

Chapitre 5

Contrôle semi-actif

5.1 Introduction

L'idée principale du contrôle semi-actif est très simple : elle consiste à changer, en temps réel, les caractéristiques des dispositifs passifs de dissipation d'énergie. Ce changement ne nécessite qu'une source minimale d'énergie.

D'une manière générale, il existe deux types de contrôle semi-actif : le premier est un contrôle dit continu, il nécessite un dispositif de commande permettant d'ajuster (en continu) la force de contrôle, et le second est un amortisseur à deux états (amortissement fort/faible), plus facile à mettre en oeuvre. Le concept de contrôle semi-actif a été introduit pour la première fois par [52] où les premiers dispositifs ont été introduits dans le domaine de suspension des véhicules. Très récemment, ce type de dispositifs a été introduit dans le domaine du génie civil [81]. Aujourd'hui il existe différents types d'appareils semi-actifs proposés pour contrôler les structures en génie civil. Dans la suite, on présente quelques exemples. Pour une étude plus détaillée, nous renvoyons les lecteurs aux [46, 47, 99].

- *Amortisseurs hydrauliques à orifice variable* : dans le domaine du génie civil, l'efficacité des amortisseurs à orifice variable pour réduire la réponse de bâtiments soumis aux charges sismiques a été démontrée, à partir des résultats numériques et expérimentaux sur des modèles réduits, par [57, 69, 82, 100]. En plus, des résultats expérimentaux sur des modèles réels ont été donnés, pour un bâtiment, par [26, 53] et, pour un pont, par [36].
- *Amortisseurs à friction variable* : l'idée d'introduire un amortisseur à friction variable est de contrôler la force du frottement entre deux objets glissants en variant

la pression à la surface du contact. Plusieurs variantes sur cette idée existaient dans la littérature. Ce dispositif à friction variable a été proposé par [1] dans lequel l'actionneur est relié rigidement à la structure. Une étude semblable a été menée par [30]. Il a été montré, analytiquement, que de tels appareils peuvent être employés pour réduire les déplacements relatifs des étages d'un bâtiment. Un autre type d'appareil à frottement variable, "a friction-controllable fluid bearing", a été étudié par [37].

- ***Amortisseurs à rigidité variable*** : l'idée d'utiliser un amortisseur à rigidité variable a été proposée pour la première fois par [53]. Ces amortisseurs ont été introduits dans de nombreux bâtiments pendant la dernière décennie [107] et plusieurs méthodes de contrôle ont été développées pour ces appareils [102]. La combinaison des amortisseurs à rigidité variable et du TMD a été introduite surtout par [73, 104, 72].
- ***Amortisseurs à fluide contrôlable*** : les amortisseurs à fluide contrôlable possèdent des fluides dont les propriétés peuvent être influencées par la présence d'un champ magnétique ou électrique. Dans ces deux cas, les amortisseurs sont appelés, respectivement, magnétorhéologique (MR) ou électrorhéologique (ER). Le fluide rhéologique a été découvert pendant les années quarante par [85]. Le fluide change de comportement lorsqu'il est exposé à un champ magnétique ou électrique : il aura alors un comportement visco-plastique. Donc, l'application d'un tel fluide dans un amortisseur permet de contrôler en temps réel la viscosité de l'amortisseur à travers un champ électrique ou magnétique. Ces amortisseurs ont montré une efficacité dans les applications en génie civil [32, 41]. Une récente recherche sur les amortisseurs à fluide MR a montré la capacité de ce type d'amortisseur à réduire la vibration de structures due à des excitations sismiques [106]. Ces amortisseurs sont très fiables parce qu'ils n'ont pas de valves mécaniques à manipuler et ils peuvent être propulsés par de simples piles. Les applications de ce type d'amortisseur dans le domaine de structure sont nombreuses et sont encore un sujet de recherche.
- ***Amortisseurs électromécaniques*** : l'énergie de vibration d'une structure peut être aussi dissipée au moyen d'un amortisseur électrique. Par exemple, dans le contrôle de structures flexibles avec des matériaux piézoélectriques, plusieurs études ont montré qu'une réduction considérable de vibration peut être accomplie lorsqu'un circuit électrique RL est branché aux bornes de l'élément piézoélectrique [11, 45]; l'élément piézoélectrique, par son effet direct, convertit l'énergie mécanique en énergie électrique qui sera dissipée dans le circuit extérieur RL. Mais l'application des

piézoélectriques dans le domaine de génie civil reste très limitée aux structures minces. Par contre, un générateur de courant électrique peut être utilisé dans différents champs d'application en génie civil [92]. Notre étude est basée sur le choix de cet amortisseur électromécanique. Le générateur de courant transforme l'énergie mécanique de vibration de la structure en énergie électrique qui sera dissipée dans un circuit électrique externe branché aux bornes de l'alternateur. Cette idée peut être étendue à un amortisseur électromécanique semi-actif, en faisant varier la résistance extérieure par application d'une loi de contrôle.

Ces dispositifs semi-actifs servent à modifier le comportement de l'actionneur : rigidité ou amortissement, en lui appliquant une loi de contrôle. Par conséquent, les systèmes de contrôle semi-actif incluent deux catégories, comme on a signalé dans le premier chapitre : la première est à rigidité variable et la deuxième est à amortissement variable. Dans les deux catégories, les forces de contrôle sont produites à partir d'une loi de contrôle pour sélectionner la rigidité ou le coefficient d'amortissement de l'appareil.

Les appareils d'amortissement de vibrations mécaniques les plus utilisés dans la pratique sont les amortisseurs à masse accordée (TMDs). La première version semi-active de cet appareil a été introduite par [48], dont des comparaisons entre TMD semi-actif et TMD purement passif et actif sont analysées en utilisant un actionneur hydraulique. Ces comparaisons ont pour but de montrer la performance du TMD semi-actif. Les résultats de la simulation numérique indiquent que l'utilisation du TMD semi-actif en contrôlant le valve de l'actionneur permet d'améliorer l'amortissement de la réponse en déplacement et en accélération par rapport au système du TMD passif et de le rapprocher de la performance du système TMD actif. Une utilisation plus récente du TMD semi-actif, pour contrôler les vibrations des planchers causées par l'activité humaine, est introduite par [95] en utilisant un algorithme de contrôle ground-hook. Cet algorithme permet de faire varier continuellement l'amortissement afin de réduire l'accélération du plancher. Une comparaison entre un tel système d'amortissement et un TMD passif équivalent a montré l'efficacité et la robustesse du TMD semi-actif.

Les amortisseurs à masse accordée représentent une technologie tout à fait mûre pour réduire la réponse des structures flexibles tels que la vibration des passerelles induite par les charges vivantes ou par le vent, mais leur efficacité est lié à la masse ajoutée. Dans le cas de passerelles où les charges des piétons peuvent être une partie considérable de la masse vibrante ou dans le cas de structures vraiment minces, il est difficile d'ajuster les paramètres (masse et raideur) de l'amortisseur à masse accordée selon le mode à contrôler. Il a été proposé en [75] d'utiliser des amortisseurs semi-actifs à masse accordée qui

sont capables d'ajuster leurs paramètres dynamiques, en temps réel en utilisant un algorithme de contrôle. Pour obtenir un tel système d'amortissement semi-actif, il est souvent utilisé un appareil électrorhéologique ou magnétorhéologique sur lequel sera appliqué la loi de contrôle. Plusieurs travaux ont utilisé un amortisseur magnétorhéologique (MR) semi-actif; ce type d'amortisseur a été utilisé par [75] pour réduire la vibration d'une passerelle soumise aux excitations des piétons. Sur cette même application, il a été montré que les amortisseurs semi-actifs MR TMD sont capables de s'adapter aux variations des propriétés mécaniques du système et offrent l'avantage de contrôler une large gamme des fréquences [93]. Ce type d'amortisseur a été testé expérimentalement par [87] pour contrôler un modèle d'un bâtiment à quatre étages en utilisant un algorithme semi-actif On-Off.

Dans ce chapitre on introduit une loi de contrôle semi-actif qui permet de faire varier l'amortissement et de compenser la rigidité du TMD pendulaire. Dans la première partie de ce chapitre, on a étudié l'influence de la partie inductive sur l'énergie totale du système. Dans la deuxième partie on a intéressé à l'amortissement semi-actif du mode de torsion de la maquette du pont en utilisant l'actionneur électromécanique. Cet actionneur est formé d'un TMD pendulaire couplé à un alternateur. Le concept moderne du TMD pour les applications structurelles a été étudié dans le domaine d'amortissement des vibrations dynamiques dès 1911 par [38]. L'efficacité de ce système compte fortement sur le réglage adéquat de ses paramètres en fonction du mode naturel de la structure à contrôler. Dans le cas d'une structure continue, cas des ponts, la fréquence de vibration du TMD est synchronisée à la fréquence propre du mode à amortir: dans le chapitre précédent il a été déterminé les paramètres optimaux de l'actionneur de référence pour amortir le mode de torsion de la maquette du pont. Mais lorsque la structure évolue en fonction des étapes de construction, sa fréquence diminue et les paramètres du TMD ne seront plus optimaux. Par ailleurs, sa performance diminue. Pour remédier à cet inconvénient, une loi de contrôle semi-actif est développée, pour faire varier la résistance en temps réel, afin d'avoir des paramètres optimaux: rigidité et amortissement, pour différentes étapes de construction.

De même, l'efficacité du TMD varie beaucoup selon le type d'excitation. Par ailleurs, dans la troisième partie, on a introduit la même loi de contrôle semi-actif pour adapter en temps réel les paramètres de l'actionneur selon les types des sollicitations.

Dans la quatrième partie on a aussi introduit la même loi de contrôle pour amortir plusieurs modes en agissant sur un mode particulier à chaque instant dans l'esprit de la méthode MIMSC.

5.2 Modèle mécanique de la maquette du pont et de l'actionneur électromécanique

L'action de contrôle, pour une approche de type semi-actif, se réalise à travers le réglage en temps réel des paramètres mécaniques de dissipation, et réagit passivement avec le reste de la structure. La modalité de réglage de ces paramètres est déterminée, sur la base d'un choix d'algorithme de contrôle, en fonction de la réponse de la structure ou de l'excitation ou bien en fonction des deux. Par conséquent, comme pour le contrôle actif, le système de contrôle semi-actif nécessite des capteurs, des processeurs et des actionneurs. L'énergie demandée de l'extérieur, par contre, est minimale par rapport à un système de contrôle actif. Elle sert seulement à modifier les caractéristiques mécaniques des dispositifs de contrôle. Les systèmes de contrôle semi-actif représentent donc une évolution des systèmes de contrôle passif, et par conséquent ils en conservent les caractéristiques fondamentales de fiabilité, de sécurité et de simplicité.

Après la détermination des paramètres optimaux de l'actionneur pour contrôler d'une manière passive le mode de torsion de la maquette du pont, on analyse dans ce chapitre la variation de l'amortissement que vise un contrôle semi-actif. La variation de l'amortissement est obtenue en faisant varier la résistance externe branchée aux bornes de l'alternateur par l'introduction d'une loi de contrôle semi-actif. L'amortissement équivalent de ce système, comme il est indiqué dans le deuxième chapitre, est une fonction décroissante de la résistance. On rappelle que lorsque la résistance est nulle, l'alternateur est en court circuit, l'amortissement équivalent est maximal et lorsqu'elle tend vers l'infini, l'alternateur est en circuit ouvert, l'amortissement est purement mécanique. Par ailleurs, ce coefficient d'amortissement, peut être ajusté entre deux valeurs limites suivant la valeur de la résistance. Sa valeur optimale, afin d'amortir le mode de torsion de la maquette du pont, est donnée dans le chapitre précédent en appliquant le critère de maximisation du taux de décroissance exponentiel.

L'efficacité de l'actionneur varie beaucoup, comme on l'a montré dans le chapitre précédent, lorsque ses paramètres ne sont pas pris d'une manière optimale ou également lorsque la structure évolue. Durant la construction d'un grand ouvrage, le pont passe par des phases intermédiaires dans lesquelles il est très flexible. Un vent courant suffit à créer des vibrations susceptibles d'interdire momentanément la poursuite des travaux. Les arrêts de chantier dus à un vent trop fort représentent un coût financier très important. La mise en place d'un système de contrôle de type TMD permet de diminuer l'amplitude des vibrations et d'augmenter ainsi le niveau de vent acceptable. Mais l'efficacité d'un tel

système de contrôle diminue de plus en plus en fonction de l'avancement des travaux. L'idée fondamentale développée dans ce chapitre est de maintenir l'actionneur électromécanique durant plusieurs étapes de construction d'un pont en adaptant ses paramètres en temps réel ; ceci au moyen d'une loi de contrôle semi-actif.

Pour étudier un tel problème, on considère le système mécanique formé par la maquette du pont et de l'actionneur électromécanique, système réel, et on cherche à amortir le mode de torsion de la maquette du pont durant différentes étapes de construction. Par ailleurs, le système se réduit à trois degrés de liberté : la deuxième contribution modale de la maquette du pont, l'angle de vibration du pendule et le courant électrique. Les équations discrètes qui décrivent ce modèle mécanique, en considérant que l'angle de vibration du pendule est faible, sont les suivantes :

$$\begin{cases} (m_2^* + M_{ap})\ddot{\alpha}_2(t) + m_2 l \ddot{\theta} + k_2 \alpha_2(t) = 0 \\ I_{ap} \ddot{\theta} + m_2 l \ddot{\alpha}_2(t) + C_{ap} \dot{\theta} + m_2 g l \theta = -K_c i(t) \sin(\beta \theta(t)) \\ L_e \frac{di}{dt} + (r + R(t))i(t) = K_e \beta \dot{\theta} \sin(\beta \theta(t)) \end{cases} \quad (5.1)$$

Les paramètres de ce système ont été définis dans les chapitres précédents et lorsque on utilise un actionneur de référence, ce système a été obtenu dans le chapitre 4 par le système (4.51).

Afin de déterminer l'amortissement total équivalent, on néglige la partie inductive de l'alternateur de la troisième équation du système (5.1), puis on remplace le courant électrique,

$$i(t) = \frac{\beta K_e}{r + R(t)} \dot{\theta} \sin(\beta \theta), \quad (5.2)$$

par son expression (5.2) dans la deuxième équation du système (5.1). Ce dernier sera défini comme suit :

$$\begin{cases} (m_2^* + M_{ap})\ddot{\alpha}_2(t) + m_2 l \ddot{\theta} + k_2 \alpha_2(t) = 0 \\ I_{ap} \ddot{\theta} + m_2 l \ddot{\alpha}_2(t) + \tilde{C}_{eq}(t) \dot{\theta} + m_2 g l \theta = 0 \end{cases} \quad (5.3)$$

$\tilde{C}_{eq}(t)$ est le coefficient d'amortissement équivalent défini par :

$$\tilde{C}_{eq}(t) = C_{ap} + \frac{\beta K_e K_c}{r + R(t)} \sin^2(\beta \theta). \quad (5.4)$$

Il est noté, que l'inductance n'a pas été négligée lors du calcul des coefficients de la f.e.m K_e et du couple électromagnétique K_c .

Pour confirmer l'hypothèse donnée ci-dessus sur l'inductance de l'alternateur, on représente les énergies totales du pont et du pendule calculées à partir du système (5.1) et du système (5.3).

5.3 Énergie totale de la maquette du pont et du pendule

On appelle énergie totale la somme de l'énergie cinétique T et de l'énergie potentielle U du mode de torsion de la maquette du pont et du pendule qui sont définies comme suit :

$$\begin{cases} T = \frac{1}{2}(m_2^* + M_{ap})\dot{\alpha}_2^2(t) + \frac{1}{2}I_{ap}\dot{\theta}^2 + m_2l\dot{\theta}\dot{\alpha}_2(t) \\ U = \frac{1}{2}k_2\alpha_2^2(t) + \frac{1}{2}m_2gl\theta^2 \end{cases} \quad (5.5)$$

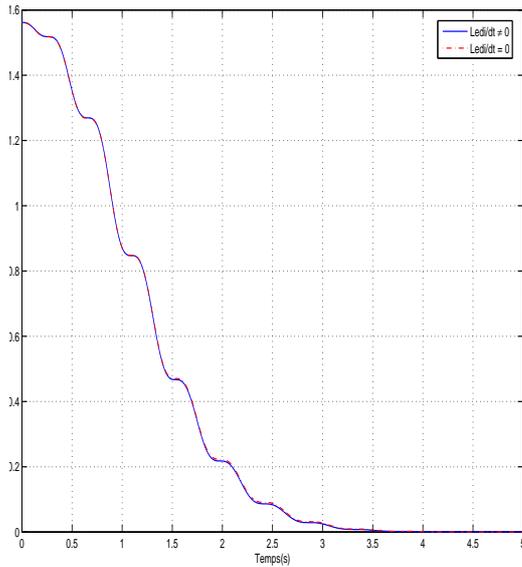


FIG. 5.1 – Evolution en fonction du temps de l'énergie totale avec et sans partie inductive.

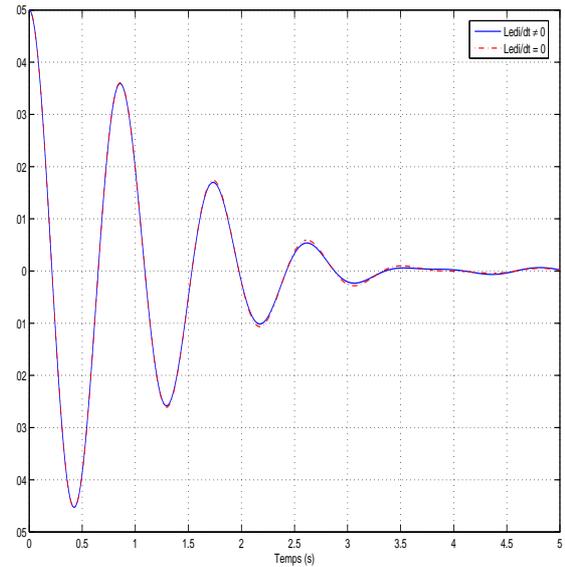


FIG. 5.2 – Oscillation libre de la contribution modale du mode de torsion avec et sans partie inductive.

Dans la figure (5.1) sont représentées, en fonction du temps et aux mêmes conditions initiales, en trait plein l'énergie totale calculée à partir du système (5.1) et en pointillé l'énergie totale calculée à partir du système (5.3). On constate une bonne superposition des deux courbes. Vu le rapport d'engrenage utilisé, l'alternateur produit du courant même

pour des petites oscillations du pendule, l'énergie électrique est donc presque complètement dissipée dans la résistance et l'énergie inductive est négligeable. De même, dans la figure (5.2) sont représentées en trait plein l'oscillation libre de la contribution modale du mode de torsion calculée à partir du système (5.1) et en pointillé la contribution du mode de torsion calculée à partir du système (5.3). On constate aussi une bonne superposition des deux courbes. On peut conclure que l'hypothèse simplificatrice, qui consiste à négliger la partie inductive, n'a pas changé le comportement du système et n'a pas influencé sur l'amortissement de la vibration de la contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont.

On remarque, aussi, d'après la figure (5.1) que l'énergie totale décroît périodiquement en fonction du temps. La période de cette décroissance est la demi-période du pendule. Dans le quatrième chapitre, on a montré que l'amortissement est maximal lorsque l'angle de vibration est en retard de phase par rapport au déplacement du pont de 90° et il est nul lorsqu'ils sont en phase. Par ailleurs, lorsque la contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont et l'angle de vibration du pendule sont en phase, l'énergie totale est constante.

5.4 contrôle semi-actif du mode de torsion de la maquette du pont

Dans les chapitres précédents, on a étudié l'actionneur électromécanique formé d'un pendule et d'un alternateur, on a identifié les paramètres électriques de l'alternateur et on a déterminé les paramètres optimaux de l'actionneur de référence pour amortir le mode de torsion de la maquette du pont. Le contrôle semi-actif sera réalisé en introduisant une loi de contrôle qui permet de faire varier, en temps réel, la résistance externe branchée aux bornes de l'alternateur.

Par ailleurs, on considère le système formé par l'équation du mode de torsion de la maquette du pont et de l'équation de l'actionneur réel, dont la résistance externe varie en fonction du temps et par conséquent le coefficient d'amortissement total.

$$\begin{cases} (m_2^* + M_{ap})\ddot{\alpha}_2(t) + m_2 l \ddot{\theta} + k_2 \alpha_2(t) = 0 \\ I_{ap} \ddot{\theta} + m_2 l \ddot{\alpha}_2(t) + \tilde{C}_{eq}(t) \dot{\theta} + m_2 g l \theta = 0 \end{cases} \quad (5.6)$$

Pour introduire une loi de contrôle, il convient, comme on a eu l'habitude de le faire

durant ce travail, d'étudier des paramètres adimensionnels. Ce système réel a la même forme que le système étudié dans le troisième chapitre. Par suite, en introduisant les grandeurs fondamentales θ et t sous la forme adimensionnelle,

$$\theta = \check{\theta}\Theta, \quad t = \check{t}\tau, \quad (5.7)$$

le système (5.6) peut être écrit directement sous la forme adimensionnelle suivante :

$$\begin{cases} (1+k)\ddot{\alpha}_2 + \sqrt{\mu}\ddot{\Theta} + \alpha_2 = 0 \\ \ddot{\Theta} + \sqrt{\mu}\ddot{\alpha}_2 + 2\tilde{\zeta}(t)p\dot{\Theta} + [p]^2\Theta = 0 \end{cases} \quad (5.8)$$

Les paramètres adimensionnels sont définis comme suit :

$$\begin{cases} \omega_2 = \sqrt{\frac{k_2}{m_2^*}}, & k = \frac{M_{ap}}{m_2^*} & \text{et} & \mu = \frac{m_2}{m_2^*} \\ \omega_{ap}^2 = \frac{m_2gl}{I_{ap}}, & p = \frac{\omega_{ap}}{\omega_2} & \text{et} & \tilde{\zeta}(\tau) = \frac{\tilde{C}_{eq}(t)}{2I_{ap}\omega_{ap}} \end{cases} \quad (5.9)$$

ω_{ap} est la pulsation propre de l'actionneur, p le rapport entre la deuxième pulsation propre de la maquette et la pulsation de l'actionneur et $\tilde{\zeta}(\tau)$ le taux d'amortissement propre de l'actionneur. Les quatre paramètres adimensionnels k , μ , p et $\tilde{\zeta}(\tau)$ relient les quatre paramètres dimensionnels de l'actionneur à savoir la masse totale de l'actionneur M_{ap} , la masse du pendule m_2 , la longueur équivalente du pendule l et la résistance externe $R(t)$. L'inertie totale de l'actionneur est définie sous la forme simplifiée par $I_{ap} = m_2l^2$.

L'idée qu'on souhaite développer dans cette partie est d'adapter en temps réel les paramètres de l'actionneur lorsque la structure évolue, afin d'amortir toujours le mode de torsion de la maquette du pont. Pour cela, on considère que le pont est en cours de construction et on suppose qu'il passe par des étapes successives de construction dont les masses modales et les fréquences propres, pour chaque étape, sont connues. L'actionneur est installé à partir d'une étape bien définie et on cherche à le maintenir durant plusieurs étapes successives de construction, et éventuellement pour toute la durée de construction, en adaptant en temps réel ses paramètres. Cette adaptation permet d'obtenir des paramètres optimaux, tels qu'ils sont introduits dans le quatrième chapitre, pour différentes étapes de construction. C'est à dire, rendre les comportements de la structure comme si elle était équipée par un actionneur de référence à chaque étape de construction. La variation en temps réel des paramètres de l'actionneur sera réalisée en introduisant une loi de contrôle sur la résistance qui permet non seulement d'obtenir un coefficient d'amortissement optimal, mais aussi une rigidité optimale pour chaque étape de construction.

On considère que l'actionneur réel est introduit à l'ième étape de construction. A cette étape, le contrôle semi-actif est défini comme suit par la procédure suivante:

1. on donne les valeurs de $m_2^*(e_i)$ et de $k_2(e_i)$ à partir du calcul aux éléments finis ou par identification modale,
2. on choisit les valeurs de M_{ap} et de m_2 et on calcul les valeurs de $k(e_i)$ et de $\mu(e_i)$,
3. on déduit les valeurs de $p(e_i)$ et de $\zeta(e_i)$ selon les formules données par le critère d'optimisation ETDR,
4. On cherche la résistance $R(t)$ tel que le système de référence et le système réel suivants

$$\begin{cases} (1 + k(e_i))\ddot{\alpha}_2 + \sqrt{\mu(e_i)}\ddot{\Theta} + \alpha_2 = 0 \\ \ddot{\Theta} + \sqrt{\mu(e_i)}\ddot{\alpha}_2 + \underbrace{2\zeta(e_i)p(e_i)}\dot{\Theta} + [p(e_i)]^2\Theta = 0 \end{cases} \quad (5.10)$$

et

$$\begin{cases} (1 + k(e_i))\ddot{\alpha}_2 + \sqrt{\mu(e_i)}\ddot{\Theta} + \alpha_2 = 0 \\ \ddot{\Theta} + \sqrt{\mu(e_i)}\ddot{\alpha}_2 + \underbrace{2\tilde{\zeta}(\tau)p(e_i)}\dot{\Theta} + [p(e_i)]^2\Theta = 0 \end{cases} \quad (5.11)$$

ont la même solution. C'est à dire que $\tilde{\zeta}(\tau) = \zeta(e_i)$. Cette dernière relation, en utilisant l'équation (5.4), peut être écrit comme suit :

$$C_{ap} + \frac{\beta K_e K_c}{r + R(t)} \sin^2(\beta\theta) = C_{eq}(e_i). \quad (5.12)$$

D'où, la résistance externe attachée aux bornes de l'alternateur

$$R(t) = \frac{\beta K_e K_c \sin^2(\beta\theta)}{C_{eq}(e_i) - C_{ap}} - r \quad (5.13)$$

A l'étape de construction suivante, e_{i+1} , les paramètres de l'actionneur réel, $\tilde{\zeta}(\tau)$ et $p(e_{i+1})$, ne sont plus optimaux, vu que k et μ varient lorsque la structure évolue. Par ailleurs, les paramètres optimaux, à cette étape e_{i+1} , peuvent être obtenus selon deux méthodes :

- **méthode 1** : introduire un nouvel actionneur optimal,
- **méthode 2** : introduire l'idée de contrôle semi-actif.

La deuxième méthode consiste à maintenir l'ancien actionneur de l'étape e_i en faisant varier le coefficient d'amortissement en temps réel afin d'obtenir les nouveaux paramètres optimaux de l'actionneur selon la procédure suivante :

1. on donne les nouvelles valeurs de $m_2^*(e_{i+1})$ et de $k_2(e_{i+1})$ à partir du calcul aux éléments finis ou par identification modale,
2. on calcul les valeurs de $k(e_{i+1})$ et de $\mu(e_{i+1})$ à partir des valeurs de M_{ap} et de m_2 définies dans l'étape e_i
3. on déduit les valeurs de $p_{opt}(e_{i+1})$ et de $\zeta_{opt}(e_{i+1})$ selon les formules données par le critère d'optimisation ETD, R,
4. On cherche la résistance $R(t)$ tel que le système de référence et le système réel suivants

$$\begin{cases} (1 + k(e_{i+1}))\ddot{\alpha}_2 + \sqrt{\mu(e_{i+1})}\ddot{\Theta} + \alpha_2 = 0 \\ \ddot{\Theta} + \sqrt{\mu(e_{i+1})}\ddot{\alpha}_2 + \underbrace{2\zeta_{opt}(e_{i+1})p_{opt}(e_{i+1})\dot{\Theta} + [p_{opt}(e_{i+1})]^2\Theta}_{=0} = 0 \end{cases} \quad (5.14)$$

et

$$\begin{cases} (1 + k(e_{i+1}))\ddot{\alpha}_2 + \sqrt{\mu(e_{i+1})}\ddot{\Theta} + \alpha_2 = 0 \\ \ddot{\Theta} + \sqrt{\mu(e_{i+1})}\ddot{\alpha}_2 + \underbrace{2\tilde{\zeta}(\tau)p(e_{i+1})\dot{\Theta} + [p(e_{i+1})]^2\Theta}_{=0} = 0 \end{cases} \quad (5.15)$$

ont la même solution.

C'est à dire que $2\tilde{\zeta}(\tau)p(e_{i+1})\dot{\Theta} + [p(e_{i+1})]^2\Theta = 2\zeta_{opt}(e_{i+1})p_{opt}(e_{i+1})\dot{\Theta} + [p_{opt}(e_{i+1})]^2\Theta$.

Cette dernière relation peut être écrit comme suit :

$$\tilde{\zeta}(\tau) = \frac{[p^{opt}(e_{i+1})]^2 - [p(e_{i+1})]^2}{2p(e_{i+1})} \frac{\Theta(\tau)}{\dot{\Theta}(\tau)} + \frac{\zeta^{opt}(e_{i+1})}{p(e_{i+1})} p^{opt}(e_{i+1}) \quad (5.16)$$

Le taux d'amortissement réduit, défini par l'équation (5.16), prend des valeurs continues entre une valeur minimale et une autre maximale: $\tilde{\zeta}_{min}$ et $\tilde{\zeta}_{max}$, qui représentent les limites physiques de l'amortisseur. Lorsque l'amortissement est trop grand par rapport à ce que peut fournir l'amortisseur, celui-ci est saturé à $\tilde{\zeta}(\tau) = \tilde{\zeta}_{max}$. Inversement, si on se trouve dans une phase non dissipative, l'amortisseur est commuté dans sa configuration

minimale et $\tilde{\zeta}(\tau) = \tilde{\zeta}_{min}$. Entre ces deux cas limites, le taux d'amortissement est donné par l'équation (5.16). D'où le système suivant :

$$\tilde{\zeta}(\tau) = \begin{cases} \tilde{\zeta}_{min} & si \quad \tilde{\zeta}^*(\tau) \leq \tilde{\zeta}_{min} \\ \tilde{\zeta}^*(\tau) & si \quad \tilde{\zeta}_{min} < \tilde{\zeta}^*(\tau) < \tilde{\zeta}_{max} \\ \tilde{\zeta}_{max} & si \quad \tilde{\zeta}^*(\tau) \geq \tilde{\zeta}_{max} \end{cases} \quad (5.17)$$

Avec le taux d'amortissement réduit $\zeta^*(\tau)$ défini par

$$\tilde{\zeta}^*(\tau) = \frac{[p^{opt}(e_{i+1})]^2 - [p(e_{i+1})]^2}{2p(e_{i+1})} \frac{\Theta(\tau)}{\dot{\Theta}(\tau)} + \frac{\zeta^{opt}(e_{i+1})}{p(e_{i+1})} p^{opt}(e_{i+1}) \quad (5.18)$$

L'amortisseur passif avec un amortissement maximal est obtenu lorsque $\tilde{\zeta}_{max} = 1$, résistance minimale, et l'amortisseur passif avec un amortissement minimal est obtenu lorsque l'amortissement est purement mécanique : $\tilde{\zeta}_{min} = \frac{C_{ap}}{2I_{ap}\omega_{ap}}$, résistance maximale.

Le taux d'amortissement réduit (5.18) est liée à la résistance externe, en supposant que la résistance interne de l'alternateur est nulle, par l'équation suivante :

$$R^*(t) = \frac{\beta K_e K_c}{2I_{ap}\omega_{ap}\tilde{\zeta}^*(t) - C_{ap}} \sin^2(\beta\theta). \quad (5.19)$$

D'où la loi de contrôle semi-actif suivante :

$$R(t) = \begin{cases} R_{max} & si \quad \tilde{\zeta}^*(t) \leq \tilde{\zeta}_{min} \\ R^*(t) & si \quad \tilde{\zeta}_{min} < \tilde{\zeta}^*(t) < 1 \\ R_{min} & si \quad \tilde{\zeta}^*(t) \geq 1 \end{cases} \quad (5.20)$$

Cette loi de contrôle semi-actif est appliquée sur la résistance externe branchée aux bornes de l'alternateur. Elle permet de la commuter continuellement entre une valeur minimale et une autre maximale. Dans la réalité, R_{min} est égale à la résistance interne de l'actionneur et R_{max} est une valeur grande.

La variation de la résistance peut être réalisée à partir d'un switch électronique. Ce switch est composé par un pont redresseur, qui transforme la tension alternative en tension continue positive, et d'un transistor mosfet, qui est modélisé comme un interrupteur ouvert ou fermé. Ce switch sera commandé par un signal à rapport cyclique variable. On reviendra

au prochain chapitre sur les détails de la variation de ce switch.

De la loi de contrôle introduite dans ce chapitre, on remarque, outre sa simplicité qu'elle permet non seulement de faire varier le coefficient d'amortissement mais également de compenser la longueur du pendule. Par ailleurs, les paramètres optimaux à l'étape e_{i+1} de construction du pont sont obtenus à partir des paramètres optimaux de l'actionneur introduits à l'étape e_i en faisant varier la résistance externe selon la loi de contrôle semi-actif (5.20).

5.5 Réponse du mode de torsion de la maquette

Pour appliquer la loi de contrôle introduite dans le paragraphe précédent, on considère que la maquette du pont évolue selon différentes étapes en ajoutant, par exemple une masse concentrée. Cette évolution représente l'évolution d'un pont en cours de construction. Pour simplifier l'étude, on applique la loi de contrôle entre seulement deux étapes de construction. On suppose que la maquette du pont, telle qu'elle est modélisée dans le quatrième chapitre, représente l'étape e_i de construction du pont. Dans cette étape un actionneur à paramètres optimaux, déterminés dans le quatrième chapitre, pour amortir le mode de torsion est introduit. L'étape e_{i+1} sera modélisée en ajoutant une masse concentrée de 1,2Kg sur l'extrémité droite du tablier. La fréquence propre du mode de torsion devient $f(e_{i+1}) = 1,29Hz$. Si on maintient l'ancien actionneur avec ses paramètres durant l'étape e_{i+1} (actionneur de l'étape e_i), l'oscillation libre de la contribution modale est représentée, dans la figure (5.3), en trait plein à l'étape e_i et en pointillé à l'étape e_{i+1} . De cette figure on remarque que l'amortissement diminue en fonction des étapes de construction. Il passe de 7% dans l'étape e_i à 4% dans l'étape e_{i+1} . Par ailleurs, l'efficacité de l'actionneur varie beaucoup lorsque la structure évolue.

Pour amortir d'une manière optimale ce mode dans cette nouvelle étape, il existe deux méthodes, comme on a indiqué dans le paragraphe précédent : la première méthode consiste à introduire un nouvel actionneur à paramètres optimaux et la deuxième consiste à maintenir l'ancien actionneur en ajustant ses paramètres en temps réel selon la loi de contrôle semi-actif (5.20). Pour comparer les deux méthodes, on représente dans la suite la contribution modale du mode de torsion en fonction du temps.

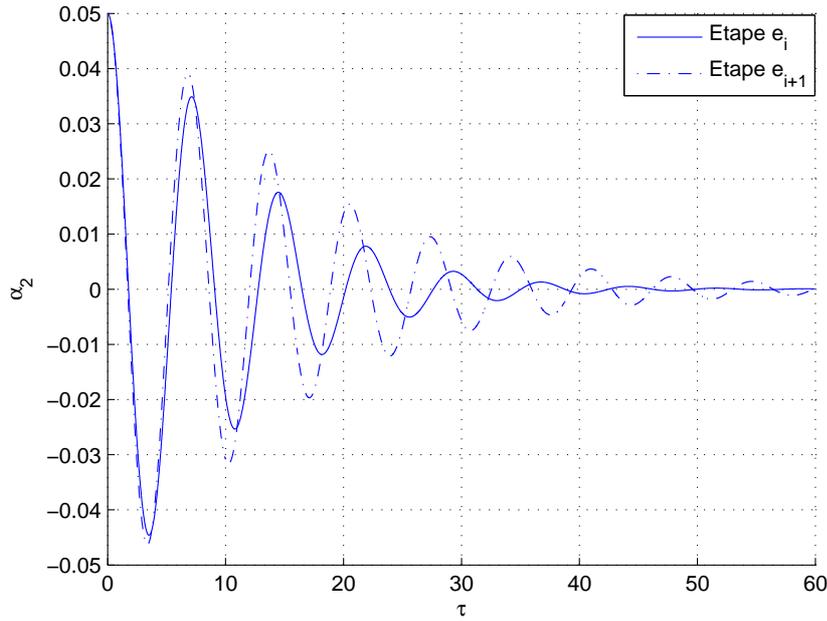


FIG. 5.3 – Comparaison entre la contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont à l'étape e_i et à l'étape e_{i+1} en utilisant l'actionneur introduit à l'étape e_i .

5.5.1 Cas1 : réponse du mode de torsion à l'étape e_{i+1} selon la méthode 1

La première solution envisagée, pour obtenir un amortissement optimal du mode de torsion à cette nouvelle étape de construction, est d'introduire un nouvel actionneur avec des paramètres optimaux (actionneur de l'étape e_{i+1}). Le modèle est décrit par le système d'équations adimensionnels (5.14) et l'oscillation libre de la contribution modale correspondante est comparée à celle donnée par l'actionneur de l'étape e_i qui vérifie, à l'étape e_{i+1} , le système d'équations suivant :

$$\begin{cases} (1 + k(e_{i+1}))\ddot{\alpha}_2 + \sqrt{\mu(e_{i+1})}\ddot{\Theta} + \alpha_2 = 0 \\ \ddot{\Theta} + \sqrt{\mu(e_{i+1})}\ddot{\alpha}_2 + 2\zeta(e_i)p(e_i)\dot{\Theta} + [p(e_i)]^2\Theta = 0 \end{cases} \quad (5.21)$$

De la figure (5.4) on constate, comme il est prévu, que l'actionneur de l'étape e_{i+1} , vu que ces paramètres sont optimaux, est plus efficace que celui de l'étape e_i à cette nouvelle étape de construction. L'amortissement équivalent de l'oscillation libre de la contribution modale du mode de torsion est de 6,05% en utilisant un actionneur de l'étape e_{i+1} alors

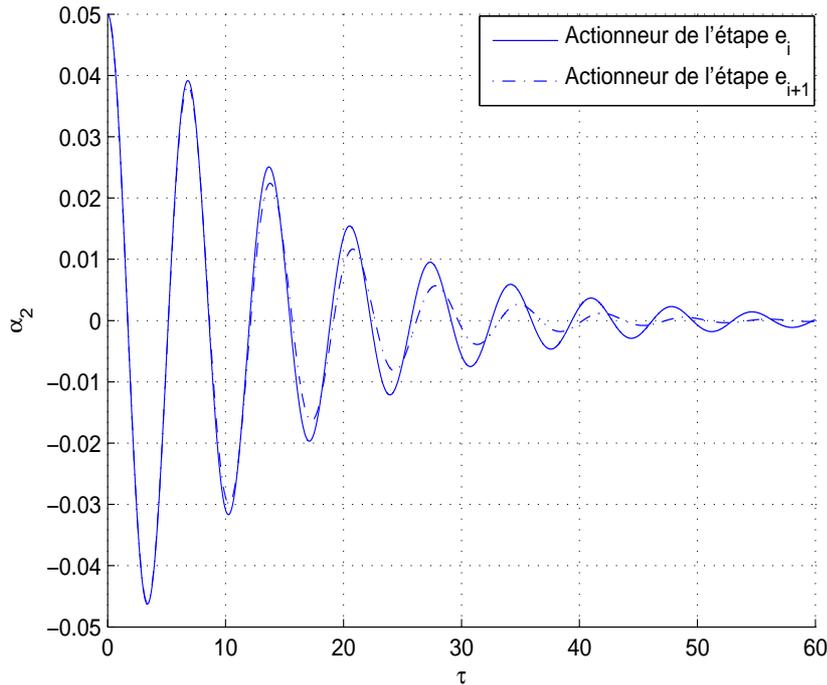


FIG. 5.4 – Comparaison entre la contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont à l'étape e_{i+1} en utilisant l'actionneur de l'étape e_i et l'actionneur de l'étape e_{i+1} .

qu'il est seulement de 4% en utilisant un actionneur de l'étape e_i . Par ailleurs, plus que les étapes de construction de la structure avancent, moins que l'actionneur de l'étape e_i est efficace.

5.5.2 Cas2: réponse du mode de torsion à l'étape e_{i+1} selon la méthode 2

Dans ce deuxième cas, pour obtenir un amortissement optimal du mode de torsion à cette nouvelle étape de construction, on maintient l'ancien actionneur et on fait varier ses paramètres en temps réel selon la loi de contrôle semi-actif (5.20). Afin de comparer cette deuxième méthode avec la première, on représente dans la figure (5.5) l'oscillation libre de la contribution modale du mode de torsion selon les deux méthodes. On remarque une bonne superposition des deux courbes. Par ailleurs, l'utilisation de cette loi de contrôle nous permet de réaliser un actionneur optimal à l'étape e_{i+1} à partir de l'actionneur introduit à l'étape e_i . La contribution modale en contrôle semi-actif est représentée en fonction du temps adimensionnel car on a utilisé le système (5.17).

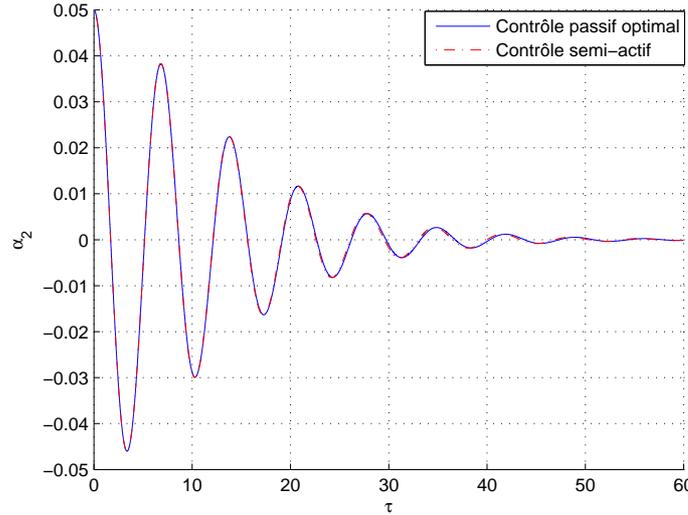


FIG. 5.5 – Comparaison entre la contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont donnée par le contrôle passif optimal en utilisant l'actionneur de l'étape e_{i+1} et par le contrôle semi-actif.

On a remarqué numériquement, qu'il est possible d'avoir un meilleur amortissement à l'étape e_{i+1} en contrôle semi-actif que celui produit par un actionneur optimal lorsqu'on introduit le système suivante :

$$\tilde{\zeta}(\tau) = \begin{cases} \tilde{\zeta}^*(\tau) & \text{si } \bar{\zeta}(\tau) > \tilde{\zeta}_{min} \\ 0,1 & \text{si non} \end{cases} \quad (5.22)$$

Avec

$$\begin{cases} \tilde{\zeta}^*(\tau) = \frac{[p^{opt}(e_{i+1})]^2 - [p(e_{i+1})]^2}{2p(e_{i+1})} \frac{\Theta(\tau)}{\dot{\Theta}(\tau)} + \frac{\zeta^{opt}(e_{i+1})}{p(e_{i+1})} p^{opt}(e_{i+1}) \\ \bar{\zeta}(\tau) = \frac{[p^{opt}(e_{i+1})]^2 - [p(e_{i+1})]^2}{2p(e_{i+1})} \frac{\Theta(\tau)}{\dot{\Theta}(\tau)} \end{cases} \quad (5.23)$$

Ce système correspond au loi de contrôle semi-actif suivante :

$$R(t) = \begin{cases} R^*(t) & \text{si } \bar{\zeta}(t) > \tilde{\zeta}_{min} \\ \bar{R}_{min} & \text{si non} \end{cases} \quad (5.24)$$

$R^*(t)$ est définie par l'équation (5.19) et \bar{R}_{min} peut être définie aussi à partir de l'équation (5.19) en mettant la valeur du taux d'amortissement égale à 0,1.

Dans la figure (5.6) est représentée l'oscillation libre du mode de torsion selon la loi de contrôle (5.24) et selon le contrôle passif optimal en utilisant l'actionneur de l'étape e_{i+1} . On remarque que cette dernière loi de contrôle semi-actif permet de mieux amortir le mode

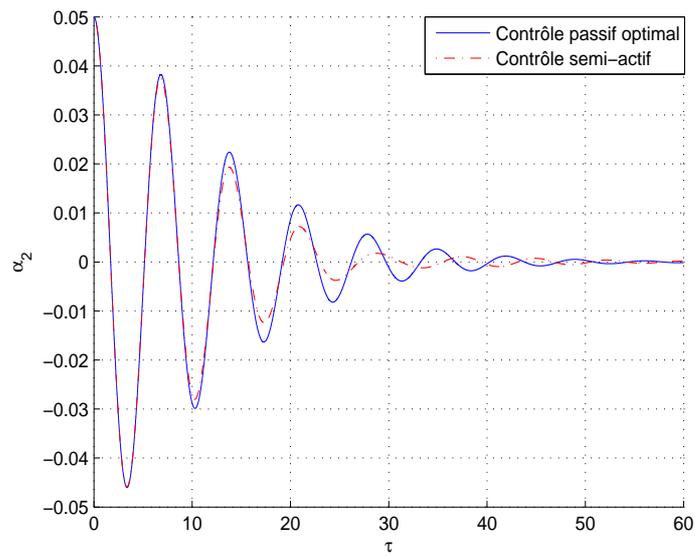


FIG. 5.6 – Comparaison entre la contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont donnée par le contrôle passif optimal en utilisant l'actionneur de l'étape e_{i+1} et par le contrôle semi-actif selon la loi (5.24).

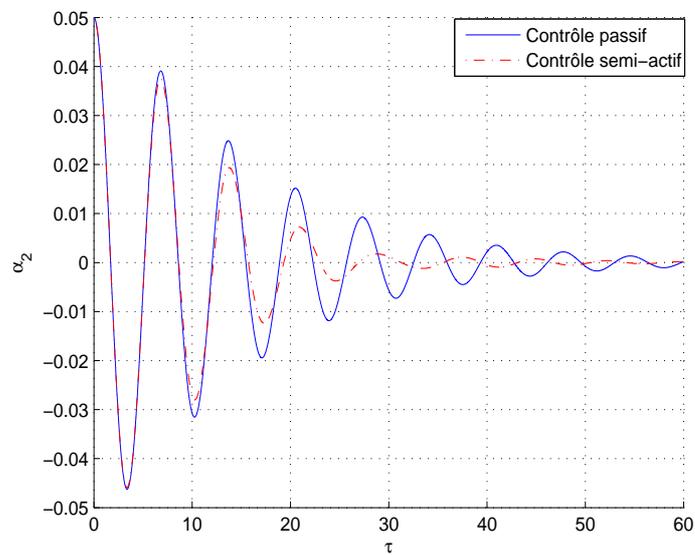


FIG. 5.7 – Comparaison entre la contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont en utilisant l'actionneur de l'étape e_i et le contrôle semi-actif selon la loi (5.24).

de torsion par rapport au contrôle passif optimal à cette nouvelle étape de construction. De même, dans la figure (5.7) est représentée l'oscillation libre du mode de torsion selon la loi de contrôle (5.24) et selon le contrôle passif de l'étape e_i . On remarque que l'amortissement équivalent de l'oscillation libre du mode de torsion est de 4% en utilisant l'actionneur de l'étape e_i et il est de 7% en utilisant la loi de contrôle semi-actif. Par ailleurs, cette loi de contrôle permet de maintenir la performance de l'actionneur électromécanique introduite dans l'étape e_i . Pour confirmer cet avantage, donnée de la loi de contrôle, on représente dans la figure (5.8) l'oscillation libre de la contribution modale du mode de torsion à l'étape e_i en utilisant le contrôle passif optimal (à gauche) et à l'étape e_{i+1} en utilisant le contrôle semi-actif selon la loi (5.24) (à droite).

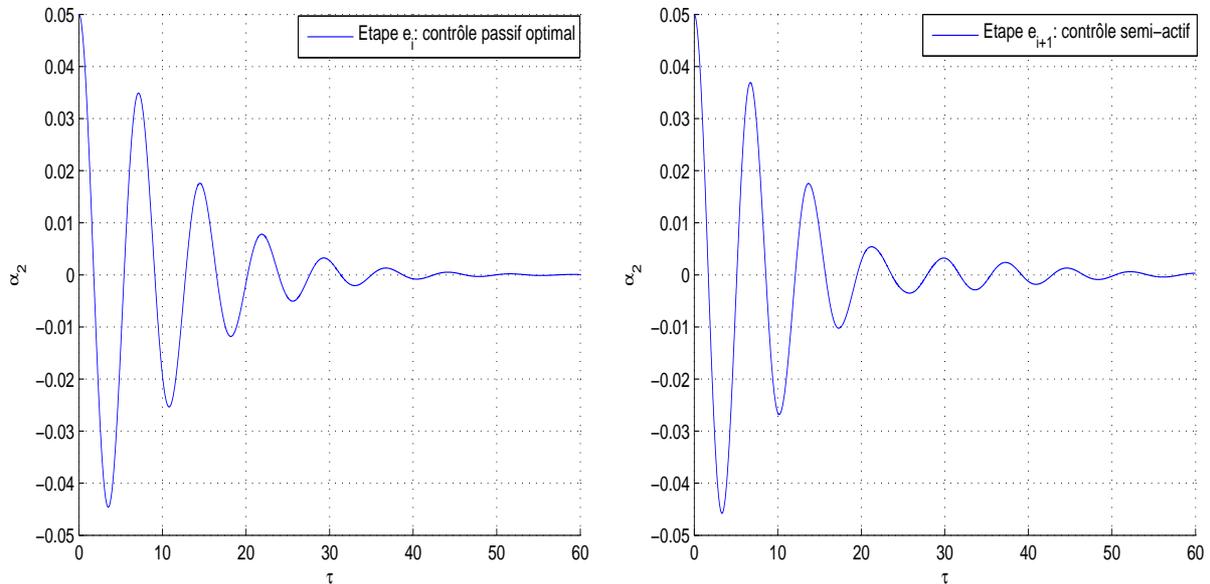


FIG. 5.8 – Contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont à l'étape e_i en utilisant le contrôle passif optimal à gauche et à l'étape e_{i+1} en utilisant le contrôle semi-actif selon la loi (5.24) à droite.

On remarque que les deux courbes ont presque la même décroissance et le même taux d'amortissement réduit. Par suite, le premier avantage de cette loi de contrôle semi-actif est d'adapter les paramètres de l'actionneur de manière à rendre sa performance indépendante de l'évolution de la structure.

Comme la performance d'un TMD diminue aussi selon le type d'excitation, on étudie dans la suite la possibilité d'adapter les paramètres de l'actionneur, selon la loi de contrôle semi-actif en faisant varier la résistance externe, pour différents types d'excitations.

5.6 Contrôle semi-actif de différents types d'excitations

Dans la littérature il existe des expressions analytiques des paramètres optimaux du TMD selon le type d'excitation externe, comme est indiqué dans le tableau (5.1) [98]. Dans le chapitre précédent, les paramètres optimaux de l'actionneur électromécanique, longueur du pendule et coefficient d'amortissement total, ont été obtenus en introduisant le critère d'optimisation du taux de décroissance exponentiel lorsque la structure est en vibration libre. Lorsque la structure sera soumise à un autre type d'excitation, tel que l'excitation harmonique, aléatoire, sismique..., les paramètres introduits ne sont plus optimaux et la performance de l'actionneur diminue.

L'idée fondamentale à introduire dans cette partie est d'adapter en temps réel les paramètres de l'actionneur selon le type d'excitation en utilisant une source d'énergie minimale. Pour cela, on introduit une loi de contrôle semi-actif qui permet de faire varier en temps réel les paramètres de l'actionneur selon le type de chargement. La loi de contrôle est celle introduite dans le paragraphe précédent et qui est définie par le système (5.24). Cette loi s'applique sur la résistance externe; elle consiste à faire varier la résistance qui permet d'obtenir, selon le type d'excitation, le coefficient d'amortissement réduit ζ^{opt} et le paramètre de synchronisation p^{opt} .

Il faut noter, dans ce cas, que e_i , introduite dans la loi de contrôle, n'est plus l'étape de construction, mais c'est l'étape durant laquelle la structure est en vibration libre. L'étape e_{i+1} est lorsque la structure est soumise à un autre type d'excitation.

Type d'excitation	p^{opt}	ζ^{opt}
Vibration libre	$\frac{1}{1 + \mu}$	$\sqrt{\frac{\mu}{1 + \mu}}$
Excitation harmonique	$\frac{1}{1 + \mu}$	$\sqrt{\frac{3\mu}{8(1 + \mu)}}$
Excitation aléatoire	$\frac{\sqrt{1 + \frac{\mu}{2}}}{1 + \mu}$	$\frac{1}{2} \sqrt{\frac{\mu(1 + \frac{3}{4}\mu)}{(1 + \mu)(1 + \frac{\mu}{2})}}$
Excitation sismique	$\frac{1}{1 + \mu} \sqrt{\frac{2 - \mu}{2}}$	$\sqrt{\frac{3\mu}{8(1 + \mu)}} \sqrt{\frac{2}{2 - \mu}}$
Auto-excitation	$\frac{1}{\sqrt{1 + \mu}}$	$\sqrt{\frac{\sqrt{1 + \mu} - 1}{2\sqrt{1 + \mu}}}$

TAB. 5.1 – Paramètres optimaux du TMD pour différents types d'excitations.

Remarques

- Les paramètres optimaux rappelés dans le tableau (5.1) pour tous les types d'excitations ont été obtenus dans la littérature pour un simple TMD.
- La loi de contrôle semi-actif introduite est applicable sur plusieurs types d'excitations à condition qu'on les connaisse ou qu'on puisse les identifier.

Comme le paramètre k n'a pas été introduit pour les différents types d'excitations et pour qu'on puisse faire une comparaison cohérente entre les paramètres optimaux de l'actionneur pour différentes excitations, on a indiqué aussi, lorsque la structure est en vibration libre, dans le tableau (5.1) les paramètres donnés par [39] pour un simple TMD. Pour pouvoir appliquer ces paramètres comme paramètres optimaux de l'actionneur, on considère dans la modélisation, seulement dans ce paragraphe, que l'alternateur représente une masse concentrée à l'extrémité du tablier.

Dans la suite, on suppose que les paramètres de l'actionneur introduit sont déterminés lorsque la maquette du pont est en vibration libre : étape e_i , à l'étape suivante la maquette est soumise à une excitation harmonique : étape e_{i+1} . Le but est d'adapter les paramètres de l'étape e_i à l'étape e_{i+1} afin d'amortir toujours le mode de torsion de la maquette du pont.

A l'étape e_i , le système d'équations est décrit comme suit :

$$\begin{cases} (1 + \mu)\ddot{\alpha}_2 + \sqrt{\mu}\ddot{\Theta} + \alpha_2 = f(e_i, \tau) \\ \ddot{\Theta} + \sqrt{\mu}\ddot{\alpha}_2 + 2\zeta p\dot{\Theta} + [p]^2\Theta = 0 \end{cases} \quad (5.25)$$

Avec $f(e_i, \tau) = 0$, vibration libre.

Les paramètres optimaux de ce système ont été déterminés par [39] et sont définis dans le tableau (5.1). A l'étape suivante e_{i+1} , le système d'équations (5.25) sera décrit sous la forme suivante :

$$\begin{cases} (1 + \mu)\ddot{\alpha}_2 + \sqrt{\mu}\ddot{\Theta} + \alpha_2 = f_2(e_{i+1}, \tau) \\ \ddot{\Theta} + \sqrt{\mu}\ddot{\alpha}_2 + 2\zeta p\dot{\Theta} + [p]^2\Theta = 0 \end{cases} \quad (5.26)$$

Avec $f_2(e_{i+1}, \tau) = \frac{a_0}{m_2^*} \cos(\tau)$ est la force d'excitation harmonique d'amplitude a_0 et de même pulsation que le mode de torsion de la maquette du pont. Les paramètres de ce système, p et ζ , ne sont plus optimaux pour ce type d'excitations. Les nouveaux paramètres

optimaux de ce système peuvent être obtenus selon deux méthodes :

- **méthode 1** : introduire un nouvel actionneur à paramètres optimaux pour ce type d'excitation,
- **méthode 2** : introduire l'idée de contrôle semi-actif.

Selon la première méthode, les paramètres optimaux, pour ce type d'excitation, excitation harmonique, ont été obtenus par [29] et ils sont rappelés dans le tableau (5.1). Selon la deuxième méthode, les paramètres optimaux de ce dernier système peuvent être obtenus en gardant l'actionneur de l'étape e_i et en faisant varier le coefficient d'amortissement réduit en temps réel selon l'équation (5.18) afin d'obtenir les paramètres optimaux de l'actionneur à l'étape e_{i+1} .

Pour pouvoir comparer l'influence de ces deux types des paramètres sur la réponse de la maquette, on représente dans la figure (5.9) l'oscillation de la contribution modale du mode de torsion, lorsque la structure est soumise à une excitation harmonique, obtenue par la résolution du système (5.26) en introduisant premièrement les paramètres optimaux de l'étape e_i puis les paramètres optimaux de l'étape e_{i+1} .

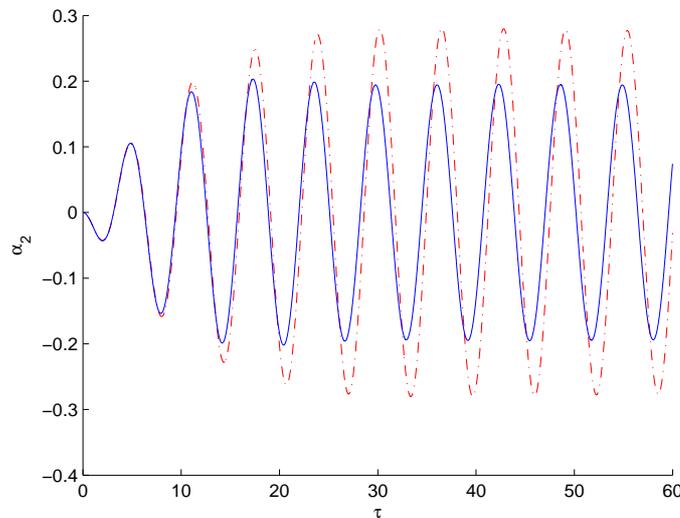


FIG. 5.9 – Contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont en pointillé obtenue à partir des paramètres optimaux de l'étape e_i et en trait plein obtenue à partir des paramètres optimaux de l'étape e_{i+1} .

On remarque que lorsque la maquette du pont est soumise à une excitation harmonique, les paramètres de l'étape e_{i+1} sont plus efficaces que ceux de l'étape e_i : ils permettent de

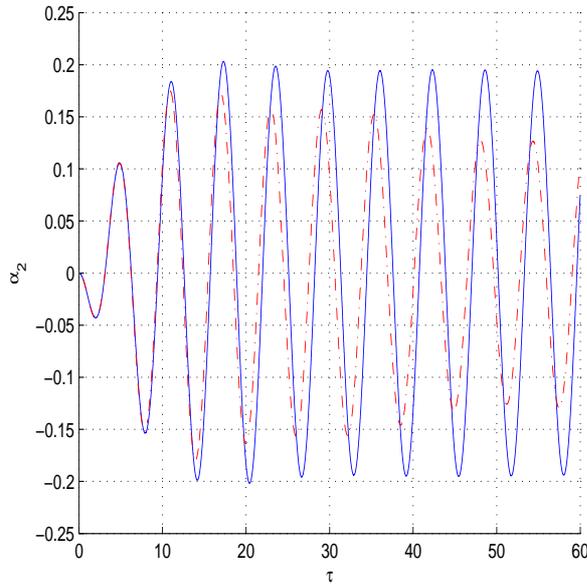


FIG. 5.10 – Contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont en trait plein obtenue à partir des paramètres de l'étape e_{i+1} et en pointillé obtenue à partir du contrôle semi-actif.

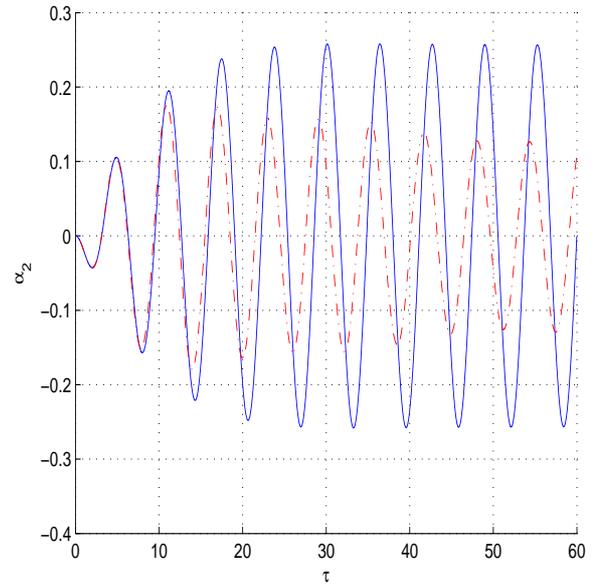


FIG. 5.11 – Contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont en trait plein obtenue à partir des paramètres de l'étape e_i et en pointillé obtenue à partir du contrôle semi-actif.

mieux amortir l'oscillation de la contribution modale. Par suite, l'efficacité du TMD varie beaucoup selon le type de chargement.

Les paramètres optimaux de l'actionneur à l'étape e_{i+1} peuvent être obtenus à partir des paramètres optimaux de l'actionneur à l'étape e_i en faisant varier la résistance externe branchée aux bornes de l'alternateur selon la loi de contrôle semi-actif définie par le système (5.24). Pour pouvoir juger de la robustesse de cette loi de contrôle semi-actif, on compare la réponse de la contribution modale du mode de torsion obtenue à partir de contrôle semi-actif à celle obtenue en utilisant les paramètres optimaux de l'étape e_{i+1} . De la figure (5.10), on remarque que l'oscillation harmonique de la contribution modale du mode de torsion de la maquette du pont est mieux amortie en contrôle semi-actif qu'en contrôle passif en utilisant les paramètres optimaux de l'étape e_{i+1} . De même, de la figure (5.11) on remarque une efficacité remarquable de contrôle semi-actif en comparant la réponse de la contribution modale obtenue à partir de contrôle semi-actif à celle obtenue en utilisant les paramètres de l'étape e_i . En utilisant cette loi de contrôle semi-actif, la performance de l'actionneur devient indépendante du type d'excitation externe.

Par ailleurs, cette loi de contrôle semi-actif permet de faire varier les paramètres de l'actionneur en temps réel selon les types de sollicitations de la structure.

5.7 Contrôle modal

On introduit dans ce paragraphe la loi de contrôle semi-actif (5.24) afin d'amortir plusieurs modes de la structure, dans l'esprit de la méthode MIMSC (modified independent modal space control) en agissant sur un mode particulier à chaque instant. La méthode MIMSC a été développée par [8], elle consiste à modifier la méthode IMSC (independent modal space control) développée par [68]. Cette dernière permet d'amortir chaque mode indépendamment des autres, ce qui permet de résoudre des équations algébriques non couplées. Elle nécessite, donc, autant d'actionneurs que de modes à amortir. Par contre, la méthode MIMSC offre la possibilité d'amortir plusieurs modes en utilisant seulement quelques actionneurs. Cette méthode a été le but de plusieurs travaux [9, 35].

L'efficacité de l'actionneur introduit compte fortement sur le réglage adéquat de ses paramètres en fonction du mode naturel de la structure à contrôler. Donc, l'idée fondamentale à introduire dans cette partie est d'adapter en temps réel les paramètres de l'actionneur électromécanique selon le mode de vibration qu'on cherche à amortir. Pour cela, on introduit la loi de contrôle semi-actif (5.24). On considère que cette loi permet de faire varier en temps réel les paramètres de l'actionneur, dans ce cas, selon le mode à amortir. Elle permet d'obtenir le coefficient d'amortissement réduit ζ^{opt} et le paramètre de synchronisation p^{opt} associés à chaque mode.

Il faut noter, dans ce cas, que e_i et e_{i+1} , introduits dans la loi de contrôle, sont respectivement l' i ème mode et l' $i+1$ ème mode de vibration qu'on cherche à amortir. Dans la suite, on suppose que l'actionneur électromécanique, à paramètres optimaux, est installé sur la maquette du pont pour amortir le mode de vibration e_i . Le but est d'adapter les paramètres de l'actionneur pour amortir le mode e_{i+1} et éventuellement plusieurs autres modes de vibration.

Le système d'équations, formé par l'équation de vibration du mode e_i et de l'équation de l'actionneur sous la forme adimensionnelle, est décrit comme suit :

$$\begin{cases} (1 + k(e_i))\ddot{\alpha}_{e_i} + \sqrt{\mu(e_i)}\ddot{\Theta} + \alpha_{e_i} = 0 \\ \ddot{\Theta} + \sqrt{\mu(e_i)}\ddot{\alpha}_{e_i} + 2\zeta(e_i)p(e_i)\dot{\Theta} + [p(e_i)]^2\Theta = 0 \end{cases} \quad (5.27)$$

On rappelle que les paramètres optimaux de ce système ont été déterminés dans le chapitre précédent. Le système d'équations (5.27), en considérant le mode de vibration e_{i+1} , sera défini sous la forme suivante :

$$\begin{cases} (1 + k(e_{i+1}))\ddot{\alpha}_{e_{i+1}} + \sqrt{\mu(e_{i+1})}\ddot{\Theta} + \alpha_{e_{i+1}} = 0 \\ \ddot{\Theta} + \sqrt{\mu(e_{i+1})}\ddot{\alpha}_{e_{i+1}} + 2\zeta(e_{i+1})p(e_{i+1})\dot{\Theta} + [p(e_{i+1})]^2\Theta = 0 \end{cases} \quad (5.28)$$

Les paramètres de ce système, $p(e_{i+1})$ et $\zeta(e_{i+1})$, ne sont plus optimaux pour ce mode de vibration.

Les nouveaux paramètres optimaux de ce système peuvent être obtenus selon deux méthodes :

- **méthode 1** : introduire un nouvel actionneur optimal,
- **méthode 2** : introduire l'idée de contrôle semi-actif.

La deuxième méthode consiste à maintenir l'ancien actionneur en faisant varier le coefficient d'amortissement en temps réel afin d'obtenir les nouveaux paramètres optimaux. Ce coefficient d'amortissement peut être varié en temps réel selon la loi de contrôle semi-actif (5.24).

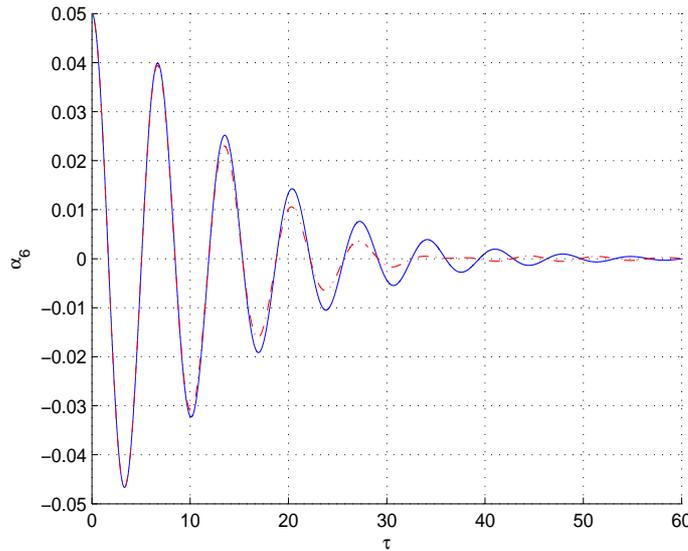


FIG. 5.12 – Oscillation libre de la contribution modale du mode e_{i+1} de la maquette du pont en pointillé obtenue à partir de la méthode 2 et en trait plein obtenue à partir de la méthode 1.

Afin d'appliquer l'idée de contrôle semi-actif sur la maquette du pont pour amortir deux modes, il est nécessaire d'avoir de déplacement horizontal de l'extrémité du tablier, où est attaché l'actionneur, pour un autre mode outre que le mode de torsion. Pour cela, on

considère le sixième mode de vibration de la maquette. Par conséquence, on suppose dans la suite que e_i correspond au mode de torsion et que e_{i+1} correspond au sixième mode de vibration de la maquette du pont.

Pour pouvoir juger de l'efficacité de la loi de contrôle semi-actif (5.24), on compare la réponse de la contribution modale du mode e_{i+1} obtenue à partir des deux méthodes (méthode 1 et méthode 2). De la figure (5.12), on remarque que la méthode 2, contrôle semi-actif, amortit mieux l'oscillation libre de la contribution modale du mode e_{i+1} de la maquette du pont, que la méthode 1, contrôle passif optimal. Par ailleurs, en plus de la facilité d'exécution : la variation des paramètres de l'actionneur en temps réel est beaucoup plus facile que l'introduction d'un autre actionneur optimal, le contrôle semi-actif permet de mieux amortir le mode e_{i+1} que le contrôle passif optimal. Donc, cette loi de contrôle semi-actif permet d'amortir plusieurs modes en agissant sur un mode particulier à chaque instant.

5.8 Conclusion

Les amortisseurs à masse accordée connaissent un succès important en génie civil. Mais leur efficacité varie beaucoup lorsque la structure évolue ainsi que le type de chargement. Pour cela, on a introduit dans ce chapitre une loi de contrôle semi-actif qui permet une adaptation en temps réel des paramètres de l'actionneur fondamentalement aux évolutions de la structure et aussi des sollicitations. En plus de sa simplicité, cette loi de contrôle semi-actif permet d'amortir plusieurs modes en agissant sur un mode particulier à chaque instant.

La simplicité de cette loi consiste en l'introduction d'un seul capteur pour sa mise en oeuvre expérimentale comme en verra dans le dernier chapitre de ce travail.