

Influence d'un amortisseur hystérétique sur l'instabilité de flottement

Résumé

Dans ce chapitre, nous présentons l'influence d'un amortisseur hystérétique composé des ressorts en AMF, décrits au chapitre précédent, sur le régime post-flottement de la plaque plane. Tout d'abord, le dispositif expérimental de flottement décrit à la section 2.1.1 est repris en plaçant les ressorts en AMF sur le mouvement de pompage à la place des ressorts de traction linéaires. Le diagramme de bifurcation avec les ressorts en AMF est ensuite mesuré. Dans un deuxième temps, le modèle complet, regroupant la modélisation de l'amortisseur hystérétique à l'aide des équations de Bouc-Wen, détaillées à la section 4.3.1, ainsi que le modèle aéroélastique en grande amplitude décrit à la section 3.2.1, est résolu afin de calculer le diagramme de bifurcation du profil dans le régime post-flottement avec les ressorts en AMF. Cette prédiction est ensuite comparée avec les mesures.

Sommaire

5.1	Mesures	78
5.1.1	Établissement des cycles limites	78
5.1.2	Diagramme de bifurcation	79
5.2	Modèle linéaire par morceaux	81
5.3	Modèle complet	86
5.3.1	Présentation du modèle complet	86
5.3.2	Résultats et discussions	87

5.1 Mesures

Afin d'estimer l'influence d'un amortisseur hystérétique, réalisé à l'aide de ressorts en AMF, sur l'instabilité de flottement, le montage expérimental utilisé à la section 2.1.1 est réutilisé. Après avoir présenté les modifications apportées au montage pour inclure les ressorts en AMF et le réglage de ces derniers, l'établissement des cycles limites avec et sans ressorts en AMF est mis en évidence. Puis, dans une deuxième section, le diagramme de bifurcation mesuré avec les ressorts en AMF est détaillé.

5.1.1 Établissement des cycles limites

Afin d'inclure les ressorts en AMF au montage expérimental, ces derniers sont fixés à la place des ressorts de traction inférieurs, cf Figure 2.1. Ils agissent de cette façon sur le mouvement de pompage. Les ressorts en AMF ne sont pas utilisés pour contrôler le mouvement de tangage car la forme en spirale des ressorts affectés au mouvement de tangage n'a pas été réalisable avec des AMF.

Il a été montré à la section 4.2.1 que plus le taux d'élongation $\Delta\epsilon$ est important, plus le taux d'amortissement ζ_{AMF} est important. Ainsi, les ressorts en AMF sont réglés pour que $\Delta\epsilon$ soit le plus grand possible, ce qui revient à minimiser la longueur des ressorts à vide l_0 . Toutefois, pour comparer convenablement le régime post-flottement avec et sans les ressorts en AMF, il faut que la raideur du mouvement de pompage aux petites amplitudes, c'est-à-dire lorsque les ressorts en AMF ont un comportement quasiment linéaire, soit identique pour les deux cas considérés : ressorts en AMF ou ressorts linéaires. Or, plus l_0 est faible, plus la raideur globale des ressorts en AMF est importante. Néanmoins les deux ressorts linéaires supérieurs sur la Figure 2.1 peuvent être changés pour équilibrer la raideur globale du mouvement de pompage. Il y a ainsi un compromis à trouver entre la minimisation de l_0 et la conservation de la raideur à faible amplitude du mouvement de pompage. Sur les mesures présentées, l_0 a été choisi égal à 15 mm et la longueur moyenne l_m des ressorts à 98 mm, ce qui équivaut à $\epsilon_m = 6.53$.

On compare tout d'abord l'établissement des cycles limites sur le mouvement de pompage suite à une perturbation initiale pour une vitesse d'écoulement $U = 9$ m/s avec et sans ressorts en AMF sur la Figure 5.1(a). Les ressorts en AMF ont deux effets notables : (i) l'amplitude des cycles limites est réduite, en effet elle est divisée par 2.53 sur le mouvement de pompage, (ii) le régime transitoire est raccourci, en effet les cycles limites s'établissent après 5 secondes avec les ressorts en AMF contre 15 secondes avec les ressorts linéaires. Concernant le premier effet, il est dû au comportement hystérétique des ressorts en AMF, ce qui est montré à travers leur force de rappel sur la Figure 5.1(b). De plus, cette figure permet notamment de vérifier que la raideur globale des ressorts en AMF et des ressorts linéaires sont équivalentes, la seule différence étant le comportement hystérétique des ressorts en AMF qui permet de stabiliser le système à des cycles

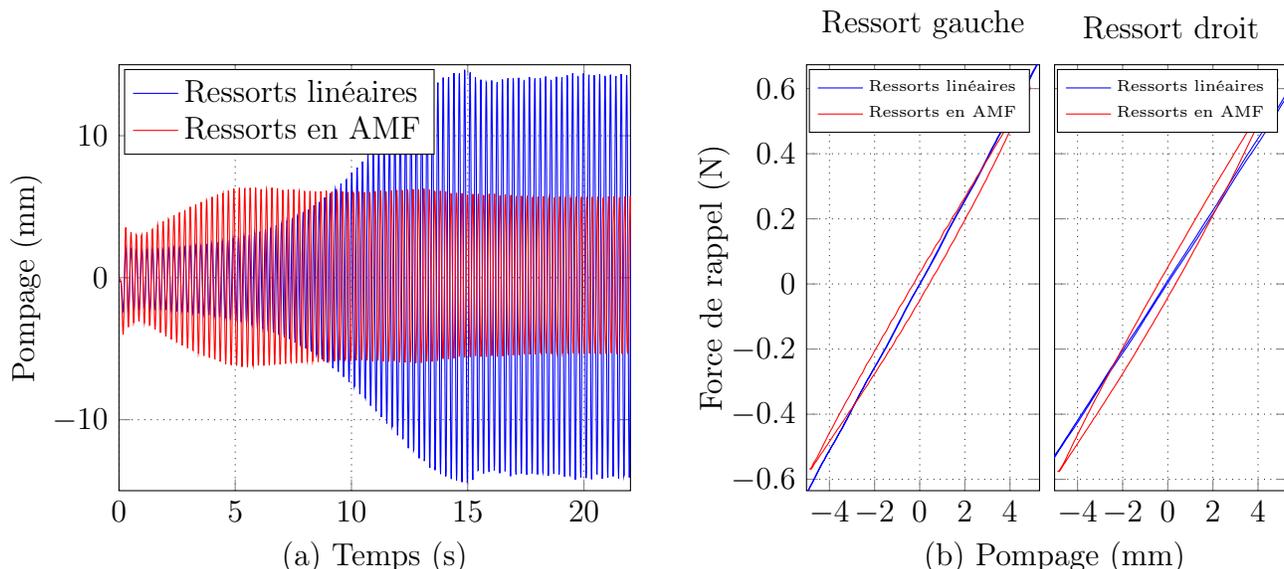


Figure 5.1 – Établissement des cycles limites mesurés sur le montage de flottement avec et sans ressorts en AMF pour $U = 9\text{ m/s}$. (a) Amplitude de déplacement du mode de pompage. (b) Force de rappel des ressorts linéaires et en AMF lors d’une période du cycle limite établi, la partie gauche correspond au ressort de gauche sur la Figure 2.1 et la partie droite au ressort de droite.

limites d’amplitudes plus faibles. Quant au second effet, il est plutôt qualitatif car la perturbation initiale n’est pas la même avec et sans les ressorts en AMF. Néanmoins, dès que le comportement hystérétique des ressorts en AMF est significatif, les cycles limites stables s’établissent. Comme leur amplitude est moindre qu’avec des ressorts linéaires et que l’amortissement intrinsèque du montage est plus important avec les ressorts en AMF, le régime transitoire est plus court.

5.1.2 Diagramme de bifurcation

On mesure à présent le diagramme de bifurcation avec les ressorts en AMF. Pour cela, la même procédure que celle décrite à la section 2.1.2 est utilisée. Le diagramme de bifurcation obtenu est présenté sur la Figure 5.2. La diminution de l’amplitude des cycles limites s’observe pour toutes les vitesses mesurées. L’amplitude des cycles limites est divisée en moyenne par 3.71 sur le mode de pompage avec la présence des ressorts en AMF et par 1.59 sur le mode de tangage. D’autre part, la vitesse U_c , à laquelle l’instabilité de flottement cesse, n’est pas la même avec ou sans l’usage des ressorts en AMF. Elle est égale à 5.5 m/s avec les ressorts linéaire et à 6.9 m/s avec les ressorts en AMF. Cette différence n’est a priori pas évidente à expliquer et seules des hypothèses peuvent être formulées.

En effet, comme l’apparition des cycles limites dépend de la condition initiale appliquée au montage, la vitesse de flottement ne peut-être mesurée avec certitude. Cependant, la théorie prévoit

une vitesse de flottement égale à 5.6 m/s. Deux hypothèses sont alors envisageables pour expliquer le fait que les cycles limites cessent à 6.9 m/s en présence des ressorts en AMF. Soit l'estimation théorique de la vitesse de flottement est erronée et cette vitesse serait en réalité plutôt aux alentours de 6.9 m/s. Ainsi, les cycles limites apparaissant pour des vitesses inférieures à 6.9 m/s, lorsque les ressorts linéaires sont utilisés, correspondraient à une branche sous-critique. Soit les cycles limites sont stoppés par les différentes sources de frottement sec présents dans le montage. En effet, lorsque les ressorts en AMF sont utilisés, l'amplitude des cycles limites est relativement faible pour $U = 6.9$ m/s, et particulièrement sur le mouvement de pompage.

En conclusion, l'influence des ressorts en AMF sur l'instabilité de flottement est très importante. En effet, la réduction de l'amplitude des cycles limites est très conséquente. Les ressorts en AMF sont ainsi des candidats sérieux pour le contrôle passif de l'instabilité de flottement. La branche aller du diagramme de bifurcation n'ayant pas été mesurée, la potentielle sous-criticalité de l'instabilité n'est pas connue et l'influence des ressorts en AMF sur cette dernière non plus. Pour cette raison, entre autres, nous nous proposons de modéliser l'influence de l'amortisseur hystérétique, composé des ressorts en AMF, sur l'instabilité de flottement. À cette fin, une première approche utilisant un modèle par sections de droites pour calculer la force de rappel des ressorts en AMF est présentée. Puis, dans la section 5.3, le modèle exposé à la section 3.2.1 enrichi du modèle de Bouc-Wen est utilisé.

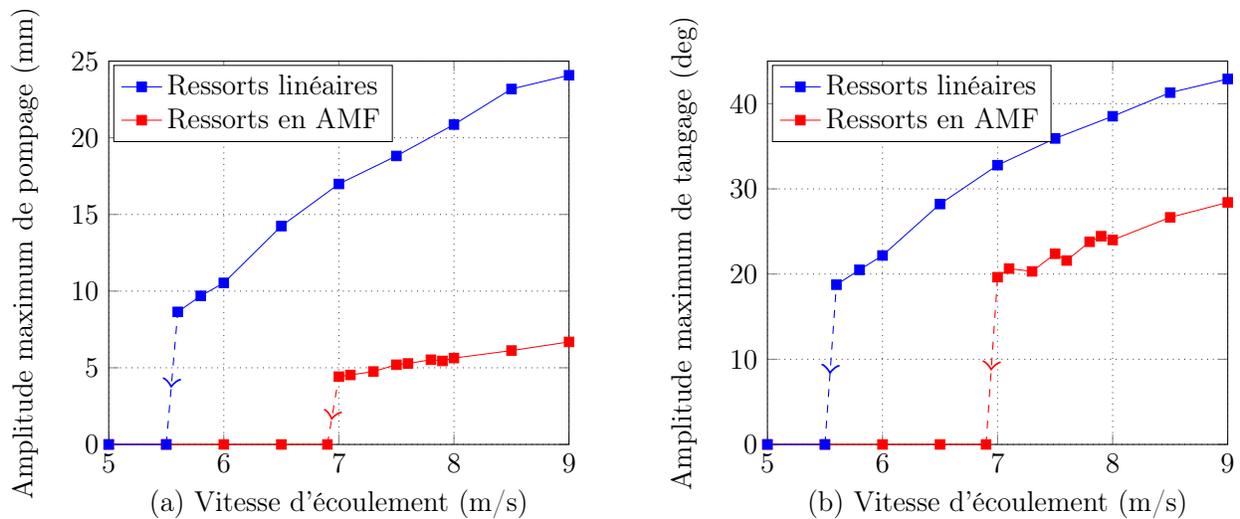


Figure 5.2 – Amplitude maximum du mode de pompage (a) et de tangage (b) en fonction de la vitesse d'écoulement avec et sans ressorts en AMF.

5.2 Modèle linéaire par morceaux

Une étude préliminaire, ayant fait l'objet d'une publication en tant que chapitre d'un livre [58], est présentée dans cette section. La publication en question est donnée en annexe et une version résumée en français est donnée ici.

Dans cette étude préliminaire, la force de rappel de l'amortisseur hystérétique, notée f_{NL}^{SMA} , est estimée à l'aide de sections de droite comme schématisé sur la Figure 5.3. Cette modélisation est utilisée pour les alliages à mémoire de forme, en effet ce type d'approche a déjà été exploré dans la littérature [48, 59, 80].

Pour le modèle présenté, les raideurs K_A et K_M (présentées à la Figure 4.4) sont supposées égales, de mêmes que les raideurs K_{AM} et K_{MA} . Elles sont notées respectivement K_1 et K_2 . De plus, deux quantités sont introduites, h_l et H , comme montré sur la Figure 5.3. La grandeur h_l caractérise le début du comportement hystérétique de l'amortisseur et la grandeur H sa fin. L'aire de la boucle d'hystérésis de l'amortisseur \mathcal{A}_{SMA} est alors entièrement définie par les deux raideurs K_1 et K_2 et les deux grandeurs h_l et H par la relation suivante

$$\mathcal{A}_{SMA} = h_l H \sqrt{1 + K_1^2} \sqrt{1 + K_2^2} \cos(\tan^{-1}(1/K_1) + \tan^{-1}(K_2)). \quad (5.1)$$

Les efforts aérodynamiques sont estimés à l'aide du modèle quasi-stationnaire. Afin d'observer des cycles limites dans le régime post-flottement, notamment lorsque l'amortisseur hystérétique n'est pas utilisé, des non linéarités cubiques sont introduites dans les deux degrés de liberté du profil. Les équations du mouvement s'écrivent

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} 1 & x_\alpha \\ x_\alpha & r_\alpha^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} y'' \\ \alpha'' \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mu C_{L,\alpha} \Theta & 0 \\ -\mu \gamma C_{L,\alpha} \Theta & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} y' \\ \alpha' \end{bmatrix} + \\ & \begin{bmatrix} \Omega^2 & \mu C_{L,\alpha} \Theta^2 \\ 0 & (1 - \delta^t) r_\alpha^2 - \mu \gamma C_{L,\alpha} \Theta^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} y \\ \alpha \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\xi_y y^3 \\ -\delta^t f_{NL}^{SMA}(\alpha) - \xi_\alpha \alpha^3 \end{bmatrix}, \end{aligned} \quad (5.2)$$

où $y = h/b$, $r_\alpha = \sqrt{I_\alpha/(M b^2)}$, $x_\alpha = S_\alpha/(mb)$, $\mu = \rho b S/(2m)$, $\Theta = U/(b\omega_\alpha)$, $\gamma = e/b$ et $\Omega = \sqrt{\omega_h/\omega_\alpha}$. Les termes ξ_α et ξ_h sont les non linéarités cubiques sans dimension et $()'$ désigne la dérivation par rapport au temps réduit $\tau = \omega_\alpha^2 t$. Finalement, le coefficient δ^t est équivalent à un symbole de Kronecker égal à 1 si l'amortisseur hystérétique est utilisé et à 0 sinon.

Le comportement hystérétique est dévolu au mouvement de tangage car c'est le mode le plus énergétique une fois l'instabilité de flottement apparue. On note f_{NL}^t la force de rappel du mouvement de tangage, ainsi

$$f_{NL}^t(\alpha) = (1 - \delta^t) r_\alpha^2 \alpha + \xi_\alpha \alpha^3 + \delta^t f_{NL}^{SMA}(\alpha), \quad (5.3)$$

Les valeurs choisies pour les paramètres linéaires de l'équation (5.2) sont regroupées dans le Tableau 5.1.

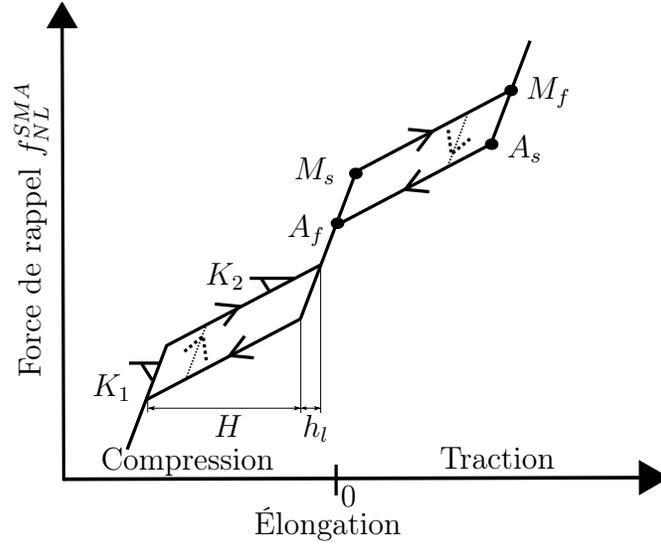


Figure 5.3 – Modélisation de la force de rappel de l'amortisseur hystérétique à l'aide de sections de droite.

r_α	x_α	μ	γ	$C_{L,\alpha}$	Ω
0.5	0.2	$1/10\pi$	0.4	2π	0.5

Tableau 5.1 – Paramètres aéroélastiques adimensionnés de l'équation (5.2).

Afin d'estimer le déplacement du profil, les équations (5.2) sont résolues par intégration temporelle à l'aide d'un schéma de Runge-Kutta d'ordre 4. Le diagramme de bifurcation est tout d'abord calculé avec et sans amortisseur hystérétique, le résultat est tracé sur la Figure 5.4. Outre la vitesse de flottement Θ_f , ce premier calcul permet d'identifier quatre points remarquables lorsque l'amortisseur hystérétique est présent :

1. La vitesse Θ_s à laquelle l'amortisseur entre dans sa boucle d'hystérésis et commence ainsi à dissiper l'énergie apportée par l'écoulement,
2. La vitesse Θ_c à laquelle l'amortisseur a parcouru entièrement sa boucle d'hystérésis et n'est plus à même de dissiper l'énergie de l'écoulement,
3. Le saut d'amplitude α_J lorsque Θ_c est dépassé,
4. La vitesse Θ_e , plus petite vitesse à laquelle les cycles limites peuvent être observés, et qui

marque le début ou la fin (selon le sens de parcours) du régime post-flottement à grande amplitude.

Ainsi, l'amortisseur hystérétique est efficace entre les vitesses Θ_s et Θ_c . Mais une fois Θ_c dépassé, il y a une forte discontinuité et l'apparition d'une branche sous-critique qui peut être néfaste à la structure. Le configuration optimale de l'amortisseur hystérétique doit alors être à même d'assurer

1. Θ_s le plus faible possible pour que l'amortisseur hystérétique soit efficace rapidement et que l'amplitude des cycles limites engendrés soit de faible amplitude,
2. Θ_c le plus grand possible afin que l'amortisseur hystérétique soit effectif le plus longtemps possible,
3. α_J le plus faible possible de telle sorte que les amplitudes atteintes après Θ_c ne soient pas trop importantes,
4. Θ_e le plus grand possible, idéalement égale à la vitesse de flottement, afin de ne pas rendre l'instabilité de flottement sous-critique.

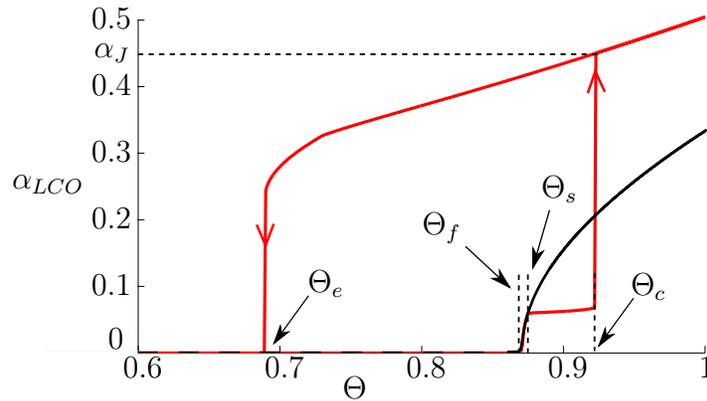


Figure 5.4 – Amplitude des cycles limites du mode de tangage en fonction de la vitesse adimensionnée Θ calculé avec les paramètres linéaire du Tableau 5.1 et $\xi_\alpha = \xi_h = 1$. La courbe rouge correspond au diagramme de bifurcation calculé en présence de l'amortisseur hystérétique avec les caractéristiques suivantes : $h_l = 0.05$, $K_1/K_2 = 10$ et $H = 0.209$. La courbe noire correspond au diagramme de bifurcation sans amortisseur hystérétique.

On trace maintenant sur la Figure 5.5(a) l'influence des paramètres de l'amortisseur hystérétique h_l , K_1 et K_2 sur le diagramme de bifurcation. L'influence de H n'est pas étudiée car l'aire de la boucle d'hystérésis \mathcal{A}_{SMA} , comme définie équation (5.1), est gardée constante. En effet, l'aire totale de la boucle est directement reliée à l'énergie dissipée [72]. Or on cherche ici à connaître,

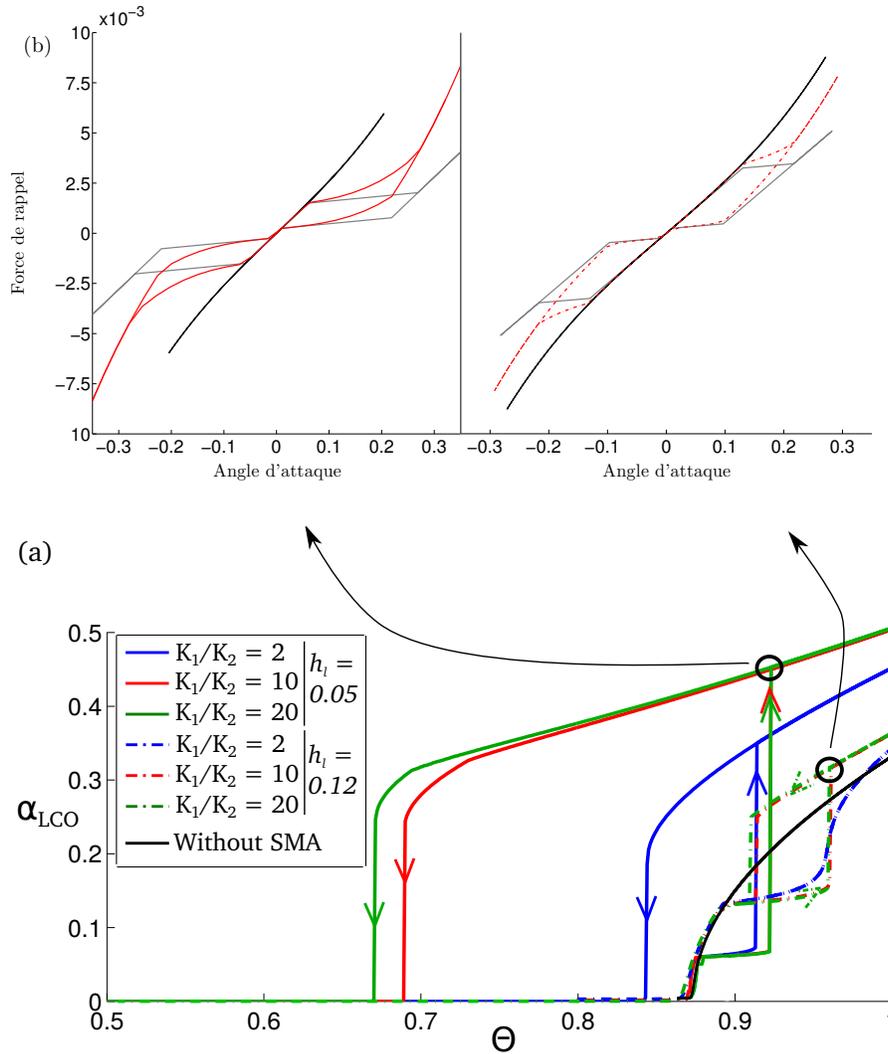


Figure 5.5 – (a) Évolution de l'amplitude des cycles limites du mouvement de tangage en fonction de la vitesse d'écoulement Θ pour différents paramètres de l'amortisseur hystérétique ($\xi_h = \xi_\alpha = 1$ et \mathcal{A}_{SMA} constant). (b) Force de rappel en fonction de l'angle d'attaque à la vitesse $\Theta = \Theta_c$. Figure de gauche : $h_l = 0.05$ et $K_1/K_2 = 10$, figure de droite : $h_l = 0.12$ et $K_1/K_2 = 10$. La force de rappel de l'amortisseur hystérétique f_{NL}^{SMA} est représentée par les courbes grises, la force de rappel du mouvement de tangage f_{NL}^t en présence de l'amortisseur par les courbes rouges et sans l'amortisseur par les courbes noires.

pour une valeur de dissipation donnée, la forme de boucle la plus efficace pour contrôler l'instabilité.

À l'aide de la Figure 5.5(a), on remarque que diminuer h_l a pour effet de réduire Θ_s et Θ_c . En effet, la grandeur h_l détermine le début du comportement hystérétique de l'amortisseur. Ainsi, plus h_l est faible, plus l'amortisseur sera efficace rapidement et plus Θ_s sera faible. Comme \mathcal{A}_{SMA} est constant, si Θ_s est petit alors Θ_c aussi.

D'autre part, on remarque à l'aide de la Figure 5.5(a) que plus h_l est faible, plus α_J est important. Afin de mieux comprendre ce phénomène, les forces de rappel f_{NL}^t et f_{NL}^{SMA} sont tracées sur la Figure 5.5(b) pour $\Theta = \Theta_c$. La configuration avec $h_l = 0.05$ est tracée à gauche de la Figure 5.5(b) et celle avec $h_l = 0.12$ à droite.

Tout d'abord, on remarque bien qu'une fois Θ_c atteint, la boucle d'hystérésis de l'amortisseur est entièrement parcourue. D'autre part l'effet du paramètre h_l est clairement identifié. En effet, lorsque $h_l = 0.05$, le comportement hystérétique de l'amortisseur est plus précoce que lorsque $h_l = 0.12$. Ainsi, pour $h_l = 0.05$, lorsque toute la boucle d'hystérésis est parcourue, la force de rappel f_{NL}^t avec l'amortisseur s'est éloignée de façon non négligeable de celle sans amortisseur, ce qui est moins le cas lorsque $h_l = 0.12$. Et plus la force de rappel f_{NL}^t avec l'amortisseur hystérétique s'éloigne de celle sans, plus le saut d'amplitude est important. Afin de mieux s'en convaincre, on peut s'intéresser aux simulations faites pour différents rapports K_1/K_2 . On remarque alors que plus ce rapport est faible, plus la force de rappel avec amortisseur est proche de celle sans amortisseur, et plus le saut d'amplitude est faible.

Enfin, on remarque à l'aide de la Figure 5.5(a) que la vitesse Θ_e est d'autant plus faible que α_J est grand. En effet, plus α_J est grand plus le caractère sous-critique de la bifurcation est prononcé et plus Θ_e est faible.

Il faut ainsi augmenter h_l et diminuer K_1/K_2 pour diminuer le saut d'amplitude α_J . Néanmoins, cela a pour effet d'augmenter Θ_s et ainsi retarder l'apparition du comportement hystérétique de l'amortisseur. Les cycles limites qui se développent sont alors d'amplitude plus importante. Cela s'observe sur la Figure 5.5(a). En effet, lorsque $h_l = 0.05$, $\Theta_s = 0.88$ et les cycles limites du mode de tangage sont d'amplitude 0.06 alors que lorsque $h_l = 0.12$, $\Theta_s = 0.9$ et les cycles limites du mode de tangage sont d'amplitude 0.13. En conclusion, plus le comportement hystérétique de l'amortisseur est précoce, plus l'amplitude des cycles limites est faible lorsque l'amortisseur n'a pas atteint toute sa capacité, mais plus le saut d'amplitude une fois cette capacité atteinte sera important.

L'étude de ce cas repose sur une modélisation simple et idéalisée du comportement des AMF, sans pré-contrainte initiale. Cette première étude avait été menée en parallèle des expériences au cours desquelles il nous est clairement apparu que la pré-contrainte était nécessaire et importante. Aussi, les résultats de cette étude ont pu donner des premières idées quantitatives sur les paramètres hystérétiques à optimiser ; mais un changement de paradigme était nécessaire pour aller plus loin dans la comparaison. C'est, entre autres, la raison pour laquelle le modèle de Bouc-Wen a été

choisi pour modéliser la force de rappel des ressorts en AMF. Nous présentons ainsi dans la section suivante le modèle complet regroupant le modèle aéroélastique en grand déplacement développé au chapitre 3 ainsi que le modèle de Bouc-Wen exposé à la section 4.3.

5.3 Modèle complet

Afin d'estimer l'établissement et l'évolution des cycles limites avec les ressorts en AMF, on utilise le modèle, appelé modèle complet, qui regroupe le modèle aéroélastique équation (1.4), le modèle de Petot et le modèle de Bouc-Wen. Le système d'équations est d'abord présenté, puis les résultats sont exposés et confrontés aux mesures.

5.3.1 Présentation du modèle complet

Le modèle permettant de décrire les comportements post-flottement du profil avec et sans ressorts en AMF est le suivant,

$$Mh'' + S_\alpha \cos(\alpha)\alpha'' + \frac{bc_h}{U}h' + \frac{b^2}{U^2}(\delta_l k_h + \delta_s k_E)h - S_\alpha \sin(\alpha)\dot{\alpha}^2 = -b^3 \rho s (C_L^1 + C_L^2) - \frac{\delta_s b^2}{U^2}(k_3 h^3 + z), \quad (5.4a)$$

$$I_\alpha \alpha'' + S_\alpha \cos(\alpha)h'' + \frac{b}{U}c_\alpha \alpha' + \frac{b^2}{U^2}k_\alpha \alpha - S_\alpha h' \alpha' (\cos(\alpha) + \sin(\alpha)) = 2b^4 \rho s (C_{M_a}^1 + C_{M_a}^2), \quad (5.4b)$$

$$C_L^{1'} + \lambda^L C_L^1 = \lambda^L (C_{L,\alpha} \alpha_{ap} + \sigma^L b \alpha') + (\kappa^L C_{L,\alpha} + d^L) \alpha'_{ap} + \kappa^L \sigma^L b \alpha'', \quad (5.4c)$$

$$C_L^{2''} + a^L C_L^{2'} + r^L C_L^2 = - (r^L \Delta C_L|_{\alpha_{ap}} + E^L \alpha'_{ap}), \quad (5.4d)$$

$$C_{M_a}^{1'} + \lambda^M C_{M_a}^1 = \lambda^M (C_{M_a,\alpha} \alpha_{ap} + \sigma^M b \alpha') + (\kappa^M C_{M_a,\alpha} + d^M) \alpha'_{ap} + \kappa^M \sigma^M b \alpha'', \quad (5.4e)$$

$$C_{M_a}^{2''} + a^M C_{M_a}^{2'} + r^M C_{M_a}^2 = - (r^M \Delta C_{M_a}|_{\alpha_{ap}} + E^M \alpha'_{ap}), \quad (5.4f)$$

$$z' = [k^D - |z|^n(\gamma + \beta \text{sign}(h'z))]h'. \quad (5.4g)$$

Les coefficients δ_l et δ_s introduits dans l'équation (5.4a) sont équivalents à des symboles de Kronecker utilisés pour passer du modèle avec ressorts en AMF au modèle sans. En effet, le comportement du système aéroélastique sans ressorts en AMF est calculé en sélectionnant $\delta_l = 1$ et $\delta_s = 0$, tandis que le système avec la présence des ressorts en AMF est calculé en choisissant $\delta_s = 1$ et $\delta_l = 0$.

L'intégration temporelle de ce système est réalisée à l'aide d'un schéma de Runge-Kutta d'ordre 4 comme à la section 3.2. La procédure pour estimer le diagramme de bifurcation correspondant est la même.

5.3.2 Résultats et discussions

On calcule le diagramme de bifurcation du système d'équations (5.4) avec les mêmes paramètres structuraux et les mêmes coefficients du modèle de Petot que ceux utilisés à la section 3.2. Concernant les coefficients du modèle de Bouc-Wen, n'étant pas intrinsèques au matériau (ils dépendent notamment de la fréquence d'excitation et de la pré-contrainte), ils sont ajustés à partir de la force de rappel mesurée pendant l'évaluation du diagramme de bifurcation du montage de flottement. Ces coefficients sont regroupés dans le Tableau 5.2. Le coefficient β est plus faible et le coefficient n plus élevé que dans l'exemple présenté à la section 4.3.2. Le diagramme de bifurcation ainsi obtenu est présenté sur la Figure 5.6. L'amplitude des cycles limites est très bien estimée par le modèle pour le mouvement de pompage et de tangage. En effet, la différence entre l'estimation du modèle et la mesure de l'amplitude des cycles limites sur le mouvement de tangage est de 5.97 % et sur le mouvement de pompage de 3.19 %. D'autre part, les ressorts en AMF ont comme effet notable d'annuler la sous-criticalité présente lorsque les ressorts linéaires sont utilisés. Cette sous-criticalité n'ayant pas pu être établie expérimentalement, cet effet de l'amortisseur hystérétique est observé uniquement numériquement.

Ainsi, que les ressorts en AMF soient utilisés ou non, le modèle présenté ici reproduit de façon très satisfaisante ce qui a été observé expérimentalement. Ce qui conforte l'idée qu'il est possible d'estimer le comportement post-flottement du profil à deux degrés de liberté, même en présence d'efforts aérodynamiques instationnaires fortement non linéaires et en présence d'un amortisseur hystérétique.

$k_D [kg.s^{-2}]$	$k_E [kg.s^{-2}]$	$k_3 [kg.m^{-2}.s^{-2}]$	β	γ	n
141.15	141.15	$1.7 \cdot 10^4$	100	0	1.78

Tableau 5.2 – Coefficients du modèle de Bouc-Wen utilisés pour estimer le diagramme de bifurcations présenté à la Figure 5.6

Afin d'explorer plus en détail le comportement du régime post-flottement avec les ressorts en AMF, on reprend le diagramme de bifurcation présenté sur la Figure 3.7. Pour rappel, ce diagramme de bifurcation a été calculé avec les coefficients du modèle de Petot correspondants aux mesures aérodynamiques et non à l'expérience de flottement. On se propose d'étudier ce diagramme de bifurcation car il possède d'une part une sous-criticalité assez importante, et d'autre part une branche de flottement classique et de flottement de décrochage bien distinctes l'une de l'autre. Il est ainsi intéressant d'observer si les ressorts en AMF ont toujours la capacité d'annuler la sous-criticalité de la bifurcation. Pour cela, nous calculons sur la Figure 5.7 ce diagramme de bifurcation avec et sans les ressorts en AMF.

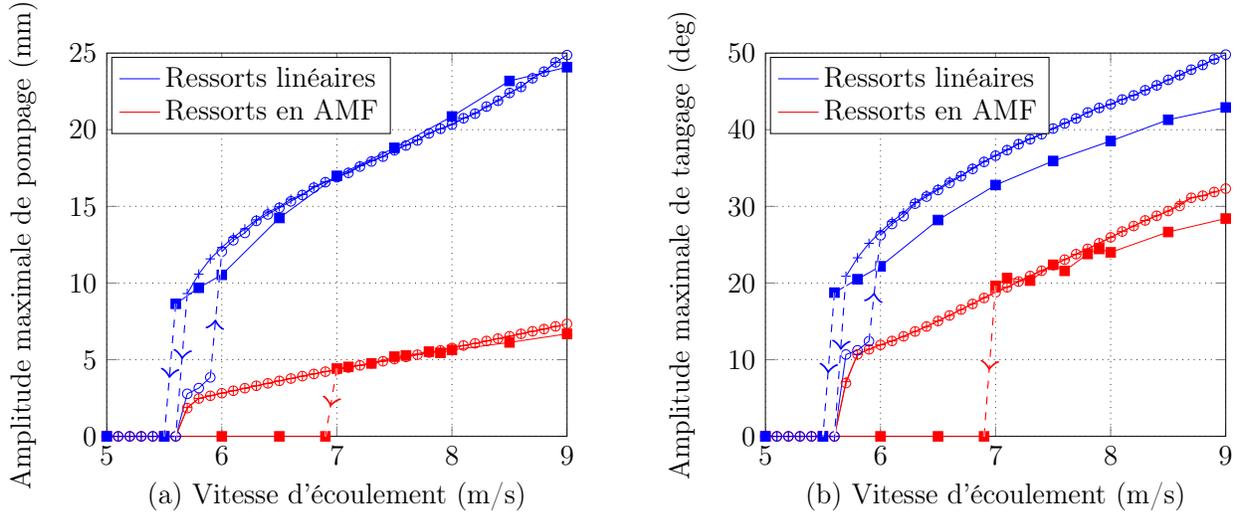


Figure 5.6 – Amplitude maximale du mode de pompage (a) et de tangage (b) en fonction de la vitesse d'écoulement avec et sans ressorts en AMF. Les carrés désignent les mesures, les cercles (resp. les signes plus) l'estimation du modèle pour des vitesses d'écoulement croissantes (resp. décroissantes). Les coefficients du modèle de Petot sont ceux estimés à partir de la mesure du diagramme de bifurcation du montage de flottement et sont regroupés dans le Tableau 3.4.

Les ressorts en AMF annulent bien la sous-criticalité présente lorsque des ressorts linéaires sont utilisés. De plus, l'usage des ressorts en AMF permet de diviser l'amplitude des cycles limites du mode de pompage par 5.96 en moyenne et du mode de tangage par 2.16 en moyenne.

Comme il n'existe pas de saut d'amplitude lorsque les ressorts en AMF sont utilisés, il est difficile de séparer les branches de flottement classique et de flottement de décrochage. Ainsi, une proposition faite dans cette étude est d'introduire une grandeur φ correspondant au déphasage entre les mouvements de pompage et de tangage pour caractériser les deux types de flottement. En effet, le flottement de décrochage est connu pour être dominé par le mouvement de tangage [2, 76] et le déphasage φ paraît être ainsi une grandeur pertinente pour discriminer les deux types de flottement. L'expression du déphasage φ est la suivante,

$$\varphi = \frac{\omega_{max}}{N_{max}} \sum_{i=1}^{N_{max}} (T_{\alpha_{max}}^i - T_{h_{min}}^i). \quad (5.5)$$

$T_{h_{max}}^i$ (resp. $T_{\alpha_{min}}^i$) est le temps correspondant au i ème maximum de $h(t)$ (resp. $\alpha(t)$), N_{max} est le nombre de maxima de $h(t)$ et ω_{max} la pulsation de $h(t)$. Ainsi, si $\varphi > 0$, le mouvement de pompage est en avance de phase sur le mouvement de tangage et réciproquement. De plus, si φ est nul,

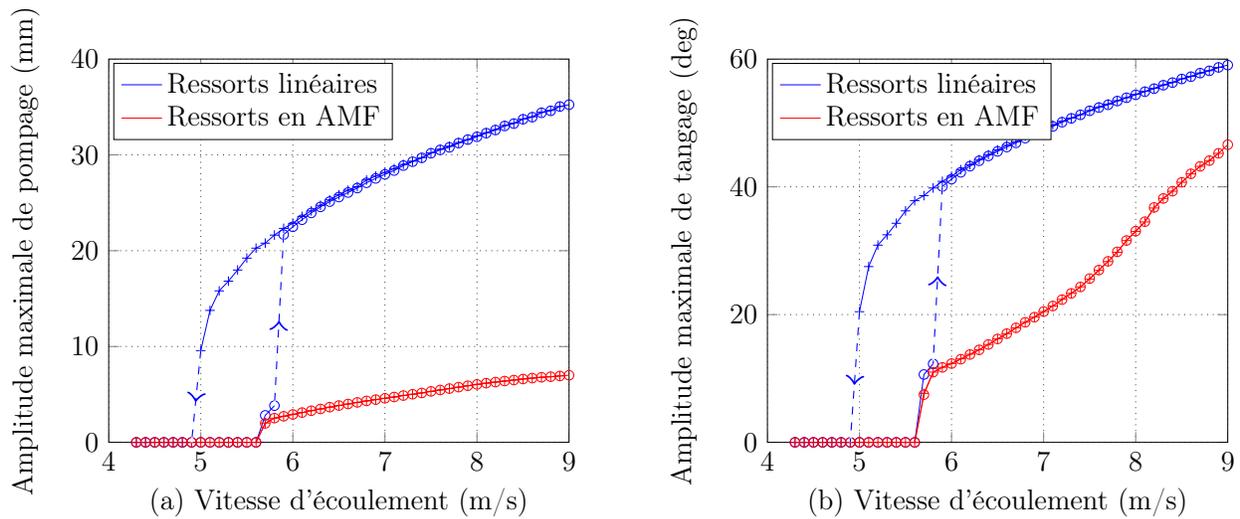


Figure 5.7 – Amplitude maximum du mode de pompage (a) et de tangage (b) en fonction de la vitesse d'écoulement avec et sans ressorts en AMF. Les cercles (resp. les signes plus) correspondent aux vitesses d'écoulement croissantes (resp. décroissantes). Les coefficients de Petot utilisés sont ceux du Tableau 3.2

les mouvements de pompage et de tangage sont en phase et si φ est égal à 180 degrés ils sont en opposition de phase. On trace sur la Figure 5.8 ce déphasage φ pour les deux diagrammes de bifurcation présentés aux Figures 5.6 et 5.7. On s'intéresse d'abord aux diagrammes de bifurcation estimés sans ressorts en AMF, en bleu sur la Figure 5.8. En effet, dans ce cas, les deux branches de bifurcation sont bien distinctes et permettent alors d'observer s'il y a un lien entre le déphasage φ et la nature de ces branches. On remarque sur la Figure 5.8 que les cycles limites correspondant à la branche de flottement de décrochage ont un déphasage φ décroissant en fonction de U , tandis que les cycles limites correspondant à du flottement classique, de 5.7 à 5.9 m/s pour les vitesses croissantes sur la Figure 5.8(a) et de 5.7 à 5.8 m/s pour les vitesses croissantes sur la Figure 5.8(a), ont un déphasage φ croissant en fonction de U . Ainsi, les deux régimes de flottement, le flottement classique et le flottement de décrochage, présentent un déphasage qui se comporte différemment. Il est décroissant en fonction de U pour le flottement de décrochage et croissant en fonction de U pour le flottement classique.

Concernant les diagrammes de bifurcation avec ressorts en AMF, leur déphasage φ , en rouge sur la Figure 5.8, possède une partie croissante et une partie décroissante. Ainsi, le flottement observé entre 5.6 et 6.5 m/s sur la Figure 5.8(a) s'apparente à du flottement classique, et au-delà, à du flottement de décrochage. Pour la Figure 5.8(b), le flottement compris entre 5.6 et 7.2 m/s s'approche du flottement classique et celui au-delà à du flottement décrochage. Ce qui signifie que les ressorts en AMF permettraient de décaler l'apparition du flottement de décrochage de 6

à 6.5 m/s pour le diagramme de bifurcation de la Figure 5.6 et de 6 à 7.2 m/s pour celui de la Figure 5.7.

Cette analyse est une suggestion, en effet, il n'existe pas pour l'instant de lien établi entre le déphasage et le type de flottement. Il s'agit plutôt de retenir des tendances à l'aide des deux branches clairement distinctes lorsque des ressorts linéaires sont utilisés et de les appliquer au cas où les ressorts en AMF sont présents.

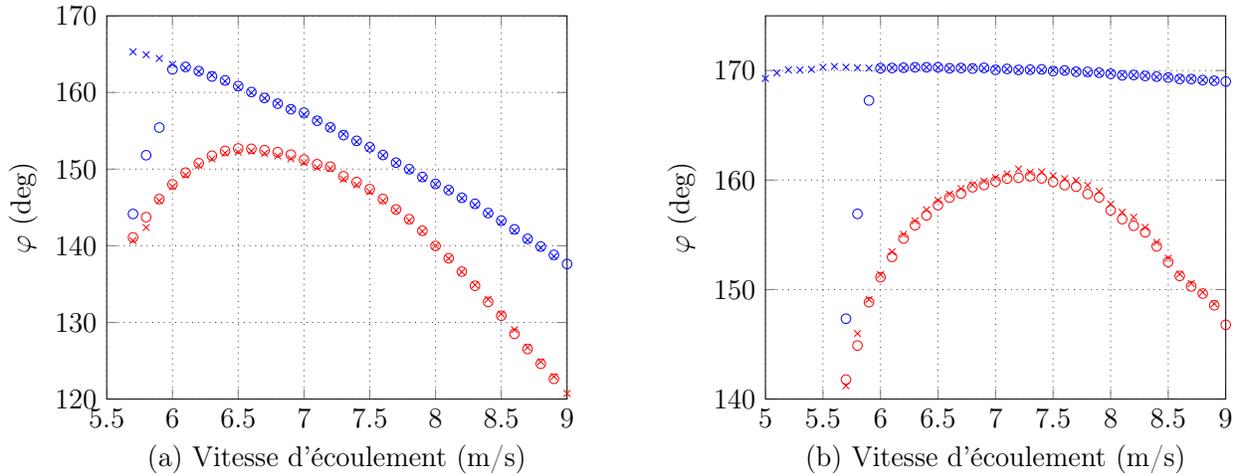


Figure 5.8 – Déphasage φ entre le mouvement de pompage et de tangage comme défini à l'équation (5.5) en fonction de la vitesse d'écoulement. Les cercles (resp. les signes plus) correspondent aux vitesses croissantes (resp. décroissantes). Les signes bleus correspondent au système avec des ressorts linéaires et les signes rouges avec des ressorts en AMF. (a) Correspond au diagramme de bifurcation présenté à la Figure 5.6 et (b) à la Figure 5.7.

Nous nous intéressons à présent à l'influence des coefficients du modèle de Bouc-Wen n , γ et β sur le régime post-flottement. Le lecteur doit garder à l'esprit que le comportement hystérétique, réalisé dans cette étude avec des ressorts en AMF, peut être réalisé avec d'autres types de dispositifs, voir par exemple [11, 12]. Cette étude reste néanmoins toujours pertinente à partir du moment où la force de rappel du dispositif peut être estimée par le modèle de Bouc-Wen.

L'effet de n , γ et β sur le diagramme de bifurcation de la Figure 5.6 est présenté sur la Figure 5.9. L'influence des coefficients explorés réside principalement dans l'amplitude des cycles limites. En effet, la présence des ressorts en AMF annule quoiqu'il en soit la sous-criticalité de la bifurcation. Ainsi, on ne peut pas trouver de similitudes avec les tendances observées en utilisant le modèle par sections de droites détaillé à la section 5.2. Néanmoins, chaque coefficient n'affecte pas de la même façon les deux degrés de liberté. En effet, β et n ont un impact plus important sur le mouvement de pompage, tandis que γ a un effet plus important sur le mouvement de tangage. De plus, à l'aide de la Figure 5.6, on peut déduire que le réglage optimal est réalisé avec un grand β et un petit γ et n .

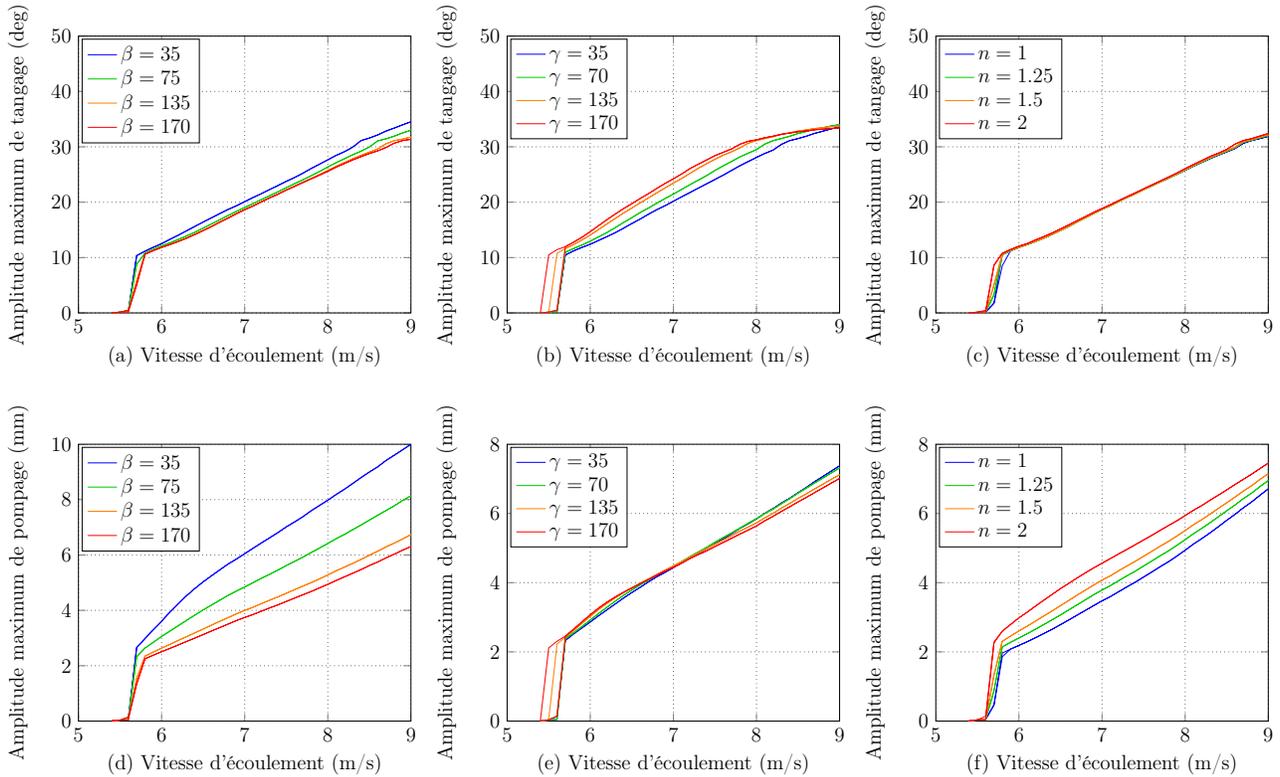


Figure 5.9 – Influence des coefficients β , γ et n du modèle de Bouc-Wen sur le diagramme de bifurcation. Première ligne : Mouvement de tangage; seconde ligne : mouvement de pompage. (a,d) Influence de β , (b,e) influence de γ et (c,f) influence de n .

Conclusion de la deuxième partie

Nous avons montré dans cette partie l'influence d'un amortisseur hystérétique, réalisé à l'aide de ressorts en AMF, sur l'instabilité de flottement. Dans le chapitre 4, les propriétés physiques des AMF ainsi que la modélisation de la force de rappel des ressorts en AMF ont été exposés. Il a été trouvé que le paramètre clé à maximiser est l'amplitude du taux de délongation $\Delta \epsilon$ du ressort. En effet, pour un $\Delta \epsilon$ suffisamment grand, le changement de phase austénite-martensite est alors réalisé entièrement et l'aire de la boucle d'hystérésis de la force de rappel des ressorts en AMF est maximale. D'autre part, l'influence de la fréquence d'excitation des ressorts en AMF sur leur taux d'amortissement ζ_{AMF} a été mise en évidence. Il a été trouvé que pour la gamme de fréquences

de l'expérience de flottement, le taux d'amortissement des ressorts en AMF varie peu en fonction de leur fréquence d'excitation. Ensuite, dans le chapitre 5, les ressorts en AMF ont été utilisés sur le montage expérimental présenté à la section 2.1.1. Il a été montré que ces derniers réduisent de façon conséquente l'amplitude des cycles limites se développant dans le régime post-flottement. En effet, leur amplitude est divisée par 3.71 sur le mode de pompage et par 1.59 sur le mode de tangage. D'autre part, l'évolution des cycles limites dans le régime post-flottement a été modélisé et les résultats trouvés sont en très bon accord avec la mesure. De plus, il a été montré que les ressorts en AMF permettent d'annuler la probable sous-criticalité de l'instabilité de flottement et de retarder l'apparition du flottement de décrochage.

Dans la partie suivante, l'influence d'un amortisseur non linéaire de vibrations accordé (NLTVA) sur l'instabilité de flottement est étudiée. Dans un premier chapitre, une étude analytique et numérique de l'influence du NLTVA est présentée. Dans un second chapitre, une réalisation pratique du NLTVA aux moyens de forces magnétiques est exposée.