

Méthodologie d'analyse fine des contacts critiques au sein d'un conducteur aérien *via* un modèle numérique filaire

A. Belkhabbaz¹, M. Gueguin¹, F. Hafid², C. Yang², J.-M. Ghidaglia³, O. Allix⁴

¹ Eurobios, 61 avenue du président Wilson, 94235 Cachan, France

² RTE-R&D, Immeuble Window, 7C place du dôme, 92073 Paris La Défense, France

³ CMLA, ENS Paris-Saclay, CNRS, Université Paris-Saclay, 94230 Cachan, France

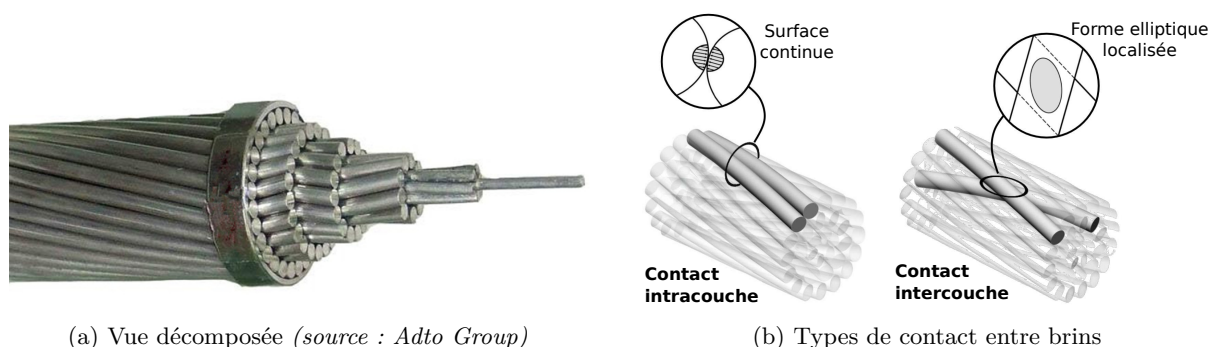
⁴ LMT, ENS Paris-Saclay, CNRS, Université Paris-Saclay, 94230 Cachan, France

Résumé — Les conducteurs aériens subissent au cours de leur durée d'exploitation un grand nombre de cycles de sollicitations par interaction avec le vent. Les vibrations induites peuvent conduire à l'amorçage de fissures des brins constituant un conducteur par petits débattements (*fretting*). Prévoir un possible amorçage de façon assez précise semble hors de portée des modèles analytiques. La démarche proposée repose sur un modèle numérique, dit filaire, visant à simuler les différentes interactions entre brins pour détecter les zones critiques. Ce travail présente la démarche de calibration des paramètres de ce modèle. L'analyse de la détection des contacts potentiellement critiques est ensuite effectuée.

Mots clés — lignes aériennes, *fretting*-fatigue, modélisation éléments finis, contact frottant.

1 Mise en contexte de la fatigue des conducteurs aériens

Les conducteurs de lignes aériennes sont des assemblages mécaniques fortement hétérogènes, constitués de plusieurs dizaines de brins toronnés sur plusieurs couches successives (voir figure 1a). Le système est caractérisé par un grand nombre de contacts entre brins. Ces contacts peuvent être classés en deux familles (figure 1b) : contacts latéraux ou intracouche et contacts radiaux ou intercouche. À proximité des systèmes de fixation des conducteurs aux pylônes supports, les gestionnaires de réseaux électriques observent régulièrement des endommagements qui sont imputés par les experts à un phénomène de *fretting*-fatigue [1, 6].



(a) Vue décomposée (source : Adto Group)

(b) Types de contact entre brins

FIGURE 1 – Géométrie d'un conducteur de ligne haute-tension à brins circulaires.

Dans ce contexte RTE (Réseau de Transport d'Électricité) a décidé de lancer des projets de R&D visant à étudier les phénomènes de vieillissement des lignes. L'un d'entre eux, le projet OLLA (acronyme de Overhead Lines Lifespan Assessment), a pour vocation de modéliser numériquement les conducteurs et d'évaluer de façon relative leur durée de vie sur l'ensemble du parc. La démarche multi-échelle retenue (voir figure 2) consiste à évaluer l'amplitude des vibrations induite par le vent à l'échelle de la portée (échelle macroscopique). Cette grandeur sera transmise au modèle intermédiaire du tronçon de conducteur (échelle mésoscopique) pour

cibler les zones critiques, qui seront alors étudiées en terme du risque d’amorçage de fissure par *fretting-fatigue* à l’échelle du contact (échelle microscopique). Des détails sur cette approche et en particulier sur le modèle numérique employé à l’échelle du contact ont été publiés récemment [7]. La présente contribution concerne la recherche des contacts critiques. Cette recherche est basée sur la modélisation des interactions entre les brins sur un tronçon de conducteur. Les hypothèses simplificatrices du modèle sont tout d’abord discutées. Une analyse paramétrique est ensuite réalisée pour calibrer le modèle. Enfin, la méthodologie adoptée pour détecter les contacts critiques d’un point de vue de *fretting-fatigue* est présentée.

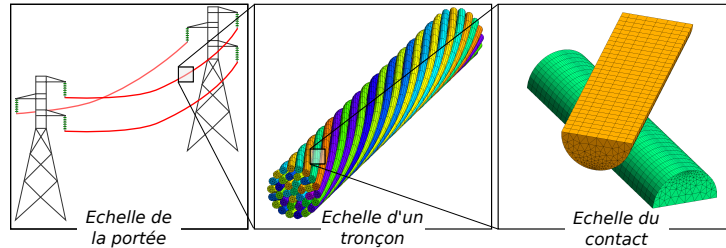


FIGURE 2 – Schématisation de l’approche multi-échelle adoptée dans le projet OLLA.

2 Présentation de la modélisation d’un tronçon de conducteur

2.1 Modélisation simplifiée des brins et de leurs interactions

La modélisation la plus directe d’un câble toronné consiste à considérer chaque brin comme un volume à part entière en contact avec les brins qui l’entourent. Une telle modélisation présente l’avantage de donner accès au champ de contrainte dans chacun des brins pour une sollicitation donnée [3]. Elle rend compte en particulier des concentrations de contraintes qui apparaissent à proximité des contacts. Cependant, du fait du nombre important de contacts (voir section 1), une telle modélisation serait extrêmement coûteuse.

Dans ce travail on s’appuie sur une démarche alternative disponible dans la littérature qui consiste à modéliser chaque brin au moyen d’un modèle de poutre [5]. Dans celle-ci, les brins du conducteur ne sont plus représentés comme des volumes, mais comme un assemblage d’éléments de type poutre (voir figure 3). Les contacts entre ces brins sont alors traités par des éléments discrets de contact. On réduit donc considérablement le nombre de degrés de liberté en passant d’une modélisation volumique à une modélisation filaire. Ce type de modélisation, dénommée par la suite modèle filaire, a déjà prouvé son efficacité numérique dans un contexte analogue [5].

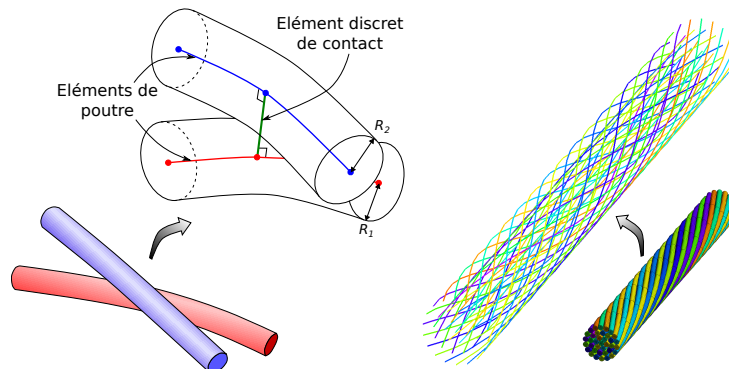


FIGURE 3 – Simplifications de modélisation adoptée dans le modèle filaire.

2.2 Lois de contact régularisées

Le problème global est posé sous la forme de la résolution de l’équilibre mécanique d’un assemblage de brins en interaction contact-frottement, soumis à des petites déformations dans

un cadre quasi-statique. Or, d'une manière générale, un problème de contact entre un grand nombre de corps est particulièrement difficile à résoudre numériquement en appliquant des méthodes classiques de résolution de la loi de Coulomb. Parmi les méthodes spécifiques dédiées aux contacts entre les poutres, l'une des approches consiste à régulariser les lois de contact suivant les directions normale et tangentielle [2]. Deux améliorations de la méthode de pénalisation apparaissent importantes pour stabiliser les algorithmes de contact.

La première amélioration consiste en une régularisation quadratique de la pénalisation afin d'éviter la non-différentiabilité de la loi théorique de contact normal au passage de l'état de contact à celui de non contact. En effet, plutôt que d'exprimer la réaction normale du contact comme une fonction simplement proportionnelle à la pénétration, on considère une partie quadratique pour les pénétrations inférieures à un seuil de régularisation, noté p_{reg} , prolongée de manière continue par une fonction linéaire au-delà de ce seuil, en exprimant la réaction normale R_N en fonction de la pénétration δ_N de la manière suivante :

$$R_N = \begin{cases} 0 & \text{si } \delta_N > 0, \\ \frac{k_N}{2p_{\text{reg}}}\delta_N^2 & \text{si } -p_{\text{reg}} \leq \delta_N \leq 0, \\ -k_N(\delta_N + \frac{p_{\text{reg}}}{2}) & \text{si } \delta_N < -p_{\text{reg}}. \end{cases} \quad (1)$$

La deuxième modification importante de la pénalisation concerne l'ajustement du coefficient de pénalisation au niveau de chaque élément de contact. Pour cela, on se donne une pénétration maximale souhaitée au niveau de chaque élément de contact, notée $\delta_{N,\text{max}}$, et on ajuste la raideur de pénalisation pour que la pénétration maximale mesurée ne dépasse pas la valeur maximale $\delta_{N,\text{max}}$. À une itération i de ce processus d'ajustement, si on note par $(g_N^i)_{\text{max}}$ la pénétration maximale mesurée sur un élément de contact, pour une raideur de pénalisation k_N^i , la nouvelle raideur de pénalisation k_N^{i+1} est calculée de la manière suivante :

$$k_N^{i+1} = \frac{(g_N^i)_{\text{max}}}{\delta_{N,\text{max}}} k_N^i. \quad (2)$$

De la même façon, la gestion théorique du glissement peut poser des problèmes de convergence numérique. Afin de s'en affranchir, la loi régularisée repose sur une limitation des déplacements réversibles dans la direction tangentielle, *via* le paramètre $\delta_{T,\text{max}}^{\text{rev}}$. Sur la figure 4b, on représente cette loi dans le plan déplacement / effort tangentiels (δ_T, R_T) , où l'effort transmis dépend de la valeur de l'effort normal au niveau du contact et du coefficient de frottement μ .

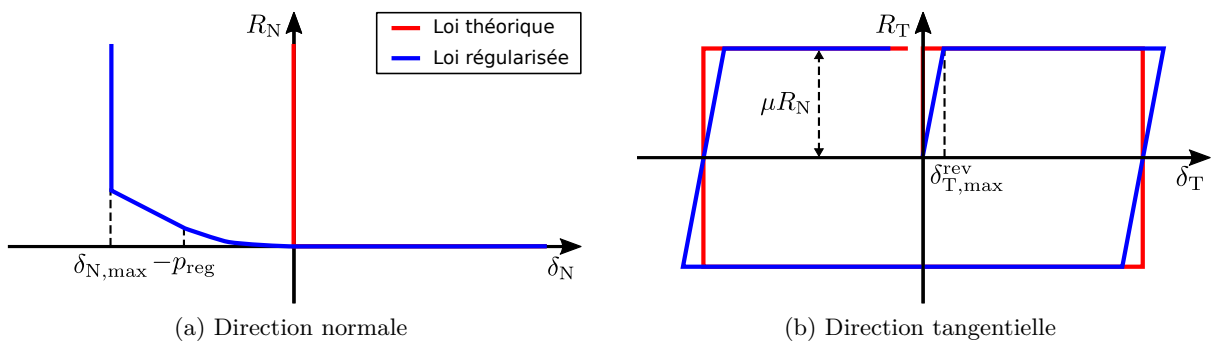


FIGURE 4 – Définition des paramètres intervenant dans les lois régularisées.

Ces lois régularisées ont été implémentées directement comme une loi de comportement dans le logiciel éléments finis open-source Code_Aster. Il a été choisi de garder les mêmes valeurs pour p_{reg} , $\delta_{N,\text{max}}$ et $\delta_{T,\text{max}}^{\text{rev}}$ pour tous les contacts impliqués. Il s'agit donc dans ce qui suit d'étudier l'influence de ces paramètres numériques sur la réponse du conducteur dans un cas de chargement réaliste afin d'effectuer une calibration du modèle. L'objectif est de déterminer le jeu de paramètres le plus grand (pour assurer une régularisation la plus efficace possible) permettant d'obtenir des résultats proches de ceux correspondant à loi de Coulomb (pour respecter la physique du problème).

3 Calibration numérique des paramètres du modèle filaire

3.1 Description du problème étudié

On souhaite étudier dans la suite de cette contribution le comportement d'un conducteur au niveau d'un système de fixation usuel sur le parc RTE, la pince de suspension. Le conducteur est dans un premier temps soumis à une tension mécanique (notée H sur la figure 5a) puis la pince permet de maintenir le conducteur en place par le biais d'un serrage de celui-ci entre deux composants. Le conducteur est soumis à des déplacements verticaux u^{imp} correspondant aux effets de poids propre de l'ensemble du câble puis à ceux associés aux interactions avec le vent. Ceux-ci sont déterminés par un modèle poutre global.

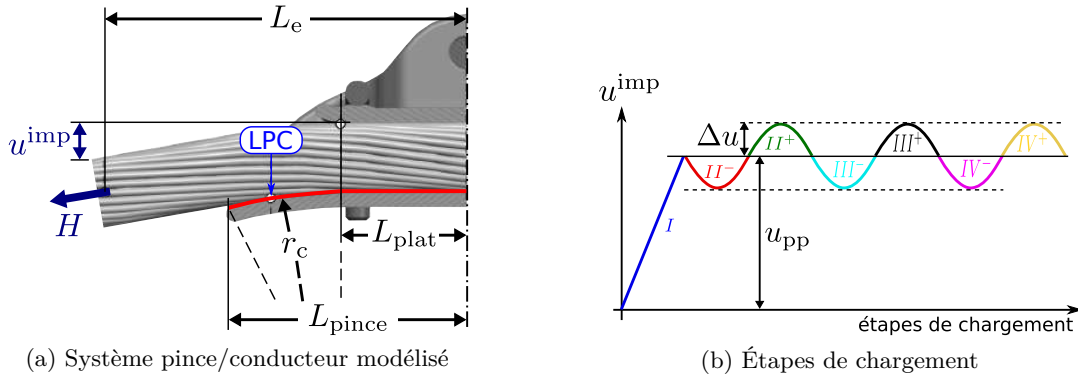


FIGURE 5 – Description du problème étudié.

Pour mener à bien l'analyse de la réponse du système, on modélise un tronçon de conducteur d'une longueur L_e en interaction avec une pince simplifiée géométriquement. Les étapes de chargement consistent, après avoir mis en place la tension mécanique H , à soumettre ce tronçon à un déplacement vertical moyen, noté u_{pp} , issu du poids propre de la portée puis à plusieurs cycles de vibration, gouverné par la variable Δu (voir figure 5b). D'un point de vue modélisation, on note que les nœuds de la section transversale situés à l'extrémité droite du conducteur sont entièrement couplés avec le nœud central du brin situé sur la fibre neutre. Par conséquent, ces nœuds couplés agissent comme une surface rigide permettant l'application du chargement externe uniquement sur le nœud central. À l'issue de la mise en place du poids propre, il est possible de déterminer le dernier point de contact (*Last Point of Contact* ou *LPC* en anglais) entre le conducteur et la pince. La position axiale du *LPC* est obtenue numériquement en cherchant les derniers points qui sont en contact avec le berceau. C'est au voisinage de cette abscisse que les ruptures de brins sont couramment observés lors d'essais de fatigue sur conducteur.

La géométrie de la pince a été simplifiée de façon à correspondre au mieux au design existant tout en permettant un modèle basique (figure 5a). On considère que celle-ci correspond à un demi-tube plat dans sa partie centrale (de longueur L_{plat} et du diamètre du conducteur) puis à un tube coudé (de rayon de courbure r_c). La longueur totale de cette pince à partir de son axe de symétrie est notée L_{pince} . Dans cette contribution, seul l'effet de la géométrie de la pince est prise en compte. Celle-ci est modélisée dans Code_Aster comme une condition de liaison unilatérale (pénétrations de cette surface interdites, mais décollements possibles).

Les conducteurs RTE sont répertoriés dans des catalogues qui spécifient entre autre leur composition (aluminium, acier..) et leur géométrie. À titre d'illustration, on utilise ici un conducteur de type Crocus 412, dont les caractéristiques sont reportées dans le tableau 1. Composé de trois couches de brins d'acier au cœur et deux couches de brins d'aluminium à l'extérieur, ce conducteur a un diamètre total D de 26.4 mm et une section totale de 411.6 mm².

Pour la suite des analyses on prendra Δu comme un ratio du diamètre du conducteur, u_{pp} comme le déplacement imposé au tronçon par le poids propre d'une portée de $L = 200$ mètres et les autres caractéristiques du problème comme-suit :

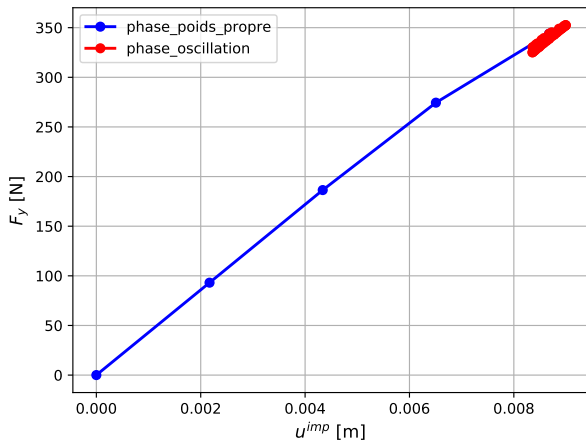
$$H = 40 \text{ kN}, L_e = 200 \text{ mm}, L_{\text{pince}} = 100 \text{ mm}, r_c = 178 \text{ mm}, L_{\text{plat}} = 50 \text{ mm} \rightarrow LPC = 64 \text{ mm}$$

Numéro de la couche	Nombre de brins	Diamètre des brins [mm]	Nature des brins
1	1	2.4	Acier
2	6	2.4	Acier
3	12	2.4	Acier
4	13	3.6	Aluminium
5	19	3.6	Aluminium

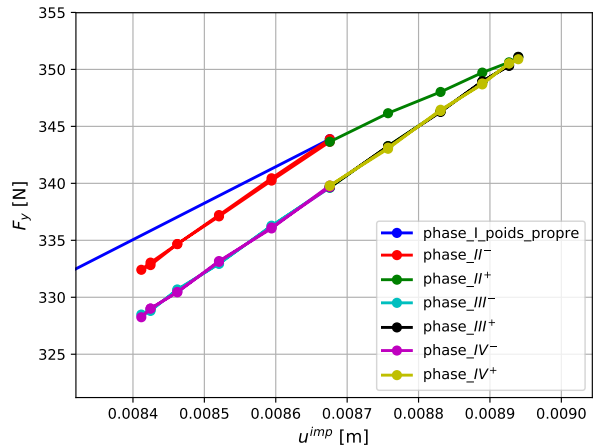
TABLE 1 – Caractéristiques du Crocus 412.

3.2 Illustration de la réponse globale du système

À titre d'exemple, la figure 6 représente l'évolution de la force F_y en fonction du déplacement imposé u^{imp} lors de la phase du poids propre et la phase d'oscillation pour une fluctuation $\Delta u = 0.01D$. On note que cette étude est effectuée en utilisant un jeu de paramètres arbitraires : $\delta_{N,\text{max}} = 50 \mu\text{m}$, $p_{\text{reg}} = 10 \mu\text{m}$ et $\delta_{T,\text{max}}^{\text{rev}} = 100 \mu\text{m}$. Le coefficient de frottement μ entre les brins est pris égal à 0.3. On constate d'une part que la courbe F_y en bleu présente une légère non-linéarité juste à l'instant de calcul qui précède la fin de la phase du poids propre. Cette non-linéarité correspond au début du glissement relatif des couches externes. L'étendue de la zone de glissement obtenue dépend de la valeur de $\delta_{T,\text{max}}^{\text{rev}}$ choisie. Plus la valeur de $\delta_{T,\text{max}}^{\text{rev}}$ est petite, plus l'étendue de la zone de glissement augmente. On vérifie que la réponse obtenue lors de la phase d'oscillation fluctue autour de la position d'équilibre obtenue à la fin de la phase du poids propre. Cette réponse est stabilisée au bout du premier cycle de chargement. Le chemin emprunté lors de la charge est le même que lors de la décharge, ceci quelles que soient les valeurs retenues pour $\delta_{N,\text{max}}$ et $\delta_{T,\text{max}}^{\text{rev}}$.



(a) Force F_y en fonction du déplacement imposé u^{imp}



(b) Zoom sur la force F_y en fonction de u^{imp}

FIGURE 6 – Réponse globale du système obtenue pour les différentes étapes du chargement.

3.3 Études pour la calibration du modèle

3.3.1 Calibration des paramètres : influence de $(\delta_{T,\text{max}}^{\text{rev}}, \delta_{N,\text{max}})$ sur la force globale F_y

L'objectif retenu est de déterminer la valeur la plus grande de ces paramètres de façon à ce que l'erreur sur F_y n'excède pas 15%. Cette erreur sur F_y est définie comme étant la différence entre la valeur maximale et minimale de cette force F_y normalisée par sa valeur maximale sur la plage étudiée. Cette force globale F_y est obtenue en faisant la somme des forces élémentaires des noeuds situés à l'extrémité droite du conducteur au dernier incrément de la phase du poids propre. On remarque que le paramètre $\delta_{N,\text{max}}$ n'a que peu d'influence sur la force : une augmentation de $\delta_{N,\text{max}}$, mène à une légère diminution de celle-ci. Le taux de variation de cette force entre sa valeur maximale et minimale ne dépasse pas 10 N pour enfin atteindre une valeur constante à

partir de $\delta_{N,\max} = 100 \mu\text{m}$. En revanche, pour une valeur de $\delta_{N,\max}$ donnée fixe, l'augmentation de $\delta_{T,\max}^{\text{rev}}$ mène à une forte diminution de la force F_y , variant entre 450N et 190N. De plus on constate que la force globale, demeure constante pour $\delta_{T,\max}^{\text{rev}}$ allant de $20 \mu\text{m}$ et $100 \mu\text{m}$.

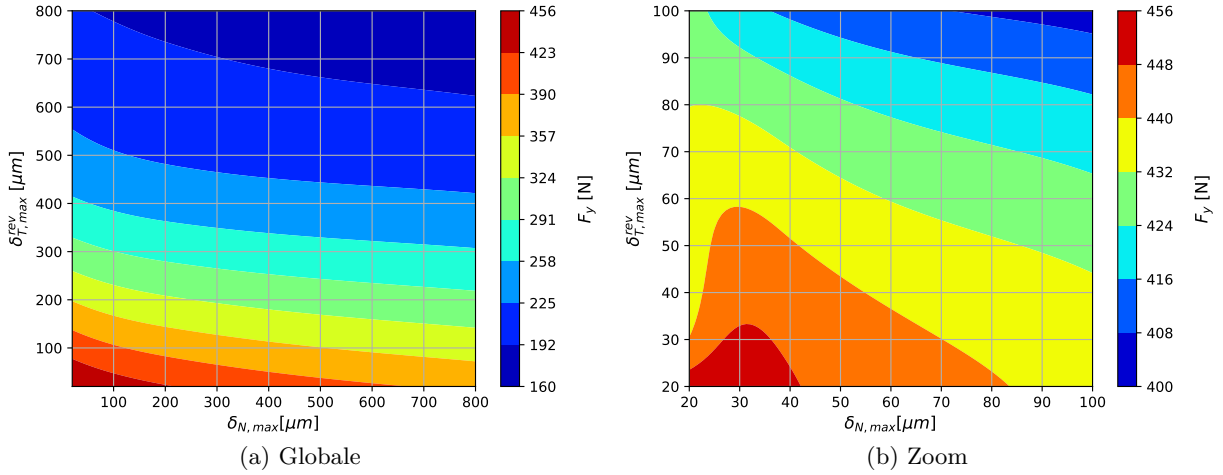


FIGURE 7 – Influence du couple $(\delta_{T,\max}^{\text{rev}}, \delta_{N,\max})$ sur la réponse globale du conducteur Crocus 412.

3.3.2 Calibration des paramètres $(p_{\text{reg}}/\delta_{N,\max}, \delta_{N,\max})$

Dans un second temps, l'influence du couple $(p_{\text{reg}}, \delta_{N,\max})$ sur la réponse globale obtenue à la fin de la phase du poids propre est étudiée en évaluant l'évolution de la force en fonction de $(p_{\text{reg}}/\delta_{N,\max}, \delta_{N,\max})$ pour deux valeurs différentes de $\delta_{T,\max}^{\text{rev}}$ (figure 8). Ici, pour un $\delta_{N,\max}$ fixe, p_{reg} varie arbitrairement sur la plage $[\delta_{N,\max}/20, \delta_{N,\max}/2]$. On constate alors que l'influence de ces deux paramètres est relativement réduite sur la force globale F_y . En effet, sur l'ensemble de la plage étudiée, la variation entre les valeurs maximales et minimales prises par cet effort n'excède pas le 15%, pour une valeur de $\delta_{T,\max}^{\text{rev}}$ fixée.

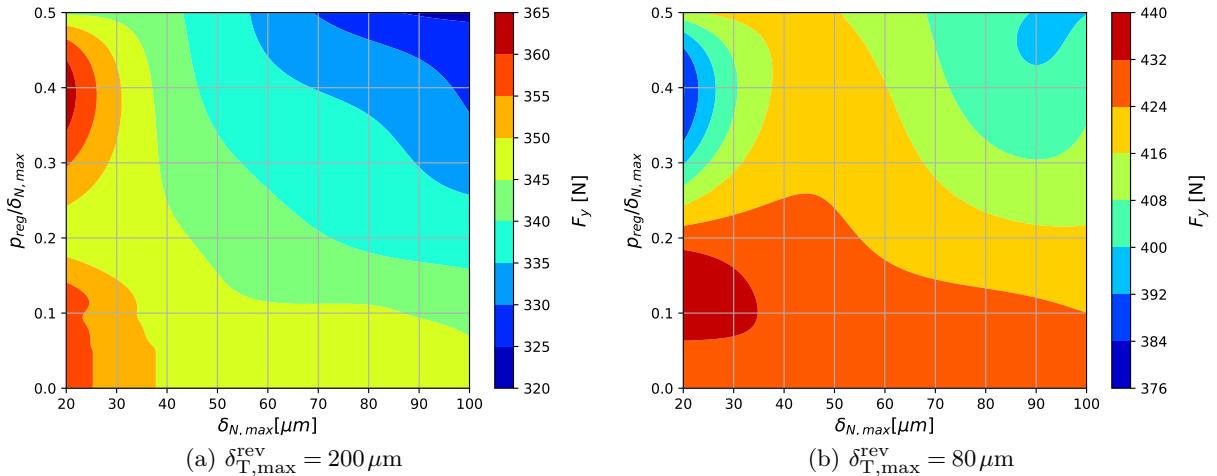


FIGURE 8 – Influence du couple $(p_{\text{reg}}, \delta_{N,\max})$ sur la réponse globale du conducteur Crocus 412.

3.3.3 Valeurs retenues pour les différents paramètres

Les études menées ont permis de déterminer que le paramètre ayant le plus d'influence sur la réponse globale du système est $\delta_{T,\max}^{\text{rev}}$. Pour assurer que cette réponse soit caractéristique des résultats moyens obtenus et afin d'éviter d'éventuels problèmes de convergence du modèle, on choisit de prendre par la suite $\delta_{N,\max} = 50 \mu\text{m}$, $p_{\text{reg}} = 10 \mu\text{m}$ et $\delta_{T,\max}^{\text{rev}} = 100 \mu\text{m}$.

4 Détection des contacts critiques au sein du conducteur

4.1 Mise en place d'un critère adapté

L'objectif majeur est de déterminer les contacts les plus critiques vis-à-vis du risque d'amorçage de fissures. Dans la littérature, plusieurs critères ont été proposés pour repérer les zones critiques [8]. On distingue parmi ces critères celui proposé par Ruiz qui est basé sur les valeurs de R_N , R_T et δ_T (assez usuelles pour les critères en fatigue), valeurs directement accessibles dans le modèle filaire en chaque élément de contact. Ce critère de Ruiz standard s'écrit de la manière suivante :

$$E_{\text{Ruiz}} = R_N R_T \delta_T.$$

Dans cette application, on souhaite déterminer la contribution d'un cycle de chargement autour de la position d'équilibre sous poids propre, cycle défini par une variation de u^{imp} entre $u_{\text{pp}} - \Delta u$ et $u_{\text{pp}} + \Delta u$. Pour cela, nous avons utilisé une autre formulation légèrement différente que celle proposée par le critère de Ruiz standard pour repérer les zones critiques. On constate tout d'abord numériquement que les efforts normaux de contact sont très peu affectés par ce cycle de chargement. Les valeurs obtenues dépendent principalement du poids propre de la portée. On utilise donc dans le critère la valeur moyenne de cet effort sur un cycle (notée $\overline{R_N} = (R_N(u_{\text{pp}} - \Delta u) + R_N(u_{\text{pp}} + \Delta u))/2$). Ensuite, on souhaite faire intervenir l'énergie dissipée par frottement au cours d'un cycle de chargement. Étant donné cet aspect cyclique, on décide d'introduire les variations de l'effort et du déplacement irréversible tangentiels au cours de celui-ci, notées respectivement ΔR_T et $\Delta \delta_T$ (avec $\Delta \bullet = |\bullet(u_{\text{pp}} - \Delta u) - \bullet(u_{\text{pp}} + \Delta u)|$). Le critère est donc évalué comme suit en tout élément de contact :¹

$$E_{\text{crit}} = \overline{R_N} \Delta R_T \Delta \delta_T.$$

4.2 Application du critère de détection pour différents chargements

La figure 9 représente ce critère sur tous les contacts des intercouches (3-4) et (4-5), pour deux amplitudes d'oscillation ($\Delta u = 0.01D$ et $\Delta u = 0.1D$). En chaque élément ce critère est normalisé par la valeur maximale mesurée sur l'intercouche concernée. Pour compléter ces cartographies, des ronds rouges sont superposés sur les contacts en état d'adhérence sur le cycle ($\Delta \delta_T$ nul) et des croix blanches sont apposées sur les contacts en état de glissement ($\Delta \delta_T$ positif)

Qualitativement, ce type d'analyse permet de mettre en évidence quelques contacts critiques dans chaque intercouche. Ceux-ci se situent majoritairement entre 5 et 10 cm de la position *LPC*, déterminé à l'issue de l'application du poids propre. Ces observations sont en accord avec les résultats expérimentaux disponibles dans la littérature [4], qui soulignent que ces lieux correspondent aux zones où le risque d'apparition de fissures est important. L'autre remarque importante est que l'amplitude de vibration n'a qu'une influence limitée sur la position de ces contacts critiques. Les valeurs numériques obtenues pour les critères sont plus élevées lorsque Δu augmente, mais les zones de glissement sont sensiblement identiques.

5 Conclusion et perspectives

Cette contribution concerne un modèle numérique simplifié prenant en compte toutes les interactions entre les brins d'un conducteur aérien et appliqué sur un tronçon potentiellement critique. Ce modèle dit filaire exploite des lois de contact régularisées facilitant la convergence des calculs, les paramètres impliqués ayant été calibrés numériquement sur un cas-test représentatif des sollicitations d'un tel conducteur. Le modèle simplifié a été ensuite utilisé pour déterminer les contacts critiques au sein d'un conducteur en interaction avec son système de fixation. Pour cela, un critère basé sur des considérations physiques adaptées au *fretting-fatigue*, phénomène d'endommagement majeur de tels composants, a été proposé et mis en œuvre sur ce premier

1. Lors de cette étape de détection, il est nécessaire de considérer avec prudence les contacts proches des deux extrémités du tronçon, puisque susceptibles d'être fortement impactés par les conditions aux limites.

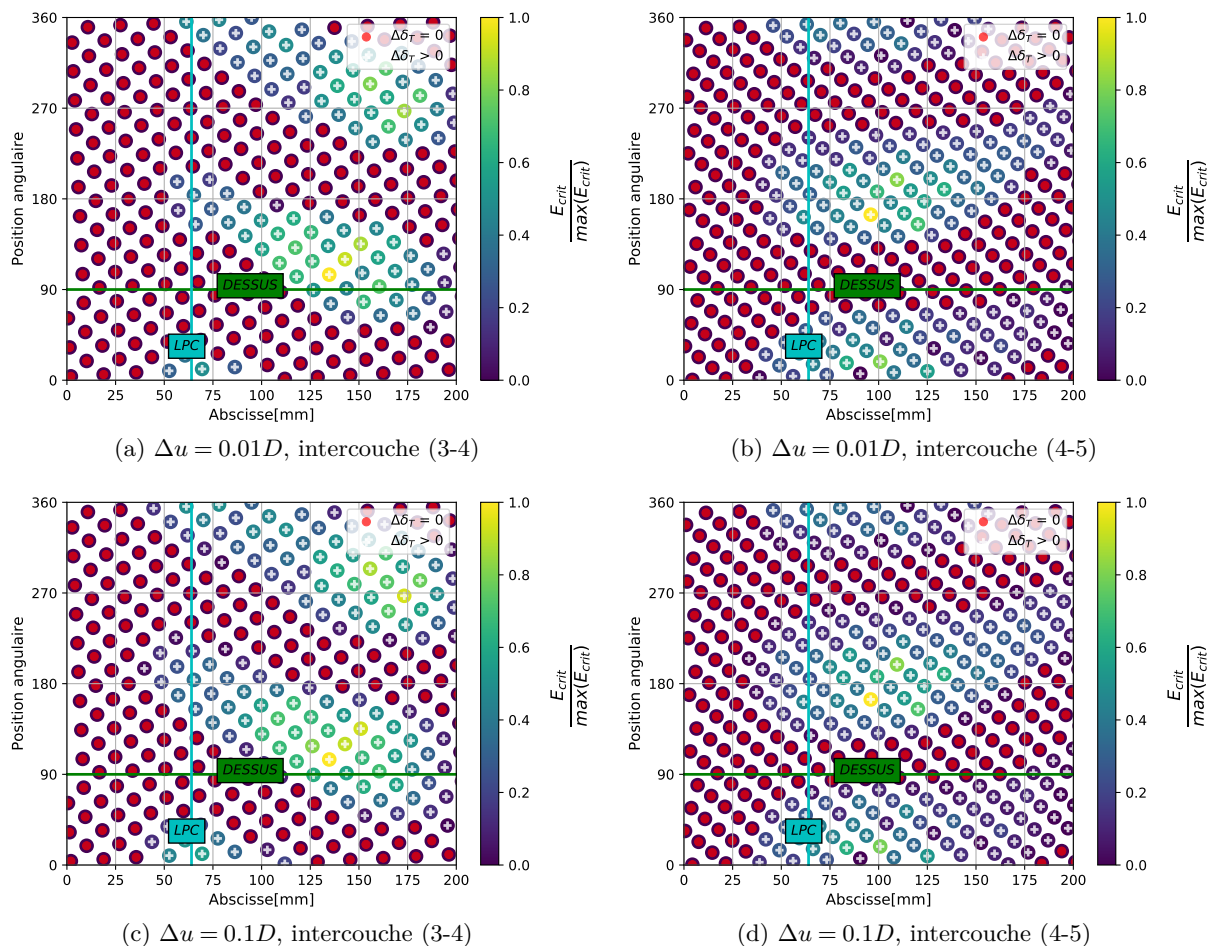


FIGURE 9 – Détection des zones critiques au sein des contacts intercouches pour différents Δu .

cas-test. Ceux-ci seront étudiée ensuite de façon détaillée par un modèle numérique volumique [7].

Références

- [1] C.R.F. Azevedo, T. Cescon. *Failure analysis of Aluminium Cable Steel Reinforced (ACSR) conductor of the transmission line crossing Paranà River*, Engineering Failure Analysis, 645-665, 2002.
- [2] D. Durville. *Contact modelling in entangled fibrous materials*, Trends in Computational Contact Mechanics, Springer-Verlag, 1-22, 2011
- [3] R. Judge, Z. Yang, S.W. Jones, G. Beattie. *Full 3D finite element modelling of spiral strand cables*, Construction and Building Materials, 452-459, 2012
- [4] Z.R. Zhou, A. Cardou, A. Goudreau, S.M. Fiset. *Fretting patterns in a conductor-clamp contact zone*, Fatigue and Fracture of Engineering Materials Structures, vol 17, numéro 6, pp. 661-669
- [5] S. Lalonde, R. Guibault, F. Légeron. *Modeling multilayered wire strands, a strategy based on 3D finite element beam-to-beam contacts – Part I : Model formulation and validation*, International Journal of Mechanical Sciences, 281-296, 2017
- [6] B. Ouaki, S. Goudreau, A. Cardou, M. Fiset. *Fretting fatigue analysis of aluminium conductor wires near the suspension clamp : Metallurgical and fracture mechanics analysis*, Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 133-147, 2003
- [7] J. Redford, H.-P. Lieurade, M. Gueguin, F. Hafid, C. Yang, J.-M. Ghidaglia. *Modélisation numérique du phénomène de fretting-fatigue intervenant dans le vieillissement des conducteurs de lignes aériennes*, Matériaux & Techniques, 1-12, 2018
- [8] C. Ruiz, K.C. Chen. *Life assessment of dovetail joints between blades and discs in aero-engines*, Mechanical Engineering Publications, 187-194, 1986