approche multi-bond graph appliquée à la dynamique du véhicule pour le dimensionnement d'actuateur châssis

La phase incertaine pour l'analyse hiérarchisée

Khaled Laib

Anton Korniienko, Gérard Scorletti and Florent Morel

Laboratoire Ampère Dpt. EEA of Ecole Centrale de Lyon

Date effective de début du travail : 01/10/2013

Financement du salaire du doctorant : Bourse ministérielle

Abstract - In this PhD thesis we aim to investigate the performance of uncertain interconnected systems. Due to their complexity, the usual robustness analysis methods cannot be practically applied. In order to address this problem, we aim to use a hierarchical analysis to investigate the performance. This approach is based on the propagation of the input-output characterisation (IQC) of each system through the network. The efficiency of this approach depends dramatically on the class of IQC under consideration. In this paper, we propose a new class of IQC which characterises the phase of uncertain system.

I INTRODUCTION

Large scale systems (LSS) such as networks or interconnected systems have become important nowadays. With the technological development and the miniaturisation of components, high complexity systems are designed in order to achieve a high level of performance, see e.g. Phase Locked Loop (PLL) networks in synchronous multi-core microprocessor systems [1, 2]. However, during the fabrication process, technological dispersions, system ageing, *etc.* could dramatically affect the performance level: so it is crucial to a priori ensure that the desired level of performance is obtained when the system is realised. Since the first step of the design is to obtain a mathematical model of the system, the differences between the realized system and the model can be expressed as an uncertain model. Ensuring a certain level of performance then reduces to a worst case performance analysis problem (robustness analysis). Robustness analysis investigates the stability and the performance of uncertain Linear Time Invariant (LTI) models. Within this framework, even if the underlying problem is NP hard, many efficient methods were developed based on relaxations as convex optimization problem under Linear Matrix Inequality (LMI) constraints [3], see e.g. the μ upper bound [4] in the μ -analysis approach [5] or the Integral Quadratic Constraint (IQC) approach [6]. Nevertheless, these methods can not be practically applied to uncertain large scale systems, since the computation time of the robustness analysis becomes dramatically important.

In our work we propose an alternative approach for

robust performance analysis of LSS: *Hierarchical approach*. Initially introduced by Safonov [7], it exploits the hierarchical structure of the interconnection and splits the overall analysis problem into several low dimensional problems. The coupling between these problems is ensured by appropriate IQC conditions such that it implies overall system robust analysis result including stability and performance. According to the hierarchical approach, a large scale system is represented as a tree with leafs (an interconnection of N systems). Each system j can be described as the interconnection of sub-systems which are the leafs of system j and so on until having sub-systems that can only be described as the certain interconnection of parametric or dynamical uncertainties. Since the effect of an uncertainty and a level of (e.g. H_∞) performance can be expressed as Integral Quadratic Constraints on input-output signals, the hierarchical approach consists on the recursive propagation of the IQC of the uncertainties to the IQC which defines the performance of the large scale system *i.e.* propagate the local input-output behaviour evaluated using IQC through the network layer by layer, see [8, 9] for the details. Even if the hierarchical robustness analysis is possibly more conservative than the direct μ -analysis, the benefit is to reduce the computational time. Furthermore, in order to perform the propagation, it is necessary to compute a set of IQCs satisfied by the input and output of an interconnection whose sub-systems are defined by a set of IQCs. A set of IQCs is generated by combining elementary classes of IQC. In [8, 9], we investigate the computation of different classes of IQC. Nevertheless, these classes were not adapted for describing (uncertain) phase which is crucial e.g. in vibration control applications. In this work, in order to improve the trade-off between the conservatism and the computation time of the hierarchical approach, we investigate the computation of an IQC corresponding to the phase information of an interconnection of sub-systems. If the phase of a Single Input Single Output (SISO) system can be easily defined, its definition for a Multiple Input Multiple Output (MIMO) system is more difficult. To address this problem, researchers had defined many concepts such as

principal phases [10], phase spread [11], phase matching [12], multi-variable phase margin [13].

In this work, we reveal that the definition based on the numerical range of a complex matrix Γ [11] is a nice candidate to evaluate the uncertain phase. In [14], the authors considered that each uncertainty block can be phase characterised inside a cone sector and then investigate the stability according to those phase information. The uncertainty phase characterisation of [14] can be seen as a special case of the phase characterization presented in this paper in the sense that for the phase rotation a matrix is used rather than a scalar in [14]. The advantage of this rotation matrix is to allow to characterise the phase uncertainty according to any point in the complex plane and not just the origin as in [14]. In this paper, the problem considered is different and more challenging than the robust stability analysis with phase information considered in [14]. Furthermore, using the separation of graph theorem [15], we reveal that an IQC corresponding to the phase information of an interconnection of sub-systems can be computed using quasiconvex optimization involving LMI constraints. We then use the proposed IQC in order to reduce the conservatism of the hierarchical analysis of a PLL network.

This report is organized as follows: section II presents the problem formulation of the uncertain phase characterisation. Some preliminary background is presented followed by the proposed approach in Section III. The main results are presented in Section IV with some illustrative examples in Section V. The advantage of using the phase uncertainty to perform the hierarchical analysis on a PLL network is illustrated in Section VI.

Notations $\mathbb{RH}_\infty^{n \times m}$ denotes the set of matrices rational transfer functions with m inputs and n outputs. A^* is the complex conjugate of a the matrix A . $Re(A)$ (respectively $Re(x)$) represents the real part of a complex matrix A (respectively the complex vector x) and $Im(A)$ (respectively $Im(x)$) represents the imaginary part. I_n and $0_{n \times n}$ is the identity and the zero matrices respectively, when their dimensions are not specified, it is assumed they are known from the context. The \star denotes the Redheffer star product [16].

II PROBLEM FORMULATION

Let be the uncertain system $\mathcal{G} = \{M \star \Delta \mid \Delta \in \underline{\Delta}\}$ represented as the interconnection of a certain part $M \in \mathbb{RH}_\infty^{(n_z+n_q) \times (n_w+n_p)}$ and an uncertain part $\Delta \in \underline{\Delta}$, see Fig. 1. where $\underline{\Delta}$ denotes the set of uncertainties traditionally considered in robust analysis literature. In the sequel, for the sake of brevity, the uncertain system is denoted $M \star \Delta$. Furthermore, for a given frequency ω_0 , let us denote \mathcal{G}_{ω_0} the set $\{M(j\omega_0) \star \Delta(j\omega_0) \mid \Delta \in \underline{\Delta}\}$.

The numerical range of a complex matrix Γ , denoted $\mathcal{N}(\Gamma)$, can be used to define the phase of MIMO systems.

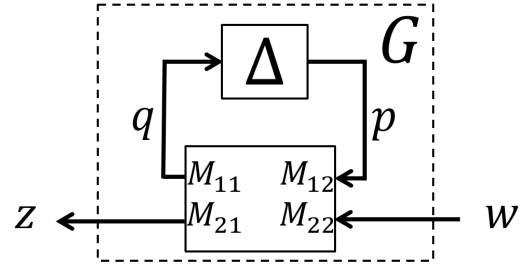


Fig. 1. Uncertain linear system

It is defined to be a compact and convex set of \mathbb{C} given by [11]:

$$\mathcal{N}(\Gamma) = \{w^*z \mid z = \Gamma w, w \in \mathbb{C}^{n_w} \text{ and } \|w\| = 1\} \quad (1)$$

In the case of a MIMO system G , Γ represents the frequency response of G at the frequency ω_0 . In order to define the phase of an uncertain MIMO system $M \star \Delta$, the numerical range is extended to the union of the numerical ranges $\mathcal{N}(G(j\omega_0))$ for any $G \in \mathcal{G}$ which will be referred to as *union of numerical ranges*. Let us define in the complex plane the cone sector as the sector containing all these numerical ranges. It is defined by a spread angle α and the angle γ measured between the bisectrix of α and the real axis direction, see Fig. 2. where a sampling of the union of numerical ranges, for a given frequency ω_0 , and the cone sector with a centre at the origin are represented. To illustrate the phase of uncertain MIMO systems: Γ represents the frequency response of G at the frequency ω_0 : $\Gamma \in \mathcal{G}_{\omega_0}$ with $\mathcal{G}_{\omega_0} = \{G(j\omega_0) : G \in \mathcal{G}\}$. For a given frequency ω_0 and in the case when $\Delta = 0$; we will have the nominal numerical range. If $\Delta \neq 0$, a whole set of numerical ranges appears. Fig. 2. shows a sampling of the nominal and uncertain numerical ranges, for a given frequency ω_0 , and the cone sector $sec(0, \alpha)$ with a centre at the origin. For any numerical range $\mathcal{N}(\Gamma)$

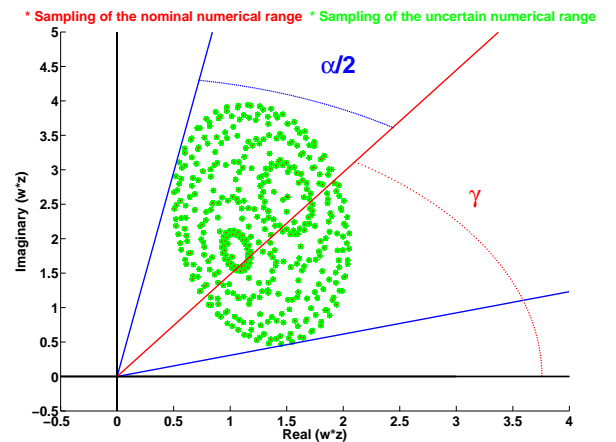


Fig. 2. Cone sector containing at a frequency ω_0 , $\mathcal{N}(G(j\omega_0))$ for any $G \in \mathcal{G}$

which is not contained in the right half plane, one can

make $\mathcal{N}(\Gamma)$ rotated by an angle $-\gamma$ such that the resulting numerical range $\mathcal{N}(e^{-j\gamma}\Gamma)$ will be centred around the real axis in the right half plane with a new $\tilde{\gamma} = 0$. To improve the flexibility of the results, this rotation $e^{-j\gamma}$ can be generalized to be an homothetic transformation and a rotation using a scaling matrix $\Omega \in \mathbb{C}^{n_z \times n_w}$. The resulting numerical range is $\mathcal{N}(\Omega^*\Gamma)$ and it belongs to the sector centred at the origin with an angle spread α denoted $\text{sec}(0, \alpha)$. This scaling matrix is a generalisation of the rotation introduced in [14]. The uncertain phase problem can then be formulated as follows:

Problem 1 Let \mathcal{G} be an uncertain system. For a given frequency ω_0 , find the smallest α such that:

$$\exists \Omega \in \mathbb{C}^{n_z \times n_w}, \forall \Gamma \in \mathcal{G}_{\omega_0}, \mathcal{N}(\Omega^*\Gamma) \subset \text{sec}(0, \alpha).$$

Please note that for SISO LTI systems without uncertainty, the numerical range reduces to one point $\mathcal{N}(\Gamma) = G(j\omega_0)$; in this case $\alpha = 0$ and $\Omega = e^{j\arg(G(j\omega_0))}$. In the general case, one can define an offset characterized by $C \in \mathbb{C}^{n_z \times n_w}$ and seek the smallest sector with the corresponding notation $\text{sec}(C, \alpha)$. This problem can be solved by finding the cone sector containing all the numerical ranges of $\Gamma - C$. Hence, one can search for the smallest α such that the numerical range $\mathcal{N}(\Omega^*(\Gamma - C))$ will be on the right half plane and centred at the origin.

Problem 2 Let \mathcal{G} be an uncertain system. For a given frequency ω_0 and a given offset C , find the smallest α such that:

$$\exists \Omega \in \mathbb{C}^{n_z \times n_w}, \forall \Gamma \in \mathcal{G}_{\omega_0}, \mathcal{N}(\Omega^*(\Gamma - C)) \subset \text{sec}(0, \alpha).$$

III PROPOSED APPROACH

A Preliminary

The stable system G is said to be $\{X(j\omega), Y(j\omega), Z(j\omega)\}$ dissipative, with $X(j\omega) = X^*(j\omega) \in \mathbb{C}^{n_z \times n_z}$, $Y(j\omega) \in \mathbb{C}^{n_z \times n_w}$ and $Z(j\omega) = Z^*(j\omega) \in \mathbb{C}^{n_w \times n_w}$ if for every $z(j\omega)$ and $w(j\omega)$ such that $z(j\omega) = G(j\omega)w(j\omega)$:

$$\begin{pmatrix} z(j\omega) \\ w(j\omega) \end{pmatrix}^* \begin{pmatrix} X(j\omega) & Y(j\omega) \\ Y(j\omega)^* & Z(j\omega) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} z(j\omega) \\ w(j\omega) \end{pmatrix} < 0 \quad (2)$$

The uncertain system $M \star \Delta$ is $\{X, Y, Z\}$ dissipative¹ for every $\Delta \in \underline{\Delta}$ if and only if there exists an hermitian matrix $\Phi = \Phi^*$ such that:

$$1. \quad \begin{pmatrix} \Delta \\ I \end{pmatrix}^* \underbrace{\begin{pmatrix} \Phi_{11} & \Phi_{12} \\ \Phi_{12}^* & \Phi_{22} \end{pmatrix}}_{\Phi} \begin{pmatrix} \Delta \\ I \end{pmatrix} > 0 \quad \forall \Delta \in \underline{\Delta}$$

and

¹Without lost of generality, and after defining a frequency griding ω_0 , the frequency dependence will be dropped in the sequel *i.e.* $\{X(j\omega_0), Y(j\omega_0), Z(j\omega_0)\}(j\omega_0)$ will be written $\{X, Y, Z\}$. All the tests and the conditions will be evaluated at ω_0

2.

$$\begin{pmatrix} M \\ I \end{pmatrix}^* \begin{pmatrix} \Phi_{22} & 0 & \Phi_{12}^* & 0 \\ 0 & X & 0 & Y \\ \Phi_{12} & 0 & \Phi_{11} & 0 \\ 0 & Y^* & 0 & Z \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M \\ I \end{pmatrix} < 0$$

Testing condition 1. and 2. for all $\Delta \in \underline{\Delta}$ is an infinite dimensional optimization problem which is difficult from computational point of view. The complexity can be reduced by introducing an affine set Φ_{Δ} such that for any $\Phi \in \Phi_{\Delta}$, condition 1. is satisfied². The problem becomes a finite dimensional LMI optimization problem that consists in finding one $\Phi \in \Phi_{\Delta}$ such that the condition 2. is satisfied. In this case, the conditions are only sufficient. The resulting conservatism may be reduced by an appropriate choice of Φ_{Δ} .

B Proposed approach

Find a cone sector $\text{sec}(0, \alpha)$ of Problem 1 (that contains $\mathcal{N}(\Gamma), \forall \Gamma \in \mathcal{G}_{j\omega_0}$) can be formulated as find b such that:

$$\begin{aligned} \text{Re}(w^* \Omega^* z) - \beta \text{Im}(w^* \Omega^* z) > 0 \quad \beta = \pm b \\ \forall z, w \text{ such that } \exists \Delta \in \underline{\Delta} \text{ and } z = M \star \Delta w \end{aligned} \quad (3)$$

$b > 0$ defines a slope of two lines forming the cone sector and is related to α by $\tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) = \frac{1}{b}$. Please note that the matrix Ω is used to rotate all numerical ranges in the right half plane such that $\gamma = 0$, see Fig. 3. Inequalities (3) represent a couple of Quadratic Con-

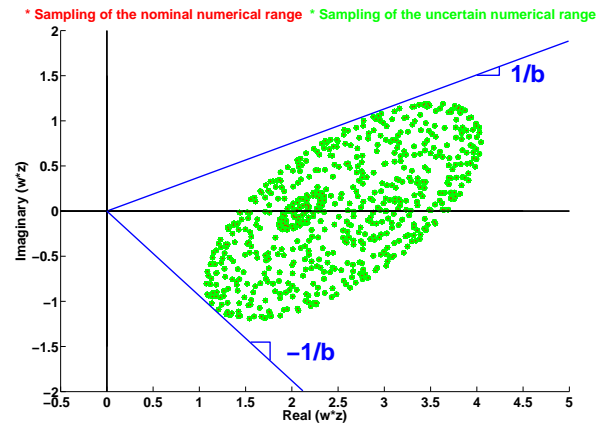


Fig. 3. Illustration of $\mathcal{N}(\Gamma)$ and the cone sector $\text{sec}(0, \alpha)$

straints (QC) characterising the input-output behaviour of the system G with its input and output signals w and z . The cone sector can hence be formulated as:

$$\begin{pmatrix} z \\ w \end{pmatrix}^* \begin{pmatrix} 0 & \Omega(-I + j\beta I) \\ (\Omega(-I + j\beta I))^* & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} z \\ w \end{pmatrix} < 0 \quad (4)$$

²The set Φ_{Δ} depends on the nature of $\underline{\Delta}$.

For any other given $C \neq 0$ i.e. as defined in Problem 2, the cone sector $sec(C, \alpha)$ is given by:

$$\begin{pmatrix} z \\ w \end{pmatrix}^* \begin{pmatrix} X & Y \\ Y^* & Z \end{pmatrix} \begin{pmatrix} z \\ w \end{pmatrix} < 0 \quad (5)$$

Where:

$$X = 0, Y = \Omega(-I + j\beta I), Z = -(Y^*C + C^*Y)$$

With $\beta = \pm b$. Once the numerical range is rotated and brought to the right half plane, the smallest cone sector containing this numerical range can be found. However, before searching for the smallest cone sector, it is necessary to check if such sector exists. Please note that (5) defines a set of Quadratic Constraints (QC) which are a special case of Integral Quadratic Constraints (IQC) in the case of LTI systems.

IV MAIN RESULTS

A The existence test

The cone sector $sec(0, \alpha)$ containing all the numerical ranges of the uncertain system $M \star \Delta - C$ scaled by Ω :

$$\mathcal{N}(\Omega^*(M \star \Delta - C)) \subset sec(0, \alpha) \quad \forall \Delta \in \underline{\Delta}$$

exists if there exist: $\Omega, (\Phi_{111}, \Phi_{121}, \Phi_{221}) \in \Phi_{\Delta}$ and $(\Phi_{112}, \Phi_{122}, \Phi_{222}) \in \Phi_{\Delta}$ such that:

$$\begin{pmatrix} M \\ I \end{pmatrix}^* \begin{pmatrix} \Phi_{22i} & 0 & \Phi_{12i}^* & 0 \\ 0 & X_i & 0 & Y_i \\ \Phi_{12i} & 0 & \Phi_{11i} & 0 \\ 0 & Y_i^* & 0 & Z_i \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M \\ I \end{pmatrix} < 0 \quad i = 1, 2$$

Where:

$$X_1 = 0, Y_1 = \Omega(-I + j \cot\left(\frac{\alpha}{2}\right)I), Z_1 = -(Y_1^*C + C^*Y_1)$$

$$X_2 = 0, Y_2 = \Omega(-I - j \cot\left(\frac{\alpha}{2}\right)I), Z_2 = -(Y_2^*C + C^*Y_2)$$

After testing the existence of the cone sector, it is possible to search for the the smallest one. The quantity $1/b$, which is equal to $\tan(\frac{\alpha}{2})$, represents a size measure for this cone sector. Hence, the minimisation of the angle α gives a solution for Problem 2. However, since the conditions presented in the existence test are only sufficient, minimising $1/b$ will give an upper bound $\tilde{\alpha}$ on the spread angle α . Nevertheless, how this upper bound is close to real spread depends on the choice of Φ_{Δ} .

B Searching for the upper bound

An upper bound on the angle α defined in Problem 2 can be obtained by finding $\Omega, \hat{D}_1, \hat{G}_1, \tilde{D}_1, \tilde{G}_1, \hat{D}_2, \hat{G}_2, \tilde{D}_2,$ and \tilde{G}_2 that minimize λ in the following Generalized Eigenvalues Problem (GEVP):

$$\min_{\lambda, \Omega} \lambda$$

$$\hat{D}_1, \hat{G}_1, \tilde{D}_1, \tilde{G}_1$$

$$\hat{D}_2, \hat{G}_2, \tilde{D}_2, \tilde{G}_2$$

1.

$$\lambda \begin{pmatrix} \hat{D}_1 & 0 \\ 0 & \hat{D}_2 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \tilde{D}_1 & 0 \\ 0 & -\tilde{D}_2 \end{pmatrix} > 0$$

$$\lambda \begin{pmatrix} M & 0 \\ I & 0 \\ 0 & M \\ 0 & I \end{pmatrix}^* \begin{pmatrix} B_1 & 0 \\ 0 & B_2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M & 0 \\ I & 0 \\ 0 & M \\ 0 & I \end{pmatrix} + \dots$$

$$\dots + \begin{pmatrix} M & 0 \\ I & 0 \\ 0 & M \\ 0 & I \end{pmatrix}^* \begin{pmatrix} A_1 & 0 \\ 0 & A_2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M & 0 \\ I & 0 \\ 0 & M \\ 0 & I \end{pmatrix} > 0$$

2.

$$\begin{pmatrix} \hat{D}_1 & 0 \\ 0 & \hat{D}_2 \end{pmatrix} > 0$$

$$\begin{pmatrix} M & 0 \\ I & 0 \\ 0 & M \\ 0 & I \end{pmatrix}^* \begin{pmatrix} B_1 & 0 \\ 0 & B_2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M & 0 \\ I & 0 \\ 0 & M \\ 0 & I \end{pmatrix} > 0$$

with $i = \{1, 2\}$, B_i and A_i are given by:

$$B_i = \begin{pmatrix} -\hat{D}_i & 0 & -\hat{G}_i^* & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \Omega \\ -\hat{G}_i & 0 & \hat{D}_i & 0 \\ 0 & \Omega^* & 0 & -(\Omega^*C + C^*\Omega) \end{pmatrix}$$

$$A_i = (-1)^{i-1} \begin{pmatrix} -\tilde{D}_i & 0 & -\tilde{G}_i^* & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -j\Omega \\ -\tilde{G}_i & 0 & \tilde{D}_i & 0 \\ 0 & (-j\Omega)^* & 0 & -j(\Omega^*C - C^*\Omega) \end{pmatrix}$$

See [17] for proof and more details.

V ILLUSTRATION EXAMPLES

In this section, we will show some examples that illustrate our results graphically.

A SISO Uncertain Systems

The following example is inspired from [8]. Let us consider the following SISO example with structured scalar uncertainties:

$$G^{SISO}(j\omega_0) = \frac{-\omega_0^2 + 2\xi_n\omega_n(j\omega_0) + \omega_n^2}{-\omega_0^2 + 2\xi_d\omega_d(j\omega_0) + \omega_d^2}$$

with $\omega_0 = 1$ rad/s, $\xi_n = 0.7$ and $\xi_d = 0.01$. The uncertainties are parametric and defined by: $\omega_n \in [0.1, 0.5]$ and $\omega_d \in [9, 10]$. The results are illustrated in Fig. 4.

The sampling of the uncertain response presented in green dots is obtained for a griding of ω_n and ω_d equal to 0.01 and 0.001 respectively. The nominal response is equal to $21 + 45i$ and it is presented with a red dot. The cone offset C was fixed arbitrary at $C = 60 + 80i$. The obtained results shows very low conservatism and define a cone angle $\tilde{\alpha} = 49.52^\circ$.

B MIMO Uncertain Systems

For MIMO case, a simple example can be given by:

$$G^{MIMO}(j\omega_0) = o_{dir} \times G^{SISO}(j\omega_0) \times i_{dir} - C$$

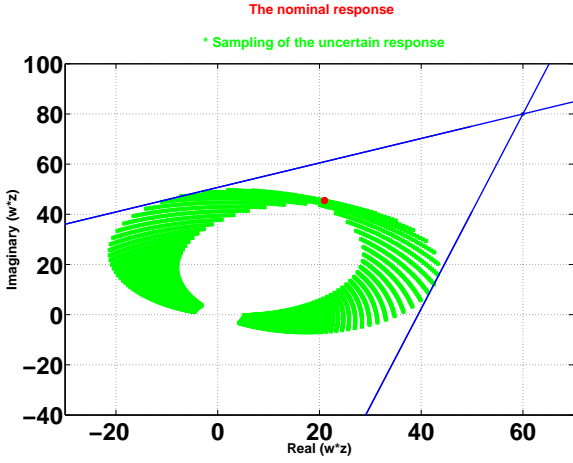


Fig. 4. Visualisation of cone sector for SISO example

with the same frequency $\omega_0 = 1 \text{ rad/s}$, $C = 50(1 + 5i)I_2$, $o_{dir} = [1 \ -1.5]^T$ and $i_{dir} = [1 \ 2]$. Fig. 5. shows a sampling of the union of numerical ranges while Fig. 6. shows a sampling of the union of numerical ranges scaled by Ω^* with the obtained cone sector.

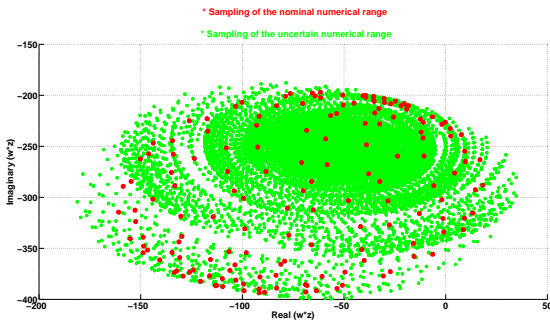


Fig. 5. Visualisation of the nominal and the uncertain numerical ranges

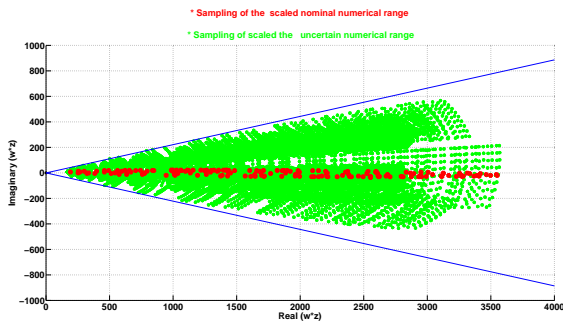


Fig. 6. Visualisation of the scaled nominal and the uncertain numerical ranges

As it can be seen in Fig. 5. and Fig. 6. the numerical range $\Gamma(\mathcal{N} - C)$ which was located in the left half plane was rotated and scaled in size by Ω^* . Once it is in the right half plane, a cone sector $sec(0, \tilde{\alpha})$ is found: $\tilde{\alpha} = 25^\circ$, see Fig. 6. for illustration. Please note that the imaginary and the real axe scales are not equal.

VI LARGE SCALE SYSTEM HIERARCHICAL ANALYSIS

Let us consider the example of the performance analysis of the active clock distribution network of [1]. It is composed of $N = 16$ mutually synchronized Phase Locked Loop (PLL) delivering the clock signals to the chip. In order to synchronize all the network, the PLLs exchange information through an interconnection structure. This example is suitable for illustration of the proposed hierarchical analysis approach as the performance is naturally evaluated in the frequency domain. A full a description of the PLL application example can be found in [9].

The performance analysis results of the PLL network presented in Fig. 7. and summarized in TABLE 1. The

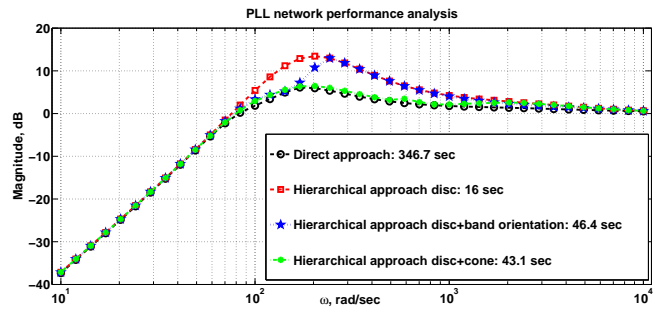


Fig. 7. The PLL network performance analysis

direct μ -analysis approach presents the less conservative results with a maximum peak (6.01 dB comparing to the different hierarchical approaches (H)). However, computation time is significant: 346.7 s . To overcome the time

Table 1 Comparison between the different approaches

Approach	Maximum peak	Computation time
μ -analysis	6.01 dB	347.6 s
H : disc	13.44 dB	16 s
H : disc+band	12.97 dB	46.4 s
H: disc+cone	6.45 dB	43.1 s

issue, the authors of [8] and [9] introduced the hierarchical approach for the PLL network performance analysis with two sub-system characterisations: disc and band QCs. The results of the disc [8] and of the disc+band [9] characterizations are presented in Fig. 7. It is clear that the performance analysis is much faster but also more conservative. This paper introduces a new QC: cone sector which considers the phase information. The cone sector is used in combination with the disc QC obtained in [8]. Namely, in the PLL application example, the cone sector offset is fixed as $C = c_{disc} + ir_{disc}$ where c_{disc} and r_{disc} are the disc centre and radius respectively obtained from the disc QC [8]. It is clear that this combination is more suitable for the PLL network where the obtained result is almost the same as the result of direct μ -analysis

approach but in much less time, see Fig. 7. In a general way, the conservatism of the hierarchical approach can be reduced by combining multiple dissipativity properties from the local step: disc+bands+cones. However, to obtain precise result it is better to combine the dissipativity properties of different nature. Of course, the computation time will increase with the number of dissipativity properties used, however since they are used in local step, and thus potentially for a system of small dimensions (local sub-system), this increase is limited within a reasonable time. The contribution of this work is an introduction of a new QCs that take into account the information on uncertain sub-system phase. One can thus better define a trade-off between conservatism and efficiency.

VII CONCLUSION AND PERSPECTIVES

In this paper, the performance analysis of uncertain large scale systems is considered. In order to reduce the complexity and the computation time, the hierarchical approach is used to investigate the performance of a PLL network. A new IQC is proposed for the local step which is the phase uncertainty characterisation. SISO and MIMO examples are used to illustrate the efficiency of this characterisation. This new IQC confirmed its advantage in obtaining less conservative results in the hierarchical approach comparing with the already existing IQCs in literature. For the future work, it would be interesting to investigate the appropriate decomposition of the network into sub-networks in order to have the less conservative results in a reasonable time *i.e.* add an additional indicator defining conservatism/computation time trade-off.

REFERENCES

- [1] A. Korniienko, G. Scorletti, E. Colinet, E. Blanco, J. Juillard, and D. Galayko. Control law synthesis for distributed multi-agent systems: Application to active clock distribution networks. *IEEE American Control Conference*, pages 4691–4696, 2011.
- [2] A. Korniienko, G. Scorletti, E. Colinet, and E. Blanco. Performance control for interconnection of identical systems: Application to PLL network design. *International Journal of Robust and Nonlinear Control*, (DOI: 10.1002/rnc.3285), 2014.
- [3] S. Boyd and L. Vandenberghe. *Convex Optimization*. Cambridge University Press, 2004.
- [4] M. K. H. Fan, A. L. Tits, and J. C. Doyle. Robustness in the presence of mixed parametric uncertainty and unmodeled dynamics. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 63(1):25–38, January 1991.
- [5] J. Doyle. Analysis of feedback systems with structured uncertainties. *IEEE Proceedings*, 129-D:242:250, nov 1982.
- [6] A. Megretski and A. Rantzer. System analysis via integral quadratic constraints. *IEEE Transaction On Automatic Control*, 42(6), jun 1997.
- [7] M. G. Safonov. Propagation of conic model uncertainty in hierarchical systems. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 28(6):701–709, jun 1983.
- [8] M. Dinh, A. Korniienko, and G. Scorletti. Embedding of uncertainty propagation: application to hierarchical performance analysis. *IFAC Symposium on System, Structure and Control*, 5(1):190–195, 2013.
- [9] M. Dinh, A. Korniienko, and G. Scorletti. Convex hierarchical analysis for the performance of uncertain large scale systems. *IEEE Conference on Decision and Control*, pages 5979–5984, 2014.
- [10] I. Postlethwaite, J. M. Edmunds, and A. G. J. Macfarlane. Principal gains and principal phases in the analysis of linear multivariable feedback systems. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 26(1):32–46, feb 1981.
- [11] D. H. Owens. The numerical range : A tool for robust stability studies? *Systems and Control Letters*, pages 153–158, 1984.
- [12] P. Harshavardhana and E. A. Jonckheere. Spectral factor reduction by phase matching: the continuous-time single-input single-output case. *International Journal of Control*, 42(1):43–63, 1985.
- [13] J. R. Bar-On and E. A. Jonckheere. Phase margin for multivariable control systems. *International Journal of control*, 52(2):485–498, 1990.
- [14] A. Tits, V. Balakrishnan, and L. Lee. Robustness under bounded uncertainty with phase information. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 44(1):50–65, jan 1999.
- [15] G. Scorletti. Robustness analysis with time delays. In IEEE, editor, *IEEE Conference on Decision and Control*, pages 3824–3829, San Diego, California, December 1997.
- [16] J. Doyle, A. Packard, and K. Zhou. Review of LFTs, LMIs, and μ . *Proceedings of the 30th IEEE Conference on Decision and Control*, 2:1221–1232, 1991.
- [17] K. Laib, A. Korniienko, G. Scorletti, and F. Morel. Phase IQC for the hierarchical performance analysis of uncertain large scale systems. *IEEE Conference on Decision and Control*, 2015. (submitted).

A Dual-user Teleoperation System with Online Authority Adjustment for Haptic Training

Fei LIU

Arnaud Lelevé, Damien Eberard and Tanneguy Redarce, Laboratoire Ampère

Date effective de début du travail : 01/09/2013

Financement du salaire du doctorant : China Scholarship Council (CSC)

Abstract - In this thesis, we aim to develop a dual-user teleoperation system for hands-on medical training. Firstly, we proposed a shared control based architecture for authority management. In this structure, the combination of control signals is obtained using a dominance factor. Secondly, the main improvement is Online Authority Adjustment (OAA): the authority can be adjusted manually/adaptively during the training progress. Lastly, experiments are conducted to validate the performances of the system. The ongoing works and perspectives are presented.

Résumé - L'objectif de cette thèse est de développer un système de formation par la pratique, supervisé (apprenant et superviseur co-manipulent) aux gestes médicaux. Tout d'abord, nous proposons une architecture basée sur le contrôle partagée pour la gestion du partage de l'autorité sur l'esclave. L'approche utilisée est énergétique et prouve la robustesse du système à un changement en ligne d'autorité. De plus, nous avons développé un mécanisme (OAA: Online Authority Adjustment) inédit d'ajustement automatique de l'autorité. Enfin, des expérimentations ont été menées dans le but de valider les performances du système. Les travaux en cours et les perspectives sont présentés.

I. INTRODUCTION

Medical staff requires continuing hands-on training on ever evolving medical methods. For instance, Minimally Invasive Surgery (MIS) procedures have brought much comfort to the patient but has complicated the task of surgeons as they now manipulate their tools through trocars by way of a 2D camera visualization. To perform hands-on training, medical trainees traditionally make use of phantoms, cadavers and animals but they are costly and often lack realism (different tissue mechanics, for instance).

Over the last few decades, medical robotic systems have been studied more specifically to perform clinical assistance [1]. Of the various research topics in this field, bilateral teleoperation is intensively tackled. It enables operators to get the feeling of the remote environment by means of force feedback. It has been used in many applications such as MIS [2] but also for medical training systems [3]. Medical trainers appreciate these simulators as they free them from basic hands-on training tasks but, in some cases, it remains useful to guide the trainees' motions for a more accurate and efficient training. In this case, the trainer can take the hands of the trainee in his

hands but it becomes difficult for both users to dose their own efforts.

Dual-user teleoperation is an extension of the traditional bilateral system, which features two users working collaboratively and simultaneously on a shared remote environment. In a hands-on training context, the trainer and the trainee can thus interact remotely with each other. A typical dual-user training system is shown in Fig. 1..

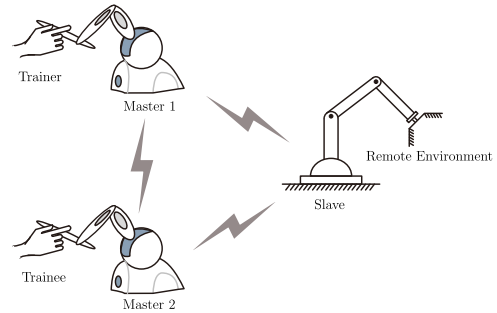


Figure 1. Scheme of a dual-user teleoperation system

Different architectures have been proposed for dual-user teleoperation systems. The *shared control* based structure has been mostly developed in [4, 5, 6, 7]. These systems provide haptic feedback to surgeons (masters) through haptic devices such as those depicted in Fig. 1..

The main idea of this architecture is to share the control authority of each user over the slave robot according to a dominance factor ($\alpha \in [0, 1]$). When $\alpha = 1$ (resp. 0), the trainer (resp. trainee) has full authority on the trainee's (resp. trainer's) device and the slave. When $0 < \alpha < 1$, both users share the slave control with a dominance (over the other user) which is function of α . The control authority shared between the users is chosen according to their relative level of skills and experience.

For our particular application of surgical training, we needed to design a system enabling leader-follower modes with online authority adjustment behaviors. Suppose a novice is trained from the beginning step by step by a mentor. At first, the trainer sets the system in training mode, which implies that the trainer is the leader while the trainee is the follower. The trainer performs and shows the right trajectories to complete a manual predefined task which involves for the slave to get into contact with the environment. During this demonstration, the trainer is given full force feedback from the slave. Meanwhile, the trainee follows the motion of the trainer on his own haptic device.

During the training progress, the control authority can be

shifted towards the trainee ($0 < \alpha < 1$) by way of online settings. The trainer can therefore guide the trainee to perform tasks based on shared control authority. Both of them get then a weighted force feedback from the environment.

Once the trainee is sufficiently trained, the control authority is fully assigned to him. In case of emergency (for instance, when the trainee deviates from the right motion, which is risky for the virtual patient), the trainer, by reflex, rectifies the trajectory with its own device which automatically and instantaneously switches back the control authority towards him. The trainee can thus quickly feel the reaction of his mentor and be aware of his own bad movements. The trainer decides later to switch back the authority to the trainee by pressing a dedicated button on the haptic device.

This kind of training system requires online authority adjustment behaviors without disturbing the stability and performance. Only a few papers have considered about this issue despite its importance. In [8], the control authority is adaptively adjusted according to the trainee's expertise. The Virtual Fixtures (VF) incorporated in the system are used as a quantitative measure to evaluate the performance of the trainee. However they require to indicate the maximum desired level of authority of the trainee over the task at first; de facto, the trainer can not change the desired level of authority during the training progress. In [9], the aforementioned shared control authority management is used with a time-varying dominance factor. Still, the proposed method necessitates a bounded first-derivative for the dominance factor $\alpha(t)$. This involves that it should be designed as a derivable function: this constrains the cases of emergency when the authority needs to be switched suddenly.

The central objectives of this thesis can be stressed in the following aspects:

- Modeling of dual-user teleoperation system: i) building the interconnection between the masters and the slave; ii) integrating a communication channel with/without delays, or with data losses.
- Control of dual-user teleoperation system: i) passivity analysis; ii) transparency analysis; iii) authority management.
- Experiments: i) real-time interface of the training system; ii) end-user feedback.

In this paper, we present the main obtained results over a dual-user haptic training system combined with shared control concept. The Online Authority Adjustment (OAA) is proposed with manual and adaptive behaviors. The passivity of the system is preserved using port-Hamiltonian approach. Next section introduces the structure of this system while section IV. details the OAA mechanism. The ongoing works and perspectives are state in Section V.

II. EXISTING DUAL-USER ARCHITECTURES

Various architectures have been proposed for the control of dual-user haptic systems. The shared control concept had been introduced by Nudehi et al. in [4]. The control authority is set by way of a dominance factor α ; it can be set at 1 (100%) for the trainer at first and then, as long as the trainee acquires more skills, it can be shifted towards this latter. In Nudehi's architecture, the master devices provide force feedback to both

surgeons, proportional to the difference of their actions and reversely proportional to the control authority shared between them. The system can be used in presence of communication delays. However, the user who has full control on the slave is not provided with a kinesthetic feedback, which means a limited transparency.

In [5], this limit is overcome by creating a three-port multilateral control architecture. Two different architectures are proposed. The first one is the Complementary Linear Combination (CLC) architecture which provides feedback forces combining the environment and the other user forces (resp. F_e and F_{h_2} for user 1). The desired position and force commands for each device are a complimentary weighted sum of positions and forces of the other two devices. When $\alpha = 1$, master 1 and the slave compound a four-channel bilateral teleoperation system, and the position of master 1 acts as an exogenous input for the master 2 closed-loop dynamics (the behavior is symmetric when $\alpha = 0$). When $0 < \alpha < 1$ both users can perform a task collaboratively in a shared environment. The second one is Masters Correspondence with Environment Transfer (MCET) architecture, where both user devices follow the motion of each other and the effort feedback to both users is $F_e/2$. The command to the slave is weighted by α . Kinesthetic performance analysis and experimental user perception studies showed that the MCET architecture provides the best kinesthetic feedback to both users with the least sensitivity to dominance factor. The limit of this work is that the masters and the slave are modeled in linear dynamics, and no delay is taken into account.

In [6], authors define two dominance factor: α (resp. $1 - \alpha$) determines the authority of trainer (resp. trainee) over trainee (resp. trainer), while β and $1 - \beta$ indicates the supremacy of trainer and trainee over the slave robot respectively. A nonlinear relation between α and β is given, which adjusts the authority of the leader (the user for which $\alpha > 0.5$) over the slave with respect to the authority of him over the follower. As this work is not compared with CLC or MCET, it cannot be determined whether the transparency of this architecture is better. Its interest resides in the fact that nonlinear telemanipulator dynamics are considered. Furthermore, the uncertain communication channels are supported in presence with delays, packet loss, data duplication and packet swapping.

Concerning the stability of these architectures, various results are provided in the literature. Linear time-invariant (LTI) models are usually used to model dual-user systems. Nudehi et al. [4] use H_∞ method to guarantee stability even when there are communication delays (up to 25ms in his experiments). The stability is analyzed by applying the Llewellyn's unconditional stability criterion in [5]. An extension of the Zeheb-Walach criteria for absolute stability of an n-port network is provided in [7]. [10] makes use of the Raisbeck's passivity criterion applied on a LTI model. Furthermore, a comparison between absolute stability and passivity criteria is detailed in [11]. In [6], a Lyapunov-Krasovski function is proposed to ensure stability. This approach is the more general case, but no transparency analysis is provided so it is difficult to compare this work with [5] in absence of time delays. As another point of view, except in [6], all these architectures have been studied using LTI models. Thus, their applicability would be limited for the cases with complex nonlinear system dynamics. Furthermore, none of them consider the stability when mode switching (by changing dominance factor in real-

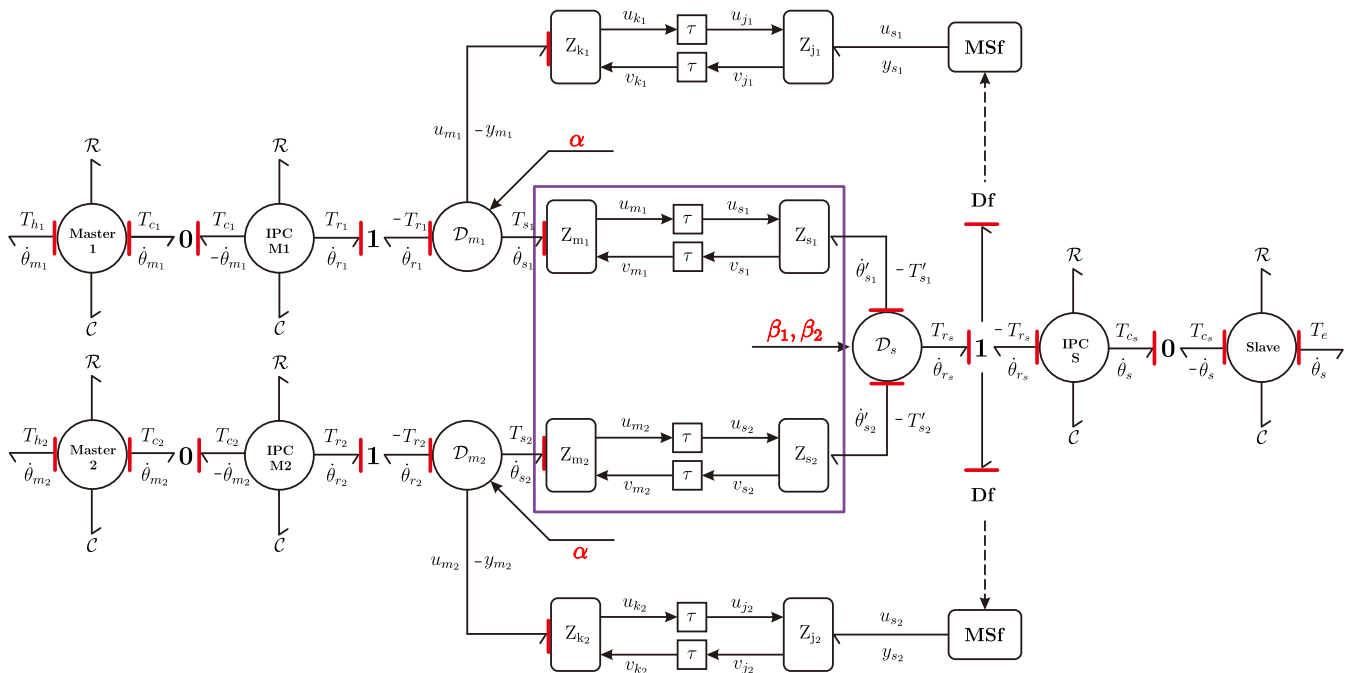


Figure 2. Global scheme of our dual-user training system. The structure inside the blue solid line is the shared control based architecture.

time).

Recently, a survey has been conducted on passivity-based controllers for nonlinear bilateral teleoperation with guaranteed stability properties providing energy interpretation in [12]. In our point of view, an energy approach seems promising as it provided interesting results in more classical teleoperation studies (such as in [13, 14, 15]). This is why we adopted the Port Hamiltonian approach, which focuses on energy flows and enables to check the passivity even with nonlinear models. Furthermore, with this approach, the system could easily analyzed under different modes.

III. SHARED CONTROL BASED DUAL-USER TELEOPERATION

In this section, based on the bilateral teleoperation architecture in [16, 17], we introduce a shared control based dual-user training system as shown in Fig. 2..

A. Port-Hamiltonian Approach

In [18], the port-Hamiltonian approach has been introduced for system dynamic modeling. This approach has been applied both for modeling and controlling bilateral teleoperation system in [16, 17]. It allows to keep track and to control its energy flows. From the point of view of control, one of the advantages of this approach is that the Hamiltonian function, which is usually formed as a Lyapunov function explicitly appears in the dynamics of the system.

The Intrinsically Passive Controller (IPC) formed within Port-Hamiltonian representation, firstly proposed in [19], is passive by itself whatever the values of its parameters. By linking the IPC controller and the master robot through a power-conserving interconnection, one obtains a passive system, whatever the characteristics of the system and the controller parameters. This provides a natural robustness and leaves freedom to tune its parameters for performance and global transparency. Taking this advantage, in our dual-user

system, we use IPC controllers for compliant motion tasks on both masters and the slave.

B. Scattering Transformation

In teleoperation systems, scattering transformation is used to solve the problem with communication delays in literature. But it decreases transparency performance. The scattering transformation framework with power port shown in Fig. 2. with notation of Z_* , is reported in [20]. Instead of transmitting power variables over the transmission line, the scattering variables that represent an incoming and an outgoing power waves are exchanged inside the communication channel. In this way, the transmission line transfers power directly instead of power variables, which preserves passivity independently of transmission delays. Taking Z_{m1} for example, the power flowing into the scattering communication channel is,

$$T_{m1}^T(t)\dot{\theta}_{m1}(t) = \frac{1}{2}u_{m1}^2(t) - \frac{1}{2}v_{m1}^2(t)$$

where

$$\begin{cases} u_{m1}(t) = \frac{N^{-1}}{\sqrt{2}}(T_{m1}(t) + Z_{m1}\dot{\theta}_{m1}(t)) \\ v_{m1}(t) = \frac{N^{-1}}{\sqrt{2}}(T_{m1}(t) - Z_{m1}\dot{\theta}_{m1}(t)) \end{cases} \quad (1)$$

and $Z_{m1} > 0$ is the impedance of the scattering transformation.

C. Shared Control Based Architecture

In order to manage the control authority, three Dirac structures (see [21]) are inserted between the IPC controllers and the scattering transformations, named \mathcal{D}_{m1} , \mathcal{D}_{m2} and \mathcal{D}_s . Three dominance factors $\alpha, \beta_1, \beta_2 \in [0, 1]$ are introduced to achieve the goal of shared control. As the efforts (forces) and flows (velocities) follow power-conserving interconnection (skew-symmetric representation, see [21]), the behavior of these

Dirac structures is passive and lossless. The formulation of \mathcal{D}_{m_1} , \mathcal{D}_{m_2} and \mathcal{D}_s as input-output matrices is ¹ :

$$\begin{aligned} \mathcal{D}_{m_1} : \begin{pmatrix} \dot{\theta}_{r_1} \\ T_{s_1} \\ -y_{m_1} \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} 0 & \alpha & 1 - \alpha \\ -\alpha & 0 & 0 \\ \alpha - 1 & 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} -T_{r_1} \\ \dot{\theta}_{s_1} \\ u_{m_1} \end{pmatrix} \\ \mathcal{D}_{m_2} : \begin{pmatrix} \dot{\theta}_{r_2} \\ T_{s_2} \\ -y_{m_2} \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} 0 & 1 - \alpha & \alpha \\ \alpha - 1 & 0 & 0 \\ -\alpha & 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} -T_{r_2} \\ \dot{\theta}_{s_2} \\ u_{m_2} \end{pmatrix} \\ \mathcal{D}_s : \begin{pmatrix} \dot{\theta}'_{s_1} \\ \dot{\theta}'_{s_2} \\ T_{rs} \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} 0 & 0 & -\beta_1 \\ 0 & 0 & \beta_2 - 1 \\ \beta_1 & 1 - \beta_2 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} -T'_{s_1} \\ -T'_{s_2} \\ \dot{\theta}_{rs} \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (2)$$

The relationships between α and β_1, β_2 are defined as,

$$\beta_1 = \begin{cases} \alpha, & \alpha = 1, 0 \\ 1, & 0 < \alpha < 1 \end{cases} \quad \beta_2 = \begin{cases} \alpha, & \alpha = 1, 0 \\ 0, & 0 < \alpha < 1 \end{cases} \quad (3)$$

Thus, we obtain three modes by changing the dominance factor α : training mode ($\alpha = 1$), guidance mode ($0 < \alpha < 1$) and evaluation mode ($\alpha = 0$). Notice that the modulated flow source **MSf** is associated with a velocity signal which is equal to $\dot{\theta}_{r_s}$.

D. Passivity

As shown in Fig. 2., in order to analyze the close-loop passivity, the dual-user system can be divided into several parts. Both users and the environment could be considered with passive behaviors, which is a common assumption in the literature. The master and the slave robot are physically passive. The IPC controllers are intrinsically passive. The shared control based architecture is passive due to the power-conserving composition of three *Dirac* structures. It has been proved the scatterized communication channel is passive independent of constant time delays [22]. As long as the modulated flow sources **MSf** keep passive behaviors, the passivity of close-loop dual-user teleoperation system is preserved.

Proposition 1. *The modulated flow sources MSf hold passive behaviors: i.e., \exists finite constant $d \in \mathbb{R}$ s.t.*

$$\int_0^t u_{s_1}^T(t)y_{s_1}(t) + u_{s_2}^T(t)y_{s_2}(t) dt \leq d^2 \quad \forall t \geq 0 \quad (4)$$

i.e., maximum generated energy from the **MSf** is bounded.

Proof. Let us first denote the generated energy at time t from **MSf** by integrating Eq. 2 as,

$$\begin{aligned} & \int_0^t u_{s_1}^T(t)y_{s_1}(t) + u_{s_2}^T(t)y_{s_2}(t) dt \\ &= \frac{1}{2} \int_0^t v_{j_1}^2(t) - u_{j_1}^2(t) + v_{j_2}^2(t) - u_{j_2}^2(t) dt \\ &\leq \frac{1}{2} \int_0^t v_{j_1}^2(t) + v_{j_2}^2(t) dt = d^2 \end{aligned} \quad (5)$$

Therefore, we can straightforward prove the passive behavior of **MSf**. \square

¹ The notations of time-varying variables with $*$ (t) are abridged for simplification.

Proposition 2. *The closed-loop system is passive with constant delays regardless variation dominance factors $\alpha \in [0, 1]$.*

Proof. Firstly, we consider the shared control based architecture. The three Dirac structures form a lossless architecture which can be easily concluded. Then, by denoting the Hamiltonian function of each subsystem at masters and slave sides (in Port-Hamiltonian framework) with H_{m_1}, H_{m_2}, H_s . Considering energy generated by **MSf** as internal stored part, we set the close-loop energy function as,

$$\begin{aligned} E(t) &= \int_0^t H_{m_1}(\sigma) + H_{m_2}(\sigma) + H_s(\sigma) \\ &\quad + u_{s_1}^T(\sigma)y_{s_1}(\sigma) + u_{s_2}^T(\sigma)y_{s_2}(\sigma) d\sigma \\ &\quad + \frac{1}{2} \int_{t-\tau}^t \sum_{\substack{i=m_1, m_2, \\ k_1, k_2}} u_i^T u_i + \sum_{\substack{j=s_1, s_2, \\ j_1, j_2}} v_j^T v_j d\sigma \\ &= -T_{h_1}^T \dot{\theta}_{m_1} - T_{h_2}^T \dot{\theta}_{m_2} - T_e^T \dot{\theta}_s - P_{m_1} - P_{m_2} - P_s \end{aligned} \quad (6)$$

where P_{m_1}, P_{m_2}, P_s are the dissipated power at each subsystem.

Since the close-loop energy function has no relationship with the dominance factors α, β_1, β_2 , and according to the condition for passivity of a switched system given by [23], we confirm the conclusion of Proposition 2. \square

IV. ONLINE AUTHORITY ADJUSTMENT

In this section, we propose Online Authority Adjustment (OAA) with manual and adaptive authority adjustment (MAA and AAA). It is an important function during the training progress, for example when emergency situations.

A. Manual Authority Adjustment

The trainer can adjust the dominance factor in real-time, which enables the trainee to get involved in the tasks with a desired level of authority without having to restart the system.

B. Adaptive Virtual Boundary

The virtual boundary is the maximum allowed distance between both master positions. It is used to guide the trainee through the right trajectory. The trainee can move his device freely inside the boundary. The virtual boundary is defined as:

$$d_{\theta_m} = |\theta_{m_1} - \theta_{m_2}| \leq B \quad (7)$$

where B defines the maximum allowed distance between the trainer and the trainee. We take the form of B specified in [8], as a function of the adaptive dominance factor (see the following section). That is,

$$B = B_0 - k_b \ln(\alpha_a + \epsilon) \quad (8)$$

where B_0 is the maximum allowed distance when the trainer gets full control, i.e. $\alpha_a = 1$. The $\ln(\cdot)$ function enables a non-linear behavior which results in the decreasing of the boundary as the trainee gets qualified (i.e. $\alpha_a = 0$). $k_b > 0$ is a tuning gain and ϵ is a very small value to avoid the zero argument case for $\ln(\cdot)$, i.e. when $\alpha_a = 0$.

As soon as the condition given in Eq. 7 is violated, a virtual torque will be generated, defined as follows:

$$T_v = -k_v(\theta_{m_1} - \theta_{m_2}) \quad (9)$$

where k_v acts as a virtual stiffness. Notice that in our architecture, this torque won't be transmitted back to the trainee (which is different from [8]), but used as a criterion for evaluation of the expertise of the trainee.

C. Adaptive Dominance Factor

The adaptive dominance factor refers to α_a , which determines the shared control authority based on the expertise of the trainee. The worse the trainee performs, the higher virtual torque T_v is generated. Therefore, we make use of T_v as an evaluation index. α_a is defined as follows:

$$\alpha_a = 1 - e^{-\frac{T_v^2}{2 \cdot (T_0)^2}} \quad (10)$$

where T_0 is a task based parameter. It is straightforward to conclude that α_a ranges from 0 to 1, which represents expertise of the trainee ranges from inexperienced to professional.

It is worth to note that the control authority can be switched to any expected value online by the trainer using manual OAA behavior, denoted by α_o . We call this is the **overrule** function. The final decision of α is:

$$\alpha = \begin{cases} \alpha_a, & \text{overrule} = \text{False} \\ \alpha_o, & \text{overrule} = \text{True} \end{cases} \quad (11)$$

V. CURRENT WORKS

A. Time Varying Delays

It has been proved that the system is passive with constant delays inside the communication channel. In case of time varying delays, the scattering variables are amplified with a gain that depends on the rate of the delay, to preserve the passivity in [24], given by (taking Z_{m_1} and Z_{s_1} for example),

$$\begin{aligned} u_{s_1}(t) &= f_1(t)u_{m_1}(t - \tau_1(t)) \\ v_{m_1}(t) &= f_2(t)v_{s_1}(t - \tau_2(t)) \end{aligned} \quad (12)$$

where f_i are chosen to satisfy

$$f_i^2 \leq 1 - \frac{d\tau_i}{dt}, \quad i = 1, 2 \quad (13)$$

It is interesting to integrate this new transmission strategy into the dual-user teleoperation structure for analysis of varying time delays.

B. Transparency

In the aforementioned section, we only investigate the force transparency during wall contact. It is worth to explore the transparency of power ports: the human power ports ($T_{h_1}, \dot{\theta}_{m_1}$), ($T_{h_2}, \dot{\theta}_{m_2}$), through which the operators interacts with the system, and the environment port ($T_e, \dot{\theta}_e$). In [25], the transparency in port-Hamiltonian based teleoperators is evaluated, including analysis of packet switching scattering-based communication channels.

The dual-user teleoperation can be split into four parts interconnected through power ports. That is, the trainer, trainee and slave side subsystems, and the communication channel. The transparency could be analyzed by four subproblems. It

could be evaluated through a deviation index ε_i , given by,

$$\begin{aligned} \varepsilon_{m_1} &= \left\| \begin{pmatrix} T_{h_1} + T_{r_1} \\ \dot{\theta}_{m_1} - \dot{\theta}_{r_1} \end{pmatrix} \right\| & \varepsilon_{m_2} &= \left\| \begin{pmatrix} T_{h_2} + T_{r_2} \\ \dot{\theta}_{m_2} - \dot{\theta}_{r_2} \end{pmatrix} \right\| \\ \varepsilon_c &= \left\| \begin{pmatrix} T_{r_s} - \alpha\beta_1 T_{r_1} - (1-\alpha)(1-\beta_2)T_{r_2} \\ \dot{\theta}_{r_s} - \dot{\theta}_{r_1} \\ \dot{\theta}_{r_s} - \dot{\theta}_{r_2} \end{pmatrix} \right\| & (14) \\ \varepsilon_s &= \begin{cases} \left\| \begin{pmatrix} T_{c_s} - T_{r_s} \\ \dot{\theta}_s - \dot{\theta}_{r_s} \end{pmatrix} \right\| & \text{when free motion} \\ \left\| \begin{pmatrix} T_e - T_{r_s} \\ \dot{\theta}_s - \dot{\theta}_{r_s} \end{pmatrix} \right\| & \text{when contact motion} \end{cases} \end{aligned}$$

where $\|\cdot\|$ is the Euclidean norm of \mathbb{R}^n . In case of perfect transparency, $\varepsilon_i = 0$.

VI. FUTURE WORKS AND PERSPECTIVES

A. Last Year Works

- Realization of the system in 3 d.o.f with 3D haptic rendering;
- End-user feedback from the medical doctors;
- Writing/publishing journal papers and thesis.

B. Perspectives

- Gesture analysis: using the designed dual-user system to evaluate gesture behaviors;
- 3D immersion: integration with virtual reality;
- Extension to multi-masters/multi-slaves system.

VII. CONCLUSION

In this paper, we present the main results of this thesis. In order to provide a robust supervised hands-on training system, we designed a dual-user teleoperation system with Online Authority Adjustment (OAA). The stability of the system is ensured by an energetic modeling which guarantees the passivity of the system while the authority parameters evolve in time. The experiments revealed qualitatively a good transparency with both manual and adaptive behaviors. Currently, we are investigating the aforementioned ongoing works and developing a simulated real-time interface of the training system using ROS (Robot Operating System) and CHAI3D software.

VIII. PUBLICATIONS

We have published two international conference papers [26, 27].

BIBLIOGRAPHY

- [1] R. Taylor and D. Stoianovici, "Medical robotics in computer-integrated surgery," *Robotics and Automation, IEEE Transactions on*, vol. 19, pp. 765–781, Oct 2003.
- [2] M. Tavakoli, R. Patel, and M. Moallem, *Haptics For Teleoperated Surgical Robotic Systems*. World Scientific, 2008.
- [3] L. Panait, E. Akkary, R. Bell, K. Roberts, S. Dudrick, and A. Duffy, "The role of haptic feedback in laparoscopic simulation training," *Journal of Surgical Research*, vol. 156, pp. 312–316, Oct 2009.

- [4] S. Nudehi, R. Mukherjee, and M. Ghodoussi, "A shared-control approach to haptic interface design for minimally invasive telesurgical training," *Control Systems Technology, IEEE Transactions on*, vol. 13, pp. 588–592, Jul 2005.
- [5] B. Khademian and K. Hashtrudi-Zaad, "Shared control architectures for haptic training: performance and coupled stability analysis," *The International Journal of Robotics Research*, vol. 30, pp. 1627–1642, Mar 2011.
- [6] A. Ghorbanian, S. Rezaei, A. Khoogar, M. Zareinejad, and K. Baghestan, "A novel control framework for nonlinear time-delayed dual-master/single-slave teleoperation," *ISA Transactions*, vol. 52, pp. 268–277, Mar 2013.
- [7] K. Razi and K. Hashtrudi-Zaad, "Analysis of coupled stability in multilateral dual-user teleoperation systems," *Robotics, IEEE Transactions on*, vol. 30, pp. 631–641, Jun 2014.
- [8] M. Shahbazi, S. Atashzar, and R. Patel, "A dual-user teleoperated system with virtual fixtures for robotic surgical training," in *Robotics and Automation (ICRA), 2013 IEEE International Conference on*, pp. 3639–3644, May 2013.
- [9] M. Shahbazi, H. Talebi, and R. Patel, "Networked dual-user teleoperation with time-varying authority adjustment: A wave variable approach," in *Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), 2014 IEEE/ASME International Conference on*, pp. 415–420, Jul 2014.
- [10] V. Mendez and M. Tavakoli, "A passivity criterion for n-port multilateral haptic systems," in *Decision and Control (CDC), Proceedings of IEEE Conference on*, pp. 274–279, Dec 2010.
- [11] J. Li, M. Tavakoli, V. Mendez, and Q. Huang, "Passivity and absolute stability analyses of trilateral haptic collaborative systems," *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, pp. 1–18, Apr 2014.
- [12] E. Nuno, L. Basanez, and O. R., "Passivity-based control for bilateral teleoperation: A tutorial," *Automatica*, vol. 47, no. 3, pp. 485–495, 2011.
- [13] R. Anderson and M. Spong, "Bilateral control of teleoperators with time delay," *Automatic Control, IEEE Transactions on*, vol. 34, pp. 494–501, May 1989.
- [14] D. Lee and P. Li, "Passive bilateral feedforward control of linear dynamically similar teleoperated manipulators," *Robotics and Automation, IEEE Transactions on*, vol. 19, pp. 443–456, Jun 2003.
- [15] D. Lee and M. Spong, "Passive bilateral teleoperation with constant time delay," *Robotics, IEEE Transactions on*, vol. 22, pp. 269–281, Apr 2006.
- [16] S. Stramigioli, A. van der Schaft, B. Maschke, and C. Melchiorri, "Geometric scattering in robotic telemanipulation," *Robotics and Automation, IEEE Transactions on*, vol. 18, pp. 588–596, Aug 2002.
- [17] C. Secchi, S. Stramigioli, and C. Fantuzzi, *Control of Interactive Robotic Interfaces: A Port-Hamiltonian Approach*. Springer, 2007.
- [18] B. Maschke and A. van der Schaft, "Port controlled hamiltonian systems: modeling origins and system theoretic properties," in *Nonlinear Control Systems (NOLCOS), Proceedings of the Third Conference on*, 1992.
- [19] S. Stramigioli, *Modeling and IPC Control of Interactive Mechanical Systems: A Coordinate-Free Approach*. Springer, 2001.
- [20] G. Niemeyer and J.-J. Slotine, "Stable adaptive teleoperation," *Oceanic Engineering, IEEE Journal of*, vol. 16, pp. 152–162, Jan 1991.
- [21] A. J. V. d. Schaft, *L2-Gain and Passivity Techniques in Nonlinear Control*. Springer, 1996.
- [22] S. Stramigioli, C. Secchi, A. Van der Schaft, and C. Fantuzzi, "Sampled data systems passivity and discrete port-hamiltonian systems," *Robotics, IEEE Transactions on*, vol. 21, pp. 574–587, Aug 2005.
- [23] S. Mahapatra and M. Zefran, "Stable haptic interaction with switched virtual environments," in *Robotics and Automation (ICRA), Proceedings of IEEE International Conference on*, pp. 1241–1246, Sep 2003.
- [24] R. Lozano, N. Chopra, and M. Spong, "Passivation of force reflecting bilateral teleoperators with time varying delay," *Mechatronics'02*, 2002.
- [25] C. Secchi, S. Stramigioli, and C. Fantuzzi, "Transparency in port-hamiltonian-based telemanipulation," *Robotics, IEEE Transactions on*, vol. 24, pp. 903–910, Aug 2008.
- [26] F. Liu, A. Lelevé, D. Eberard, and T. Redarce, "A dual-user teleoperation system with adaptive authority adjustment for haptic training," in *Medical and Service Robots, Proceedings of 4th International Workshop on*, Jul. 2015.
- [27] F. Liu, A. Lelevé, D. Eberard, and T. Redarce, "A dual-user teleoperation system with online authority adjustment for haptic training," in *IEEE Engineering in Medicine and Biology Society (EMBS), Proceedings of 37th Annual International Conference of*, Aug. 2015.

Applications des notions d'observabilité à la commande de machine asynchrone sans capteur de vitesse

Gaëtan Lefebvre

Xuefang Lin-Shi, Jean-Yves Gauthier et Alaa Hijazi, MIS, ACM - Vincent Le Digarcher, Alstom Transport

Date effective de début du travail : 30/09/2013

Financement du salaire du doctorant : Alstom Transport

Abstract - This report presents various methods to drive a speed-sensorless induction machine using observer-based approach to get speed and electrical parameters information. Various notions of observability are defined to point out the working points whom observation is difficult. By using this additional information in the observer or in the control, the observer performances can be improved in order to drive the induction machine without mechanical speed sensor.

Résumé - Ce rapport présente plusieurs méthodes mises en œuvre afin de réaliser la commande d'une machine asynchrone sans capteur mécanique de vitesse en privilégiant la synthèse d'observateurs de vitesse et de paramètres électriques. Plusieurs notions d'observabilité sont définies afin d'identifier les points de fonctionnements pour lesquelles l'observation de ces grandeurs sera délicate. En utilisant cette connaissance supplémentaire et en la prenant en compte dans l'observateur ou dans la commande, les performances d'observation peuvent être améliorées afin de réaliser la commande de la machine sans mesure directe de la vitesse.

I. INTRODUCTION

La commande de machine asynchrone sans capteur de vitesse a suscité une importante quantité d'articles dans la mesure où ce sujet rejoint aussi bien les attentes des industriels que l'intérêt des chercheurs. Depuis le début des années 2000, l'expérimentation a mis en évidence que l'utilisation d'un observateur de vitesse pour une machine asynchrone fonctionnant près de la fréquence statorique nulle fournit des résultats médiocres [1]. L'étude théorique de l'observabilité de la vitesse de la machine asynchrone a été réalisée au cours de la même période. Cette étude démontre que la vitesse de la machine asynchrone n'est pas observable pour les points de fonctionnement à pulsation statorique nulle [2]. Cette limitation théorique signifie que, quelle que soit la qualité de l'observateur et la précision des paramètres, les problèmes identifiés expérimentalement perdureront. Afin

de conserver l'observabilité de la vitesse à très basse pulsation statorique, la plupart des solutions présentées dans la littérature proposent d'injecter un signal supplémentaire permettant de retrouver une information de vitesse. De telles méthodes génèrent des harmoniques de courant supplémentaires et une oscillation de couple qui sont fortement dépendantes de la géométrie de la machine [3], et rendent l'injection de signaux difficile à adapter à toute machine asynchrone, ce qui en limite l'utilisation industrielle.

Du fait des difficultés industrielles qui limitent l'utilisation des méthodes d'injection et des mauvais résultats des observateurs pour certains points de fonctionnement, il est important de connaître précisément ces points posant problème. C'est, entre autres, ce que permettent les études d'observabilité de la vitesse [2] et de paramètres électriques [4]. Il devient alors possible de modifier l'observateur pour adapter ses performances selon le point de fonctionnement [5], ou d'adapter la commande pour éviter de fonctionner sur ces points [6].

Ce rapport présente les différentes manières d'identifier les points pour lesquelles l'observation sera difficile en analysant la pertinence de chacune d'entre elles. Les méthodes d'adaptation de l'observateur ou de la commande seront ensuite étudiées tout en prenant en considération les contraintes industrielles de performances et de mise en œuvre, pour l'observation de la vitesse et de la résistance statorique d'une machine asynchrone sans capteur mécanique de vitesse.

II. VARIATIONS SUR UN THÈME D'OBSERVABILITÉ

La première manière d'identifier les points pour lesquels la mise en place d'un observateur sera problématique est de distinguer les points inobservables des points observables. Cette définition, et la manière d'identifier ces points, est bien connue pour les systèmes linéaires [7] comme pour les systèmes non-linéaires [8]. Si cette étude d'observabilité du système permet d'identifier clairement les points inobservables pour lesquels l'information mesurée n'est pas suffisante pour réaliser un obser-

vateur, le résultat obtenu est binaire et ne dit rien sur les points qui sont au voisinage des points inobservables.

Pour nuancer cette étude d'observabilité, il est nécessaire d'obtenir une grandeur continue qui mesure le niveau d'observabilité d'un système. Une telle grandeur existe pour un système linéaire (il en existe même six dont la plus pertinente semble être la valeur propre minimale du grammien d'observabilité du système) [9], mais son extension aux systèmes non-linéaires n'est pas aisée. Les extensions existantes [10], [11] ne sont pas générales et tirent profit des caractéristiques des systèmes, si bien qu'aucune définition ne peut être considérée comme générique. Le déterminant de la matrice d'observabilité, bien qu'il ne représente pas entièrement le niveau d'observabilité d'un système, peut être considéré comme une mesure fiable et est de loin la mesure la plus aisée à réaliser. Une autre mesure, plus précise mais beaucoup plus lourde à mettre en œuvre, est la valeur propre minimale du grammien empirique d'observabilité [12].

Pour répondre à la difficulté de définir une grandeur continue pour mesurer le niveau d'observabilité, il est également possible de réaliser cette mesure de manière expérimentale pour un observateur donné. Il s'agit alors d'identifier les principales grandeurs avec lesquelles vont varier l'observation d'un état. La mesure de l'erreur moyenne de l'observation selon les points de fonctionnement permet alors d'identifier les conditions pour lesquelles l'observation est difficile.

Une fois cette mesure continue d'observabilité réalisée et les points difficiles à observer identifiés, il s'agit de savoir comment prendre en compte cette information supplémentaire dans l'observateur ou dans la commande afin d'améliorer les performances de l'observation. La première manière de le faire est d'adapter le gain, ou les réglages, de l'observateur en fonction du point de fonctionnement. Cela peut se faire de deux manières. D'un côté, il est possible d'augmenter la dynamique de l'observateur afin de diminuer le temps de convergence de l'observateur et de réduire l'erreur d'observation ; l'observateur sera cependant rendu plus sensible aux bruits de mesure. D'un autre côté, il est possible de réduire la dynamique de l'observateur afin de réduire la sensibilité aux bruits de mesure et d'éviter de faire diverger l'état observé ; l'observateur sera rendu stable, au risque d'introduire une erreur d'observation importante.

S'il est difficile, ou insuffisant, de modifier la dynamique de l'observateur pour améliorer les performances d'observation, la modification de la commande peut également arriver à cet objectif. Il s'agit alors de modifier la commande pour éviter de fonctionner sur les points identifiés comme inobservables ou difficilement observables. Cette modification de la commande, que nous nommons *méthode d'évitement*, doit se faire en prenant en compte les contraintes de précision de la commande et

n'est donc pas toujours utilisable. Il s'agit alors de réaliser un compromis entre les performances de la commande et celles de l'observateur. D'autres contraintes exportées vers la commande, comme des limitations de grandeurs physiques, sont alors également à prendre en compte.

En parallèle d'un réglage adaptatif de l'observateur ou d'une adaptation de la commande avec une méthode d'évitement, il est possible de modifier plus largement l'observateur travaillant sur le modèle utilisé. En complexifiant le modèle, il est en effet possible d'obtenir un modèle plus proche de la réalité, et donc d'obtenir plus d'information sur les états non-mesurés à partir des mesures réalisées. Si cette modification permet rarement de rendre observables des points initialement inobservables, elle peut permettre d'améliorer sensiblement la précision d'un observateur, et donc de réduire l'espace de fonctionnement pour lesquels les performances de l'observateur sont insuffisantes.

Enfin, si aucune des méthodes proposées ci-dessus ne permet d'obtenir des résultats satisfaisants, la solution restante semble être d'ajouter une mesure supplémentaire pour mesurer de nouveau suffisamment d'information en provenance du système. Cette méthode, de manière évidente, va à l'encontre de la logique de synthèse d'observateurs qui vise à réduire le nombre de mesures physiques directes pour privilégier les mesures indirectes.

Dans la suite de ce rapport, nous allons appliquer ces principes de mesure continue de l'observabilité et des méthodes pour améliorer les performances de l'observateur grâce à cette mesure à deux cas : l'observation de la vitesse d'une machine asynchrone sans capteur de vitesse et l'observation de la résistance statorique de cette même machine. Nous montrerons ensuite comment ces méthodes permettent de réaliser une commande de machine asynchrone sans capteur de vitesse.

III. APPLICATION À L'OBSERVATION DE LA VITESSE

A. Étude d'observabilité de la vitesse

L'étude de l'observabilité de la vitesse d'une machine asynchrone dont on ne mesure que les courants de phases des moteurs et la tension du bus DC de l'onduleur a été largement étudiée au début des années 2000. L'ensemble de ces études est synthétisé dans [4]. Ainsi, la condition d'observabilité de la vitesse est que la pulsation statorique de la machine soit non-nulle : $\omega_s \neq 0$, lorsque la vitesse est considérée constante ou lentement variable. Si cette hypothèse n'est pas faite sur la vitesse, il faut également que l'accélération soit nulle.

B. Mesure d'observabilité de la vitesse

Le critère binaire d'observabilité de la vitesse, $\omega_s \neq 0$, étant issu d'une grandeur continue, il est aisé de définir la pulsation statorique comme grandeur continue permettant de mesurer l'observabilité de la vitesse. Une première mesure de l'observabilité, μ_1 , est donc $\mu_1 = \omega_s^2$.

Une autre mesure d'observabilité de la vitesse, μ_2 , peut être tirée du calcul du déterminant de la matrice d'observabilité calculée pour le système non-linéaire :

$$\mu_2 = \det(\mathcal{O}\mathcal{O}^T) = \left(\omega^2 + \left(\frac{R_r}{L_r} \right)^2 \right)^2 (\omega_s \varphi + \dot{\varphi})^2 \quad (1)$$

Cette valeur peut être utilisée directement, tout comme il est possible de ne considérer que la valeur pouvant s'annuler, en la décomposant en une valeur en régime permanent, μ_3^{ss} , et une valeur en régime transitoire, μ_3^{ts} :

$$\begin{cases} \mu_3^{ss} = \omega_s \varphi \\ \mu_3^{ts} = \dot{\varphi} \end{cases} \quad (2)$$

C. Amélioration des performances d'observation de la vitesse

Pour améliorer les performances d'observation de la vitesse, nous pouvons commencer par modifier les réglages de l'observateur lorsqu'on s'approche d'un fonctionnement à pulsation nulle. Comme nous l'avons mentionné lors de la discussion sur les moyens d'améliorer les performances d'un observateur, il pourrait être envisagé d'augmenter la dynamique de l'observateur d'autant plus que la pulsation statorique ω_s est faible. S'il est vrai que, dans un premier temps, cette modification augmente la valeur du gain de l'observateur et améliore ses performances, lorsque la pulsation va devenir nulle, le seul réglage permettant de garantir les performances de l'observateur est un réglage théorique puisqu'il s'agit d'avoir un gain infini pour l'observateur. Dans tous les cas, le gain sera alors très important lors d'un fonctionnement à pulsation statorique nulle, et l'observateur va très largement amplifier les bruits de mesure jusqu'à faire diverger l'observateur. Les simulations montrant ce comportement ne sont pas présentées ici faute de place. Cette méthode ne permet donc pas d'améliorer les performances de l'observateur de vitesse.

Il est possible, à l'inverse, de chercher à réduire le gain de l'observateur pour assurer la stabilité de la vitesse observée même lors du passage par des points inobservables. C'est ce qui est proposé dans la thèse de Ghanes [5], en mesurant le niveau d'observabilité à l'aide du déterminant de la matrice d'observabilité, μ_2 . Si la stabilité de l'observation de la vitesse est bien obtenue, les performances d'un tel observateur sont médiocres puisque aucune observation n'est réalisée lors d'un fonctionnement à pulsation statorique nulle : l'observateur, après

modification de ses gains, devient un simple estimateur de vitesse, par essence moins précis qu'un observateur. Lorsqu'une précision importante est attendue sur l'observation de la vitesse, une telle méthode ne peut donc pas être utilisée. L'amélioration de l'observation de la vitesse par un réglage plus fin de l'observateur n'est donc pas possible, ou du moins pas suffisante, pour garantir des performances de précision et de stabilité de l'observation de la vitesse sur l'ensemble des points de fonctionnement. Nous étudions donc les moyens d'arriver à cette fin par une modification de la commande.

Un avantage notable de la machine asynchrone pour la commande sans capteur de vitesse tient dans la possibilité de modifier la commande pour modifier la pulsation statorique ω_s sans perturber le point de fonctionnement en couple et en vitesse. De ce fait, Depenbrock et al. et Kubota et al. ont proposé une méthode d'évitement des points difficilement observables, en prenant comme mesure continue de l'observabilité la pulsation statorique $\mu_1 = \omega_s$ [13], [14]. Nous avons montré que ces deux méthodes ne prennent pas en compte les limitations de courants intrinsèques à la commande. Nous avons donc proposé de reformuler cette méthode d'évitement sous forme de commande optimale prenant en compte les contraintes de la commande, de l'observation de la vitesse et de l'environnement de la commande [6]. De cette manière, nous avons montré qu'il est possible de rendre cette méthode d'évitement plus facilement utilisable tout en améliorant les performances pour la commande sans capteur de vitesse.

Cette même méthode d'évitement peut être adaptée en utilisant d'autres mesures continues d'observabilité, que ce soit le déterminant de la matrice d'observabilité, μ_2 , ou les mesures μ_3^{ss} et μ_3^{ts} . Un même profil de test est parcouru, d'abord sans évitement (fig. 1..a), puis en cherchant à maximiser différentes mesures d'observabilité. Par soucis de concision, seules les simulations maximisant μ_1 (fig. 1..b) et μ_3^{ss} (fig. 1..c) sont présentées dans ce rapport. Elles sont également les plus significatives. En plus des simulations temporelles, le tableau I : permet de quantifier les valeurs moyennes de la consommation, de l'erreur d'observation de vitesse et de l'erreur de couple réalisée du fait de l'évitement.

L'ensemble de ces simulation met en évidence l'intérêt des méthodes d'évitement qui, en modifiant la commande, permettent d'améliorer nettement la qualité de l'observation, et notamment d'en assurer la stabilité. Il est également important de noter que plus la connaissance de la mesure d'observabilité est précise, meilleure est la performance de l'évitement. Cela se note particulièrement lorsqu'on compare les performances d'un évitement avec μ_1 ou μ_3^{ss} comme mesure d'observabilité. La seconde, qui est plus complexe, est également plus représentative, puisque son utilisation pour de l'évitement per-

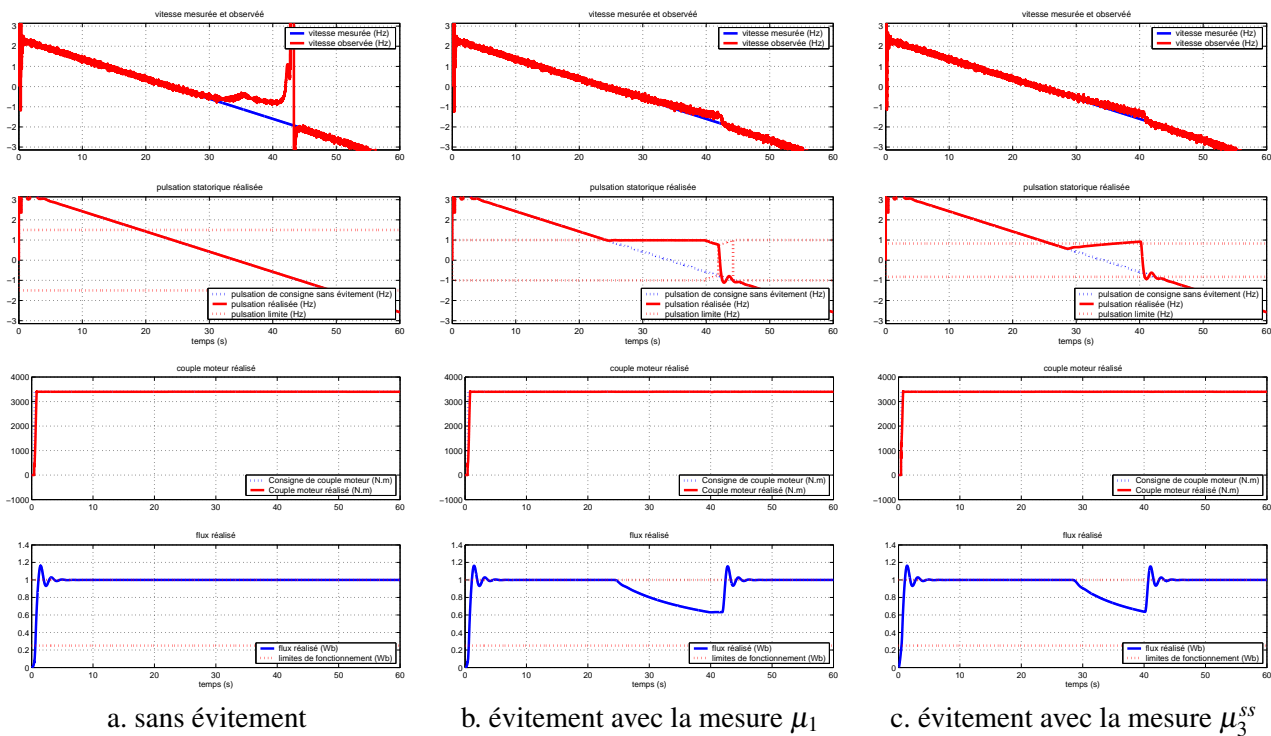


Fig. 1. Comparaison de plusieurs évitements sur le même profil.

TABLE I: RÉSULTATS DE DIFFÉRENTES MÉTHODES D'ÉVITEMENT AVEC DES DONNÉES POUR L'UTILISATEUR.

Mesure d'observabilité maximisée	Consommation (A)	Erreur de vitesse (mHz)	Erreur de couple (N.m)
sans évitement	1092	1784	0,18
pulsation statorique (μ_1)	1212	56,2	1,00
pulsation flux (μ_3^{SS})	1161	50,7	0,30

met d'améliorer les performances de l'observation, tout en améliorant les autres performances (consommation et respect du couple). Une perspective supplémentaire serait d'utiliser également la mesure d'observabilité en régime transitoire μ_3^{SS} , notamment pour montrer que l'injection d'une variation de flux améliore l'observabilité, et d'utiliser cette mesure d'observabilité pour déterminer la fréquence et l'amplitude de l'injection.

Enfin, si ces méthodes d'évitement restent insuffisantes, une autre possibilité est d'affiner le modèle en vue d'obtenir une information supplémentaire. Les saturations magnétiques [15] ou l'évolution mécanique [16] sont alors modélisées, et l'injectent d'un signal supplémentaire qui excite ces dynamiques afin de récupérer par là un signal d'erreur de positionnement du flux. Cette information supplémentaire permet de garantir la stabilité et la précision de l'observateur de vitesse. Ces méthodes induisent toutefois des oscillations de couple et n'offrent pas toujours une rapidité d'observation suffisante pour être utilisées dans notre commande de machine asynchrone sans capteur de vitesse pour la traction ferroviaire.

IV. APPLICATION À L'OBSERVATION DE LA RÉSISTANCE STATORIQUE

A. Étude d'observabilité de la résistance statorique

L'étude d'observabilité de la résistance statorique de la machine asynchrone montre que la résistance statorique est toujours observable tant qu'un courant circule dans la machine.

B. Mesure d'observabilité de la résistance statorique

Le calcul d'une grandeur continue d'observabilité à partir de la matrice d'observabilité étant difficile à réaliser tout en conservant un sens physique au résultat obtenu, nous avons préféré réaliser des simulations pour un observateur donné afin d'identifier les points de bonne et de mauvaise qualité de l'observation. La figure 2. présente l'erreur commise sur l'observation de la résistance statorique. Cette erreur est d'autant plus importante que la vitesse est importante et que le couple électrique produit par la machine est faible.

C. Amélioration des performances d'observation de la résistance statorique

La manière la plus simple de prendre en compte cette mesure continue de l'observabilité de la résistance sta-

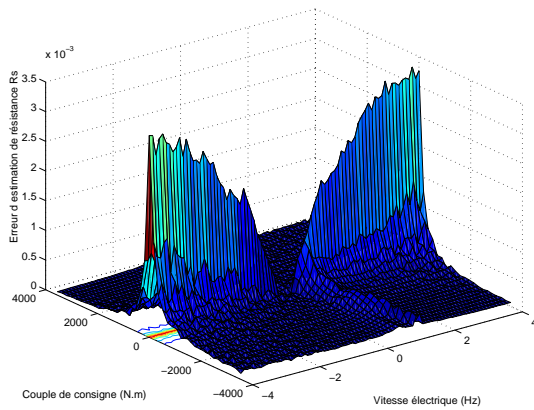


Fig. 2. Erreur d'observation de R_s en fonction de la vitesse et du couple

torique est, de nouveau, de modifier l'observateur en conséquence. La sensibilité de la vitesse observée à la résistance statorique R_s est très faible pour une vitesse supérieure à quelques Hertz électriques¹, mais très importante à basse vitesse et encore plus à basse pulsation statorique. Il est alors possible de n'observer la résistance statorique R_s que lorsque la vitesse est faible. Nous avons alors cherché une courbe simple fonction de la vitesse et de la consigne de couple électrique pour identifier les points de fonctionnement pour lesquels l'observation de R_s sera performante; l'observation de R_s est alors réalisée sur ces points uniquement. Cette courbe est une courbe en selle-à-cheval³, dont l'équation est présentée en 3. Lorsqu'il n'est pas favorable d'observer la résistance statorique, la dernière valeur observée est conservée pour réaliser l'observation de la vitesse.

$$\alpha\omega - TQ^\# - \gamma < 0 \quad (3)$$

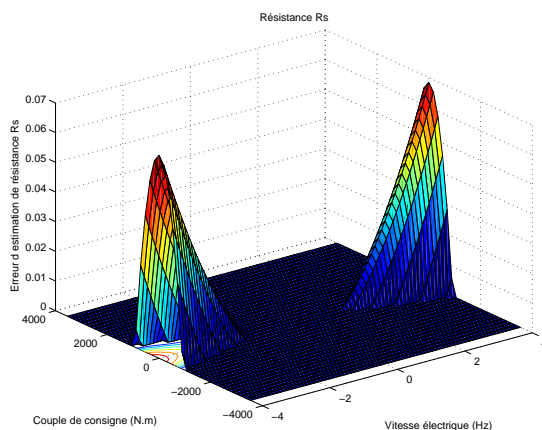


Fig. 3. Critère d'observation de R_s en fonction de la vitesse et du couple

1. référence à trouver

TABLE II: PARAMÈTRES DU MOTEUR

N_p	R_r (m Ω)	R_s (m Ω)
2	29,9	25,5
L_m (mH)	L_s (mH)	L_r (mH)
9,4	9,85	9,70

V. OBSERVATION ET COMMANDE DE LA MACHINE ASYNCHRONE SANS CAPTEUR DE VITESSE

Dans cette partie, nous montrons des résultats lorsqu'on utilise pour l'observateur l'ensemble des méthodes présentées ci-dessus : la stratégie d'évitement mise en place dans la commande, l'observation de la vitesse, et l'observation de la résistance statorique ou non selon la valeur du critère d'observation de la résistance statorique. La figure 4. présente l'ensemble de ces résultats pour un moteur dont les paramètres sont présentés dans le tableau II : et avec, comme observateur, un filtre de Kalman étendu.

Cette simulation met en évidence les bonnes performances de l'observateur et de la commande vitesse élevée comme à basse vitesse. Lors d'un fonctionnement à basse vitesse, et notamment proche de la pulsation statorique nulle, on constate que la méthode d'évitement utilisée conduit à une réduction du flux, qui permet de garantir un niveau d'observabilité suffisant (autour de 10 secondes). L'observation de la résistance statorique R_s est également performante. Elle est réalisée en début et milieu de simulation (lorsque le critère d'observabilité est négatif); le reste du temps la dernière valeur observée est conservée en mémoire. Cette valeur est légèrement supérieure à la résistance du moteur car une chute de tension dans l'onduleur a été simulé dans la simulation, qui est perçue par l'observateur comme une résistance supplémentaire. Les bonnes performances présentées dans cette simulation démontrent l'atout qu'apporte l'étude approfondie de l'observabilité de la machine asynchrone sans capteur de vitesse pour réaliser l'observation de la vitesse et la commande de couple de la machine asynchrone.

VI. CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Dans ce rapport, plusieurs manières de mesurer l'observabilité d'un système ont été présentées, que ce soit par des définitions théoriques ou pratiques. Plusieurs manières de prendre en considération cette mesure dans une commande ou dans un observateur ont été étudiées et appliquées afin d'améliorer l'observation de la vitesse ou de la résistance statorique d'une machine asynchrone. La prise en compte de ces méthodes dans l'observation et la commande d'une machine asynchrone sans capteur mécanique de vitesse a ensuite été étudié pour montrer l'amélioration notable apportée grâce à la connaissance de l'observabilité des états de la machine. Par la suite,

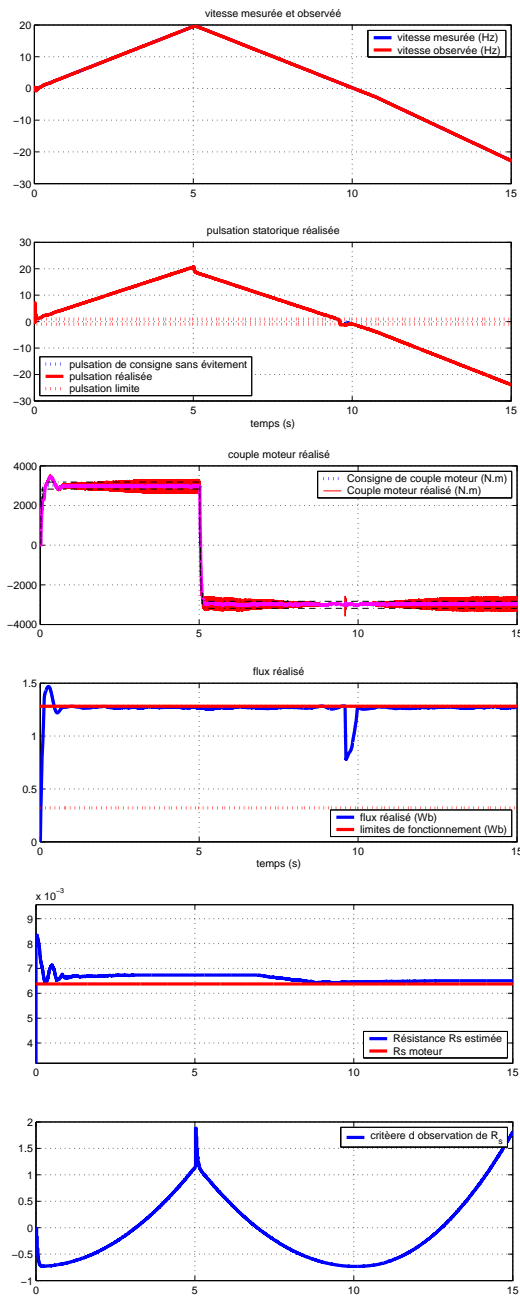


Fig. 4. Critère d'observation de R_s en fonction de la vitesse et du couple

ces méthodes dont nous avons montré l'intérêt seront étendues à l'observation d'autres paramètres électriques importants pour la précision de l'observation de la vitesse, comme la résistance rotorique. Une comparaison plus approfondie des résultats des différentes méthodes d'évitement pour l'observation de la vitesse de la machine sera également réalisée afin de sélectionner celle qui offre le meilleur compromis entre la qualité d'observation et la précision de la commande. L'étude d'une injection sur le flux sera notamment étudiée, en utilisant la mesure d'observabilité pour en choisir la forme, l'amplitude et la fréquence. Des résultats expérimentaux sur un banc de test en cours de réalisation seront également fournis pour valider les résultats présentés en simulation dans ce rapport.

RÉFÉRENCES

- [1] J. Holtz. Sensorless control of induction machines - with or without signal injection? *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 53 :7–30, 2006.
- [2] C. Canudas de Wit, A. Youssef, J.P. Barbot, P. Martin, and F. Malrait. Observability conditions of induction motors at low frequencies. In *Proceedings of the 39th IEEE Conference on Decision and Control*, 2000.
- [3] S. Kim and S-K. Sul. Sensorless control of ac motor - where are we now? In *Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2011 International Conference on*, 2011.
- [4] P. Vaclavek, P. Blaha, and I. Herman. Ac drive observability analysis. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 60 :3047–3059, 2013.
- [5] M. Ghanes. *Observation et commande de la machine asynchrone sans capteur mécanique*. PhD thesis, École Centrale de Nantes, 2005.
- [6] G. Lefebvre, J-Y. Gauthier, A. Hijazi, X. Lin-Shi, and V. Le Digarcher. Optimal low-stator-frequency avoidance strategy to improve the performances of induction machines sensorless drives. In *SLED 2015, Sydney*, 2015.
- [7] R.E. Kalman. On the general theory of control systems. In *Proceedings of the First International Congress on Automatic Control*, 1960.
- [8] R. Hermann and A.J. Krener. Nonlinear controllability and observability. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 22 :728–740, 1977.
- [9] P.C. Müller and H.I. Weber. Analysis and optimization of certain qualities of controllability and observability for linear dynamical systems. *Automatica*, 8 :237–246, 1972.
- [10] A.K. Singh and J. Hahn. Sensor location for stable nonlinear dynamic systems : Multiple sensor case. *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 45 :3615–3623, 2006.
- [11] C. Böhm, F. Hess, R. Findeisen, and F. Allgöwer. An nmpc approach to avoid weakly observable trajectories. In *International Workshop on Assessment and Future Directions of Nonlinear Model Predictive Control*, 2009.
- [12] A.J. Krener and K. Ide. Measures of unobservability. In *Proceedings of the 48th IEEE Conference on Decision and Control*, 2009.
- [13] M. Depenbrock, C. Foerth, and S. Koch. Speed sensorless control of induction motors at very low stator frequencies. In *EPE '99*, 1999.
- [14] H. Kubota, I. Sato, Y. Tamura, K. Matsuse, H. Ohta, and Y. Hori. Stable operation of adaptive observer based sensorless induction motor drives in regenerating mode at low speeds. In *Conference Record of the 36th IAS annual meeting*, 2001.
- [15] J-I. Ha and S-K. Sul. Sensorless field-orientation control of an induction machine by high-frequency signal injection. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 35 :45–51, 1999.
- [16] M. Hinkkanen, V-M. Leppänen, and J. Luomi. Flux observer enhanced with low-frequency signal injection allowing sensorless zero-frequency operation of induction motors. In *Record of the 38th IAS Annual Meeting*, 2003.

Analyse comparative de stratégies de pick & place pour une application multi-robots

G. Humbert

M.T. Pham,* X. Brun,* M. Guillemot[†] et D. Noterman[‡]

Date effective de début du travail : 01/05/2013

Financement du salaire du doctorant : CIFRE

Résumé - Ce papier traite d'une étude comparative de différentes stratégies de pick & place. Cette étude a pour objectif de donner quelques règles pour obtenir un bon dimensionnement en termes de composants (nombre de robots, vitesses des convoyeurs) et de lois de commande (règles de planification individuelles sur les robots, collaboration entre les robots) d'une cellule multi-robots. Cette étude s'appuie sur le développement et l'utilisation d'un nouvel outil de simulation combinant la simulation comportementale de plusieurs robots et des flux de produits. Cet outil prend en compte non seulement l'extrémité de l'effecteur, mais aussi l'aspect collaboratif des robots pour garantir des performances globales souhaitées pour une tâche donnée.

1 INTRODUCTION

Depuis quelques années, une demande forte des clients vis-à-vis de la productivité et de la flexibilité de leurs chaînes de production est constatée. Pour cela, les robots et les modules robotique de pick & place sont de plus en plus présents dans l'industrie, principalement agroalimentaire. Ce sont des applications hautes performances, les caractéristiques des robots pick & place peuvent atteindre les valeurs suivantes : vitesse 10 m/s, accélération 100 m/s², précision +/-0.1 mm, cycle de prise-dépose 0.40 s en moyenne. Afin d'augmenter les performances de ces applications, il est nécessaire d'améliorer le dimensionnement du système de production (nombre de robots, performances, etc.) tout en améliorant la gestion des flux et de la gestion de la charge de travail lorsque plusieurs robots sont utilisés.

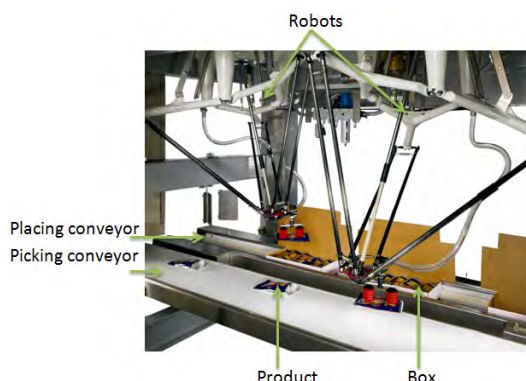


Fig. 1 Cellule robotique avec des robots delta.

Une application pick & place est composée en général de plusieurs robots installés les uns à la suite des autres prenant

des produits sur un premier convoyeur et les déposant dans des cartons lesquels sont sur un second convoyeur, voir figure 1 [22] [20].

Sur une cellule d'emballage multi-robots, lorsqu'il n'existe pas de système d'optimisation de flux de production, les instructions "prendre" sont réparties équitablement entre les premiers robots. Un dernier robot est ajouté afin de tenter de récupérer les produits qui n'ont pas pu être pris par les robots précédents. Des produits initialement affectés à un robot peuvent s'avérer finalement imprenables car ils sortent de la zone de travail du robot par manque de cartons à remplir, par exemple. Cette approche sans gestion de flux est largement répandue en industrie et présente trois inconvénients :

1. Les premiers robots ont une charge de travail individuel important proche de 85%, qui peut conduire à des problèmes de disponibilité.
2. Au contraire, le dernier robot a une charge de travail individuelle de l'ordre de 25%.
3. Un grand nombre de produits ne peut être pris et donc mis au rebut. Le taux de rebut moyen est de 1% en régime permanent et est de 5% en régime transitoire.

Dans les applications industrielles, l'expérience du terrain est couramment utilisée pour le dimensionnement des lignes de production. À notre connaissance, il n'y a pas d'outils efficaces qui peuvent aider soit au dimensionnement soit à l'analyse des performances, soit à l'optimisation du flux de travail pour plusieurs raisons :

- Le problème est complexe : beaucoup de paramètres sont à prendre en compte (robots, convoyeurs, produits, etc.).
- Plusieurs compétences doivent être mises en application : robotique et gestion de flux.
- Il n'y a pas encore d'outils dédié à la fois à la simulation et à l'implémentation. Certain outil comme la programmation en ligne existe mais ne gère pas la programmation de haut niveau. Ce type de fonctionnalité pourrait être intéressant pour les applications pick & place, la simulation de flux de produits et les aspects collaboratifs entre plusieurs robots.

Cependant des méthodes de simulation commencent à être mises au point par certaines entreprises, mais la performance des outils logiciels qu'ils proposent sont difficiles à évaluer :

- Staübli : le logiciel LineManager gère dynamiquement la charge de travail [24].
- ABB : les logiciels RobotStudio et PickMaster 3 avec l'add-on PowerPac Picking offre un environnement configurable pour tester différentes applications [1]. Stumm *et al.* [25] ont utilisé ce logiciel pour montrer une représentation réaliste des flux de produits et les changements dynamiques dans les flux de produits dans des applications pick & place.
- Keba : le logiciel Real World Simulation Software Package peut tester des stratégies de pick & place [13].
- Bosch Rexroth : le logiciel IndraWorks gère dynamiquement la charge de travail [3].

*Laboratoire Ampère

[†]INSA-Lyon

[‡]Laboratoire DISP

- Fanuc : le logiciel Genkotsu améliore la vitesse et les performances de leurs robots par apprentissage [7].

À notre connaissance, dans le monde industriel et académique, il n'y a pas d'outils de simulation qui prennent en compte les quatre aspects suivants : une simulation du comportement des robots, une simulation de l'environnement de travail (flux de produits, flux de boîtes), le travail collaboratif de plusieurs robots et la possibilité d'aller de la simulation à l'expérimentation. (Le code développé avec l'outil de simulation doit être automatiquement généré pour les contrôleurs industriels des robots).

La première contribution de cet article est de montrer l'impact de la présence ou l'absence de stratégies de collaboration entre les robots sur des systèmes surdimensionnés et sur des systèmes dimensionnés au plus juste.

La seconde contribution est de montrer l'impact des règles de planification individuelles assignées à chaque robot.

La troisième contribution est le développement d'une interface logicielle qui représente la cellule robotique dans un environnement réaliste. Le logiciel développé est capable de simuler avec réalisme des flux de produits et cartons, de générer la trajectoire de l'effecteur afin de réduire le temps de déplacement, de mettre en place une stratégie de collaboration entre les robots. Ce logiciel se veut également modulaire et permet de simuler différentes configurations pour une même application avec plusieurs paramètres (nombre de robots, design de l'environnement, placement des robots, etc.).

La section 2 présente le dimensionnement typique fait dans l'industrie. Des stratégies de pick & place sont montrées et le nouvel outil dédié à des applications pick & place est présenté. La section 3 montre une étude comparative de différentes stratégies de pick & place suivant deux types d'hypothèses de dimensionnement. Finalement, une conclusion et les futurs travaux sont présentés.

2 DIMENSIONNEMENT ET SIMULATION D'APPLICATIONS PICK & PLACE

2.1 Dimensionnement d'applications industrielles

Généralement le dimensionnement des systèmes robotisés pick & place est fait de façon empirique. Cependant, cette démarche empirique suit une séquence de décision, qui peut être résumée de la façon suivante :

1. Un débit de produits en entrée est donné par le client, en termes de produits par seconde, noté FPs .
2. Le client connaît généralement le temps moyen pour un robot pour effectuer une tâche de pick & place. Cette information donne une estimation de la cadence de produits par seconde $PPas$.
3. Le système est surdimensionné utilisant deux possibilités :
 - Soit une marge de sécurité Mfp est ajoutée au débit de produits (10-15%).
 - Soit un autre robot est ajouté au nombre minimum de robots.
4. Le nombre de robots minimum $NRmin$ est calculé : $NRmin = FPs * (1 + Mfp) / PPas$ arrondi à l'entier supérieur.
5. Si la marge sur le débit est choisie, le nombre final de robots $NRf = NRmin$ sinon $NRf = NRmin + X$ où X peut être 1 ou 2 (cela dépend de la taille de l'application).
6. Le débit de boîtes en sortie FBs est calculé en fonction du nombre de produits NPb dans une boîte : $FBs = FPs / NPb$.
7. Les vitesses des convoyeurs d'entrée Vi et de sortie Vo sont soit fixées par le client soit fixées arbitrairement, cependant elles dépendent du débit et de l'espacement entre le milieu des produits EP ou des boîtes EB : $FPs = Vi / EP$ et $FBs = Vo / EB$.

8. Il n'y a pas de stratégies de collaboration entre les robots, et les règles de planification individuelles sont les mêmes pour tous les robots et sont "prend-ce-que-tu-peux".

L'usage montre que ce type de dimensionnement fonctionne mais n'est pas "optimal" et peut être amélioré. En effet, les premiers robots fonctionnent beaucoup plus que les derniers robots, ce qui peut entraîner une usure prématurée.

2.2 Stratégies de pick & place

Quand un seul robot est utilisé, une file d'attente ou un sens de tri basique est suffisant. Matton *et al.* [14] ont proposé des règles innovantes de planification en ligne basées sur les files d'attente. Erlandsson-Warvelin *et al.* [6] ont déposé un brevet sur les méthodes de contrôle des machines utilisant une méthode de sens du tri.

Si plusieurs robots sont utilisés, des algorithmes plus compliqués que les files d'attente sont nécessaires. Ils ont pour objectif de gérer des robots vis-à-vis des produits, des cartons et des convoyeurs. Pour cela, des algorithmes d'optimisation peuvent être utilisés. Des travaux de recherche liés à des algorithmes d'optimisation utilisés dans certaines applications robotiques sont nombreux. Huang *et al.* [10] ont utilisé la Greedy Randomized Adaptive Search Procedure pour rechercher la combinaison optimale des règles de planification. Slim *et al.* [23] ont comparé trois méthodes : optimisation par colonie de fourmis, algorithme génétique et optimisation par essai de particules. L'objectif est de maximiser le débit de prise d'un système robotique pick & place en prenant en compte le temps d'exécution. Bonert *et al.* [2] ont recherché une solution au problème du voyageur de commerce avec un algorithme génétique. Fujimito *et al.* [8] ont utilisé un algorithme génétique pour obtenir la meilleure combinaison de règles de planification afin d'obtenir un flux approprié. Zhu *et al.* [29] ont étudié un algorithme d'évolution différentielle pour un problème de machines pick & place multi-têtes. Mendelson *et al.* [16] ont mis au point un système multi-robot de palettisation décentralisée utilisant la logique floue. Isil Bozma *et al.* [4] ont proposé une approche basée sur la théorie des jeux non coopératifs pour décider des actions des robots dans une application pick & place multi-robots. Dans tous ces travaux, seule la simulation est utilisée, la traduction de la simulation à l'expérimentation n'est pas abordée.

Habituellement, les techniques d'optimisation ci-dessus sont très gourmandes en temps de calcul et ne sont pas appropriées pour des applications en temps réel où le cycle de calcul nécessaire est d'environ une milliseconde. Une autre alternative est d'utiliser ce type d'algorithmes off-line dans la simulation afin de trouver la meilleure combinaison de règles de planification individuelles, puis d'appliquer le résultat dans la pratique.

Les réseaux de Petri ont été utilisés pour la modélisation de systèmes pick & place. Le but de ces travaux est principalement de synchroniser deux robots l'un par rapport à l'autre. Yasuda [27] a développé un réseau de Petri pour un système de production où deux robots peuvent s'échanger des pièces. Zhou *et al.* [28] ont proposé un réseau de Petri qui permet le travail de deux bras de robots à l'intérieur du même espace de travail. Cependant, dans notre application, les robots sont indépendants et leurs espaces de travail ne sont pas partagés.

Peu de brevets ont été déposés par rapport à des stratégies de pick & place. Izumi *et al.* [11] ont déposé un brevet sur le partage de convoyeurs afin de partager la charge de travail des robots. Herzog [9] a déposé un brevet sur une méthode de remplissage des conteneurs utilisant la discrétisation du système. Il a utilisé la programmation quadratique pour résoudre le problème. Wappling *et al.* [26] ont déposé un brevet sur une méthode de planification pour des applications pick & place.

2.3 Un nouvel outil dédié aux applications pick & place

Il y a plusieurs besoins pour cette étude. Tout d'abord, le comportement des robots doit être simulé et l'extrémité de

l'effecteur doit être visualisée pour vérifier que ce dernier se déplace correctement et s'arrête dans la bonne position. Deuxièmement, l'environnement de travail (flux de produits, flux de boîtes) doit être simulé afin de vérifier l'interaction entre les robots et l'environnement mais aussi de vérifier que le robot prenne le bon produit. Troisièmement, deux niveaux des stratégies (stratégies de collaboration et règles de planification individuelles) doivent être pris en compte. Quatrièmement, la possibilité de passer de la simulation à l'expérimentation doit être pris en compte afin d'avoir une mise en œuvre in-situ la plus facile et la plus rapide possible.

Dans la littérature, il existe plusieurs travaux dédiés à la simulation de la robotique pick & place. Cependant, ces travaux sont seulement utilisés pour de la visualisation, afin de vérifier la cinématique et la dynamique. La simulation est aussi utilisée pour le développement du design des robots pour valider son comportement, ses déplacements, son interaction avec l'environnement (détection d'obstacles). Johari *et al.* [12] ont utilisé Workspace5 pour visualiser une application robotique dans le but de détecter les collisions entre les robots et leur environnement. Sam *et al.* [21] ont conçu un system robotique pick & place utilisant le logiciel Solidworks Softmotion pour étudier le mouvement d'un robot articulé.

Afin d'améliorer la productivité d'une application pick & place multi-robots, la gestion de flux doit être améliorée. Il y a plusieurs logiciels capables de simuler cela. Meiyun *et al.* [15] ont utilisé Witness pour trouver les goulots d'étranglement dans un système de production. Mirzapourzadei *et al.* [17] ont aussi utilisé Witness pour évaluer différents aspects d'un système manufacturier. L'objectif était d'augmenter la productivité et l'efficacité d'une ligne manufacturière. Pegden *et al.* [19] ont présenté Simio, un logiciel basé sur des objets intelligents. Concannon *et al.* [5] ont développé avec Simul8, un logiciel qui utilise des techniques de planning de production et d'ordonnancement. Nikakhta *et al.* [18] ont comparé deux outils de simulation : Arena et Witness. Cependant, tous ces programmes sont principalement dédiés à la simulation de flux. Les visualisations sont très basiques, et principalement axées sur les flux. Le déplacement des produits ou des boîtes sur des convoyeurs peut être visualisé avec Simio 3D ou Witness, mais il ne peut pas avoir plusieurs produits sur la largeur d'un convoyeur et le temps d'exécution d'un robot est simulé et non le mouvement de l'effecteur.

Contrairement à d'autres travaux, l'environnement logiciel développé dans notre travail permet de créer une machine virtuelle, en 3D et en temps réel, basé sur le modèle CAO d'une machine réelle. Cette cellule robotique simulée a la même cinématique et la même dynamique que la réelle, de plus son environnement peut aussi être simulé : produits arrivant sur un convoyeur, etc. Des scénarii peuvent être mis en place afin de vérifier son comportement. Une couche de programme haut niveau peut être utilisée afin de mettre en place une stratégie de prise et de dépose des produits ainsi qu'une stratégie de collaboration entre plusieurs robots si besoin est. Ce logiciel est de plus modulaire, il permet de configurer le système de production (robots, convoyeurs, etc.), son environnement (produits, boîtes, etc.) et les différents scénarii.

L'outil développé incorpore deux niveaux de stratégies voir figure 2. Une règle de planification individuelle simple pour un seul robot qui peut être :

- FIFO : First In First Out. Le robot prend le premier produit dans sa zone de travail.
- LIFO : Last In First Out. Le robot prend le dernier produit dans sa zone de travail.
- SPT : Shortest Processing Time. Le robot prend le produit le plus proche de son outil.

Les stratégies de collaboration peuvent aussi être utilisées et les produits peuvent être assignés aux robots avant qu'ils n'arrivent dans leur zone de travail. Un exemple de différentes stratégies de collaboration entre quatre robots est donné dans la figure 3 Les produits rouges sont attribués au robot 1, les produits verts au robot 2, les produits bleus au robot 3, les produits jaunes au robot 4. S'il y a une assignation par groupes (figures 3.c et 3.d), ces derniers sont traités séquentiellement.

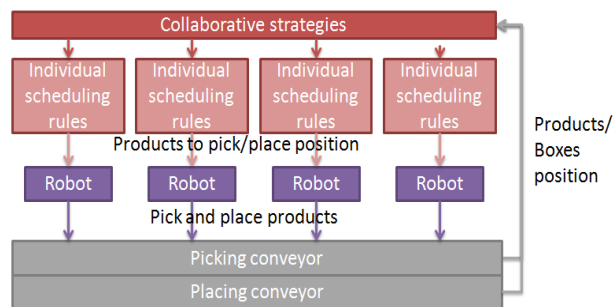


Fig. 2 Architecture de simulation avec deux niveaux de stratégies (règles de planification individuelles et stratégies collaboratives).

Le groupe le plus clair est traité en premier et le groupe le plus foncé est traité en dernier.

- DownToUp : Assigne les produits aux robots un par un d'aval en amont du convoyeur (figure 3.a).
- IntToExt : Assigne les produits aux robots un par un de l'intérieur à l'extérieur du convoyeur (figure 3.b).
- IntToExt Cyclic : Assigne les produits aux robots un par un de l'intérieur à l'extérieur du convoyeur pour un nombre de produits égal au nombre de robots. Puis on change cycliquement l'ordre des robots (figure 3.c).
- IntToExt Alt : Assigne les produits aux robots un par un de l'intérieur à l'extérieur du convoyeur pour un nombre de produits égal au nombre de robots. Puis on assigne de l'extérieur à l'intérieur et l'assignation est alternée (figure 3.d).

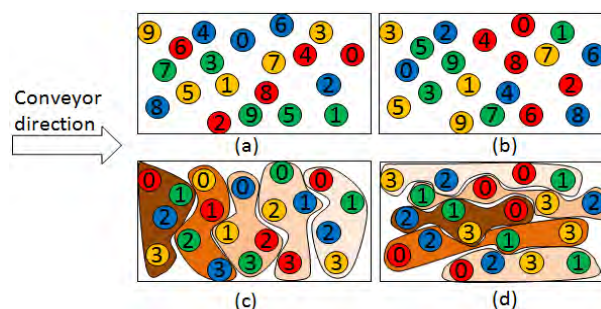


Fig. 3 Exemple de différentes stratégies de collaboration.

La création d'une application pick & place est composée de plusieurs étapes, d'abord la définition du modèle de simulation est effectuée avec un logiciel de 3D. À ce niveau les objets graphiques et les comportements cinématiques des objets de l'application sont définis (robots, convoyeurs, etc.) en C++. La seconde étape est le développement des stratégies de collaboration entre les robots en C++. Pour finir, la simulation peut être effectuée avec le logiciel, voir figure 4, pour tester le comportement du modèle et analyser les résultats des différentes stratégies de pick & place. Une fois les paramètres de la simulation optimisés, des tests expérimentaux peuvent être faits pour vérifier le fonctionnement des algorithmes et tester leur performance.

3 ÉTUDE COMPARATIVE

Une étude comparative a été effectuée en utilisant le nouvel outil logiciel présenté dans la section 2.3. Cette étude compare différentes stratégies de collaboration entre les robots ainsi que différentes règles de planification individuelles pour chaque robot présentées dans la section 2.3 : les stratégies de collaboration DownToUp, IntToExt, IntToExt Cyclic et IntToExt Alt et les règles de planification individuelles FIFO, LIFO et SPT. Tout d'abord cette étude est réalisée pour deux hypothèses de dimensionnements : un surdimensionnement du



Fig. 4 Exemple de simulation avec quatre robots et deux convoyeurs co-courant avec la stratégie de collaboration DownToUp

système similaire à ceux trouvés dans des applications industrielles, et un dimensionnement au plus juste du système. Dans les deux cas, le dimensionnement doit être fait de tel sorte qu'il n'y ait ni produits perdus ni boîtes non remplies. Le sous-dimensionnement n'est pas étudié dans la suite de l'analyse. Pendant la simulation avec l'hypothèse de surdimensionnement, une étude a été menée pour comparer l'impact d'une règle de priorité à la dépose. Cette règle arrête le convoyeur de sortie si une boîte non pleine atteint la deuxième moitié de l'espace de travail du dernier robot.

Différents paramètres sont analysés et comparés comme le pourcentage de produits perdus, de boîtes non remplies, l'équilibre de la charge de travail des robots et la charge de travail totale du système. La charge de travail est définie par l'équation suivante (1) :

$$Workload = \frac{T_{Pick} + T_{Place}}{T_{Pick} + T_{Place} + T_{Wait}} \quad (1)$$

où T_{Pick} , T_{Place} et T_{Wait} sont respectivement le temps de prise, de dépose et d'attente en seconde. L'équilibre de la charge de travail est défini par la différence de la charge de travail des robots et est calculé avec l'équation (2) :

$$BW = \sum_{k=1}^{NR_f-1} |W_k - W_{k-1}| \quad (2)$$

où W_k est la charge de travail du k_{ieme} robot. Plus BW est proche de 0 plus le système est équilibré. La charge de travail totale du système est définie par la somme de la charge de travail de tous les robots et est calculé avec l'équation (3) :

$$TW = \sum_{k=1}^{NR_f} W_k \quad (3)$$

où W_k est la charge de travail du k_{ieme} robot. L'index TW donne une idée du taux de fonctionnement du système entier. Plus l'index est grand plus le système est sollicité.

Dans le cas d'un système dimensionné au plus juste, l'influence de la vitesse des convoyeurs d'entrée et de sortie est étudiée pour le même débit d'entrée et de sortie.

Les tests des applications pick & place ont les hypothèses générales suivantes :

- Tous les robots sont identiques.
- Un cycle de pick & place pour un robot prend en moyenne 0.383 secondes. Le robot peut prendre $PPas = 1/0.383 = 2.61$ produits par seconde.
- Les robots travaillent avec une vitesse de 10 m/s et une accélération de 100 m/s², prennent et déposent un seul produit à la fois.
- Les convoyeurs sont positionnés en parallèles avec des flux dans le même sens.

- Les produits dans le flux d'entrée sont positionnés aléatoirement.
- Les boîtes mesurent 0.1 m * 0.1 m et contiennent 9 produits ($NPb = 9$).
- L'étude est effectuée en régime permanent.

3.1 Système surdimensionné

Outre les hypothèses générales, de nouvelles hypothèses concernant les applications pick & place sont faites :

- La vitesse du convoyeur d'entrée est choisie arbitrairement égale à 0.2 m/s ($V_i = 0.2$).
- La distance entre les boîtes est choisie arbitrairement égale à 0.05 m ($EB = 0.1 + 0.05 = 0.15$).

Selon la méthode décrite dans la section 2.1, un débit de produits est choisi $FPs = 7.83$ produits par secondes. Pour surdimensionner le système, une marge de sécurité $Mfp = 25\%$ est ajoutée. Le nombre minimum de robots est $NRmin = FPs * (1 + Mfp) / PPas = 7.83 * (1 + 0.25) / 2.61 = 3.75$ arrondie à 4. Comme une marge de sécurité a été utilisée, le nombre final de robots est $NRf = NRmin = 4$. En s'appuyant sur le nombre de produits dans une boîte, le débit de boîtes est égal à $FBS = FPs / NPb = 7.83 / 9 = 0.87$ boîtes par secondes. En utilisant la distance entre les boîtes, la vitesse du convoyeur de sortie doit être égale à $Vo = FBS * EB = 0.87 * 0.15 = 0.13$ m/s.

La simulation est effectuée avec les paramètres suivants :

- Règles de planification individuelles de prise et de dépose pour tous les robots : FIFO.
- Temps de simulation : 1h.

Les tableaux 1 et 2 montrent les résultats de simulation pour différentes stratégies appliquées à un système surdimensionné. Le tableau 1 montre une simulation n'utilisant pas la règle de priorité à la dépose et le tableau 2 montre une simulation utilisant la règle de priorité à la dépose. Tout d'abord nous remarquons que la règle de priorité à la dépose permet d'avoir toutes les boîtes remplies. Ceci est dû aux erreurs d'arrondis dans les calculs. De plus, la charge de travail totale est légèrement inférieure avec la règle de priorité à la dépose. Cependant, cette règle déséquilibre la charge de travail entre les robots.

Dans les deux cas, les pires résultats sont obtenus sans stratégie de collaboration car il y a un pourcentage de produits perdus. De plus, il y a un fort déséquilibre entre les robots, qui peut entraîner une usure prématurée des premiers robots. Cependant, la charge de travail totale est meilleure qu'avec une stratégie de collaboration (environ 297%). Avec les autres stratégies la charge de travail totale est plus grande (environ 335%) mais il y a un meilleur équilibre (environ 20%). Il y a deux types de stratégies, les stratégies DownToUp et IntToExt Cyclic qui ont un meilleur équilibre (environ 12.8%) et les stratégies IntToExt et IntToExt Alt qui ont une meilleure charge de travail totale (environ 329%).

3.2 Système dimensionné au plus juste

Outre les hypothèses générales, de nouvelles hypothèses concernant les applications pick & place sont faites :

- La vitesse du convoyeur d'entrée est choisie arbitrairement égale à 0.2 m/s ($V_i = 0.2$).
- La distance entre les boîtes est choisie arbitrairement égale à 0.05 m ($EB = 0.1 + 0.05 = 0.15$).

Selon la méthode décrite dans la section 2.1, un débit de produits est choisi $FPs = 10.18$ produits par secondes. Pour surdimensionner le système, une marge de sécurité $Mfp = 2.5\%$ est ajoutée. Le nombre minimum de robots est $NRmin = FPs * (1 + Mfp) / PPas = 10.18 * (1 + 0.025) / 2.61 = 4$. Comme une marge de sécurité a été utilisée, le nombre final de robots est $NRf = NRmin = 4$. En s'appuyant sur le nombre de produits dans une boîte, le débit de boîtes est égal à $FBS = FPs / NPb = 10.18 / 9 = 1.13$ boîtes par secondes. En utilisant la distance entre les boîtes, la vitesse du convoyeur de sortie doit être égale à $Vo = FBS * EB = 1.13 * 0.15 = 0.17$ m/s.

La simulation est effectuée avec les paramètres suivant :

TABLE 1 RÉSULTATS DES STRATÉGIES DE COLLABORATION POUR UN SYSTÈME SURDIMENSIONNÉ SANS LA RÈGLE DE PRIORITÉ À LA DÉPOSE.

	Lost products (%)	Unfilled boxes (%)	Balance workload (%)	Total Workload (%)
Without any strategy	0.0467	5.01	93.7	297
DownToUp	0	3.90	5.00	352
IntToExt	0	3.68	6.21	346
IntToExt Cyclic	0	4.20	4.58	351
IntToExt Alt	0	3.91	6.36	346

TABLE 2 RÉSULTATS DES STRATÉGIES DE COLLABORATION POUR UN SYSTÈME SURDIMENSIONNÉ AVEC LA RÈGLE DE PRIORITÉ À LA DÉPOSE.

	Lost products (%)	Unfilled boxes (%)	Balance workload (%)	Total Workload (%)
Without any strategy	4.48	0	96	288
DownToUp	0	0	12.8	344
IntToExt	0	0	28.8	329
IntToExt Cyclic	0	0	12.8	343
IntToExt Alt	0	0	28.8	329

- Règles de planification individuelles de prise et de dépose pour tous les robots : FIFO.
- Utilisation d'une règle de priorité à la dépose.
- Temps de simulation : 1h.

Le tableau 3 montre les résultats de simulation où l'on compare différentes stratégies de collaboration sur un système dimensionné au plus juste. Les meilleurs résultats sont obtenus sans aucune stratégie et avec la stratégie IntToExt Cyclic. Tous les produits sont pris et toutes les boîtes sont remplies grâce à la règle de priorité à la dépose. Cependant sans stratégies la cadence peut être légèrement augmentée car la charge de travail totale est inférieure à 400%. Les autres stratégies ne sont pas bonnes car elles laissent passer un certain nombre de produits même si le nombre est faible.

Comparé à un système surdimensionné ce résultat peut sembler inattendu. En réalité, mettre une stratégie de collaboration ajoute une contrainte pour le système pick & place. Comme il n'y a pas besoin de stratégies de collaboration entre les robots, une comparaison des règles de planification individuelles pour chaque robot est présentée ci-après. Les possibilités sont nombreuses ($3^4 = 81$) et le temps de simulation de chacune d'elles est de 10 min.

TABLE 4 RÈGLES DE PLANIFICATION INDIVIDUELLES AVEC AUCUNE PERTE.

R1	R2	R3	R4	Products (%)	Boxes (%)
0	0	0	0	0	0
0	0	1	0	0.0236	0
0	0	2	0	0.1535	0
0	1	0	0	0	0
0	1	1	0	0.0472	0
0	1	2	0	0.2481	0
0	2	0	0	0.8677	0
1	0	0	0	0	0
1	0	1	0	0	0
1	0	2	0	0.3786	0
1	1	0	0	0	0
1	1	1	0	0.0118	0
1	2	0	0	0.9168	0

Le tableau 4 montre les résultats de simulation de l'effet des règles de planification individuelles de chaque robot sur un système dimensionné au plus juste. Par souci de simplicité,

les règles sont désignées : 0 pour la règle FIFO, 1 pour la règle LIFO et 2 pour la règle SPT. Il recueille seulement les combinaisons qui permettent d'obtenir moins de 1% de produits perdus et de boîtes non remplies. Premièrement, nous notons que la pire règle est la règle SPT dans toutes les combinaisons. Le taux de perte est plus grand que 1%, ou très proche de cette valeur. Ceci peut être expliqué par le fait que le temps de prise et de dépose augmente du premier robot au dernier. Il est à noter que la règle FIFO doit être utilisée par le dernier robot. Lorsque plusieurs produits arrivent dans l'espace de travail du dernier robot, si la règle de planification individuelle de ce robot est la règle LIFO ou la règle SPT, le dernier ou le plus proche produit est pris alors que les autres produits continuent. Si l'avant-dernier robot utilise une règle de LIFO il y a un peu de pertes. Pour les autres robots, le choix entre les règles FIFO et LIFO n'a pas un impact significatif sur les résultats.

Pour un système dimensionné au plus juste, le client doit utiliser les robots sans une stratégie de collaboration pour ne pas avoir de produits perdus ni de boîtes non remplies. Cela ajoute une contrainte au système. Les derniers robots doivent utiliser la règle de planification individuelle FIFO. Pour les autres robots, les règles FIFO ou LIFO semblent être les meilleures. Comme une stratégie de collaboration n'est pas requise lorsque le système est correctement dimensionné, le dernier aspect de notre étude concerne l'influence des convoyeurs.

3.3 Influence de la vitesse des convoyeurs

Selon la méthode décrite dans la section 2.1, un débit de produits est choisi $Fps = 10.44$ produits par seconde. Aucune marge de sécurité Mfp n'est ajoutée. Le nombre final de robots est $NRf = Fps/PPas = 10.44/2.61 = 4$. En s'appuyant sur le nombre de produits dans une boîte, le débit de boîtes est égal à $FBs = Fps/NPb = 10.44/9 = 1.16$ boîtes par seconde.

La simulation est effectuée avec les paramètres suivant :

- Règles de planification individuelles de prise et de dépose pour tous les robots : FIFO.
- Temps de simulation : 20min pour chaque configuration.

Vitesse convoyeur d'entrée : Durant cette simulation, la vitesse du convoyeur d'entrée varie entre 0.1 et 0.8 m/s mais en gardant le même débit de produits. L'espacement entre les boîtes est fixé arbitrairement à 0.5m ce qui correspond à une vitesse de sortie de 0.170 m/s.

Les figures 5 et 6 montrent l'impact de la vitesse du convoyeur d'entrée sur le nombre de produits perdus et de boîtes non remplies. Il est à noter que plus la vitesse du

TABLE 3 RÉSULTATS DES STRATÉGIES DE COLLABORATION POUR UN SYSTÈME DIMENSIONNÉ AU PLUS JUSTE AVEC LA RÈGLE DE PRIORITÉ À LA DÉPOSE.

	Lost products (%)	Unfilled boxes (%)	Balance workload (%)	Total Workload (%)
Without any strategy	0	0	5.92	385
DownToUp	0.225	0	1.09	390
IntToExt	0.721	0	0.04	391
IntToExt Cyclic	0	0	1.46	389
IntToExt Alt	0.529	0	0.12	391

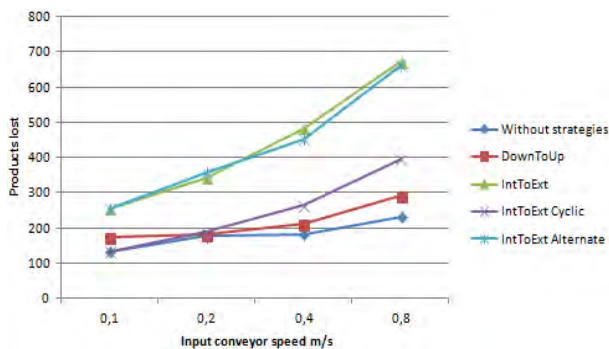


Fig. 5 Produits perdus dépendant de la vitesse du convoyeur d'entrée.

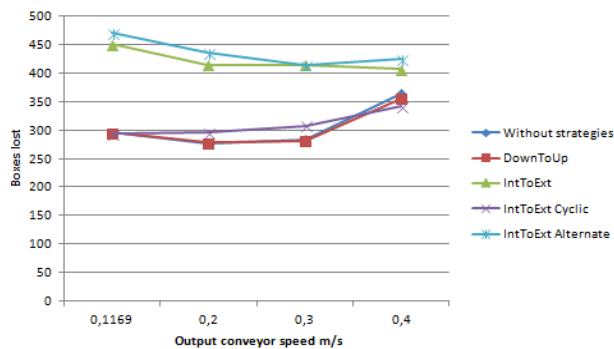


Fig. 8 Boîtes non remplies dépendant de la vitesse du convoyeur de sortie.

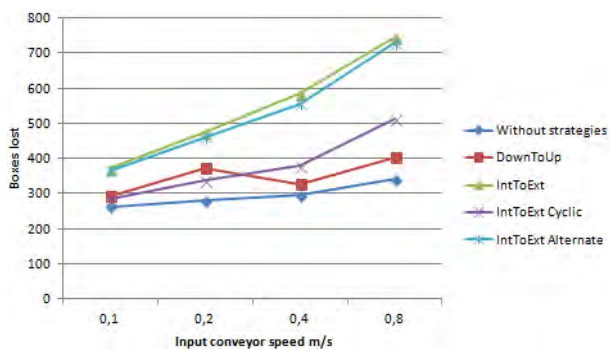


Fig. 6 Boîtes non remplies dépendant de la vitesse du convoyeur d'entrée.

convoyeur d'entrée est élevée plus les produits et les boîtes sont perdus. Cela se produit pour toutes les stratégies.

Vitesse convoyeur de sortie : Durant cette simulation, la vitesse du convoyeur de sortie varie entre 0.1169 (qui correspond à un espacement entre les boîtes de 0m) et 0.4 m/s (espacement de 0.1566m) mais en gardant le même débit de boîtes. La vitesse du convoyeur d'entrée est fixée arbitrairement à 0.2 m/s.

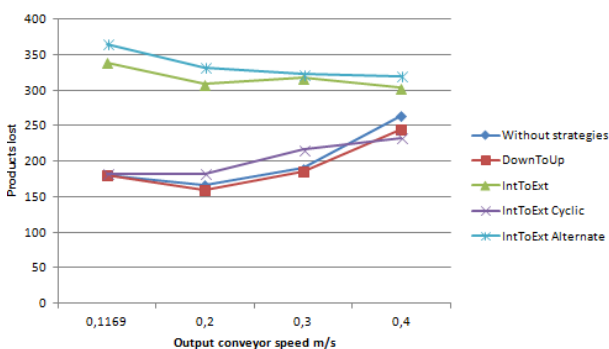


Fig. 7 Produits perdus dépendant de la vitesse du convoyeur de sortie.

Les figures 7 et 8 montrent l'impact de la vitesse du convoyeur de sortie sur le nombre de produits perdus et de boîtes non remplies. Il est à noter que les meilleures stratégies perdent moins de produits et de boîtes avec une vitesse égale à 0,2 m/s. Les stratégies IntToExt et IntToExt Alt perdent moins de produits et de boîtes lorsque la vitesse augmente, mais reste plus élevées que les autres stratégies.

Afin de minimiser le nombre de produits perdus et de boîtes non remplies, la vitesse du convoyeur d'entrée doit être réduite à son minimum. Pour ce système, la vitesse du convoyeur de sortie doit être proche de 0,2 m/s (espace égal à 0,14 m).

4 CONCLUSION

Dans cet article, nous avons présenté une étude comparative des différentes stratégies de collaboration entre les robots et diverses règles de planification individuelles pour chaque robot sous deux hypothèses de dimensionnement : surdimensionnement et un dimensionnement au plus juste. Pour valider notre étude un nouvel outil de simulation a été développé. Selon la demande des clients, une stratégie de collaboration entre les robots et les règles de planification individuelles de chaque robot ne seront pas la même. Pour un système surdimensionné, il est préférable d'utiliser une stratégie de collaboration entre les robots. Ceci permet de prendre tous les produits et de remplir toutes les boîtes. Ceci permet également d'équilibrer la charge de travail sur tous les robots et donc de réduire l'usure prématurée d'un robot. L'étude montre que si le client veut un système dimensionné au plus juste pour être le plus efficace, il est préférable de ne pas utiliser de stratégie de collaboration en raison de l'ajout d'une contrainte pour le système. Nous avons également montré qu'il est préférable d'utiliser une règle de planification individuelle FIFO individuelle pour les derniers robots et des règles FIFO ou LIFO pour les autres robots. Si le client souhaite améliorer l'équilibre de la charge de travail, l'utilisation de la règle FIFO pour le dernier robot et la règle LIFO pour les autres robots est une bonne combinaison. Toutefois, certains produits seront perdus. Enfin, la dernière section de ce document montre qu'il semble être préférable d'avoir une vitesse de convoyeurs d'entrée et de sortie la plus faible possible.

Les travaux à venir concerne l'étude et l'analyse en simulation de différentes configurations (nombre de robots, flux de

produit, temps de simulation) pour renforcer les résultats montrés dans cet article. Un autre travail est d'améliorer la capacité de l'application à être autonome afin de faire face à une évolution du débit des produits en entrée par exemple. Un autre travail est de valider ces résultats sur un banc d'essais composé de trois robots et deux convoyeurs indépendants.

REMERCIEMENTS

Ce travail a été partiellement financé par Schneider Electric avec la CIFRE 158/2013.

RÉFÉRENCES

- [1] ABB. Abb robotstudio picking powerpac simplifies the design and programming of complex robotic pick-and-pack systems, April 2014. http://www.robotics.org/content-detail.cfm/Industrial-Robotics-News/ABB-RobotStudio-Picking-PowerPac-simplifies-the-design-and-programming-of-complex-robotic-pick-and-pack-systems/content_id/4780. 1
- [2] M. Bonert, L.H. Shu, and B. Benhabib. Motion planning for multi-robot assembly systems. *International Journal of Computer Integrated Manufacturing*, 13(4) :301–310, Nov 2010. 2.2
- [3] Rexroth Bosch. Drive & control profile, 2011. http://www.boschrexroth-us.com/country_units/america/united_states/en/Company/Press/press_releases/a_downloads/Rexroth_CamaPkg.pdf. 1
- [4] H. I. Bozma and M.E. Kalalioglu. Multirobot coordination in pick-and-place tasks on a moving conveyor. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 28 :530–538, Aug 2012. 2.2
- [5] K.H. Concannon, K.I. Hunter, and J.M. Tremble. Simul8-planner simulation-based planning and scheduling. In *Proceedings of the 2003 Winter Simulation Conference, 2003.*, number 2, pages 1488 – 1493. IEEE, Dec 2003. 2.3
- [6] Mats Erlandsson-Warvelin and Henrik Knoble. Control method for machines, including a system, computer program, data signal and gui, 01 2012. Patent EP 1 635 995 B1. 2.2
- [7] Fanuc. Fanuc america demonstrates learning capabilities with m-3ia/6s robot at pack expo 2013, 2013. <http://www.fanucamerica.com/fanucamerica-news/press-releases/pressreleasedetails.aspx?id=27>. 1
- [8] H. Fujimoto, I. Tanigawa, K. Yasuda, and K. Iwahashi. Applications of genetic algorithm and simulation to dispatching rule-based fms scheduling. In *Proceedings 1995 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 1, pages 190–195. IEEE, May 1995. 2.2
- [9] Florian Herzog. Method and apparatus for filling containers with piece goods, Feb 2003. Patent US 2003/0037515 A1. 2.2
- [10] Yanjiang Huang, R. Chiba, T. Arai, T. Ueyama, and J. Ota. Part dispatching rule-based multi-robot coordination in pick-and-place task. In *2012 IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)*, pages 1887 – 1892. IEEE, Dec 2012. 2.2
- [11] Tetsuro Izumi, Kenichi Koyanagi, Kenji Matsukuma, and Yukio Hashiguchi. Robot system, May 2013. Patent EP 2 586 576 A1. 2.2
- [12] N.A.M. Johari, H. Haron, and A.S.M. Jaya. Robotic modeling and simulation of palletizer robot using workspace5. In *4th International Conference on Computer Graphics, Imaging and Visualization (CGIV 2007), August 14-16, 2007, Bangkok, Thailand*, pages 217 – 222. IEEE, Aug 2007. 2.3
- [13] Keba. Real world simulation package, 2014. http://www.keba.com/fileadmin/user_upload/downloads/kemotion/Datenblatt_KeMotion_Real_World_Simulation_Package_EN_RZ.pdf. 1
- [14] R. Mattone, L. Adduci, and A. Wolf. Online scheduling algorithms for improving performance of pick-and-place operations on a moving conveyor belt. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA-98, Leuven, Belgium, May 16-20, 1998*, volume 3, pages 2099 – 2105 vol.3. IEEE, May 1998. 2.2
- [15] Zhao Meiyun and Xu Heguo. Research on the production system of an enterprise simulation base on witness. In *International Conference on E-Business and E-Government (ICEE), 2011*, pages 1 – 4. IEEE, May 2011. 2.3
- [16] E. Mendelson, O. Nayer, S. Berman, and Y. Edan. Behavior-based control of multi-robot assembly palletizing systems. In *Proceedings of the 5th Biannual World Automation Congress, 2002*, volume 14, pages 1–6. IEEE, 2002. 2.2
- [17] S.A. Mirzapourzaei, M. Lalmazloumian, A. Dargi, and Kuan Yew Wong. Simulation of a manufacturing assembly line based on witness. In *Third International Conference on Computational Intelligence, Communication Systems and Networks (CICSyN), 2011*, pages 132 – 137, July 2011. 2.3
- [18] A. Nikakhtar, Kuan Yew Wong, M.H. Zarei, and A. Memari. Comparison of two simulation software for modeling a construction process. In *Third International Conference on Computational Intelligence, Modelling and Simulation (CIM-SiM), 2011*, pages 200 – 205. IEEE, Sept 2011. 2.3
- [19] C.D. Pegden and D.T. Sturrock. Introduction to simio. In *Simulation Conference (WSC), Proceedings of the 2009 Winter*, pages 314 – 321. IEEE, Dec 2009. 2.3
- [20] Hakan Sahin. *Design of a secondary packaging robotic system*. PhD thesis, Middle est technical university, Dec 2005. 1
- [21] R. Sam, K. Arrifin, and N. Buniyamin. Simulation of pick and place robotics system using solidworks softmotion. In *International Conference on System Engineering and Technology (ICSET), 2012*, pages 1 – 6. IEEE, Sept 2012. 2.3
- [22] Ralf Schubert. Process and apparatus for introducing products into containers, September 2000. Patent 6.122.895. 1
- [23] Daoud Slim, Chehade Hicham, Yalaoui Farouk, and Amodeo Lionel. Efficient metaheuristics for pick and place robotic systems optimization. *Journal of Intelligent Manufacturing*, 25 :27–41, Feb 2014. 2.2
- [24] Staubli. Robot linemanager system, 2013. http://pmmi.files.cms-plus.com/packexpo2013/Monday_11am_Stage2_RobertRochelle.pdf. 1
- [25] Sven Stumm, Daniel Pintar, and Bernd Kuhlenkoetter. A novel concept for realistic simulation of industrial pick and place applications. In *Proceedings of ISR/Robotik 2014 ; 41st International Symposium on Robotics ;*, pages 1–7. VDE, June 2014. 1
- [26] Daniel Wappling and Steve Murphy. Pick and place, Jun 2012. Patent US 2012/0165972 A1. 2.2
- [27] Gen'ichi Yasuda. An object-oriented multitasking control environment for multirobot system programming and execution with 3d graphic simulation. In *International Journal of Production Economics*, volume 60-61, pages 241–250. Elsevier, 1999. 2.2
- [28] MengChu Zhou and Ming-Chuan Leu. Petri net modeling of a flexible assembly station for printed circuit boards. In *Proceeding IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 3, pages 2530–2535. IEEE, April 1991. 2.2
- [29] Guang-Yu Zhu and Zhi-Jin Chen. A differential evolution optimization approach to solve the pick-and-placing problem. In *Fifth International Conference on Natural Computation, 2009. ICNC '09.*, volume 4, pages 66–70. IEEE, Aug 2009. 2.2

Conception et commande optimale d'un Reach Stacker hybride

Thomas Schaep

Eric Bideaux (Insa de Lyon), Eric Noppe (UTC), Wilfrid Marquis-Favre (INSA de Lyon)

Date effective de début du travail : 01/09/2013

Financement du salaire du doctorant : Thèse CIFRE Ampère - Terex

Abstract - This document deals with the optimal design of the architecture and the control of an off-highway vehicle with energetic objectives. The first part of this document focuses on a comparison between three architectures of potential energy recovery systems. The second part deals with the work done on a design methodology permitting to solve over-actuation problems but also to reduce the complexity of optimisation process by splitting the problem and then carry forward the constraints.

Résumé - Ce document traite de la conception d'une architecture et d'une commande optimale pour engins de manutention de conteneurs permettant la réduction de la consommation de carburant. La première partie est focalisée sur un comparatif entre trois architectures de récupération d'énergie potentielle sur des critères énergétiques principalement. Dans une seconde partie, nous nous intéressons à une méthodologie de conception visant à résoudre des problèmes de suractionnement mais aussi à réduire la complexité des phases d'optimisation par découpage du problème et report des contraintes.

I. INTRODUCTION

A. Contexte

Le monde des engins mobiles et plus particulièrement des machines portuaires fait face aujourd'hui à trois problématiques majeures mais toutefois ambivalentes. D'une part il y a un fort besoin de productivité ayant pour cause l'augmentation perpétuelle du nombre de conteneurs en circulation (500 millions de conteneurs en 2007). Pour pallier à cette demande croissante, les performances des machines de manutention doivent être améliorées ce qui se traduit souvent par une augmentation de la consommation de carburant. On voit également apparaître en parallèle des normes de régulation d'émissions de polluants qui semblent aller à l'encontre de la problématique précédente. Enfin les exploitants cherchent à réduire le coût global de possession de leurs parcs machines ce qui implique une réduction de la consommation de carburant qui s'avère être le premier poste de dépense concernant les coûts de fonction-

nement (jusqu'à 100 000 L/an de carburant pour un reach stacker). C'est dans ce contexte que s'inscrivent ces travaux puisqu'il s'agit ici de développer une architecture et une commande permettant de réduire de manière significative la consommation de carburant sans pour autant dégrader les performances de la machine.

B. Système étudié

Un reach stacker est un engin mobile réalisant la manutention de conteneurs sur zones portuaires ou encore sur les plateformes de transports de marchandises. Il est capable de manutentionner des charges allant jusque 45 tonnes et empiler jusqu'à six conteneurs. Un moteur diesel de 235 kW entraîne d'une part la chaîne de transmission, elle même composée d'une boîte de vitesse automatique (convertisseur de couple + réduction mécanique) et d'un différentiel transmettant l'énergie mécanique jusqu'aux roues. Le moteur thermique entraîne d'autre part deux pompes fournissant l'énergie hydraulique nécessaire aux différents équipements : relevage, télescopage, spreader (voir Fig. 1.).

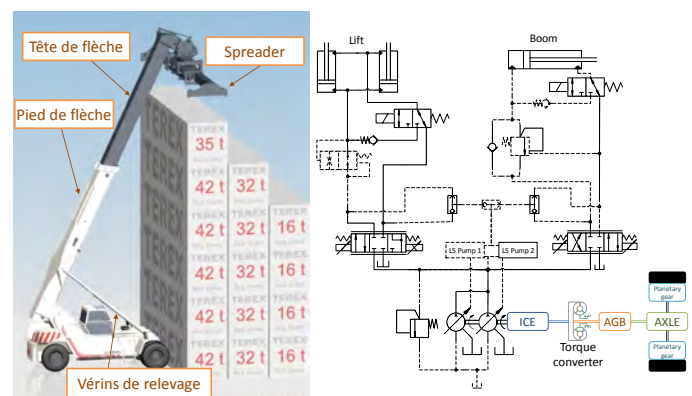


Fig. 1. Architecture traditionnelle d'un reach stacker

C. Problématique

L'objectif global de ces travaux de thèse est double : la première étape vise à concevoir une architecture hybride et à valider sa pertinence par la simulation, puis par la

réalisation d'un prototype. Il est alors nécessaire d'analyser les pertes d'énergie sur un profil de mission type permettant ainsi de fixer les axes d'améliorations. Une comparaison d'architectures est ensuite réalisée et la solution la plus prometteuse se voit sélectionnée pour être prototypée.

Le second objectif vise quant à lui à développer des méthodes de conception en termes d'architecture, de dimensionnement et de commande. Les problèmes de conception optimale sont souvent complexes à appréhender et on se propose ici de diviser le problème global en sous-problèmes. On se base notamment sur des éléments particuliers de chaîne d'actionnement ayant 2 entrées / 1 sortie où l'on s'appuie sur l'entrée supplémentaire pour définir un couplage optimal avec la première entrée et ainsi se ramener à 1 entrée / 1 sortie. Les contraintes qu'il engendre peuvent ensuite être reportées sur le reste de la chaîne.

II. CHOIX D'UNE ARCHITECTURE HYBRIDE

A. Bilan énergétique

Dans le but de déterminer les axes d'évolution des chaînes d'actionnement, un bilan énergétique de la machine a été effectué sur un profil de mission type.

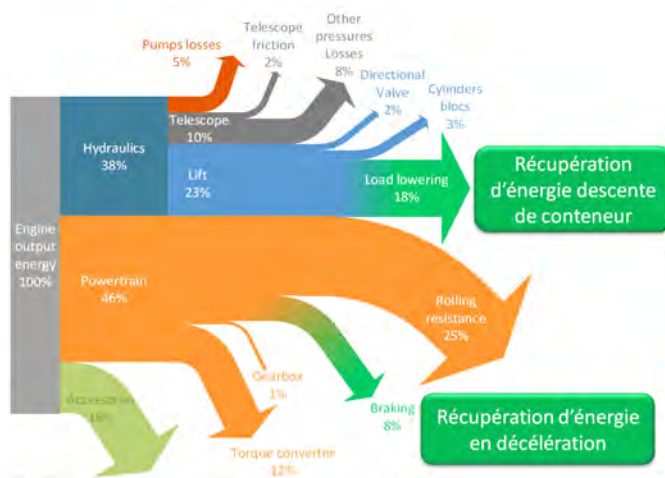


Fig. 2. Bilan énergétique sur cycle type

La figure 2. présente la répartition de l'énergie sortant du moteur thermique sur les trois chaînes d'actionnements principales : chaîne de transmission, relevage et télescopage. On peut voir que 18% de l'énergie totale est dissipée sous forme de chaleur lors de la descente de charges, ce qui offre un potentiel en terme de récupération d'énergie. L'énergie dissipée lors de la décélération est également importante mais une résistance au roulement élevée ne rend récupérable que 8% d'énergie. Le lecteur intéressé pourra se reporter à [1] où une analyse énergétique d'un reach stacker est détaillée. La suite de la partie II sera consacrée au développement d'un système de récupération d'énergie potentielle ainsi qu'à la

réutilisation de l'énergie stockée.

B. Solutions envisagées

La récupération d'énergie potentielle sur les engins mobiles est un sujet assez largement étudié. Dans [2] les auteurs présentent un système implémenté sur une excavatrice permettant de récupérer l'énergie lors de la descente de la flèche grâce à un compensateur de pression et une valve proportionnelle. Ainsi une partie de l'énergie doit être dissipée pour maintenir la charge mais elle est tout de même récupérée en large majorité. L'accumulateur est ensuite connecté à la voie d'aspiration de la pompe, réduisant le couple nécessaire à sa rotation ce qui permet par conséquent la diminution de la consommation du moteur thermique. Dans [3] et [4] les auteurs proposent de contrôler la vitesse de l'actionneur à partir du pilotage de la cylindrée de la pompe, facilitant amplement la récupération d'énergie par l'ajout d'une pompe supplémentaire. Cette solution apporte une efficacité énergétique élevée mais nécessite néanmoins l'ajout de nombreux composants. Finalement dans [5] une architecture basée sur un transformateur moteur-pompe permet de maximiser la récupération d'énergie en supprimant toute perte de charge inutile. Cependant la même pompe est utilisée pour fournir l'énergie aux actionneurs et pour récupérer l'énergie. Ainsi en cas de mouvements combinés la récupération devient impossible.

Il existe également de nombreuses études impliquant une hybridation thermique-hydraulique-électrique, cependant une solution thermique-hydraulique a été préférée ici pour différentes raisons :

- Composants hydrauliques robustes et durée de vie élevée (notamment le stockage d'énergie),
- Exploitants réticents aux fortes évolutions techniques,
- Maintenance ne nécessitant pas de connaissance additionnelles à la machine de base,
- Composants hydrauliques bon marchés.

A partir de là, trois solutions majeures sont apparues. Il est tout d'abord possible de récupérer une partie de l'énergie en guidant simplement le fluide des vérins de relevage vers l'accumulateur hydropneumatique (Figure 3. (a)). Dans la mesure où la pression dans l'accumulateur est inférieure à la pression dans les chambres des vérins, une partie de l'énergie est nécessairement dissipée par perte de charges, le reste étant stocké. Lorsque la pression de l'accumulateur atteint la pression des vérins, une seconde valve s'ouvre pour permettre de maintenir le débit désiré. Etant donné que la pression dans le vérin augmente lorsque l'angle de flèche diminue, il est toujours possible de récupérer une partie de l'énergie. Enfin, pour réutiliser l'énergie stockée, un moteur hydraulique est ajouté sur l'arbre principal. Ainsi il soulage le moteur thermique, que ce soit pour réaliser une

translation ou bien un mouvement hydraulique. Au global cette solution est relativement simple avec peu de nouveaux composants, mais proposera en revanche des performances en terme de récupération d'énergie assez faibles étant donné que la valve de régulation de débit dissipe une part importante de l'énergie récupérable.

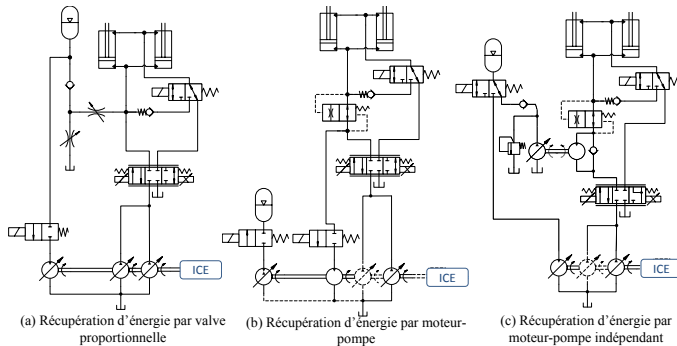


Fig. 3. Architectures envisagées

La seconde solution étudiée (Figure 3. (b)) se compose d'un système moteur-pompe disposé sur l'arbre du moteur thermique. Cela permet de réutiliser directement l'énergie lors de la descente de la flèche et par conséquent de réduire le volume de l'accumulateur. De plus, il est désormais possible d'adapter la pression de l'accumulateur à la pression du vérin sans perte de charge grâce à la cylindrée variable de la pompe. Cependant dans le cas où aucun actionnement combiné n'est demandé, une partie de l'énergie récupérée sera dissipée par frottements dans le moteur thermique ainsi que dans les pompes principales et le convertisseur.

La dernière architecture étudiée, basée elle aussi sur un système moteur-pompe, est indépendante du moteur thermique ce qui lui autorise une vitesse de rotation plus élevée et donc une taille de composants moindres. Il est également possible de récupérer plus d'énergie quelque soit la masse du conteneur puisqu'il n'y a plus de couple résistant autre que la pompe de récupération. En contrepartie le volume de stockage sera plus élevé et un moteur hydraulique supplémentaire sur l'arbre du moteur thermique est nécessaire pour réutiliser l'énergie stockée.

C. Résultats de simulations

La figure 4. présente les résultats de simulations pour chacune des solutions. Pour chaque architecture, un accumulateur d'un volume de 150L correspondant à 0,4 kW.h de stockage a été utilisé. Ce volume représente l'espace maximum que l'on peut lui allouer sur la machine. On s'intéressera ici aux performances de récupération ainsi qu'aux gains de consommation ; les conséquences de chaque système sur la dynamique d'actionnement sont plus largement évoquées dans [6].

On peut tout d'abord voir que la solution 1 a une faible capacité de récupération d'énergie (31% en moyenne).

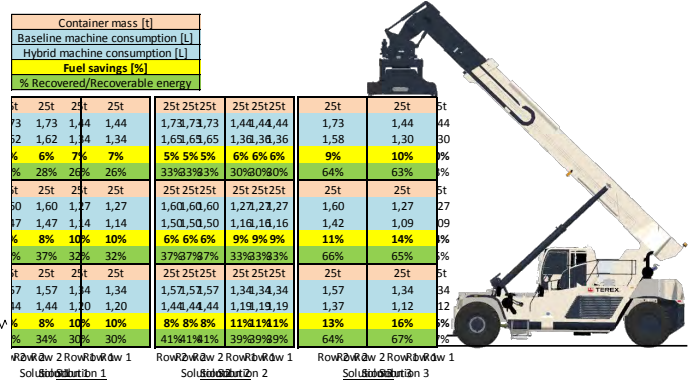


Fig. 4. Résultats de simulation

En effet, le volume limité de l'accumulateur entraîne une montée en pression rapide de celui-ci. Lorsque la pression de l'accumulateur devient égale à la pression de l'actionneur, une part importante de l'énergie est dissipée pour maintenir la vitesse de descente. Pour obtenir une évolution de pression du stockage similaire à celle de l'actionneur, un volume d'accumulateur de 500L aurait été nécessaire. Ce taux de récupération faible se traduit directement par un gain en consommation de carburant peu élevé (8% en moyenne).

La seconde solution offre un taux de récupération d'énergie plus intéressant (35,5% en moyenne) notamment grâce à son système moteur-pompe. Il est ainsi possible de récupérer l'énergie même lorsque la pression de l'accumulateur est plus élevée que la pression de l'actionneur. De plus, une partie de l'énergie récupérable est directement réutilisée par les accessoires sans être stockée préalablement. Cependant, une part importante de l'énergie potentielle est dissipée par les différents frottements (moteur thermique, pompes, convertisseur de couple). En outre, on remarquera que les gains en consommation sont en moyenne plus faibles que la solution sans transformateur (7,5% contre 8%). En dehors des phases de récupération, le moteur thermique doit faire face aux frottements engendrés par la pompe et le moteur additionnel et donc surconsomme légèrement.

Finalement la dernière solution offre des taux de récupérations beaucoup plus élevés (65%) grâce à différents facteurs. Tout d'abord, Le système moteur-pompe permet l'adaptation des pressions entre accumulateur et vérins. De plus, son indépendance vis-à-vis du moteur thermique lui évite toute perte par frottements additionnelle. Enfin comme aucun couple résistant résiduel n'est appliqué sur le moteur, il est possible de maintenir la vitesse de descente y compris lorsque la flèche descend sans conteneur. L'ensemble de ces avantages lui confère une forte capacité de récupération qui se traduit par un gain en consommation plus important (12%) que les deux premières solutions.

III. CONCEPTION OPTIMALE PAR ÉTAGE

A. Problématique

La seconde partie de ce travail de thèse aborde des problématiques plus méthodologiques concernant la conception ou la reconception de systèmes multiphysiques. Dans [7] l'auteur présente une méthodologie en formalisme bond graph de couplage du dimensionnement avec une optimisation dynamique pour des systèmes linéaires et non-linéaires sur les stockages d'énergie. Cependant le cas des dissipations d'énergie non-linéaires ainsi que la recherche d'une structure optimale ne sont pas traités. Ici nous nous intéresserons en particulier à la recherche d'une structure optimale d'une partie d'une chaîne d'actionnement dans le cas d'un système sur-actionné. Une fois cette structure déterminée, il s'agit ensuite de reporter les contraintes qu'elle engendre sur le reste du système, pouvant par ailleurs mener à une évolution du dimensionnement ou de la commande. A partir d'un cas d'étude, l'objectif est de généraliser la démarche à des systèmes plus complexes avec des contraintes plus nombreuses.

Lors de la conception de chaîne d'actionnement ou tout autre système multiphysique, on voit apparaître régulièrement des sous-systèmes tels que des actionneurs ou des modulateurs de puissance faisant intervenir plus d'entrées que de sortie(s). Un exemple typique est celui du vérin hydraulique ayant un port pour chacune des deux chambres pour une sortie unique correspondant au déplacement du vérin. Lors de la conception du système qui lui est associé plusieurs choix s'offrent à nous :

- On impose l'une des deux entrées de façon arbitraire ou grâce à une bonne connaissance du système, mais sans garantie d'une solution optimale d'un point de vue énergétique,
- On reporte la détermination de la seconde entrée sur l'étage structurel amont,
- On ajoute une sortie supplémentaire (contrainte, optimisation).
- On réalise un couplage entre les deux entrées par l'intermédiaire d'un sous-système physique ou d'une commande.

C'est ce dernier point que nous traiterons dans la suite de ce document en nous basant notamment sur la méthodologie d'inversion de modèle [8] couplée à l'optimisation dynamique [9].

B. Recherche d'un couplage optimal

La figure 5. présente le schéma de principe du système étudié ainsi que son modèle bond graph causal associé. On considère ici une fonction de couplage inconne entre les deux ports du vérin asymétrique qui permet de se ramener à une seule entrée d'énergie. On considère également comme entrée de commande le débit entrant dans le système u_1 ainsi que le débit entrant (resp. sor-

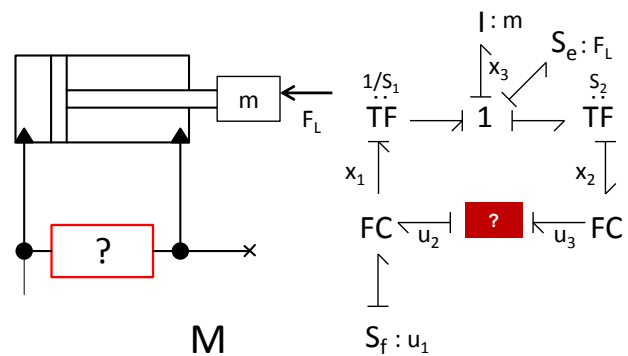


Fig. 5. Système étudié

tant) de la fonction de couplage u_3 (resp. u_2). On obtient le modèle d'état suivant :

$$\begin{aligned} \dot{x}_1 &= \frac{B}{V_1(x_4)}(u_1 + u_2 - S_1 x_3) \\ \dot{x}_2 &= \frac{B}{V_2(x_4)}(S_2 x_3 - u_3) \\ \dot{x}_3 &= \frac{1}{m}(S_1 x_1 - S_2 x_2 - F_L) \\ \dot{x}_4 &= x_3 \end{aligned} \quad (1)$$

Avec x_1 (resp. x_2) la pression dans la chambre 1 (resp. chambre 2), x_3 et x_4 respectivement la vitesse et la position du piston, B le module de compressibilité du fluide, V_1 (resp. V_2) le volume de la chambre 1 (resp. chambre 2) et S_1 (resp. S_2) la section côté piston (resp. côté tige).

La connaissance du profil de mission ainsi que de la charge appliquée au vérin donne la possibilité de formuler le problème sous forme d'un modèle inverse (voir fig. 6.).

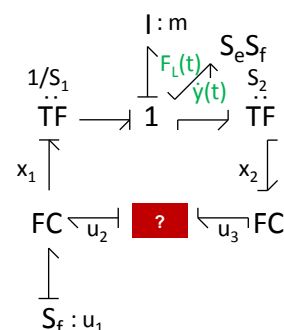


Fig. 6. Modèle bond graph inverse

Après avoir vérifié la validité des conditions nécessaires d'inversibilité du modèle [10], on obtient le modèle inverse composé d'un seul état (Eqn. (2)). Ainsi la pression dans la chambre 2 (x_2) et le débit entrant dans

la fonction de couplage (u_3) son complètement spécifiés.

$$\begin{aligned} \dot{x}_1 &= \frac{B}{V_1(x_4)}(u_1 + u_2 - S_1\dot{y}) \\ x_2 &= \frac{1}{S_2}(S_1x_1 - m\ddot{y} - F_L) \\ u_3 &= \frac{V_1(y)S_2^2 + V_2(y)S_1^2}{V_1(y)S_2}\dot{y} \\ &\quad - \frac{V_2(y)S_1}{V_1(y)S_2}(u_1 + u_2) + \frac{V_2(y)}{BS_2}(m\ddot{y} + \dot{F}_L) \end{aligned} \quad (2)$$

La deuxième étape consiste à optimiser le système de manière à pouvoir définir la fonction de couplage optimale. On n'ajoute ici aucune contrainte a priori sur ce couplage, et on définit comme critère à minimiser l'énergie entrante dans le vérin moins l'énergie sortante :

$$J = \int_{t_0}^{t_f} ((u_1 + u_2)x_1 - u_3x_2) dt \quad (3)$$

$$= \int_{t_0}^{t_f} f(x_1, u_1, u_2, t) dt \quad (4)$$

Dans la mesure où la trajectoire du vérin est donnée, l'optimisation sera réalisée sur un temps fixé. De plus, puisque l'on souhaite définir de manière analytique la fonction de couplage optimale, on utilisera une méthode de résolution indirecte de type variationnelle ou plus particulièrement le principe du maximum de Pontryagin [9].

A partir de l'objectif et de l'équation d'état, on construit l'hamiltonien augmenté :

$$\begin{aligned} H = & \lambda \frac{B}{V_1(x_4)}(u_1 + u_2 - S_1\dot{y}) - (u_1 + u_2)x_1 \\ & + \left(\frac{V_1(y)S_2^2 + V_2(y)S_1^2}{V_1(y)S_2}\dot{y} - \frac{V_2(y)S_1}{V_1(y)S_2}(u_1 + u_2) \right. \\ & \left. + \frac{V_2(y)}{BS_2}(m\ddot{y} + \dot{F}_L) \right) \left(\frac{1}{S_2}(S_1x_1 - m\ddot{y} - F_L) \right) \end{aligned} \quad (5)$$

Avec λ le co-état associé à x_1 .

La solution du problème considéré doit vérifier les conditions d'optimalité :

$$\dot{x}_1 = \frac{\partial H(x_1, u_1, u_2, \lambda, t)}{\partial \lambda} \quad (6)$$

$$\dot{\lambda} = - \frac{\partial H(x_1, u_1, u_2, \lambda, t)}{\partial x_1} \quad (7)$$

$$\frac{\partial H(x_1, u_1, u_2, \lambda, t)}{\partial u_1} = 0 \quad (8)$$

$$\frac{\partial H(x_1, u_1, u_2, \lambda, t)}{\partial u_2} = 0 \quad (9)$$

Ces conditions d'optimalité sont nécessaires et non suffisantes ce qui signifie que la solution trouvée ne correspondra pas forcément à un minimum puisqu'elle peut aussi correspondre à un maximum ou un point d'inflexion. De plus, bien qu'il s'agisse d'un extremum, celui-ci peut très bien être local et non global.

C. Résultats

Traditionnellement, la résolution d'un tel système est réalisée en différentes étapes. Tout d'abord les conditions d'optimalité sur les entrées (Eqn. (8) et (9)) donnent des équations algébriques qui permettent de substituer u_1 et u_2 dans les équations différentielle sur le co-état et l'état. Or ici les conditions d'optimalité sur les entrées sont équivalentes et indépendantes des entrées, ce qui signifie que l'on ne pourra pas a priori spécifier u_1 et u_2 indépendamment mais une combinaison des deux. On notera également que la résolution a été menée sans intégration et donc la trajectoire optimale sur les entrées ne dépendra pas des conditions initiales ni finales.

On obtient la trajectoire optimale des états et des entrées (notées $*$) :

$$x_1^* = x_2^* = \frac{m\ddot{y} + F_L}{S_1 - S_2} \quad (10)$$

$$(u_1 + u_2)^* = \frac{V_1(y)}{B} \frac{m\ddot{y} + \dot{F}_L}{S_1 - S_2} + S_1\dot{y} \quad (11)$$

$$u_3^* = S_2\dot{y} - \frac{V_2(y)}{B} \frac{m\ddot{y} + \dot{F}_L}{S_1 - S_2} \quad (12)$$

Une pression égale de part et d'autre du piston permet d'aboutir à un minimum d'énergie. Cependant, ce résultat ne donne pas directement la forme de la fonction de couplage puisque u_2 n'est pas déterminé complètement. D'un point de vue technologique, le composant le plus simple permettant de maintenir une pression identique dans chaque chambre correspond à un clapet anti-retour. Cependant celui-ci engendrera une perte de charge lors du passage du fluide et le couplage devient un élément dissipatif.

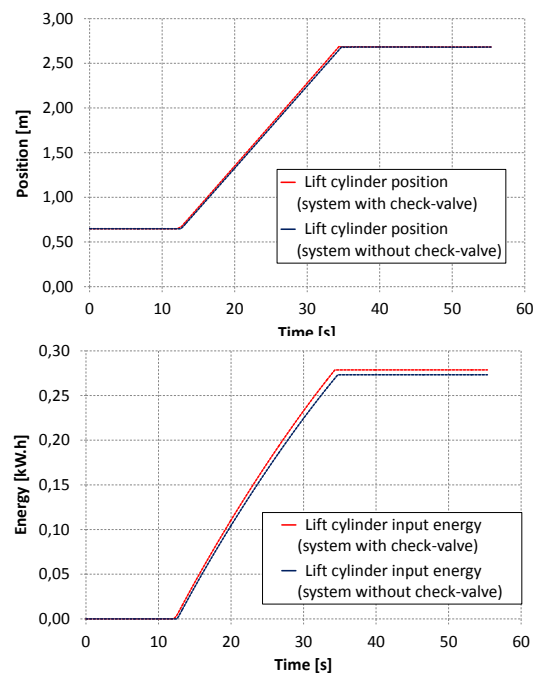


Fig. 7. Comparaison

Dans un second temps, on cherche à déterminer si le

minimum obtenu correspond à un minimum local ou global. On s'intéresse au cas d'un couplage nul équivalant à un vérin avec une chambre unique côté piston. On ne conserve que la pression x_1 , et alors aucune optimisation n'est nécessaire et un simple modèle inverse permet de déterminer x_1 et u_1 . Pour comparer d'un point de vue énergétique les deux solutions, on simule un système doté d'un couplage de type "clapet anti-retour" (avec dissipation) et un système avec couplage nul.

La figure 7. présente les positions et énergies d'entrée pour les deux systèmes considérés. On remarque que pour une même trajectoire en position, l'énergie nécessaire en entrée du système pour réaliser la mission est plus importante pour le système avec clapet anti-retour du fait de la dissipation. Dans le cas d'un couplage idéal, on aurait la même énergie en entrée, ce qui signifie qu'il n'y a pas un optimum global, mais au contraire une multitude d'optimums qui correspondent à un couplage non dissipatif.

Maintenant qu'il est possible de déterminer une architecture optimale, l'étape suivante consistera à reporter les contraintes que cette architecture engendre sur la structure amont de la chaîne d'actionnement, où il sera de nouveau possible de réaliser une étape d'optimisation.

IV. CONCLUSION ET PERSPECTIVES

La première partie vise à comparer trois solutions de récupération d'énergie potentielle. La solution dotée d'un moteur-pompe indépendant du moteur thermique offre de nombreux avantages : la récupération est possible quelque soit la charge, les performances de récupération sont plus élevées et le système impacte peu la consommation du moteur thermique en dehors des phases de récupération. On atteint notamment 16% de gain de consommation sur un cycle type. Cependant cette solution nécessite l'ajout de nombreux composants ce qui multiplie les sources de défaillances mais aussi élève le coût initial d'achat. Cette solution prometteuse a été sélectionnée pour être prototypée sur machine réelle dans le but de valider son principe et ses performances.

Dans un second temps, nous proposons une méthode pour définir un couplage optimal sur un système suractionné permettant de se ramener à un système mono-entrée/mono-sortie. On en déduit que n'importe quel couplage non dissipatif mène à un minimum d'énergie à apporter au système. En revanche le choix du couplage aura un impact sur le dimensionnement et la commande du reste de la chaîne d'actionnement. L'étude de ces conséquences ainsi que la formalisation d'une méthode plus globale vont être menées dans la suite de ces travaux de thèse.

RÉFÉRENCES

- [1] Thomas Schaep, Wilfrid Marquis-Favre, Eric Bideaux, Eric Noppe, Pierre Rodot, Jean-Christophe Bernigaud, and Vincent Langlois. Bond graph modelling and energy flow analysis of a reach stacker. In *Proceedings of The 8th FPNI Ph.D Symposium on Fluid Power, FPNI2014, Lappeenranta*, 2014. A.
- [2] Jan Amrhein and Uwe Neumann. Prb - regeneration of potential energy while boom-down. In *Proceedings of The 8th International Fluid Power Conference, 8.IFK, Dresden*, volume 2, pages 63–72, Dresden, 2012. B.
- [3] Joshua Zimmerman, Rohit Hippalgaonkar, and Monika Ivantysynova. Optimal control for the series-parallel displacement controlled hydraulic hybrid excavator. In *Proceedings of the ASME 2011 Dynamic Systems and Control Conference*. ASME, 2011. B.
- [4] Rohit Hippalgaonkar and Monika Ivantysynova. A series-parallel hydraulic hybrid mini-excavator with displacement controlled actuators. In *Proceedings of The 13th Scandinavian International Conference on Fluid Power, SICFP2013, Linköping*, page 13. Department of Agricultural & Biological Engineering, Purdue University, West Lafayette, IN/ USA, 2013. B.
- [5] Henri Hanninen and Matti Pietola. Improving energy efficiency of reach truck utilizing hydraulic transformer based recovery system. In *Proceedings of The 9th International Fluid Power Conference, 9.IFK, Aachen*, volume 3, pages 43–47, 2014. B.
- [6] Thomas Schaep, Wilfrid Marquis-Favre, Eric Bideaux, Eric Noppe, Pierre Rodot, Jean-Christophe Bernigaud, and Vincent Langlois. Improving energy efficiency of a reach stacker using a potential energy recovery system. In *Proceedings of The 14th Scandinavian International Conference on Fluid Power, SICFP2015, Tampere, Finland*, 2015. C.
- [7] Audrey Jardin. *Contribution à une méthodologie de dimensionnement des systèmes mécatroniques : analyse structurelle et couplage à l'optimisation dynamique*. PhD thesis, INSA Lyon, 2010. A.
- [8] W. Borutzky. *Bond Graph Modelling of Engineering Systems*. Springer, 2011. A.
- [9] Pierre Borne, Geneviève Dauphin-Tanguy, Jean-Pierre Richard, Frédéric Rotella, and Irène Zambettakis. *Commande et Optimisation des Processus*. Technip, 1990. A., B.
- [10] Roger Fotsu-Ngwompo. *Contribution au Dimensionnement des Systèmes sur des Critères Dynamiques et Énergétiques - Approche par Bond Graph*. PhD thesis, INSA Lyon, 1997. B.

Étude du vieillissement en usage réel des batteries Li-ion : Combinaison des effets calendaire et de cyclage dans des applications transports.

Eduardo REDONDO IGLESIAS

Pascal VENET ^a, Serge PELISSIER ^b

^a Université de Lyon, Lyon, F-69622, France ; Université Claude Bernard, Lyon, F-69622, France ;
CNRS, UMR5005, Laboratoire AMPERE, Villeurbanne, F-69622, France

^b Université de Lyon, F-69000, Lyon, France; IFSTTAR, AME, LTE, F-69500 Bron, France

Date effective de début du travail : 01/09/2013

Financement du salaire du doctorant : salarié IFSTTAR

Abstract—Electric energy storage is the limiting factor for market penetration of electric vehicles. Lithium-ion cells provide higher energy and power densities than the preceding technologies: Ni-MH and lead-acid. Nevertheless, battery is today the heavier and more expensive part in an electric car. Developing more reliable ageing laws will allow us to predict more precisely the battery degradation under diverse usage conditions. Accurate predicting models can be used to optimize battery usage in order to improve its dependability. In this paper we propose an Eyring law for calendar ageing of lithium-ion cells as considering the state-of-charge drift due to capacity loss. Last part describes the test campaign for understanding the superposition of different ageing modes.

Résumé—Le stockage de l'énergie électrique est le facteur limitant pour l'introduction des véhicules électriques dans le marché. La technologie Lithium-ion se caractérise par des densités de puissance et énergie plus élevées que ses prédécesseurs: Ni-MH et Plomb. Malgré cela, la batterie est encore aujourd'hui le composant le plus lourd et le plus cher d'une voiture électrique. Le développement de lois de vieillissement plus fiables nous permettra de prédire plus précisément la dégradation des batteries. Des modèles de prédiction précis pourront être utilisés pour optimiser l'utilisation de la batterie et ainsi diminuer leur dépendance. Dans ce papier nous proposons une loi d'Eyring pour le vieillissement calendaire qui prend en compte la dérive de l'état de charge des cellules lithium-ion à cause des pertes de capacité. La dernière partie porte sur la campagne expérimentale -actuellement en cours- qui a pour objectif comprendre le fonctionnement de la superposition des différents modes de vieillissement.

I. INTRODUCTION

Le vieillissement des cellules de batteries est la dégradation produite par des phénomènes physico-chimiques pendant la vie de ces cellules.

Dans ce domaine nous différencions deux types de vieillissement : vieillissement calendaire et vieillissement en cyclage.

Le vieillissement calendaire est la dégradation des performances de la batterie lorsqu'elle est au repos

(courant nul). Il dépend de l'état de charge de la batterie et de la température.

Le vieillissement en cyclage est la dégradation des performances de la batterie lorsqu'un courant lui est imposé.

Le vieillissement en usage réel est le vieillissement de la batterie dans des conditions réelles. Ce type de vieillissement implique la superposition des deux types de vieillissement précédents.

Cette deuxième année de thèse s'est articulée autour de deux axes : la modélisation du vieillissement

calendaire et la mise en place d'une campagne d'expérimentation pour essayer de comprendre le fonctionnement de la superposition de différents modes de vieillissement.

Concernant la première problématique, nous avons exploité des données issues du projet SIMCAL auquel l'IFSTTAR a participé en adaptant les lois d'Eyring au vieillissement de cellules Li-ion.

Par rapport à la partie expérimentale, des tests de vieillissement accéléré sont actuellement en cours.

II. VIEILLISSEMENT CALENDRAIRE

A. Essais de vieillissement calendaire

Dans les tests de vieillissement calendaire, il est très important de contrôler la température et l'état de charge, SoC (*State-of-Charge*) des cellules. Pendant ces tests, il est facile de maintenir la température constante parce que les cellules ne sont pas en cours d'utilisation. Cependant, il est difficile de maintenir un SoC constant sur des cellules en vieillissement calendaire en raison des pertes de capacité réversibles et irréversibles.

Pour maintenir le SoC constant, il y a deux possibilités : la première consiste à laisser la cellule sous tension constante en utilisant une source de tension. Cette source de tension fournira le courant nécessaire pour maintenir la tension de la cellule constante. La plupart du temps le courant absorbé par cette dernière sera très faible, voire presque négligeable. Cela garantit un SoC quasi-constant, mais seulement si les mécanismes de vieillissement ne modifient pas le rapport entre la tension de circuit ouvert, OCV (*Open Circuit Voltage*) et l'état de charge. En plus, la mise en place de ces tests est très lourde parce que chaque cellule doit être reliée à une source de tension. La deuxième possibilité consistera à rétablir périodiquement le SoC de chaque cellule. Cette méthode nécessite moins de ressources et aussi est plus proche des conditions réelles d'utilisation.

Le projet SIMCAL [1] -et beaucoup d'autres études utilisant les protocoles définis par le consortium PNGV [2] (*Partnership for a New Generation of Vehicles*) – ont défini cette seconde méthode pour établir l'état de charge SoC.

Dans le projet SIMCAL, les essais de vieillissement calendaire ont consisté en une matrice de test complet de 9 conditions de stockage différentes, comme indiqué dans le Tableau 1.

TABLEAU 1. MATRICE DE TESTS DE VIEILLISSEMENT CALENDRAIRE

T	SoC		
	30%	65%	100%
30°C	T30_SoC30	T30_SoC65	T30_SoC100
45°C	T45_SoC30	T45_SoC65	T45_SoC100
60°C	T60_SoC30	T60_SoC65	T60_SoC100

B. Essais de caractérisation

La dégradation des caractéristiques des cellules a été mesurée périodiquement par le moyen d'essais de caractérisation dénommés RPT (*Reference Performance Test*). Ces essais sont divisés en quatre étapes (cf. Fig. 1 et 2) :

- Une décharge complète pour mesurer Q_a (available capacity), la quantité de charge disponible dans la batterie,
- Deux cycles de charge complète / décharge complète pour mesurer Q , la capacité actuelle de la cellule,
- Un cycle composé de paliers de décharge et de charge avec des mesures d'impédance à 5 niveaux de SoC pour mesurer l'évolution des performances en puissance,
- Une charge complète suivie d'une décharge partielle (Q_d) pour rétablir l'état de charge du vieillissement calendaire.

Ce protocole de test est toujours réalisé dans les mêmes conditions, indépendamment des conditions de vieillissement des cellules :

- Température : 25 °C.
- Courant : 1C ($Q_{nom}/1h$)
- Q_d : 35% ou 70% de Q_{nom} pour respectivement SoC65 et SoC30.

Le SoC réel à la fin de chaque RPT peut être défini comme :

$$SoC_{end} = 100 \left(1 - \frac{Q_d}{Q} \right) \quad (1)$$

De ce fait, l'état de charge (SoC) à la fin de chaque RPT est différent au SoC initialement prévu dans le plan d'expérience (Tableau 1).

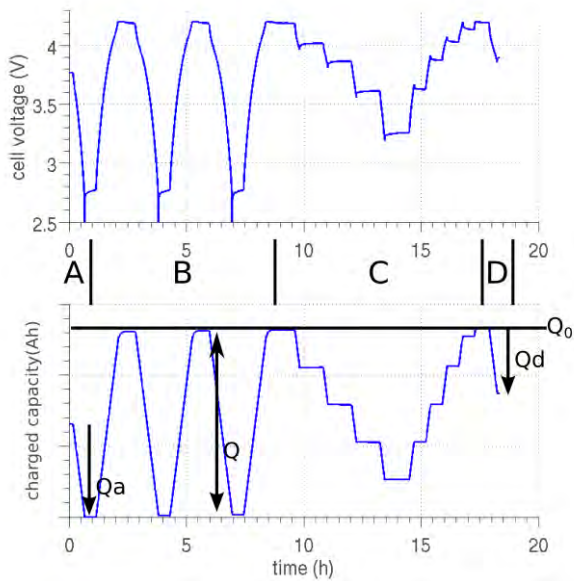


Fig. 1. Premier RPT de la cellule T45 SOC65.

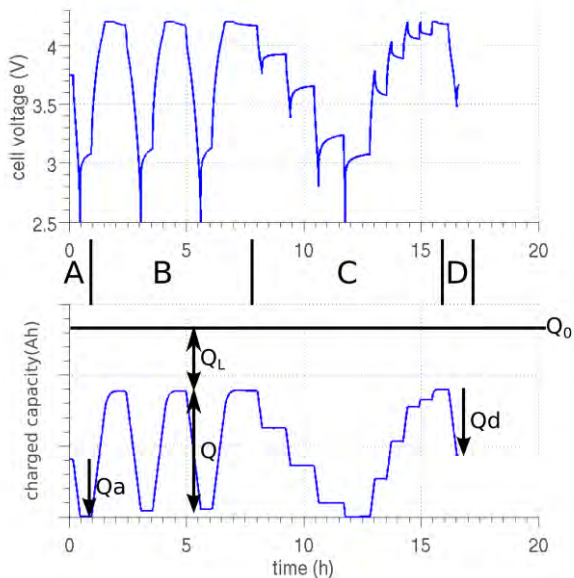


Fig. 2. Dernier RPT de la cellule T45 SOC65.

Par exemple: dans le premier RPT de la cellule T45_SoC65 (Fig. 1) la capacité initiale était de 98% de la capacité nominale, alors que SoC_{end} était 64%. Après 2 ans de vieillissement (Fig. 2) la capacité était de 63% de la capacité nominale et de cette façon le SoC_{end} était de 44%.

Ainsi, du fait de maintenir le protocole de test constant (Q_d constant) et compte tenu de la perte de capacité des cellules (diminution de Q), nous induisons une dérive dans les conditions de stockage.

La Fig. 3 montre ce phénomène pour tous les tests réalisés dans le projet SIMCAL pour cette technologie de batterie. On observe que les cellules à SoC 100% n'ont pas subi cette dérive d'état de charge. Pour ces cellules il n'y a pas de décharge partielle en fin de RPT ($Q_d = 0$). Pour les cellules à 30°C (T30_SoC65 et T30_SoC30) la dérive de SoC est presque négligeable. Par contre, la dérive de SoC devient importante pour les cellules vieilles à 45°C et 60°C.

Pour éviter cette dérive de SoC on aurait dû adapter la valeur de Q_d en fonction de la perte de capacité. Pour des raisons pratiques ceci aurait été difficile à réaliser sachant que les tests de vieillissement ont été réalisés sur des centaines de cellules.

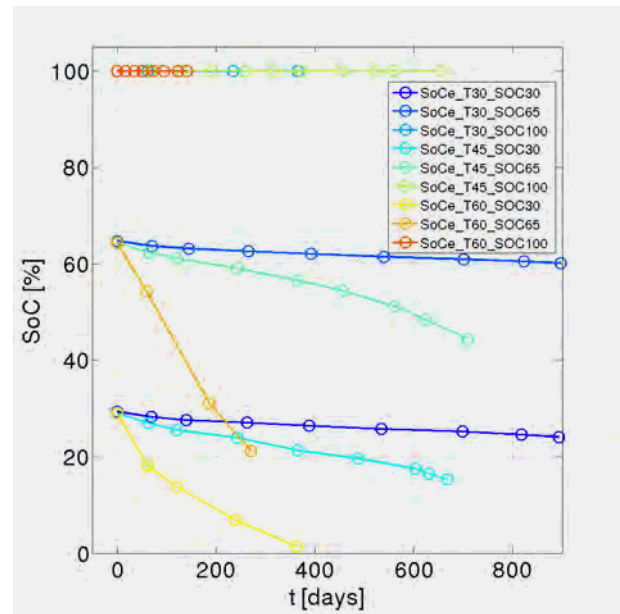


Fig. 3. SoC réel de stockage après chaque RPT.

Dans ce travail nous négligeons l'autodécharge des cellules pendant leur stockage. En tenant compte de cette approximation, le SoC des cellules pendant leur vieillissement peut donc être exprimé comme suit :

$$SoC(t) = 100 \left(1 - \frac{Q_d}{Q(t)} \right) \quad (2)$$

C. Modèle de vieillissement

La loi d'Arrhenius est souvent utilisée pour modéliser la durée de vie des composants électriques en fonction de la température T . La loi d'Eyring [3] complète ce modèle à d'autres facteurs (S_i). Par exemple l'équation (3) est l'expression

générale du modèle d'Eyring pour trois facteurs : T, S₁ et S₂.

$$\tau_{Eyring} = AT^n e^{E_a/kT} e^{-S_1(B+C/T)} e^{-S_2(D+E/T)} \quad (3)$$

La perte de capacité irréversible Q_L est calculée comme la différence entre la valeur actuelle de capacité Q et la valeur mesurée lors du premier RPT (Q₀ = Q(t=0)) (cf. fig. 2) :

$$Q_L(t) = Q_0 - Q(t) \quad (4)$$

Dans une première approche nous allons supposer que les effets des deux facteurs du vieillissement calendaire (T, SoC) sont indépendants du temps. Dans ce cas, la perte de capacité Q_L peut être exprimée comme un produit entre une fonction d'évolution temporelle (f(t)) et un coefficient d'accélération qui dépend des facteurs de vieillissement (C_A(T, SoC)) :

$$Q_L(t, T, SoC) = C_A(T, SoC) f(t) \quad (5)$$

À partir de l'équation (3), le coefficient d'accélération peut être exprimé comme :

$$C_A(T, SoC) = AT^{-n} e^{-E_a/kT} e^{SoC(B+C/T)} \quad (6)$$

Pour des raisons de simplicité, nous allons utiliser un cas particulier du modèle d'Eyring sans interactions (C=0) et sans influence de la température dans le terme pré-exponentiel (n=0). Le modèle d'Eyring pour le vieillissement calendaire prend alors cette forme :

$$Q_L(t) = A_S e^{\left(\frac{-E_a}{kT(t)}\right)} e^{B_S SoC(t)} t^z \quad (7)$$

L'étape suivante consiste à identifier les valeurs de paramètres du modèle A_S, E_a et B_S qui minimisent l'erreur de régression des données expérimentales.

Comme le SoC dérive avec le temps (cf. §B), nous avons aussi considéré un autre modèle en prenant comme facteurs de stress la température et la quantité de charge Q_a présente dans la cellule :

$$Q_L(t) = e^{\left(\frac{-E_a}{kT(t)}\right)} e^{B_a Q_a(t)} t^z \quad (8)$$

Pour pouvoir identifier les paramètres de ce modèle (A_a, E_a' et B_a), nous devons l'exprimer en fonction de Q_d, parce que Q_L et Q_a sont dépendantes :

$$Q_a(t) = Q(t) - Q_d \quad (9)$$

Alors les équations (4), (8) et (9) peuvent être utilisées pour exprimer Q_L en fonction de Q_d :

$$Q_L(t) = A_a e^{\left(\frac{-E_a}{kT(t)}\right)} e^{B_a(Q_0 - Q_L(t) - Q_d)} t^z \quad (10)$$

$$Q_L(t) e^{B_a Q_L(t)} = A'_a e^{\left(\frac{-E_a}{kT(t)}\right)} e^{-B_a Q_d} t^z \quad (11)$$

Avec $A'_a = A_a e^{B_a Q_0}$.

La résolution de l'équation (11) n'est pas triviale : on doit utiliser la fonction W de Lambert [4]. Enfin, l'expression des pertes de capacité lorsque la dérive de SoC est produite par une décharge constante Q_d est :

$$Q_L(t) = \frac{W_0 \left(A'_a e^{\left(\frac{-E_a}{kT(t)}\right)} e^{-B_a Q_d} t^z \right)}{B_a} \quad (12)$$

D. Résultats

Nous avons identifié les paramètres des deux modèles (équations (7) et (8)) et nous avons comparé les résultats des simulations de ces deux modèles. Le premier modèle (équation (7)) ne tient pas compte de la dérive de SoC tandis que le deuxième (équation (8)) le fait.

La Fig. 4 montre les résultats des simulations faites avec les deux modèles. Pour le modèle dépendant du SoC l'exposant de la fonction temporelle z (équation (7)) a été fixé à 0.5 ce qui est une valeur couramment utilisée dans la littérature [5]. Cependant, pour le modèle en Q_a (équation (8)), la valeur qui semble mieux fonctionner est 1 [6].

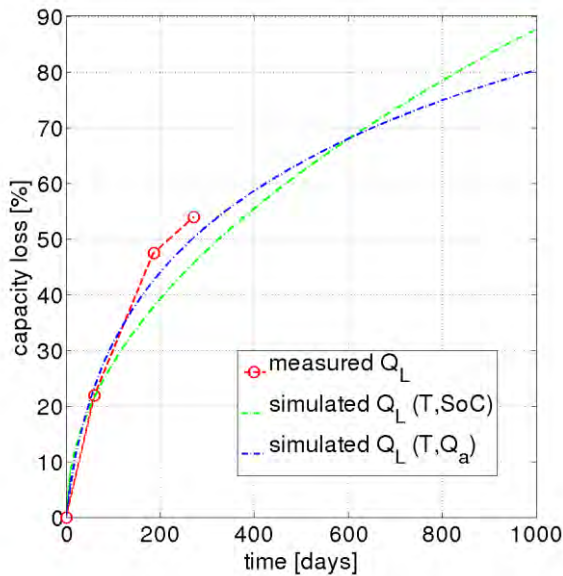


Fig. 4. Perte de capacité de la cellule T60 SoC65. En rouge, les données issues des expérimentations ; en vert, le résultat de la simulation du modèle (7) et en bleu, la simulation avec le modèle (8).

Le modèle (8) présente des meilleurs résultats que le modèle (7), notamment à des niveaux de SoC élevés [6]. Ce modèle doit être pourtant amélioré parce que les résultats ne sont pas encore entièrement satisfaisants. Nous allons envisager les pistes d'amélioration suivantes :

- i. L'introduction d'un troisième facteur : la tension de la cellule U .
- ii. La prise en compte de l'autodécharge Q_{sd} .

III. VIEILLISSEMENT COMBINÉ

A. Introduction

Pendant cette deuxième année de thèse, nous nous sommes aussi intéressés à l'étude de la superposition des différents modes de vieillissement. Les travaux de S. Grolleau [7] ont servi d'inspiration pour l'étude que nous menons actuellement. En effet, les tests de validation du modèle calendaire de [7] ont mis en évidence la difficulté à superposer les différents modes de vieillissement. Ces tests de vieillissement, ont montré que la superposition du vieillissement calendaire avec un vieillissement en cyclage, même faible, ne s'additionne pas d'une manière arithmétique (somme des deux).

B. Influence des changements de SOC

1) Hypothèses

La campagne de tests qui se déroule actuellement au Laboratoire Ampère a pour objectif d'étudier le vieillissement des cellules lorsque leur état de charge n'est pas maintenu constant.

L'étude bibliographique faite en première année nous a amené à établir les hypothèses suivantes dans le cas d'une utilisation de type Véhicule Electrique où le cyclage se fait avec une faible valeur de courant :

- i.
- ii.
- iii.

2) Vague 1

Une première campagne de tests a été réalisée à l'IFSTTAR entre août et octobre 2014 (2 mois). Pour cette campagne de vieillissement nous avons testé le vieillissement de 9 cellules LFP/C 2.3Ah à 60°C pendant 2 mois.

Trois cellules ont été mises en vieillissement calendaire (C1, C2 et C3), trois autres ont subi une alternance d'état de charge chaque jour (J1, J2 et J3) et enfin trois cellules ont subi une alternance hebdomadaire d'état de charge (H1, H2, H3).

Au bout de deux mois de vieillissement nous avons eu des résultats qui semblaient confirmer nos hypothèses de départ. Par contre, ces résultats peuvent ne pas être représentatifs parce que le nombre de cellules mises en place était faible (une par condition de vieillissement).

Nous avons aussi trouvé des résultats qui semblent aller à l'encontre des études menées précédemment, notamment [REDACTED]

3) Vague 2

Nous avons donc décidé d'arrêter la première campagne pour en commencer une autre qui, en conservant les hypothèses de départ, ajoute :

- a) Trois cellules par condition de vieillissement pour améliorer la représentativité des résultats.
- b) Des tests réalisés autour du niveau de SoC80 et des tests réalisés en dehors de cette zone.

IV. REFERENCES

- [1] A. Delaille, S. Grolleau, F. Duclaud, et al., Simcal project: Calendar aging results obtained on a panel of 6 commercial li-ion cells, in ECS Meeting Abstracts, vol. MA2013-02, (San Francisco), p. 1191, The Electrochemical Society, Oct. 2013.
- [2] PNGV, PNGV Battery Test Manual rev3, feb 2001.
- [3] P. Kreczanik. PhD thesis, Université Claude Bernard, LYON 1, 2011.
- [4] R. Corless, G. Gonnet, D. Hare, D. Jeffrey, and D. Knuth, On the Lambert W function, *Advances in Computational Mathematics*, vol. 5, no. 1, pp. 329–359, 1996.
- [5] I. Bloom, B. Cole, J. Sohn, et al., An accelerated calendar and cycle life study of li-ion cells, *Journal of Power Sources*, vol. 101, no. 2, pp. 238 – 247, 2001.
- [6] Redondo-Iglesias, E.; Venet, P. & Pelissier, S. Influence of the non-conservation of SoC value during calendar ageing tests on modelling the capacity loss of batteries Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER), 2015 Tenth International Conference on, 2015.
- [7] S. Grolleau. PhD thesis. Université de Caen Basse - Normandie, 2013.



Pour cette campagne nous avons utilisé 30 cellules LFP/C 2.5Ah. Après un rodage initial des cellules, nous les avons caractérisées puis, nous en avons sélectionné 24 pour les tests de vieillissement. Parmi ces 24 cellules, 15 ont été placées en vieillissement calendaire « pur » (VCP). Les neuf autres cellules ont été vieilles avec des changements hebdomadaires de SoC, nous appellerons ce type de vieillissement calendaire « alterné », VCA.

Les tests VCP consistent à mettre les cellules à un niveau de SoC : 100, 90, 80, 70 et 50 %, avec trois cellules par niveau de SoC. Après leur mise à SoC elles sont déconnectées.

Le vieillissement « calendaire alterné » VCA consiste en trois essais différents (cf. Tableau 2).

TABLEAU 2. TESTS DE VIEILLISSEMENT CALENDRAIRE ALTERNE

N°	1	2	3
SoCmin [%]	70		50
SoCmax [%]	90		70
Courant [C]	1/2	1/5	
fréquence	Hebdomadaire		
Rapport cyclique	50% (3.5 jours / 3.5 jours)		

Pour la mise en place des tests VCA nous avons utilisé neuf voies du banc Arbin BT2000 (28 voies, 2A max par voie).

Les résultats des tests VCP montrent une plus grande perte de capacité (Q_L) lors que l'état de charge de cellules est plus important. Néanmoins, le test à SoC 100 ne semble pas suivre cette règle. Ce résultat, déjà vu dans la première vague de tests avec une cellule, semble maintenant être confirmé (3 cellules), et n'a jamais été rapporté dans la littérature. Les tests VCA sont actuellement en cours.

Contribution à la modélisation directe et inverse par approche multi-bond graph appliquée à la dynamique du véhicule pour le dimensionnement d'actuateur châssis

Julien Lagnier

Didier Rémond (LaMCoS), Wilfrid Marquis-Favre (Ampère), Damien Eberard (Ampère),
Michael Di Loreto (Ampère)

Date effective de début du travail : 06/01/2014

Financement du salaire du doctorant : aucun

Abstract— The present research activities are concerned with the structural analysis of linear DAE models. Based on the literature results mostly restricted to regular systems (ODE), we aim at developing similar concepts to be applied to singular systems (including e.g. *hybrid systems*). Our baseline follows the bond graph inverse approach combined with a characterization of the model infinite structure used for ODE. The methodology is expected to be efficiently implementable and a validation will be processed on an industrial vehicle case study.

In a first phase, we use the multi-bond graph formalism to develop some vehicle models, with several complexity layers. This approach provides clear and modular bond graph models for graphical analysis of power paths (flow / effort). This structure offers the possibility to isolate and analyze the inner fundamental energetic phenomena influencing the vehicle dynamics: quasi-static effects (Brouhiet effects jacking effect, roll center), internal efforts of axle system mechanism (Lagrange multipliers) and dynamics effects (as generalized gyroscopic effects).

In a second phase, the spectrum is expanded to structural model analysis of these DAE models declined on the inverse model approach, based on the bond graph. This approach needs an enhancement of the usual methodologies for implicit systems (including hybrid systems). The context of the study is the design of vehicle actuators (electric power steering motor for *Park Assist* and vertical suspension elements).

Résumé— Le cadre des présents travaux de recherche est l'analyse structurelle de modèles implicites linéaires à

temps invariant sur la base du bond graph. Dans la perspective du dimensionnement par modèle inverse appliqué à la conception châssis et à la dynamique du véhicule, nous sommes amenés à faire évoluer les méthodologies existantes d'inversion pour prendre en considération la classe des modèles implicites (incluant les *modèles hybrides*). Cette classe de modèle est ici principalement issue des modèles mécaniques avec contraintes cinématique de liaison et commutations potentielles (butées mécaniques, frottements secs).

Dans une première phase, l'étude a pour but d'utiliser le formalisme bond graph pour proposer différents niveaux de modélisation d'un véhicule. Cette approche permet une structure de modèle claire, concise et modulaire pour l'analyse graphique des chemins de puissance (flux/efforts). La structure établie permet de découpler les différents phénomènes énergétiques fondamentaux : effets quasi-statiques (effets Brouhiet, jacking effect, centre de roulis), efforts internes de liaison (multiplicateurs de Lagrange) et effets dynamiques (effets gyroscopiques généralisés).

Dans une deuxième phase, le spectre d'étude est élargi à l'analyse structurelle de modèle déclinée à l'approche par modèle inverse – basée sur le bond graph – sur la base des modèles validés de la phase précédente. Cette approche nécessite de faire évoluer les méthodologies actuelles pour les généraliser aux systèmes implicites et aux systèmes hybrides. La finalité est le développement de modèles inverses pour le dimensionnement de différents actionneurs du véhicule (moteur électrique de direction assisté et *Park Assist*, organes de suspension verticale).

I. INTRODUCTION

A. Contexte

Les travaux présentés dans ce papier s'inscrivent dans le contexte de modélisation et d'analyse structurelle de modèles multicorps de véhicules et sous-systèmes châssis, pour des applications industrielles et pérennes de dynamiques véhicules avancées. Dans le cycle de conception en V relatif au châssis et aux organes de liaison au sol (niveau constructeur automobile), les modèles proposés dans ce mémoire se placent au niveau de la conception fonctionnelle (spécification fonctionnelle) et du design fonctionnel (spécification système) i.e. partie descendante du cycle ainsi qu'au niveau synthèse fonctionnelle dynamique route (validation système) et mise au point (validation fonctionnelle) i.e. partie ascendante du cycle en V de conception.

B. Choix du formalisme de modélisation

Différents aspects fondamentaux de modélisation tels que la description articulaire structurée et conservative de puissance des mécanismes multicorps nous ont conduits à choisir le formalisme bond graph comme base de développement [6]. Il permettra de représenter et analyser graphiquement les systèmes dits « singuliers », avec contraintes algébriques, et de définir et développer une nouvelle liaison cinématique spécifique aux épures de suspension, base de l'approche fonctionnelle. L'aspect multidisciplinaire du système châssis par le biais de couplages énergétiques avec ses sous-systèmes (direction, suspension, freinage, transmission, faisant intervenir des domaines physiques comme l'hydraulique et l'électrique en plus de la mécanique) est également un point fondamental dans le choix de l'outil bond graph. La causalité nous permettra la détermination du système d'équation du modèle direct. L'utilisation du concept de bicausalité [17] nous permettra d'étendre les possibilités calculatoires des modèles multicorps proposés pour mettre en place un certain nombre de modèles inverses, issus de l'analyse structurelle préalable des modèles permise par le bond graph. L'aspect descriptif et structuré du formalisme permettra également de répondre aux contraintes d'implémentations logicielles industrielles, telles que la réduction de modèle, la modularité, l'évolutivité, une structuration de code pérenne compatible avec des outils de simulation multi-physique, l'optimisation de code, la maintenance et l'autonomie vis-à-vis de code multi-corps.

C. Contributions visées

Les travaux réalisés visent une contribution au développement de modèles et d'outils d'analyse structurelle de modèles implicites pour la conception, appliqués à la dynamique du véhicule et la liaison au

sol. Dans un premier temps, nous visons la mise en place d'un certain nombre de modèles véhicules de complexité croissante, dont le but est d'atteindre (et dépasser) le niveau d'exigence industriel actuel de modélisation (implémentation interne des constructeurs mais également des outils commerciaux existants) [12]. Cette mise en place se fera en rapprochant la modélisation bond graph à l'approche multicorps usuelle en dynamique véhicule, intégrant les contraintes métiers. Dans un second temps, ce référentiel de modèle véhicule servira de base pour le développement d'outils d'analyse structurelle des systèmes singuliers, appliqués à la conception par modèles inverses. Pour cela, la méthodologie d'inversion existante développée par le laboratoire AMPERE [16], [18], [14], basée sur les approches énergétiques du bond graph, doit être généralisée à la classe de modèle visée : modèle implicite multi-corps, pouvant contenir des éléments internes commutants (modèles hybrides) pouvant contenir des phénomènes impulsionsnels (dynamique infinie).

II. DEVELOPPEMENT D'UN REFERENTIEL DE MODELE VEHICULE

A. Etat de l'art, approche de modélisation multicorps usuelle des logiciels de simulation

L'analyse des spécifications des outils de simulation est fondamentale dans notre cas d'étude. Elle est proposée ici de manière très succincte, en prenant support sur l'implémentation faite dans le logiciel multi-corps JAMES [13], [4]. La formulation dynamique du mécanisme est établie sous la forme générale suivante :

$$M\ddot{q} = F(q, \dot{q}, t) \quad \text{II-1}$$

où M représente la matrice de masse généralisée du système, q représente ses coordonnées généralisées et le membre de droite regroupe les efforts et effets gyroscopiques généralisés. Les coordonnées sont articulaires. Toutes les liaisons cinématiques sont standards, à l'exception de la liaison porte fusée caisse. Cette liaison spécifique, appelée « glissière généralisée » permet un mouvement relatif et décrite comme une fonction mathématique dépendant d'un certain nombre de degré de liberté du système : le centre roue est corrigé cinématiquement en translation selon (i_1, j_1) , et en rotation des angles β, γ, η comme défini sur la *Figure II-1* :

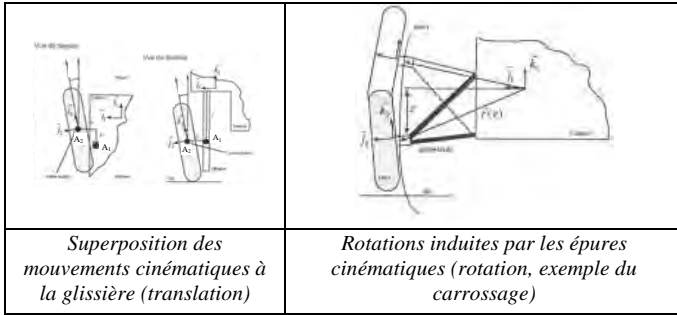


Figure II-1 : Corrections cinématiques : superposition des mouvements [13]

Nous présentons à présent une mise en équation simplifiée du mécanisme, utilisant les corrections cinématiques vues précédemment dans le cas où seule la dépendance en débattement (degré de liberté z) et où seules les translations seraient considérées. Pour être compatible avec le formalisme usuellement utilisé par les logiciels de simulation multicorps, nous utilisons le principe des travaux virtuels. Considérant ainsi le mouvement complexe du porte fusée par rapport à la caisse, l'expression du déplacement, du déplacement virtuel, de la vitesse et de l'accélération relatifs en fonction de z , de ses dérivées en temps et de δz peuvent s'écrire :

$$\bar{\rho} = A_1 A_2 = \bar{r}(z) = \begin{bmatrix} x(z) \\ y(z) \\ z \end{bmatrix}, \quad \begin{aligned} \delta \bar{\rho} &= \frac{\partial \bar{r}}{\partial z} \delta z \\ \bar{v} &= \frac{d\bar{\rho}}{dt} = \frac{\partial \bar{r}}{\partial z} \dot{z} \\ \bar{a} &= \frac{d\bar{v}}{dt} = \frac{\partial \bar{r}}{\partial z} \ddot{z} + \frac{\partial^2 \bar{r}}{\partial z^2} \dot{z}^2 \end{aligned} \quad \text{II-2}$$

La mise en équation par la méthode des travaux virtuels appliquée au porte-fusée revient à écrire :

$$(m\bar{\gamma} - \Sigma \bar{F}^{ext}) \cdot \delta \bar{\rho} = 0 \quad \text{II-3}$$

Où m représente la matrice de masse de l'ensemble des éléments portés par le porte-fusée. L'équation dynamique précédente s'écrit alors :

$$m \left[1 + \left(\frac{\partial x}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial z} \right)^2 \right] \ddot{z} = \frac{\partial x}{\partial z} F_x^{ext} + \frac{\partial y}{\partial z} F_y^{ext} + F_z^{ext} - m \left[\frac{\delta^2 x}{\partial z^2} \times \frac{\partial x}{\partial z} + \frac{\delta^2 y}{\partial z^2} \times \frac{\partial y}{\partial z} \right] \dot{z}^2 \quad \text{II-4}$$

Cette équation exhibe les éléments fondamentaux suivants : la *masse condensée*, les *efforts inertiels* (gyroscopiques généralisés) et la contribution des *efforts extérieurs* (sur le degré de liberté). Le calcul de la masse condensée est équivalent à un transport de Huygens. Nous noterons que cette formule peut se mettre sous la forme originellement introduite (II-1). La mise en équation du système dynamique ainsi représenté est valide si à chaque torseur d'efforts appliqué au point A_2 (centre de masse corrigé du porte-fusée) est associé un effort interne à la liaison cinématique. Ce dernier est appelé *effet Brouhiet* [9] et résulte de la contribution, dans la projection sur le

mouvement tangentiel réel du porte-fusée, des composantes normales à la glissière des efforts et des moments du torseur appliqué. L'effet Brouhiet vu en effort est la contribution des efforts orthogonaux (au sens large puisque les rotations interviennent) à la direction verticale de la liaison cinématique.

B. Approche bond graph pour la modélisation dynamique véhicule fonctionnelle

Le formalisme des travaux virtuels permet une réduction du système d'équation au nombre minimal d'état, passant d'un système algèbro-différentiel (DAE) à un système ODE en intégrant les contraintes cinématiques au système explicite. Ce principe est la base des manipulations symboliques opérées par les logiciels multi-corps. Ce principe s'approche également avec le formalisme bond graph [19]. Nous avons présenté précédemment une transformation de Huygens généralisée à travers le principe des travaux virtuels. Ce transport peut être vu sous un autre angle : il existe une relation entre les vitesses longitudinale, transversale et verticale :

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial z} \\ \frac{\partial y}{\partial z} \\ 1 \end{bmatrix} \dot{z} \quad \text{II-5}$$

Cette relation est un transformateur au sens des bonds graphs. Etant basé sur la conservation de puissance, la relation entre les vitesses est associée à une relation duale en effort (ce concept en mécanique des corps solides n'est autre que la relation de transport des vitesses et transport des moments). La relation duale en effort implique ainsi la transposée de la matrice de transformation soit :

$$F_z = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial z} \\ \frac{\partial y}{\partial z} \\ 1 \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial z} & \frac{\partial y}{\partial z} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} \quad \text{II-6}$$

Nous retrouvons, pour les translations uniquement ici, l'effet Brouhiet introduit précédemment. Il correspond par exemple à un effet anti-plongée au freinage compte tenu de l'effort longitudinal et de l'épure de suspension. D'un point de vue du bond graph, la précédente transformation peut se mettre sous la forme suivante :

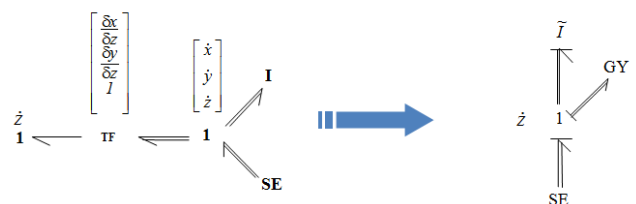


Figure II-2 : Effets Brouhiet, Matrice de masse généralisée et effet gyroscopique généralisé

Le bond graph permet de projeter tous les effets (massiques et d'efforts) sur le seul degré de liberté en z. L'inertie associée au degré de liberté z devient une inertie généralisée fonction des inerties (et masses) associés aux degrés contraints et de la position du degré de liberté z. Le terme résiduel apparaissant correspond aux effets inertiels de type gyroscopique. Le bond graph permet une vision synthétique de la mise en équation, équivalente à celle effectuée à partir des travaux virtuels.

C. Modèle véhicule avancée

Par souci de compréhension, un modèle multicorps simplifié à 8 degrés de liberté est proposé (Figure II-3). Ce modèle représente un quart de véhicule avec masses suspendue et non suspendue, en translation x, y, z dans le référentiel galiléen (pas de rotations). A travers ce multi-bond bond graph sont introduits plusieurs éléments de modélisation prédominants, comme les contraintes mécaniques (élément I en causalité dérivée, conduisant à des boucles causales d'ordre zéro de classe 1 dans ce cas [26]), les degrés articulaires (débattement de suspension z_{rel}), les cinématiques des trains (le MTF non carré en effort étant donc l'effet Brouhiet introduit précédemment), le rappel gravitaire de direction (à travers une boucle de causalité dont la résolubilité ne pose pas de problèmes ici) et un certain nombre de stockages en causalité intégrale (les ddl du système). Le modèle est implémenté dans un logiciel de simulation puis validé analytiquement à travers un certain nombre d'étapes (analyse temporelle, fréquentiel (Figure II-4), application des règles de Mason, conservation de l'énergie cinétique,...).

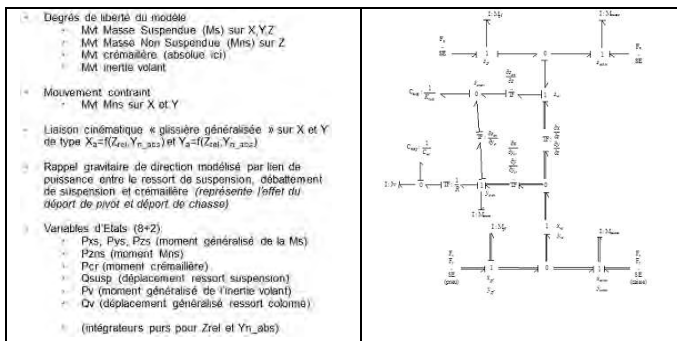


Figure II-3 : Modèle direct simplifié « quart de véhicule » avec cinématique des trains et rappel gravitaire de direction

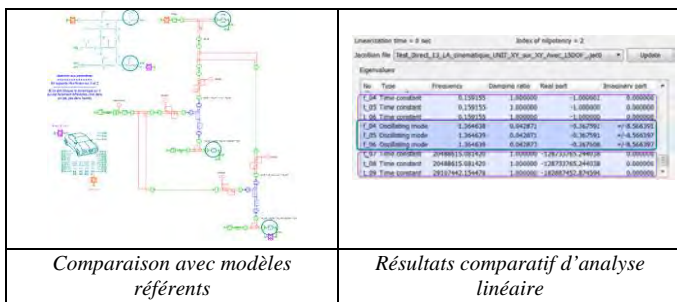


Figure II-4 : Exemple de validation unitaire par analyse linéaire

III. ELEMENTS D'ANALYSE STRUCTURELLE DES SYSTEMES IMPLICITES

A. Introduction

Un certain nombre d'outil d'analyse structurelle est à mettre en place sur le bond graph pour approcher la modélisation inverse par le bond graph. Ils sont majoritairement issus de l'approche de référence que constitue le modèle d'état généralisé et les concepts associés tels la régularité, la structure à l'infini, le degré relatif, l'ordre essentiel [10], la propreté [20], l'inversibilité. L'exemple introductif du modèle inverse suivant introduit certain de ces concepts, en faisant l'hypothèse à ce stade qu'ils sont généralisables aux systèmes singuliers. Ces concepts seront définis par la suite.

B. Exemple introductif: modèle inverse d'un multicorps « quart de véhicule »

Un modèle inverse SISO de châssis est proposé en Figure II-3. Sa topologie est choisie pour le niveau de complexité nécessaire qu'il représente mais également parce qu'il inclue un certain nombre d'élément de modélisation auquel une certaine attention doit être portée (boucle d'ordre zéro, exclue de l'étude originelle de FOTSU [16], tables de cinématique des trains, exclues de l'étude de MECHIN [22]). Notons qu'il n'y a cependant pas de champ I ou C dans ce cas.

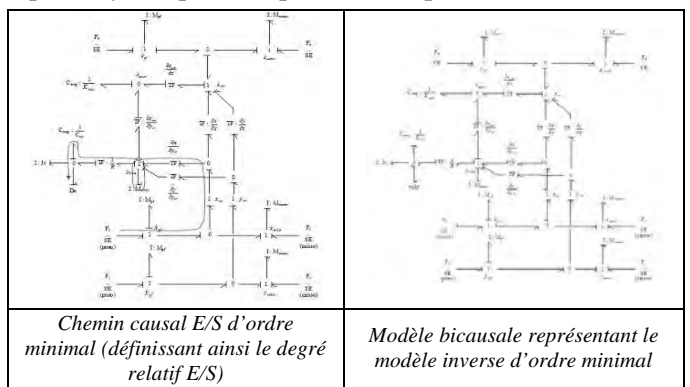


Figure III-1 : Modèle inverse d'ordre minimal

Le chemin E/S sortie passe explicitement par les liaisons cinématiques des trains (en l'occurrence, l'entrée est la force pneu sur F_x , la sortie le couple volant sur l'élément C de colonne). Le chemin causal E/S d'ordre minimal est de 2 (i.e. deux stockages en causalité intégrale), ce qui conduit à un degré relatif de 2 et un modèle d'état inverse d'ordre 6 (=8-2) [18], [14]. Une implémentation sur un logiciel de simulation est réalisée ainsi qu'une validation analytique. Nous présentons ici deux étapes de validation par la règle de Mason (Figure III-2) et par une approche de type commande en boucle ouverte du modèle direct (Figure III-3). Pour le premier cas, notons qu'une nouvelle boucle causale empruntant le chemin bicausal apparaît.

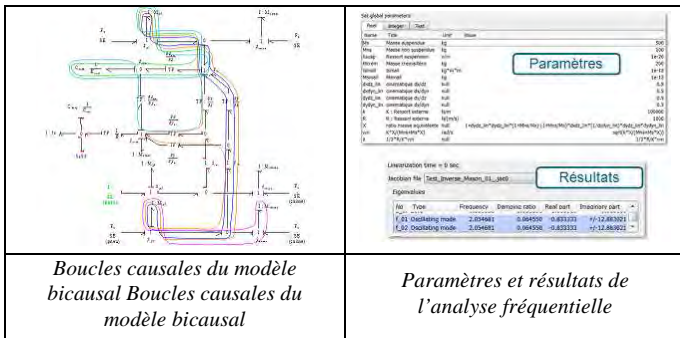


Figure III-2 : Validation unitaire du modèle inverse par application de la règle de Mason

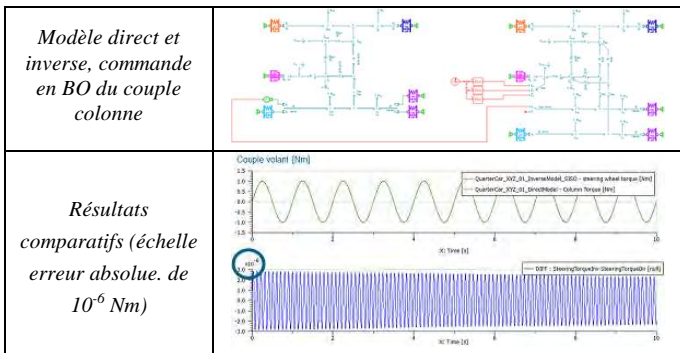


Figure III-3 : Validation du modèle inverse par commande en boucle ouverte

C. Approche de référence : Modèle d'état singulier appliqué aux systèmes linéaires

1) Introduction

L'approche de référence permet de définir différents concepts et propriétés des systèmes singuliers, notamment la structure à l'infini du système. Les définitions exposées ci-après sont choisies en fonction de leur potentialité de transcription en bond graph.

2) Propriétés du modèle d'état singulier

La classe de modèle précédents fait intervenir des relations dynamiques et statiques entre les variables d'état, aboutissant à des systèmes d'équation algébro-différentiel (DAE). Dans le cas linéaire et à temps invariant, la représentation d'état associée d'un tel système est la suivante [11] :

$$\Sigma_d : \begin{cases} E\dot{x}(t) = Ax(t) + Bu(t) \\ y(t) = Cx(t) + Du(t) \end{cases} \quad \text{III-1}$$

où $x(t) \in \mathbb{R}^n$ est le vecteur d'état descripteur, $u(t) \in \mathbb{R}^m$ est le vecteur d'entrée et $y(t) \in \mathbb{R}^m$ est le vecteur de sortie. Dans le cas général, la matrice E n'est pas inversible ($\text{rang } E < n$) et le système d'état est dit singulier, traduisant ainsi le fait que la matrice E soit singulière ($\text{rang } E = q < n$). La plupart des théories établies sur les systèmes singuliers font l'hypothèse de régularité, i.e. le faisceau de matrice associé ($sE-A$) doit être régulier, i.e. $\det(sE - A) \neq 0$. Dans ce cadre, les différents modes propres du système (exponentiels, impulsionnels et non-dynamique) peuvent être caractérisés de la manière suivante :

- n = dimension du système, égale à la dimension du vecteur d'état $x(t)$ du système (= $\dim(E)$)
- q = ordre généralisé du système, nombre de degré de liberté du système, avec $q = \text{rang}(E)$.
- d = nombre de degrés de liberté dynamiques du système, i.e. le nombre de variables d'états indépendantes du système, avec $d = \text{deg}(\det(sE - A))$. On parle également de degré dynamique du système.

Le système singulier possède ainsi :

- d modes exponentiels (i.e. nombre d'états dynamiques finis, ou pôles).
- $(q - d)$ modes impulsionnels i.e. ($\text{rang } E - \text{deg } \det(sE - A)$), nombre d'états dynamiques infinis.
- $(n - q)$ modes infinis non dynamiques, issus de certaines relations algébriques (Entrées/Sorties du type $Y(s) = D U(s)$ ou des relations algébriques entre états de type $Z(s) = A X(s) + B U(s)$, dans le cas où le sous-vecteur d'état $Z(s)$ n'intervient pas dans la dynamique du système).

3) Discussion sur la propreté

L'étude de la propreté des systèmes singuliers a notamment été proposée par KUCERA [20] et permet d'identifier la présence d'impulsions dans le système. Elle repose sur l'hypothèse préalable de régularité, garantissant ainsi l'unicité des solutions pour q conditions initiales arbitraires $Ex(0^-)$ et pour l'entrée de commande $u(t)$. Dans le cas des systèmes singuliers, deux notions de propreté différentes sont employées, i.e. propreté interne et externe, respectivement associées au faisceau ($sE - A$) d'une part et à la matrice de transfert $T(s)$ d'autre part [20]. La propreté interne traduit les propriétés intrinsèques du système alors que la propreté externe reflète les propriétés du point de vue Entrée/Sortie.

Définition : Propreté interne d'un système singulier [20] : *Le système singulier est propre du point de vue interne si le faisceau de matrice ($sE - A$) n'a pas de zéros à l'infini, i.e. si $(sE - A)^{-1}$ est propre.* La propreté interne implique que l'ensemble des q modes dynamiques du système, pour $t \geq 0$, ne comprennent pas de modes impulsionnels à $t = 0$ pour l'ensemble des conditions initiales arbitraires $Ex(0^-)$. *En d'autres termes, Le système singulier ne comprend aucun termes impulsionnels si et seulement si le système n'a pas de pôles à l'infini.*

4) Structure à l'infini

La structure à l'infini est une notion associée aux entrées/sortie du système et déterminée à partir de sa matrice de transfert $T(s)$. La structure à l'infini se définit comme le *nombre* et l'*ordre* des zéros/pôles à l'infini (resp. des zéros à l'infini) dans le cas général des systèmes non propres (resp. dans le cas des systèmes propres). Dans le cas des systèmes singuliers (i.e. non forcément propres), la notion de structure à l'infini repose sur l'hypothèse que le faisceau de matrice $(sE - A)$ est non singulier, garantissant en premiers lieux l'existence de la matrice de transfert. Nous rappelons au préalable les éléments suivants pour les systèmes singuliers :

- Le nombre de zéros et pôles à l'infini d'une matrice $T(s)$ rationnelle non propre est égale r , où $r = \text{rang } T(s)$.
- Issus de la forme de Smith-MacMillan à l'infini, les ordres des r zéros et pôles à l'infini sont des entiers relatifs ordonnés selon $t_1 \leq t_2 \leq \dots \leq t_r$, avec $\Delta_\infty = \text{diag}(s^{-t_1}, s^{-t_2}, \dots, s^{-t_r})$.

Théorème : Structure à l'infini d'un système singulier [21] : Soit $T(s)$ une matrice de transfert rationnelle non propre de rang r . Le système correspondant admet r zéros/pôles globaux à l'infini dont les ordres $t_1; t_2; \dots; t_r$ peuvent être calculés de la manière suivante, pour $1 < i < r$:

$$\sum_{j=1}^i t_j = -\delta_{Di} \quad \text{III-2}$$

Où δ_{Di} est le plus haut degré des mineurs d'ordre i de $T(s)$. De manière analogue à l'approche algébrique sur les systèmes réguliers et les systèmes généralisés (incluant les systèmes inverses), il existe une relation entre les degrés des mineurs de la matrice de transfert $T(s)$ et les degrés des mineurs de la matrice système $P(s)$ associée au modèle :

Théorème [21] : En notant $(\text{ord}_i T(s) = t_i)$ l'ordre du i ème zéro/pôle à l'infini de la matrice de transfert rationnelle non propre $T(s)$, la somme des ordres des zéros/pôles à l'infini du système singulier peut s'exprimer de la manière suivante :

$$\begin{aligned} \sum_{j=1}^i t_j &\equiv \sum_{j=1}^i \text{ord}_i(C(sE - A)^{-1}B + D) = -\delta_{Di} \\ &= -\delta_{D_{n+i}} \left(\left(\begin{array}{cc} A - sE & B \\ C & D \end{array} \right); I_0; J_0 \right) + \delta_D(A - sE) \end{aligned} \quad \text{III-3}$$

On remarquera que :

- La composante $\delta_D(A - sE)$ est égale à la dimension de la partie dynamique finie du

système d'état, i.e.
 $\delta_D(A - sE) = d = \text{deg det}(sE - A)$

- La composante $\delta_{D_{n+i}} \left(\left(\begin{array}{cc} A - sE & B \\ C & D \end{array} \right); I_0; J_0 \right)$ équivaut au plus haut degré du mineur d'ordre $(n + i)$ de la matrice système $P(s)$.

Il est intéressant de noter que la définition de la structure à l'infini des systèmes singuliers est une généralisation qui comprend les définitions et théorèmes établis pour les systèmes réguliers, base de l'analyse structurelle des modèles directs [18], mais également le cas particulier des systèmes généralisés issus des modèles inverses, base de l'analyse structurelle des modèles inverses [14]. Nous rappelons que les modèles inverses traités dans [14] peuvent se mettre sous la forme généralisée, où le système d'ordre minimal est un cas particulier de systèmes singuliers ne possédant que des pôles à l'infini [10], [14].

IV. PERSPECTIVES

A. Définition de l'ordre d'essentialité d'un système singulier

A notre connaissance, la notion d'ordre d'essentialité n'a pas encore été définie de manière algébrique pour les systèmes singuliers. Elle devrait être issue de différence entre structure à l'infini de systèmes. Ceci reste à démontrer.

B. Transposition des éléments d'analyse structurel sur le bond graph

La transcription bond graph des différents éléments structurels précédents restent à faire. Elle devrait constituer une contribution originale dans la forme visée (notamment la détermination de la structure à l'infini d'un système singulier à partir des mineurs de la matrice système).

C. Application à la modélisation inverse approchée par le bond graph.

La détermination des ordres essentiels nous permettra d'établir les ordres de dérivation/intégration apparaissant dans les modèles inverses. Cela constitue un élément essentiel du cahier des charges lors de la conception fonctionnelle par modèle inverse. Les applications industrielles visées sont en premiers lieux le dimensionnement d'actuateur de direction assistée, en reprenant l'approche de MECHIN [22] et en généralisant au *Park Assist*. Nous visons également des modèles de prédicteur pour l'immersion du conducteur dans un simulateur de conduite (concernant également le sous-système de direction).

REFERENCES

- 1 – Allen, R.R. Multiport representation of inertia properties of kinematic mechanisms. *Journal of the Franklin Institute*, vol 308, n°3, Année 1979, pp 235-253.
- 2 – Alirand, M. Prototypage d'un protocole de tests et élaboration d'un programme de véhicule complet. Rapport d'étude Imagine S.A. pour le GIE SARA, 1993, 52 p.
- 3 – Alirand, M. Analyse du rôle de l'outil multicorps dans le développement de modèles de véhicules. Rapport d'étude Imagine S.A. pour PSA, Année 1995, 23 p.
- 4 – Alirand, M. Evaluation des logiciels multicorps symboliques MESA VERDE et JAMES. Rapport d'études Imagine S.A. pour PSA, Année 1997, 139 p.
- 5 – Bidard, C. Graphes de liaison torsoriel pour la modélisation et l'analyse ciné-statique des mécanismes. Thèse Université Claude Bernard Lyon I, Année 1994, 229 p.
- 6 – Bos, A. M. Modelling Multibody Systems in terms of multibond graphs. Année 1986, 225 p.
- 7 – Brossard, J.P. Dynamique du véhicule, Modélisation des systèmes complexes. PPUR, Année 2006, 714 p.
- 8 – Brossard, J.P. Dynamique du freinage. PPUR, Année 2009, 269 p.
- 9 – Broulhiet, G. La suspension de la voiture automobile, SHIMMY et Dandinement. Société des Ingénieurs Civils de France, Bulletin 78, Année 1925.
- 10 - Commault, C, Descusse, J , J. M. Dion, J. F. Lafay, and M. Malabre. New decoupling invariants : the essential orders. *International Journal of Control*, 44(3) :689–700, 1986.
- 11 – Dai, L. Singular Control Systems. Springer-Verlag New York, Inc., Secaucus, NJ, USA, 1989. 301 pages.
- 12 – Parmentier, B. Principales influences en dynamique route. Note interne PSA pour Imagine. Année 2007.
- 13 – GIE SARA, ARHMM Project. ARHMM range, Module Specification Dossier : Physical and Numerical Specification of [Chassis + axles] for ARHMM_V1, EM/9714/MD-SP V1.0, Année 1997, 70 p.
- 14 – El Feki, M. *Analyse et synthèse de tolérance pour la conception et le dimensionnement des systèmes mécatroniques*. Thèse INSA Lyon, Année 2011, 299 p.
- 15 – Favre, W. *Contribution à la représentation Bond Graph des systèmes mécaniques multicorps*. Thèse, INSA Lyon, Année 1997, 352 p.
- 16 – Fotsu Ngwompo, R. Contribution au dimensionnement des systèmes sur des critères dynamiques et énergétiques. Approche par Bond Graph. Thèse INSA Lyon, Année 1997, 183 p.
- 17 – Gawthrop, P. Smith, L. *Metamodelling : Bond Graphs and dynamic systems*. Prentice Hamm Edition. Année 1995, 317 p.
- 18 – Jardin, A. *Contribution à une méthodologie de dimensionnement des systèmes mécatroniques : Analyse Structurelle et couplage à l'optimisation dynamique*. Thèse INSA Lyon, Année 2010, 391 p.
- 19 – Karnopp, D. Bond Graphs For Vehicle Dynamics. *Vehicle System Dynamics* 5, Année 1976, pp 171-184.
- 20 – Vladimir Kucera. Internal properness and stability in linear systems. *Kybernetika*, 22 :1–18, 1986.
- 21 – Murota, K and van der Woude, J.W. Structure at infinity of structured descriptor systems and its applications. *SIAM Journal on Control and Optimization*, 29(4) :878–894, 1991.
- 22 – Mechin, O. *Conception des systèmes de la liaison au sol : Contribution à la définition du cahier des charges*. Thèse INSA Lyon, Année 2003, 174 p.
- 23 – Mouhri, A. Etude structurelle des systèmes généralisés par l'approche bond graph. Thèse, Lille 1, Grenoble, 2000. Th. : productive.
- 24 – Rahmani, A. Etude structurelle des systèmes linéaires par l'approche bond graph. Thèse de doctorat en science. Université des Sciences et Technologies de Lille, Année 1993, 256 p.
- 25 – Silverman, L. M. Inversion of multivariable linear systems. *IEEE Transactions on Automatic control*, June 1969, Vol. AC-14, N°3, pp 270-276.
- 26 – Van Dijk, J. On the role of Bond Graph causality in modelling mechatronic systems. PhD Thesis, Univeristy of Twente Enschede, Netherlands, Année 1994.
- 27 – Verghese, G Levy, B, and Kailath, T. A generalized state-space for singular systems. *Automatic Control, IEEE Transactions on*, 26(4) :811–831, Aug 1981.
- 28 – Yip, E. and Sincovec, R. Solvability, controllability, and observability of continuous descriptor systems. *Automatic Control, IEEE Transactions on*, 26(3) :702–707, Jun 1981.