

Étude de la déformation des lignes d'un kite de traction : modélisation et validation expérimentale

M. de La Bigne^{1*}, B. Chouvion¹, K. Roncin¹, A. Bosq¹

¹ Centre de Recherche de l'École de l'Air (CREA), École de l'air et de l'espace, F-13661 Salon-de-Provence
* marguerite.de-la-bigne@ecole-air.fr

Abstract — Ce travail s'inscrit dans un projet consacré au développement d'un démonstrateur de système de traction de navires par cerf-volant (ou *kite*). L'étude présentée vise principalement à modéliser les lignes d'attache du kite en tenant compte de leurs déformations sous l'effet des charges aérodynamiques; l'objectif étant *in fine* de prédire de manière plus précise le comportement dynamique du kite ainsi que la force de traction qu'il génère. Différents modèles de lignes sont comparés et validés expérimentalement.

Mots clés — Câbles flexibles, Chaînettes, Validation expérimentale, Couplage aéro-structure.

1 Introduction

Dans le but de décarboner le transport maritime et de réduire la consommation de carburant, plusieurs solutions exploitant l'énergie du vent sont actuellement à l'étude ou en cours de développement [1, 2]. Le système de traction par kite (voir Fig. 1) présente au moins deux avantages : il occupe peu de place sur le pont et exploite les vents d'altitude, plus forts et plus réguliers que les vents de surface, ce qui permettrait théoriquement de réduire la consommation de carburant de l'ordre de 10 – 30% selon les conditions [1].



Figure 1: Exemple de système de traction par kite développé par l'entreprise *Beyond the Sea*

Le pilotage d'un kite est complexe. Afin de maximiser la traction, celui-ci doit suivre des trajectoires en huit [3], qui permettent d'augmenter la vitesse du vent apparent et ainsi la puissance générée. Les travaux présentés dans cette étude se concentrent sur la modélisation des lignes reliant le kite au navire, un élément essentiel pour la prédiction de la trajectoire à intégrer dans le contrôleur de commande. La modélisation des lignes repose généralement soit sur des approches de type masse-ressort ou ressort-amortisseur [4, 5], soit sur une représentation les considérant comme rigides [3, 6]. Toutefois, leur déformation réelle, induite par la combinaison des efforts inertiels, aérodynamiques et de traction, est le plus souvent négligée. Dans le but d'améliorer la prédiction de la trajectoire du kite simulée, cette étude présente le code éléments finis non-linéaire développé pour tenir compte de la déformée transverse des lignes, sa comparaison avec une formulation analytique, ainsi que sa validation expérimentale. Son intégration au sein du simulateur de dynamique du vol du kite sera traitée dans de futurs travaux.

2 Modélisation des lignes

Comme indiqué précédemment, lorsqu'il est appliqué au problème de la simulation de la dynamique du vol du kite de traction, seul l'allongement des lignes est généralement pris en compte [3, 4]. Cependant, la littérature propose d'autres approches permettant de s'affranchir de cette hypothèse, parmi lesquelles :

- une modélisation de type chaînette, solution analytique plane, ayant notamment pour hypothèse de ne pas tenir compte des efforts externes tangents le long de la ligne [7–9];
- un modèle éléments finis non-linéaire utilisant des éléments de type câble, qui ne peuvent supporter que des efforts de traction [10–12].

La rapidité intrinsèque du modèle de chaînette permet un interfaçage efficace avec le contrôleur de trajectoire de vol. En revanche, la modélisation tridimensionnelle par éléments finis, ainsi que sa capacité à prendre en compte une éventuelle extensibilité des lignes, lui confèrent des propriétés susceptibles d'élargir sa plage de validité. La comparaison des deux approches présentées dans ce travail vise notamment à caractériser plus finement leurs différences respectives et à en évaluer l'impact dans le cadre de l'application considérée.

2.1 Modèle de câble

Le modèle de ligne par éléments finis de type câble développé s'appuie sur la méthode décrite dans [10, 13]. Le problème est résolu à l'aide d'une approche itérative non linéaire de type Newton-Raphson, basée sur le calcul de la matrice de raideur tangente, mise à jour à chaque itération jusqu'à convergence entre les charges extérieures appliquées au câble et les efforts internes.

Chaque élément est défini par deux nœuds, notés A et B , comme illustré Fig. 2. Les coordonnées des nœuds dans le repère global $((\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z})$, voir Fig. 2) sont regroupées dans le vecteur déplacement global $(\mathbf{x} = [x_a \ y_a \ z_a \ x_b \ y_b \ z_b]^T)$. Le vecteur d'efforts externes dans le repère global est défini de manière analogue $(\mathbf{l} = [F_{a_x} \ F_{a_y} \ F_{a_z} \ F_{b_x} \ F_{b_y} \ F_{b_z}]^T)$. Les déplacements de l'élément $((u, v, w))$ à l'itération suivante sont exprimés dans le repère local associé à l'élément $((\mathbf{x}_l, \mathbf{y}_l, \mathbf{z}_l)$, voir Fig. 2). L'élongation de l'élément est définie par :

$$e = \sqrt{(L_e + u)^2 + v^2 + w^2} - L_e \quad (1)$$

où L_e est sa longueur initiale. Le passage du repère local au repère global est assuré par la matrice de rotation \mathbf{T} . L'équilibre statique d'un élément donne :

$$\delta \mathbf{l} = \mathbf{K} \times \delta \mathbf{x}, \text{ avec } \mathbf{K} = \mathbf{T}^T \{ \mathbf{A} \mathbf{A}'^T E A_l / L_e \mathbf{A} \mathbf{A}' + \mathbf{D} \} \mathbf{T} \quad (2)$$

où δ représente la dérivée partielle d'un vecteur par rapport au repère global. La matrice \mathbf{K} est la matrice de raideur tangente de l'élément avec $\mathbf{A} \mathbf{A}'$ la matrice de déformation dans le repère locale, E le module d'Young de la ligne et A_l sa section. La matrice de raideur tangente est la somme de deux contributions : une raideur matérielle $(\mathbf{T}^T \{ \mathbf{A} \mathbf{A}'^T E A_l / L_e \mathbf{A} \mathbf{A}' \} \mathbf{T})$ fonction des déformations et liée au comportement élastique axial du câble et une raideur géométrique $(\mathbf{T}^T \mathbf{D} \mathbf{T})$ liée à la tension et aux effets de grands déplacements.

Afin d'éviter des instabilités numériques dues à l'apparition de contraintes en compression dans la ligne [13], la matrice de raideur géométrique (\mathbf{D}) est imposée nulle lorsque l'élongation devient négative $(e < 0)$, ce qui empêche la prise en compte artificielle d'une rigidité en compression.

Dans notre application, en plus de la force de traction du kite qui est considérée comme une pré-tension, deux sources de chargement s'exerçant sur les câbles sont prises en compte : le poids de la ligne et les forces aérodynamiques dues au vent dans les lignes. Le poids total est simplement réparti sur les nœuds en fonction de la masse linéique μ et du nombre d'éléments. Les efforts aérodynamiques sur un élément i d'abscisse curviligne s_i sont, quant à eux, calculés à partir de :

$$\mathbf{f}_{\text{aero}} = \int_{s_i - L_e/2}^{s_i + L_e/2} d\mathbf{f}_n + d\mathbf{f}_t ds \quad (3)$$

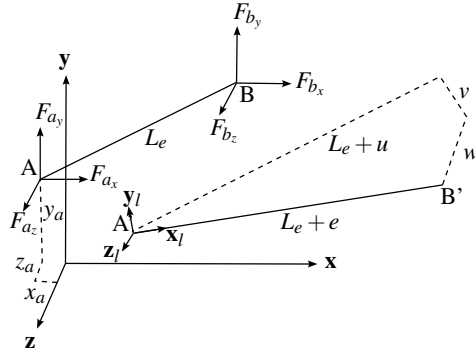


Figure 2: Définition des repères du code élément fini et des déplacements des nœuds. On note (x_i, y_i, z_i) les coordonnées du point i dans le repère global $(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z})$, et (u, v, w) les déplacements dans le repère local de l'élément $(\mathbf{x}_l, \mathbf{y}_l, \mathbf{z}_l)$. L'élément est noté AB initialement et $A'B'$ à l'itération suivante. Les composantes de force au nœud i sont notées $(F_{i_x}, F_{i_y}, F_{i_z})$. L_e désigne la longueur initiale de l'élément et e son élongation.

où

$$d\mathbf{f}_t = \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} C_t d_{\text{ligne}} \|\mathbf{v}_t\| \mathbf{v}_t ds, \quad (4)$$

$$d\mathbf{f}_n = \frac{1}{2} \rho_{\text{air}} C_d d_{\text{ligne}} \|\mathbf{v}_n\| \mathbf{v}_n ds, \quad (5)$$

en notant ρ_{air} la densité de l'air et d_{ligne} le diamètre de la ligne. \mathbf{v}_t et \mathbf{v}_n représentent les vitesses du vent apparent, dans les directions tangente et normale à la ligne, respectivement. Les paramètres C_t et C_d définissent les coefficients de force tangentielle et de force normale respectivement. Dans le cas d'une section de câble circulaire, C_t correspond au coefficient de traînée d'un cercle.

La vitesse du vent apparent, utilisée pour calculer \mathbf{v}_t et \mathbf{v}_n est définie comme la vitesse du vent réel auquel est soustraite la vitesse de l'élément considéré :

$$\mathbf{v}_{v_a} = \mathbf{v}_{\text{ref}} \left(\frac{y}{y_{\text{ref}}} \right)^{1/7} - \mathbf{v}_{v_l}, \quad (6)$$

avec \mathbf{v}_{ref} la vitesse de vent réel de référence à une altitude donnée y_{ref} , y l'altitude du point matériel considéré, et \mathbf{v}_{v_l} la vitesse d'avancement des lignes induite par le mouvement du kite.

Les matrices de raideur tangente des éléments et leurs efforts sont ensuite assemblés pour construire le système global non-linéaire, résolu par la méthode de Newton-Raphson.

2.1.1 Modèle de chaînette

Le modèle de chaînette a été initialement développé pour prédire la déformée d'une ligne soumise à son propre poids. Dans une modélisation de type chaînette, contrairement au modèle par éléments finis de type câble présenté précédemment, on néglige les tensions internes dues à l'élasticité de la ligne. De plus, on considère que la ligne est soumise uniquement à une charge linéique constante unidirectionnelle, notée q , et que la composante de la tension interne dans la ligne perpendiculairement à cette charge est considérée constante [7–9].

Afin de mettre en équation ce système, on note O et K les extrémités de la ligne, et le repère global est noté $(\mathbf{x}O\mathbf{y})$, comme illustré Fig. 3. Selon les hypothèses du modèle de chaînette, la ligne est uniquement soumise à une charge répartie par unité de longueur q qui agit ici selon $-\mathbf{y}$. La tension T le long de la ligne est décomposée selon les deux axes (T_x, T_y) , et l'angle α que la ligne forme avec l'axe \mathbf{x} vérifie $\tan(\alpha) = T_y/T_x$.

L'équilibre statique d'un élément infinitésimal de longueur ds , où s désigne l'abscisse curviligne (voir Fig. 3 (b)), conduit aux deux équations différentielles suivantes :

$$\frac{dT_x}{ds} = 0, \quad \frac{dT_y}{ds} - q = 0, \quad (7)$$

Ainsi, T_x est constant. Par ailleurs, pour un élément infinitésimal on a $\tan(\alpha) = dy/dx$, ce qui implique que T_y devient une fonction de (y', T_x) avec $y' = dy/dx$. En injectant l'expression de $T_y(y', T_x)$ obtenue,

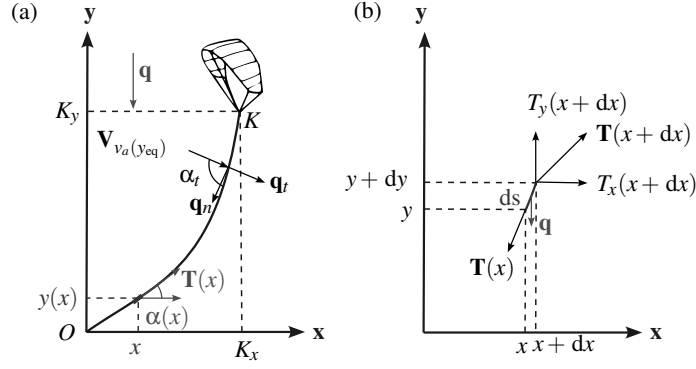


Figure 3: (a) Définition des repères et des forces le long de la chaînette avec (b) zoom sur un élément infinitésimal de longueur ds . On note $(x, y(x))$ les coordonnées de l'élément ds et (K_x, K_y) celle du point au bout de ligne noté K dans le repère global $(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z})$ d'origine O . q est la charge linéique, $\mathbf{v}_{v_a(y_{eq})}$ la vitesse du vent apparent et q_t et q_n les efforts aérodynamiques respectivement de trainée et de portance. L'élément est soumis à une tension $T(x)$ dont les composantes sur l'axe \mathbf{x} et \mathbf{y} sont notées respectivement $T_x(x)$ et $T_y(x)$. Au point x , la ligne forme un angle $\alpha(x)$ par rapport à l'axe \mathbf{x} .

dans l'Eq. (7), puis en intégrant cette dernière, on peut obtenir l'expression de la position verticale $y(x)$. Enfin, en considérant comme conditions aux limites les positions des points O ($O = (0, 0)$) et K ($K = (K_x, K_y)$), telles qu'illustrées dans la Fig. 3, on obtient l'expression analytique de la déformée suivante :

$$y(x) = \frac{K_y \sinh(\omega x) + \lambda [\sinh(\omega x) - \sinh(\omega K_x) + \sinh(\omega(K_x - x))]}{\sinh(\omega K_x)}, \quad (8)$$

$$\text{avec } \lambda = \frac{L_0 \sinh(\omega K_x) - K_y [\cosh(\omega K_x) - 1]}{2 [\cosh(\omega K_x) - 1]},$$

et L_0 la longueur initiale de la ligne. Le terme ω dépend du chargement et de la pré-tension. Dans notre cas, en plus du poids, les efforts aérodynamiques \mathbf{q}_{tot} exercés par le vent selon l'axe \mathbf{y} sont pris en compte sous forme de charge linéique répartie, afin de rester cohérent avec l'approximation du modèle de chaînette (T_x doit rester constant). On obtient alors $\omega = \mu g / T_x + \mathbf{q}_{tot} \cdot \mathbf{y} / T_x$, avec g l'accélération de la pesanteur.

La charge \mathbf{q}_{tot} correspond à une charge linéique induite par les effets aérodynamiques. Ceux-ci dépendant de la vitesse du vent, cette charge devrait donc varier avec l'altitude (voir Eq. (6)). Cependant, pour considérer une charge globale équirépartie, et suivant la méthode proposée dans [7], on cherche alors l'altitude y_{ref} à laquelle la vitesse du vent apparent \mathbf{v}_{v_a} est équivalente à la valeur moyenne du vent le long de la ligne, c'est-à-dire :

$$\|\mathbf{v}_{v_a}(y_{ref})\|^2 = \frac{1}{K_y} \int_0^{K_y} \|\mathbf{v}_{v_a}(y)\|^2 dy \quad (9)$$

Ainsi \mathbf{q}_{tot} s'écrit sous la forme [7, 14] :

$$\mathbf{q}_{tot} = \mathbf{q}_t + \mathbf{q}_n = \frac{1}{2} \rho_{air} d_{ligne} \left(C_t \|\mathbf{v}_{v_a}(y_{eq})\| \mathbf{v}_{v_a}(y_{eq}) + C_d \|\mathbf{v}_{v_a}\| \frac{\mathbf{v}_{v_a}(y_{eq}) \times \mathbf{OK}}{\|\mathbf{v}_{v_a}(y_{eq}) \times \mathbf{OK}\|} \right), \quad (10)$$

où α_t (illustré Fig. 3) est l'angle d'incidence du vent par rapport à la ligne, et \mathbf{q}_t et \mathbf{q}_n les efforts de trainée et de portance, respectivement.

3 Limite du modèle de chaînette

Dans les sections précédentes, nous avons introduit deux modèles de ligne, l'un est basé sur les éléments finis, qui prend en compte les non-linéarités géométriques des câbles et l'autre, de type chaînette,

correspondant à une expression analytique décrivant la déformée d'une ligne soumise uniquement à une charge unidirectionnelle répartie, avec une tension interne perpendiculaire à cette charge considérée comme constante. Ce second modèle constitue donc une approximation par rapport au modèle éléments finis. Dans cette section, on cherche à déterminer, d'une part, les limites du modèle de chaînette en fonction de la géométrie et des propriétés matériaux de la ligne, et, d'autre part, celles liées à la modélisation du vent sous forme de charge équirépartie.

Afin de réduire le nombre de variables à comparer entre les deux modèles présentés dans les sections précédentes, chacun des modèles a été adimensionné, en définissant, notamment les paramètres sans dimension suivants :

$$\Pi_E = \frac{EA_l}{T_0} \text{ et } \Pi_P = \frac{\mu g L_0}{T_0}, \quad (11)$$

avec T_0 la pré-tension dans la ligne. La constante Π_E , nommée dans cette étude le paramètre adimensionnel de raideur axiale, permet de définir jusqu'à quel point l'élasticité de la ligne peut être négligée vis-à-vis de son chargement. La constante Π_P , appelée paramètre adimensionnel du poids de la ligne, quant à elle, permet de définir la limite du chargement admissible par la ligne, pour que l'on puisse continuer à considérer que celle-ci se déforme comme une chaînette.

La Figure 4 (a) présente une comparaison des déformations simulées par le code d'éléments finis et le modèle de chaînette, sans prise en compte des efforts aérodynamiques. Les valeurs de raideur axiale (Π_E) et de poids (Π_P) varient autour de l'ordre de grandeur correspondant à une application réelle de lignes de kite de traction. Pour cette étude, on impose comme conditions aux limites le fait que la ligne forme un angle de 75° par rapport à l'horizontale (axe \mathbf{x}), dans son état non déformé, et que les deux extrémités (O et K) soient fixées dans le plan. La Figure 4 (a) illustre que lorsque les paramètres de raideur (Π_E) et de poids (Π_P) sont grands, les deux modèles diffèrent fortement. Cela signifie que lorsque la ligne n'est pas suffisamment prétendue par rapport à son propre poids, ou lorsqu'elle est trop rigide, le modèle de chaînette n'est plus valable. En effet, comme la rigidité axiale n'est pas prise en compte dans ce modèle, la chaînette a tendance à se déformer davantage que la ligne réelle. On peut toutefois noter que l'approximation par la chaînette reste valable (l'erreur sur la déformée est $< 5\%$), quelle que soit l'élasticité du matériau, si la pré-tension est au moins deux fois supérieure au poids de la ligne ($T_0 > 2\mu L_0 g$).

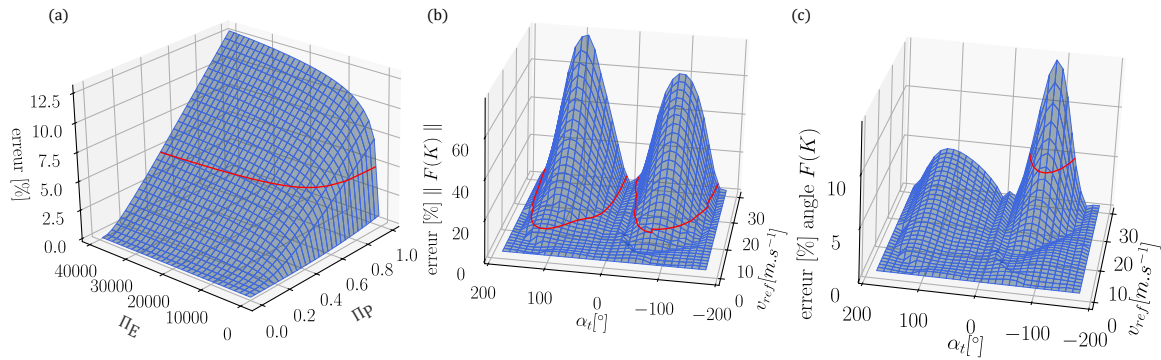


Figure 4: Erreur en pourcentage entre le modèle de chaînette et les simulations par éléments finis pour : (a) la déformation de la ligne sans prise en compte des efforts aérodynamiques, en fonction de Π_E et Π_P ; (b) l'amplitude de la force en bout de ligne et (c) son angle en bout de ligne également, en fonction de la vitesse du vent v_{ref} à l'altitude de référence et de son angle d'incidence par rapport à la ligne α_t . La ligne rouge représente la limite de tolérance fixée à 5% d'erreur par rapport à la simulation éléments finis.

Il convient maintenant de définir la limite de modélisation des efforts aérodynamiques dus au vent comme une charge linéique équirépartie, en fonction de l'incidence du vent α_t (voir Fig. 3) et de son intensité v_{ref} . Pour cela, les conditions aux limites sont définies de façon identique à l'étude précédente : les points O et K sont fixés, et la ligne forme un angle de 75° par rapport à l'axe \mathbf{x} . Par ailleurs, comme l'on cherche uniquement à étudier les efforts dus au vent, on fixe également les caractéristiques de la ligne – de l'ordre de grandeur de notre cas d'étude : paramètres adimensionnés de raideur $\Pi_E = 370$ et du poids $\Pi_P = 0.03$. Dans la perspective, à moyen terme, d'intégrer la modélisation des lignes dans un

code de simulation de la dynamique de vol d'un kite [15], l'objectif est d'estimer avec précision la force au bout de la ligne afin de prédire correctement la trajectoire. Les critères de validation retenus sont ainsi l'amplitude ($\| \mathbf{F}(K) \|$) et l'angle d'incidence de la force en bout de ligne. Ceux-ci sont illustrés respectivement Figs. 4 (b) et (c). Les résultats montrent qu'en dessous de 10 m/s, l'approximation par un modèle de chaînette reste valable pour toutes les incidences du vent. Lorsque le vent est plus fort, cette approximation demeure acceptable pour des angles compris entre $\pm[0^\circ : 20^\circ, 165^\circ : 180^\circ]$. La plage des paramètres pour laquelle le modèle n'est plus valable correspond aux angles où la composante aérodynamique se répartit le plus sur les deux axes ; ce qui maximise la déformation latérale de la ligne et réduit la pertinence du modèle de chaînette qui néglige la variation des efforts dans cette direction. Concernant l'orientation de la force en bout de ligne (voir Fig. 4 (c)), peu de différences apparaissent entre les deux modèles pour l'ensemble des vitesses de vent, à l'exception des incidences comprises entre -35° et -124° . Lorsque le vent présente une incidence négative et a une vitesse supérieure à 20 m/s, la chaînette se déforme moins, car sa tension demeure constante selon l'axe $+x$. À l'inverse, dans le modèle par éléments finis de câble, la tension interne varie le long de la ligne et peut comporter une composante selon $-x$, ce qui accentue la déformation.

En résumé, si l'on respecte une pré-tension au moins deux fois supérieure au poids de la ligne, la modélisation par chaînette peut être utilisée pour les lignes de kite dans des vents inférieurs à 10 m/s où lorsque l'angle d'incidence du vent reste dans les plages $\pm[0^\circ : 20^\circ, 165^\circ : 180^\circ]$. Dans ces conditions, les approximations sont faibles, tant en amplitude qu'en orientation de la force en bout de ligne.

4 Validation expérimentale du modèle éléments finis de câble

Afin de valider le code éléments finis de type câble développé, des expériences ont été réalisées. L'objectif principal était de confronter les déformations simulées numériquement à celles observées expérimentalement sur une ligne soumise à des chargements statiques.

Les essais ont été menés sur des lignes Dyneema Ultimate de diamètre $d = 1.9$ mm, constituées d'une gaine en polymère et d'une âme en Dyneema SK78. La ligne est tendue entre deux points fixes; sa longueur initiale L_0 et sa pré-tension T_0 sont imposées à l'aide d'un système de serrage, comme illustré Fig. 5.

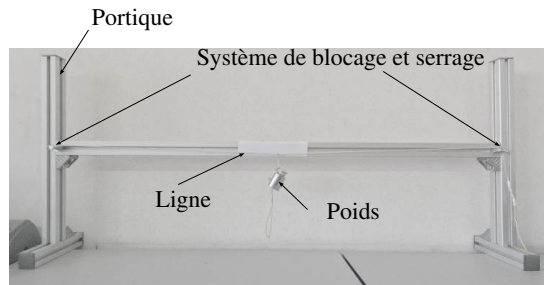


Figure 5: Description du montage expérimental.

La pré-tension dans la ligne est estimée à partir de la fréquence de résonance de son premier mode de vibration f_1 , d'après la relation [8] :

$$f_1 = \frac{1}{2L_0} \sqrt{\frac{T_0}{\mu}}. \quad (12)$$

La fréquence du premier mode est quant à elle estimée de manière indirecte, à partir d'une transformée de Fourier (FFT) appliquée aux signaux dynamiques enregistrés après un lâcher transversal, soit à partir du mouvement de la ligne capté par caméra, soit à partir des signaux acoustiques. Le mouvement temporel d'un point de la ligne ainsi mesuré est illustré en Fig. 6(a), tandis que les spectres de fréquence correspondants obtenus par FFT sont présentés dans les Figs. 6(b) et (c) pour les mesures de déplacement et dans la Fig. 6(d) pour les mesures acoustiques.

Les deux méthodes donnent des résultats concordants, avec une fréquence moyenne de $f_1 \approx 57$ Hz. Les caractéristiques fournies par le fabricant – masse linéique $\mu = 2.41 \times 10^{-3}$ kg/m et module de

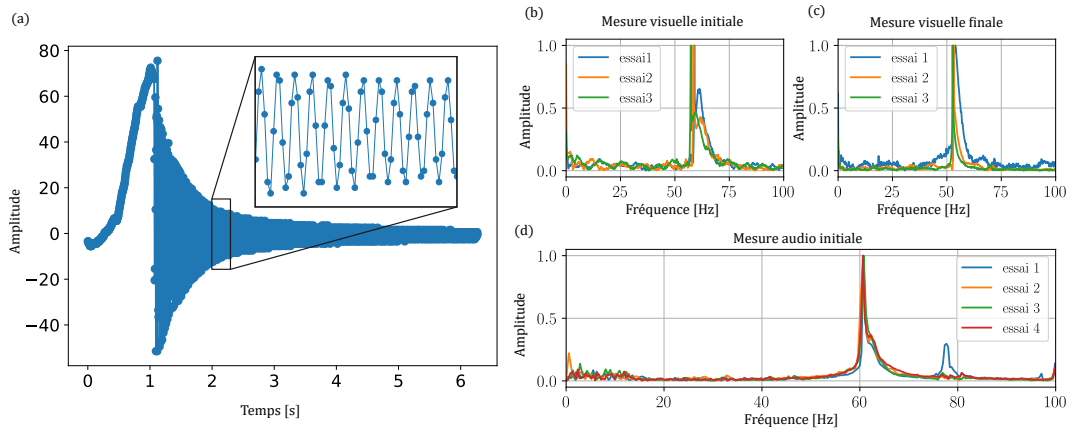


Figure 6: (a) Exemple de déplacement de la ligne mesuré par caméra au cours du temps après une excitation transversale. FFT du signal mesuré par caméra pour différents essais : (b) faits juste après le montage de la ligne et (c) réalisés après avoir chargé et déchargé la ligne. (d) FFT du signal mesuré à l'aide d'un micro.

Young $E = 3.7 \times 10^{10}$ Pa – sont utilisées respectivement pour estimer la pré-tension et pour le modèle de déformation.

Une fois la tension initiale connue, la ligne est soumise à un chargement réparti par ajout de masses de poids croissant, comme illustré en Fig. 7(a). L'analyse d'image permet de déterminer la déformée expérimentale de la ligne et de la comparer à celle obtenue numériquement (voir Fig. 7(b)). La mesure de la déformée expérimentale est réalisée au moins deux fois afin de s'assurer de sa répétabilité. Une mesure de fréquence réalisée après le déchargement de la ligne (Fig. 6(b)) met en évidence une diminution de la tension, pouvant être attribuée soit à un mauvais encastrement, soit à un glissement entre l'âme et la gaine de la ligne. Malgré ces incertitudes, les résultats montrent une bonne cohérence entre les simulations et les observations expérimentales, avec un écart maximal de l'ordre de 10%.

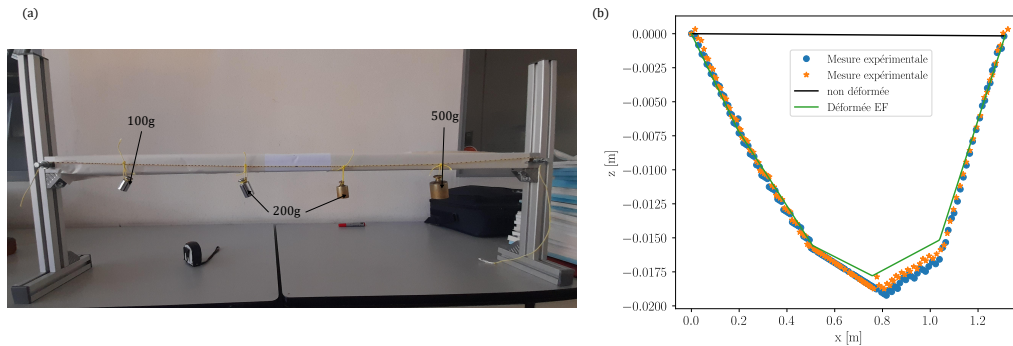


Figure 7: (a) Image du montage lorsque la ligne est chargée avec des poids. (b) Comparaison entre les déformées expérimentales (points et étoiles) et simulées par éléments finis (trait plein).

5 Conclusion

Le code éléments finis développé a pu ainsi être validé à la fois par des mesures expérimentales et grâce à un modèle analytique. Il a également été possible de définir la limite d'application du modèle analytique, qui, à condition d'avoir une pré-tension deux fois supérieure au poids de la ligne, offre une bonne approximation de la force en bout de ligne dans des vents inférieurs à 10 m/s ou lorsque l'angle d'incidence du vent est compris entre $\pm[0^\circ : 20^\circ, 165^\circ : 180^\circ]$.

Finalement, le code éléments finis utilisant des éléments câbles, tel que présenté dans cette étude, peut être intégré dans un algorithme de contrôle de dynamique du vol d'un kite [15, 16] en place du modèle existant basé simplement sur un modèle ressort-amortisseur des lignes. Des analyses plus approfondies sont en cours sur l'influence des lignes sur le contrôle de la trajectoire du kite, et sur les efforts de traction

générés au cours du temps. La simulation par éléments finis restant assez coûteuse en temps de calcul, au sein du schéma d'intégration temporel permettant de simuler la dynamique du kite, une extension du modèle chaînette à un cas tridimensionnel est envisagé.

Remerciement

Les auteurs remercient Bpifrance pour son soutien financier.

References

- [1] H. Díaz and C. Guedes Soares. Review of the current status, technology and future trends of offshore wind farms. *Ocean Engineering*, 209:107381, 2020.
- [2] A. De Marco, S. Mancini, C. Pensa, G. Calise, and F. De Luca. Flettner rotor concept for marine applications: A systematic study. *International Journal of Rotating Machinery*, 2016(1):3458750, 2016.
- [3] R. Leloup, K. Roncin, G. Bles, J.-B. Leroux, C. Jochum, and Y. Parlier. Kite and classical rig sailing performance comparison on a one design keel boat. *Ocean Engineering*, 90:39–48, November 2014.
- [4] A. Bosch, R. Schmehl, P. Tiso, and D. Rixen. Dynamic nonlinear aeroelastic model of a kite for power generation. *Journal of Guidance, Control, and Dynamics*, 37(5):1426–1436, September 2014.
- [5] P. Williams, B. Lansdorp, and W. Ockels. Modeling and control of a kite on a variable length flexible inelastic tether. *Collection of Technical Papers - 2007 AIAA Modeling and Simulation Technologies Conference*, 2, 08 2007.
- [6] Miles Loyd. Crosswind kite power (for large-scale wind power production). *Journal of Energy*, 4:106–111, May-June 1980.
- [7] N. Bigi, A. Nême, K. Roncin, J.-B. Leroux, G. Bles, C. Jochum, and Y. Parlier. Analytical tether model for static kite flight. In Roland Schmehl, editor, *Airborne wind energy: advances in technology development and research*, chapter 3, pages 57–78. Springer, 2018.
- [8] T. Touze. *Proposition d'une méthode d'alignement de l'accélérateur linéaire CLIC : des réseaux de géodésie au pré-alignement actif*. Theses, Université Paris-Est, January 2011.
- [9] D. Timoshenko and H. Young. *Engineering Mechanics: Statics, Volume 2*. McGraw-Hill Book Company Inc, New York, 1937.
- [10] P. Broughton and P. Ndumbaro. *The Analysis of Cable and Catenary Structures*. Thomas Telford, London, 1994.
- [11] I. Fried. Large deformation static and dynamic finite element analysis of extensible cables. *Computers & Structures*, 15(3):315–319, 1982.
- [12] Y.M. Desai, P. Yu, N. Popplewell, and A.H. Shah. Finite element modelling of transmission line galloping. *Computers & Structures*, 57(3):407–420, 1995.
- [13] C. Bertrand, V. Acary, C-H. Lamarque, and A. Ture Savadkoohi. A robust and efficient numerical finite element method for cables. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 121(18):4157–4186, September 2020.
- [14] S. F. Hoerner. *Fluid-Dynamic Drag*. Hoerner, S.F, Brick Town, NJ, USA, 1965.

- [15] J. Bernard-Lameau, J. Loustau-Laguide, K. Roncin, B. Chouvion, and L. Daridon. Study of the direction of motion over an eight pattern trajectory for a traction kite full downwind. In *Journées de l'Hydrodynamique 2024*, Nantes, France, November 2024.
- [16] B. Houska and M. Diehl. Optimal control of towing kites. In *Proceedings of the 45th IEEE Conference on Decision and Control*, pages 2693–2697, 2006.