

MODÉLISATION LOCALE DES CONDITIONS
D'ENDOMMAGEMENT AUX PINCES DE SUSPENSION
DES CONDUCTEURS DE LIGNES DE TRANSPORT
ÉLECTRIQUES : UNE APPROCHE INTÉGRÉE À UNE
STRATÉGIE D'ANALYSE MULTI-ÉCHELLE

par

Liticia KARED

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE MÉCANIQUE

M. SC. A

MONTRÉAL, LE 06 AOÛT 2024

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Liticia Kared, 2024



Cette licence [Creative Commons](#) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Sébastien Lalonde, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Sébastien Langlois codirecteur de mémoire
Département de génie civil et de génie du bâtiment à l'Université de Sherbrooke

Mohammad Jahazi, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Éric Wagnac, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 02 AOÛT 2024

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier mon directeur de recherche, Sébastien Lalonde, qui m'a donné la chance de prendre part à ce projet de recherche et pour son encadrement, ses conseils avisés et son soutien constant tout au long de ce projet. Sa rigueur scientifique et son expertise ont été déterminantes pour la réussite de ce travail. Je remercie également mon co-directeur, Sébastien Langlois, pour sa disponibilité, ses suggestions constructives et son soutien indéfectible.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance envers les membres de l'Institut de recherche d'Hydro-Québec, Pierre Van Dyke, Josée Paradis et Marc Demers pour leur contribution au volet expérimental de ce projet. De même, je remercie Joël Grignon, technicien de laboratoire de l'École de Technologie Supérieure, pour m'avoir formé à l'utilisation du matériel de laboratoire.

Mes remerciements les plus sincères vont à mon ami et collègue Alexandre Mongrain pour toutes nos discussions sur mon projet de recherche et pour son soutien inestimable et son encouragement. J'aimerais également remercier mes amis Nabil et Célina pour l'énergie positive qu'ils m'ont toujours transmise.

Pour finir, j'aimerais remercier mes parents, mon frère et mes sœurs pour leur amour et leur soutien tout au long de mon parcours.

MODÉLISATION LOCALE DES CONDITIONS D'ENDOMMAGEMENT AUX PINCES DE SUSPENSION DES CONDUCTEURS DE LIGNES DE TRANSPORT ÉLECTRIQUES : UNE APPROCHE INTÉGRÉE À UNE STRATÉGIE D'ANALYSE MULTI-ÉCHELLE

LITICIA KARED

RÉSUMÉ

Les conducteurs des lignes aériennes de transport électrique sont exposés en permanence aux charges climatiques, notamment aux vibrations éoliennes qui mènent à un chargement cyclique en flexion aux pinces de suspension. En raison de la géométrie toronnée des conducteurs, cela conduit à des mécanismes d'endommagement en *fretting* aux interfaces de contact. Ce mode de dégradation est complexe et peut, sous certaines conditions, mener rapidement à l'initiation de fissures dans les brins du conducteur, pour se propager ensuite jusqu'à sa rupture complète. L'identification et la prévention de cet endommagement sont donc l'un des principaux défis afin d'évaluer avec une plus grande précision la durée de vie résiduelle des conducteurs.

Bien que plusieurs études expérimentales aient été menées sur les conducteurs, une prédiction raffinée de leur durée de vie nécessite une description détaillée des champs de contrainte aux zones de contact critiques que peuvent fournir les méthodes numériques. Ce travail de recherche porte alors sur le développement d'un modèle numérique par éléments finis visant à mieux décrire les conditions locales d'endommagement des conducteurs selon une approche de modélisation multi-échelle.

L'approche proposée exploite d'abord un modèle numérique global d'un système pince-conducteur afin de caractériser les conditions de chargement locales, et les mettre en lien avec les sollicitations externes typiques des vibrations éoliennes. Ensuite, une nouvelle stratégie de modélisation à l'échelle du brin est développée pour les interfaces de contacts entre le conducteur et la pince de suspension, l'analyse globale les ayant révélés plus critiques. La modélisation locale proposée permet de décrire les champs de contraintes aux contacts tout en tenant compte de la géométrie toronnée et du chargement multiaxial en zone critique. Il est alors possible d'appliquer des critères d'endommagement adéquats pour la prédiction de la durée de vie des conducteurs. Ces résultats de modélisation sont appuyés par des tests expérimentaux de fatigue sur conducteur ACSR Bersfort installé dans une pince de suspension métallique.

Mots-clés: Lignes de transport électrique aériennes, Conducteurs électriques, Pince de suspension, Vibrations Éoliennes, Fatigue de contact en *fretting*, Solides toronnés, Méthode des éléments finis, Approche multi-échelle

NUMERICAL LOCAL MODELING OF DAMAGE CONDITIONS OF OVERHEAD CONDUCTOR IN THE VICINITY OF SUSPENSION CLAMPS: AN INTEGRATED APPROACH OF MULTI-SCALE ANALYSIS STRATEGY

LITICIA KARED

ABSTRACT

Overhead conductors of power transmission lines are constantly exposed to climatic loads, particularly Aeolian vibrations, which lead to cyclic bending loads at the suspension clamps. Due to the stranded geometry of the conductors, this leads to fretting damage mechanisms at the contact interfaces. This mode of degradation is complex and can, under certain conditions, rapidly lead to the initiation of cracks in the conductor strands, then propagate to complete failure. Identifying and preventing this damage is therefore one of the main challenges in assessing the residual life of conductors with greater precision.

Although several experimental studies have been carried out on conductors, a refined prediction of their service life requires a detailed description of stress fields at critical contact zones, which numerical methods can provide. This research work therefore focuses on the development of a finite element numerical model to better describe local conductor damage conditions using a multi-scale modeling approach.

The proposed approach first exploits a global numerical model of a clamp-conductor system to characterize local loading conditions, and relate them to the external stresses typical of Aeolian vibrations. Next, a new wire-scale modeling strategy is developed for the contact interfaces between the conductor and the suspension clamp, as the global analysis revealed them to be more critical. The local modeling proposed allows to describe the stress fields at the contacts, while considering the stranded geometry and multiaxial loading in the critical zone. Appropriate damage criteria can then be applied to predict conductor life. These modeling results are supported by experimental fatigue tests on ACSR Bersfort conductors within metallic suspension clamps.

Keywords: Power transmission lines, Overhead conductors, Suspension clamp, Aeolian vibrations, Fretting fatigue, Multilayered wire strand, Finite element method, Multi-scale approach

TABLE DES MATIÈRES

| | Page |
|---|------|
| INTRODUCTION | 1 |
| CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE | 3 |
| 1.1 Propriétés des conducteurs..... | 3 |
| 1.1.1 Géométrie des conducteurs | 3 |
| 1.1.2 Contacts interfilaires | 6 |
| 1.1.3 Pince de suspension | 7 |
| 1.2 Endommagement en fatigue des conducteurs..... | 9 |
| 1.2.1 Sollicitation des conducteurs en zone critique..... | 11 |
| 1.2.2 Estimation de la durée de vie résiduelle des conducteurs | 13 |
| 1.3 Endommagement des conducteurs par fatigue en <i>fretting</i> | 16 |
| 1.3.1 Mécanismes d'endommagement en <i>fretting</i> | 16 |
| 1.3.2 Conditions de glissement dans la fatigue en <i>fretting</i> | 18 |
| 1.3.3 Régimes de glissement et carte de <i>fretting</i> | 20 |
| 1.3.4 Modèles de prédiction de l'endommagement..... | 22 |
| 1.4 Analyses expérimentales sur conducteurs | 24 |
| 1.4.1 Essais de fatigue sur conducteurs | 24 |
| 1.4.2 Essais de fatigue sur brin individuel | 25 |
| 1.5 Analyse numérique des conducteurs..... | 27 |
| 1.5.1 Modèles de conducteurs complets (Modèle global) | 28 |
| 1.5.2 Modèles de contacts à l'échelle locale | 30 |
| 1.5.3 Sous modélisation et modélisation hybride | 34 |
| 1.6 Conclusion | 35 |
| CHAPITRE 2 DÉFINITION DU PROJET DE RECHERCHE..... | 37 |
| 2.1 Problématique | 37 |
| 2.2 Objectif | 38 |
| 2.3 Organisation du mémoire..... | 39 |
| 2.3.1 Caractérisation des conditions de chargement local (Chapitre 3)..... | 39 |
| 2.3.2 Modélisation numérique locale (Chapitre 4) | 40 |
| CHAPITRE 3 CARACTÉRISATION NUMÉRIQUE DES CONDITIONS DE CHARGEMENT LOCALES DANS LES SYSTÈMES PINCE-CONDUCTEUR | 41 |
| 3.1 Description du modèle global pince-conducteur | 42 |
| 3.1.1 Configuration du modèle | 42 |
| 3.1.2 Approche de modélisation par éléments finis | 43 |
| 3.1.3 Application des conditions frontières | 44 |
| 3.2 Description du plan d'expérience numérique (DOE) | 45 |
| 3.3 Analyse de la réponse du plan d'expérience (DOE) | 46 |
| 3.3.1 Représentation cartographique des résultats aux points de contact | 47 |

| | | |
|---|--|-----------|
| 3.3.2 | Distribution des conditions de chargement locale | 48 |
| 3.3.3 | Interrelations entre les facteurs | 52 |
| 3.4 | Comparaison avec résultats expérimentaux..... | 58 |
| 3.5 | Conclusion | 65 |
| CHAPITRE 4 MODÉLISATION NUMÉRIQUE LOCALE D'UN CONTACT PINCE-BRIN | | 67 |
| 4.1 | Stratégie de modélisation multi-échelles | 68 |
| 4.2 | Développement de la modélisation locale | 69 |
| 4.2.1 | Modélisation de la géométrie du modèle locale | 70 |
| 4.2.2 | Discrétisation du modèle local..... | 72 |
| 4.2.3 | Modélisation des contacts | 73 |
| 4.2.4 | Application des conditions aux frontières..... | 74 |
| 4.3 | Étude de convergence du maillage | 78 |
| 4.4 | Étude de sensibilité de la taille de la zone locale modélisée..... | 82 |
| 4.5 | Comparaison avec résultats expérimentaux..... | 84 |
| 4.6 | Analyse de la réponse du modèle..... | 86 |
| 4.6.1 | Application du critère de Smith-Watson-Topper (SWT)..... | 86 |
| 4.7 | Conclusion | 89 |
| CONCLUSION..... | | 91 |
| RECOMMANDATIONS | | 93 |
| LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES | | 95 |

LISTE DES TABLEAUX

| | Page | |
|-------------|--|----|
| Tableau 1.1 | Constantes de la Ligne de Sécurité du CIGRE | 15 |
| Tableau 1.2 | Récapitulatif des travaux réalisés sur brins..... | 33 |
| Tableau 3.1 | Configuration du conducteur ACSR Bersfort..... | 43 |
| Tableau 3.2 | Facteurs et niveaux du DOE | 45 |
| Tableau 3.3 | Paramètres des essais de fatigue sur conducteur ACSR Bersfort | 58 |
| Tableau 3.4 | Localisation des bris détectés sur les conducteurs dans les deux essais | 60 |
| Tableau 3.5 | Positions des points de contact critiques sur la couche 3 et 4 du conducteur pour l'analyse numérique à $T=25\%RTS$ et $Yb=0.6$ mm pour le modèle élastique | 63 |
| Tableau 3.6 | Positions des points de contact critiques sur la couche 3 et 4 du conducteur pour l'analyse numérique à $T=25\%RTS$ et $Yb=0.6$ mm pour le modèle élasto-plastique | 65 |
| Tableau 4.1 | Nombre d'éléments et de nœuds associés à chaque maillage..... | 79 |

LISTE DES FIGURES

| | Page | |
|-------------|---|----|
| Figure 1.1 | a) Structure d'un câble toronné, b) un câble ACSR toronné | 4 |
| Figure 1.2 | Type de conducteurs ACSR..... | 4 |
| Figure 1.3 | Types de conducteurs usuels au Canada | 5 |
| Figure 1.4 | Contacts interfilaires : (A) Contact latéral, (B) contact radial | 6 |
| Figure 1.5 | Types de contacts interfilaires; a) contact radial et b) contact latéral..... | 7 |
| Figure 1.6 | Faisceaux de conducteurs associés aux pinces de suspension et aux entretoises..... | 8 |
| Figure 1.7 | Pince de suspension adaptée à un conducteur ACSR Bersfort d'un diamètre de 19.44 mm..... | 9 |
| Figure 1.8 | a) Coupe transversale; b) Vue latérale de l'ensemble conducteur-pince de suspension..... | 9 |
| Figure 1.9 | Types de vibrations dues au vent sur les câbles des lignes aériennes | 10 |
| Figure 1.10 | Condition de chargement en <i>fretting</i> sur le système conducteur-pince de suspension..... | 12 |
| Figure 1.11 | a) Position du point de mesure de la déflexion verticale; b) Marque induite du contact brin-pince | 12 |
| Figure 1.12 | Amorçage des fissures en dessous des débris d'usure | 18 |
| Figure 1.13 | Modèle de contact élastique de Cattaneo-Mindlin..... | 19 |
| Figure 1.14 | Une marque de contact sur un brin montrant la zone d'adhérence et la zone de glissement | 20 |
| Figure 1.15 | Influence du régime de <i>fretting</i> sur les mécanismes d'endommagement..... | 21 |
| Figure 1.16 | Carte de <i>fretting</i> associé aux sollicitations locales (à gauche) et carte de <i>fretting</i> associée à la réponse du matériau (à droite) | 22 |
| Figure 1.17 | Schéma d'un banc d'essai vibratoire de fatigue | 25 |

| | | |
|-------------|---|----|
| Figure 1.18 | a) Banc d'essai hydraulique utilisé pour les essais de <i>fretting-fatigue</i> ; b) Schéma du principe du banc d'essai. | 26 |
| Figure 1.19 | Configuration du banc d'essai de fatigue en <i>fretting</i> uniaxial et biaxial..... | 27 |
| Figure 1.20 | a) Modèle numérique global avec éléments volumiques; b) Distribution de la donnée de l'état de contact sur un brin | 28 |
| Figure 1.21 | Modèle numérique par éléments finis d'un conducteur ACSR Bersfort avec éléments poutres associé à une pince de suspension avec éléments surfaciques..... | 30 |
| Figure 1.22 | Modèle numérique local. a) Conditions aux limites appliquées sur le modèle local. b) Séquence d'application des chargements en fonction du temps..... | 31 |
| Figure 1.23 | Géométrie du modèle brin-pince de suspension | 32 |
| Figure 1.24 | a) Modèle numérique global en éléments poutres; b) Modélisation hybride éléments volumiques-poutres; c) Sous-modélisation avec éléments volumiques à partir d'un modèle poutre..... | 34 |
| Figure 2.1 | Analyse multi-échelle appliquée aux systèmes pince-conducteur..... | 39 |
| Figure 3.1 | Configuration du système pince-conducteur ACSR Bersfort modélisé | 42 |
| Figure 3.2 | Modélisation par éléments finis d'un système pince-conducteur | 43 |
| Figure 3.3 | Configuration des chargements externes appliqués au système pince-conducteur..... | 45 |
| Figure 3.4 | Contrainte principale en tension (σ_1) résultante du modèle numérique global | 46 |
| Figure 3.5 | Cartographie des points de contact de l'interface pince- conducteur..... | 47 |
| Figure 3.6 | Contrainte alternée (σ_a) aux a) contacts externes de la couche 4 avec la pince de suspension, b) contacts internes de la couche 4 avec la couche 3, c) contacts externes de la couche 3 avec la couche 4 et d) contacts internes de la couche 3 avec la couche 2, pour $T = 35\%$ avec $Y_b = 0.3$ mm (à gauche) et 0.7 mm (à droite) | 49 |

| | | |
|-------------|---|----|
| Figure 3.7 | Contrainte alternée (σ_a) aux contacts externes de la couche 4 avec la pince de suspension à $T = 15\%$ RTS (à gauche) et 25% RTS (à droite) avec $Y_b = 0.3$ mm, 0.5 mm et 0.7 mm..... | 51 |
| Figure 3.8 | Interrelations des facteurs pour les charges locales, le glissement et les contraintes générées au niveau local pour a) un point critique situant au-dessous du conducteur et b) un point critique situant en dessus du conducteur..... | 53 |
| Figure 3.9 | Interrelations des facteurs pour les contraintes locales a) en flexion et b) en tension pour un point critique situant en dessous du conducteur (à gauche) et un point critique situant en dessus du conducteur (à droite) | 55 |
| Figure 3.10 | Variation de l'angle d'application de la tension (T) | 56 |
| Figure 3.11 | Variations des conditions locales sur un cycle de chargement au point critique au-dessous du conducteur à a) $T=15\%$ RTS, b) 25% RTS et c) 35% RTS..... | 56 |
| Figure 3.12 | Variations des conditions locales sur un cycle de chargement au point critique au-dessus du conducteur à a) 15% RTS, b) 25% RTS et c) 35% RTS..... | 57 |
| Figure 3.13 | Banc d'essai de fatigue à résonance | 58 |
| Figure 3.14 | Quelques Bris observés des essais expérimentaux. a) Brins issus de l'essai 1 (couche 4); b) Brins issus de l'essai 2 (couche 4); c) Brins issus de l'essai 3 (couche 4); d) Brins issus de l'essai 4 (couche 3)..... | 59 |
| Figure 3.15 | Contrainte alternée σ_a aux contacts externes et internes de la couche 3 et 4 à $T=25\%RTS$ et $Y_b=0.6$ mm pour un modèle élastique | 62 |
| Figure 3.16 | Contrainte alternée σ_a aux contacts externes et internes de la couche 3 et 4 pour $T=25\%RTS$ et $Y_b=0.6$ mm pour un modèle élasto-plastique. | 64 |
| Figure 4.1 | Schématisation de l'approche multi-échelles..... | 69 |
| Figure 4.2 | Schématisation du passage du modèle global au modèle local..... | 70 |
| Figure 4.3 | Maillage des composantes du modèle local : a) Brins adjacents avec des éléments poutres, b) pince de suspension avec des éléments solides et c) brin principal avec des éléments solides..... | 72 |

| | | |
|-------------|---|----|
| Figure 4.4 | Illustration des conditions aux limites appliquées sur les composantes du modèle. a) Brin principal; b) Pince de suspension; c) Brin adjacent | 75 |
| Figure 4.5 | Comportement du modèle local durant le chargement dynamique | 76 |
| Figure 4.6 | État de contact du modèle local aux différentes étapes de calcul à l'interface de contact entre le brin principal et la pince..... | 77 |
| Figure 4.7 | Distribution de la pression de contact d'un modèle: a) élastique, b) plastique..... | 78 |
| Figure 4.8 | Illustration de la zone raffinée du brin | 79 |
| Figure 4.9 | Écart relatif sur la pression de contact et le glissement par rapport à la taille de maillage dans la zone de contact | 80 |
| Figure 4.10 | Pression de contact en fonction de la taille d'éléments dans la zone de contact..... | 81 |
| Figure 4.11 | Modèle numérique local montrant les marques de contact formées entre le brin principal et les brins adjacents pour : a) un brin de 4 cm et b) un brin de 6 cm | 82 |
| Figure 4.12 | État de contact entre le brin principal et la pince de suspension. a) Brin de 2 cm : une marque de contact; b) Brin de 4 cm : 3 marques de contact; c) Brin de 6 cm : 4 marques de contact et d) continuité de contact entre deux marques de contact..... | 83 |
| Figure 4.13 | Distributions de la pression de contact pour les trois modèles à a) 2 cm, b) 4 cm et c) 6 cm..... | 84 |
| Figure 4.14 | Marques de contact observées sur les échantillons récupérés. a) Issue de l'essai 3, b) issu de l'essai 3 et c) issu de l'essai 4; Observées avec KEYENCE VR-5000. d) issue de l'essai 3 et e) issue de l'essai 4; Observés avec KEYENCE VHX-500F | 85 |
| Figure 4.15 | Comparaison d'une marque de contact expérimentale avec les marques issues du modèle numérique. a) Marques issue de l'essai expérimental 1; b) Modèle numérique à 2 cm; c) Modèle numérique à 4 cm; d) Modèle numérique à 6 cm | 86 |
| Figure 4.16 | Distribution des contraintes principales I dans la zone de contact | 87 |
| Figure 4.17 | Distributions des a) contraintes alternées et b) du paramètre SWT dans la zone de contact, calculées à partir des contraintes en tension (Contrainte principale I) | 88 |

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

| | |
|-------|--|
| ACSR | Aluminum-conductor steel-reinforced |
| CAA | Câbles à Âme Aluminium |
| CALA | Câbles à Âme en Aluminium Laminé |
| CIGRE | Conseil international des grands réseaux électriques |
| DOE | Plan d'expérience (Design of Experiments) |
| EPRI | Electric Power Research Institute |
| FS | Fatemi-Socie |
| IEEE | Institute of Electrical and Electronics Engineers |
| KE | Dernier point de contact entre le conducteur et le sabot (Keeper Edge) |
| LPC | Dernier point de contact entre le conducteur et la gouttière (Last Point of Contact) |
| PR | Point de référence |
| PS | Poffenberger-Swart |
| RTS | Résistance à la traction (Rated Tensile Strength) |
| SWT | Smith-Watson-Topper |

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

| | |
|-----------------|--|
| β_0 | Angle de saillie ($^{\circ}$) |
| ΔQ | Variation de la force tangentielle de contact (MPa) |
| $\Delta \delta$ | Variation du glissement relatif (mm) |
| F_c | Force de serrage de la pince (N) |
| Q | Force tangentielle (N) |
| q | Contrainte de cisaillement (MPa) |
| P | Force normale (N) |
| p | Pression de contact (MPa) |
| σ_a | Amplitude de contrainte ou Contrainte alternée (MPa) |
| $\sigma_{i,t}$ | Contrainte en tension (MPa) |
| $\sigma_{i,f}$ | Contrainte en flexion (MPa) |
| σ_m | Contrainte moyenne (MPa) |
| σ_{max} | Contrainte maximale (MPa) |
| σ_{SWT} | Paramètre de Smith-Watson-Topper (MPa) |
| σ_1 | Contrainte principale I (MPa) |
| σ_{VM} | Contrainte de Von-Mises (MPa) |
| T | Charge en tension (N) |
| Y_b | Amplitude de déflexion (mm) |

INTRODUCTION

Les lignes aériennes de transport électrique sont des structures très complexes qui s'étendent souvent sur des milliers de kilomètres, assurant le transport de l'électricité depuis les centrales de production jusqu'aux zones de consommation. Ces structures essentielles doivent pouvoir garantir un approvisionnement énergétique fiable et de façon durable. Les lignes aériennes traversent toutefois différentes zones climatiques et sont soumises à d'énormes contraintes électriques, mécaniques et environnementales (Papailiou, 2017).

Les conducteurs aériens sont continuellement exposés aux forces du vent qui peuvent générer des oscillations sous forme de vibrations éoliennes, de galop et d'oscillations de sous-portées ou d'autres effets dynamiques (EPRI, 2006). Les contraintes répétitives causées par ces vibrations peuvent induire un endommagement progressif par fatigue augmentant le risque de défaillance, notamment aux points de suspension. Par ailleurs, la géométrie complexe des conducteurs aériens, souvent composée de brins toronnés, engendre des interactions de *fretting* entre les brins eux-mêmes et entre les brins et la pince de suspension. Ce phénomène de *fretting*, caractérisé par des micro-glisements relatifs entre les surfaces en contact, peut entraîner des dommages, notamment un amorçage des fissures et une usure accrue qui peuvent compromettre l'intégrité structurale des conducteurs.

Comprendre les phénomènes de fatigue par *fretting* dans les conducteurs revêt une importance capitale pour prédire leurs durées de vie et ainsi anticiper leur endommagement. Plusieurs recherches portant sur ce domaine présentent des descriptions qualitatives des dommages causés par le *fretting*, généralement basées sur des observations expérimentales sur conducteur complet (Zhou, Cardou, Goudreau, & Fiset, 1996). Toutefois, ces essais sont coûteux et nécessitent des investissements considérables en temps et équipement.

Plus récemment, des modèles numériques par éléments finis (EF) simulant des conducteurs associés à leurs accessoires ont été réalisés, permettant de traduire les chargements externes induits sur les lignes aériennes (Lalonde, Guilbault, & Langlois, 2018). Cependant, la formulation des éléments poutres utilisés dans ces modèles ne permet pas de capturer avec

précision les conditions locales menant au phénomène de fatigue en *fretting* observé aux contacts inter-filaires du conducteur. D'autres modèles à une échelle plus raffinée utilisant des éléments volumiques ont été développés dans l'optique de décrire les champs de contraintes générés à ces contacts (Said et al., 2023). Toutefois, les hypothèses posées dans la construction géométrique de ces modèles et des chargements qu'ils considèrent, limite le niveau de représentativité des conditions d'endommagement qu'ils simulent.

Ce mémoire de maîtrise a donc pour objectif le développement d'une stratégie de modélisation numérique multi-échelle, capable de décrire les conditions d'endommagement local aux interfaces de contact à partir des charges externes auxquels un conducteur en service est soumis. Cela contribuera alors à un raffinement de la compréhension de la fatigue en *fretting* des conducteurs en vue de mieux estimer leur durée de vie résiduelle.

Pour ce faire, le présent mémoire est divisé en 4 chapitres. Le premier présente une revue de la littérature détaillant les propriétés des conducteurs de lignes aériennes, les sollicitations des conducteurs en zone critique, ainsi que les mécanismes d'endommagement. La revue traite également des travaux réalisés par les institutions de recherches pour l'estimation de la durée de vie résiduelle des conducteurs, ainsi que les différentes analyses expérimentales et numériques développées. Le deuxième chapitre expose la problématique et les objectifs de recherche. Le Chapitre 3 propose une caractérisation des conditions de chargement locales, exploitant un modèle numérique de conducteur déjà disponible. À partir de cette caractérisation, le chapitre 4 présente une nouvelle approche de modélisation numérique d'un contact entre la couche externe du conducteur et une pince de suspension. Cette stratégie originale combine une approche de sous-modélisation à une modélisation hybride, permettant de s'affranchir des hypothèses usuelles liées à la géométrie et à l'application des conditions frontières. Une application combinée des modélisations globale et locale à un cas d'étude considérant un conducteur ACSR Bersfort conduira alors à des champs de contrainte détaillés aux contacts critiques, nécessaire à la prédition de l'endommagement en fatigue des conducteurs.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

Cette revue vise d'abord à présenter le contexte d'endommagement en fatigue des conducteurs aériens, notamment en ce qui a trait à leur géométrie toronnée et leurs conditions de chargement. Une présentation des méthodes d'analyse usuelles de la fatigue des conducteurs juxtaposée aux mécanismes d'endommagement en contact impliqués exposera ensuite la complexité du problème. Puis, des résultats d'études expérimentales en fatigue sur conducteurs complets plus détaillés, à l'échelle des brins, offriront un portrait plus précis du phénomène. Enfin, un survol des avancées récentes en simulation numérique des câbles permettra de voir comment il est possible d'analyser la fatigue des conducteurs de façon plus précise, tout en soulignant les capacités et limites de chacune des approches.

1.1 Propriétés des conducteurs

1.1.1 Géométrie des conducteurs

Les conducteurs des lignes aériennes de transport électrique jouent un rôle fondamental dans le transport de l'énergie en reliant les multiples nœuds du réseau électrique. Ils présentent une géométrie toronnée composée d'un brin central sur lequel sont enroulées plusieurs couches de brins métalliques. Ces couches sont généralement enroulées en sens opposé les unes par rapport aux autres (Figure 1.1b). Cette configuration confère au câble une meilleure flexibilité, permet de réduire la diaphonie et procure au conducteur une tenue mécanique plus élevée (Said, 2020). L'enroulement des brins permet également d'exposer plus de surface du conducteur à l'air. Cette caractéristique permet de refroidir le conducteur, ce qui augmente sa conductivité. En effet, lorsque le métal est chauffé, sa résistance au passage de l'électricité augmente, transformant ainsi une partie de l'énergie électrique en énergie thermique, ce qui entraîne une perte électrique.

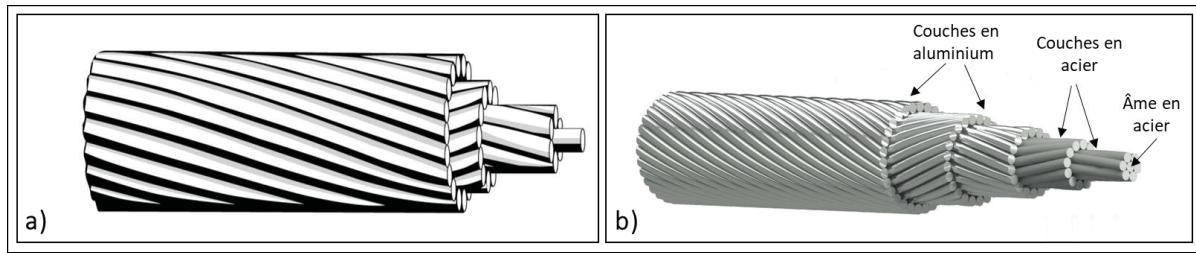


Figure 1.1 a) Structure d'un câble toronné, b) un câble ACSR toronné
Adaptée de Southwire Canada (2009) et APAR Tomorrow's solution today (2020)

Les conducteurs les plus répandus sur les réseaux de transport électriques sont les conducteurs de type ACSR (*Aluminum Conductor Steel-Reinforced*). Ils sont composés d'une âme centrale de brins en acier pour la tenue mécanique, alors que les brins des couches extérieures sont en aluminium quasi pur (1350-H19) afin de favoriser la conductivité électrique (Figure 1.1b). Plusieurs combinaisons de brins en aluminium et en acier sont ainsi disponibles (Figure 1.2).

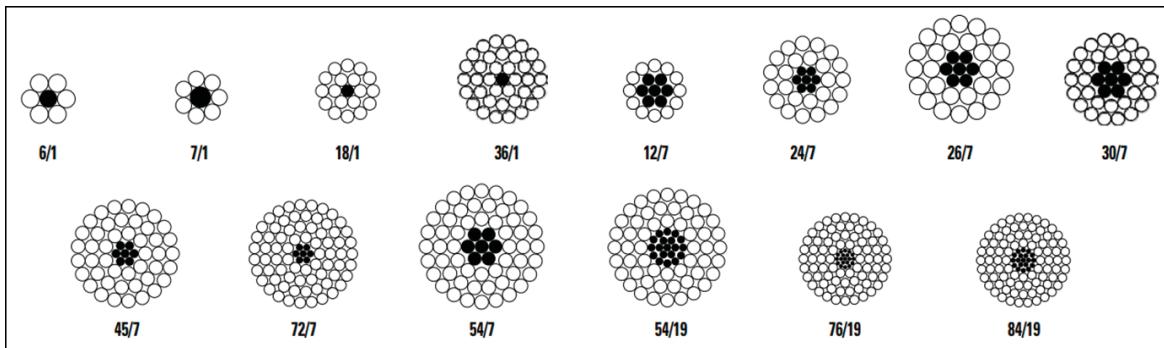


Figure 1.2 Type de conducteurs ACSR
Tirée de General Cable (2023)

D'autres types de conducteurs sont disponibles, la Figure 1.3 en présente quelques-uns des plus courants :

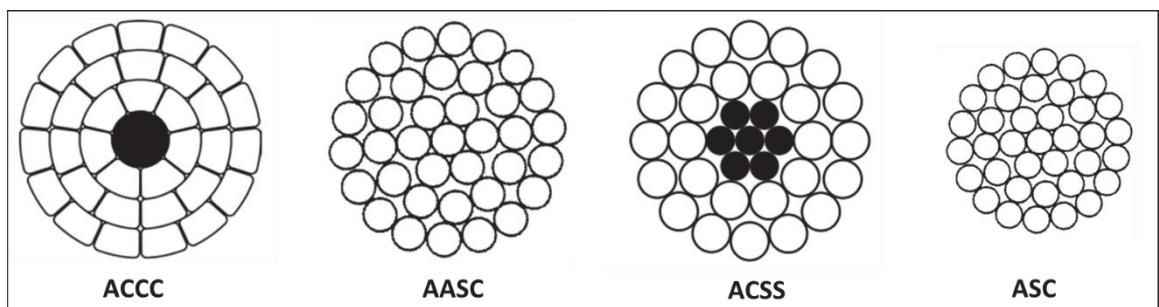


Figure 1.3 Types de conducteurs usuels au Canada
Adaptée de Southwire Canada (2009)

- *All Aluminum Alloy Conductor (AAAC)* : Ces conducteurs sont fabriqués à partir d'un alliage d'aluminium à haute résistance traité thermiquement (6201-T81). Ils sont utilisés dans les lignes de transmission le long des côtes océaniques là où il peut y avoir un problème de corrosion dans l'acier d'un câble ACSR;
- *Aluminum Conductor Steel-Supported (ACSS)*: Ces conducteurs présentent également une âme centrale formée de brins en acier. Toutefois, les brins du conducteur sont plutôt fabriqués en aluminium 1350-O. Leur haute résistance mécanique permet de réduire la flèche des lignes de transmission, augmentant ainsi leur stabilité. Les conducteurs ACSS sont préférés dans les zones sujettes aux incendies de forêt en raison de leur capacité à fonctionner à des températures plus élevées;
- *All Aluminum Conductor (AAC)*: Ce sont des conducteurs en alliages d'aluminium 1350-H19, ayant de bonnes propriétés électriques. Ils présentent une construction et une apparence similaires aux conducteurs AAAC, mais leurs propriétés mécaniques sont généralement plus faibles. Ainsi, ces conducteurs sont plutôt utilisés pour des portées plus petites;
- *Aluminum Conductor Composite Core (ACCC)* : Les brins en aluminium ont une forme trapézoïdale, favorisant ainsi un agencement plus compact des fils. Ces conducteurs sont conçus pour maintenir le même diamètre global qu'un conducteur ACSR, ils sont couplés à une âme en composite et ils possèdent une superficie de section transversale en aluminium d'environ 28% supérieure à celle d'un ACSR compact.

1.1.2 Contacts interfilaires

La structure toronnée du conducteur implique plusieurs interactions en contacts entre les brins. On y distingue deux types de contacts interfilaires :

- Des contacts latéraux entre les brins d'une même couche formant des lignes de contact (Figure 1.4A);
- Des contacts radiaux entre les brins de couches adjacentes dont l'enroulement est en directions opposées (Figure 1.4B).

À noter que le brin central forme également des lignes de contact avec la première couche. Les contacts radiaux ou en treillis présentent des distributions de contraintes plus localisées, plus susceptibles à l'endommagement que les contacts latéraux (Hobbs & Raoof, 1994).

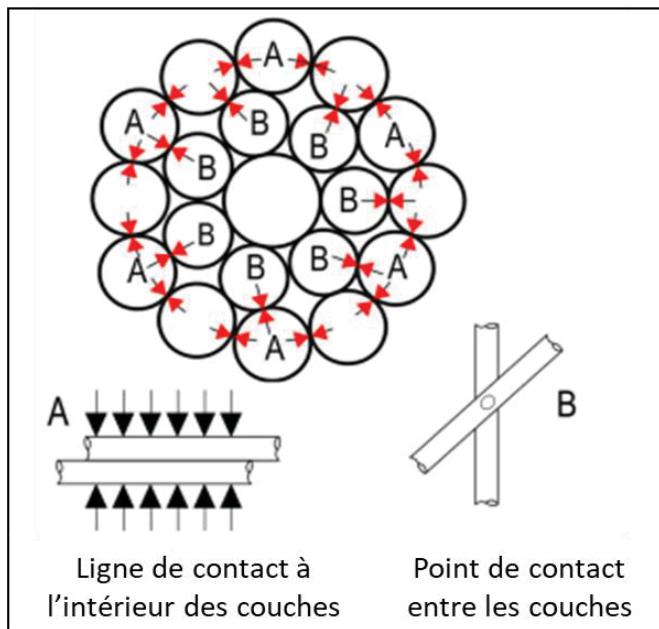


Figure 1.4 Contacts interfilaires : (A) Contact latéral, (B) contact radial
Tirée de Khan, Gencturk, Shahzada, & Ullah (2018)

La Figure 1.5 montre les indentations laissées par les deux types de contacts interfilaires. Ces marques de contact sont d'autant plus amplifiées aux points de fixation des conducteurs où un serrage leur est appliqué.

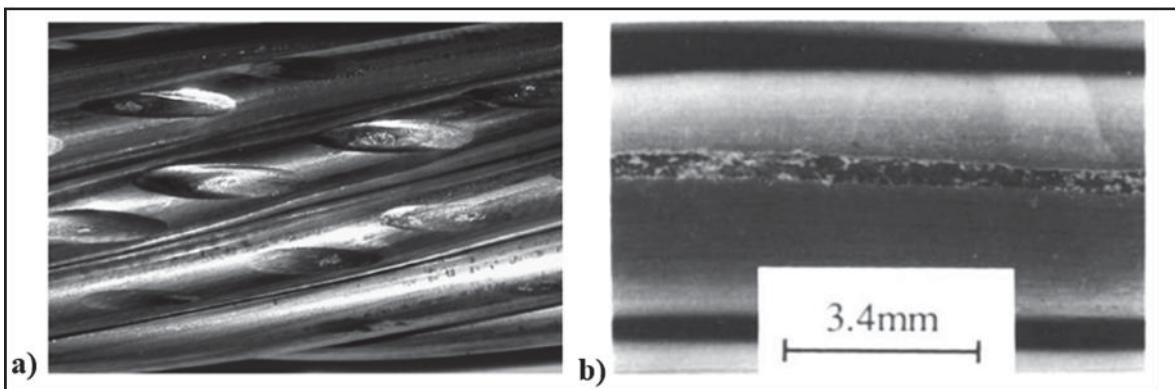


Figure 1.5 Types de contacts interfilaires; a) contact radial et b) contact latéral
Tirées de Azevedo, Henriques, Pulino Filho, Ferreira, & Araújo (2009) et Zhou, Cardou, Fiset, & Goudreau (1994)

1.1.3 Pince de suspension

L’arrangement des conducteurs de lignes de transport peut être en configuration simple ou en faisceaux, généralement de 2 à 4 conducteurs. L’espacement des faisceaux est maintenu à l’aide d’entretoises (Figure 1.6). Dans tous les cas, les conducteurs sont généralement retenus par des pinces de suspension à chacune des extrémités des portées, elles-mêmes raccordées aux pylônes par des chaînes d’isolateurs.

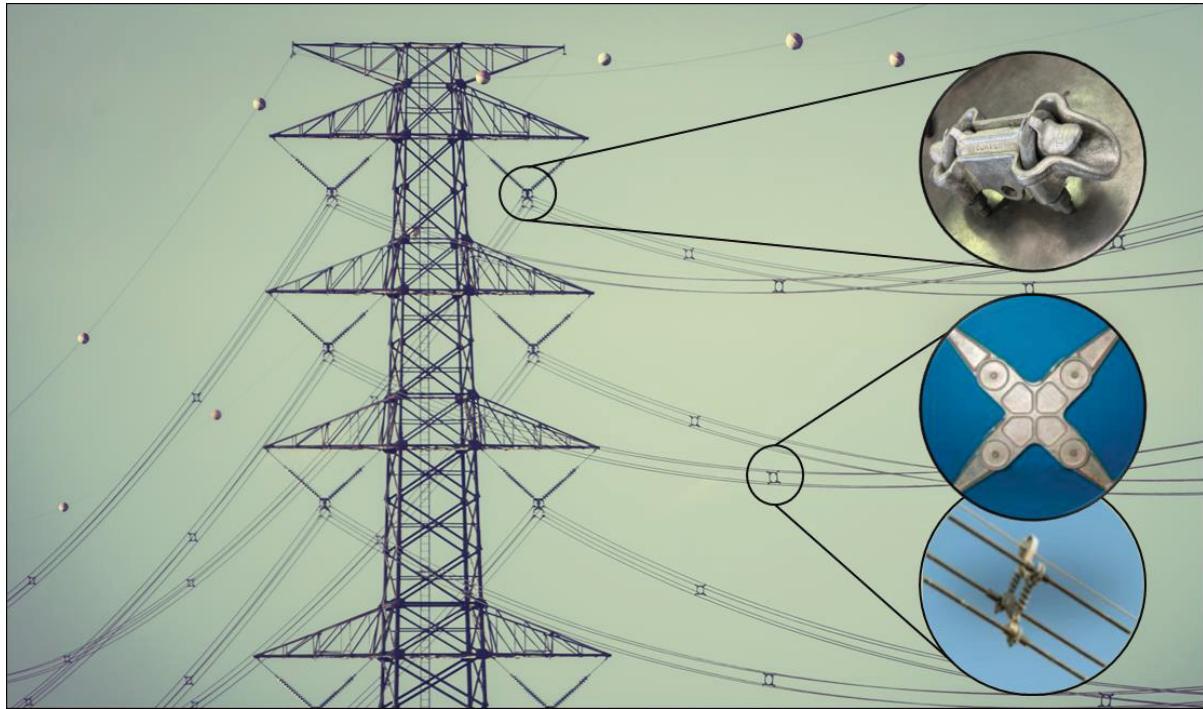


Figure 1.6 Faisceaux de conducteurs associés aux pinces de suspension et aux entretoises
Adaptée de <https://fr.freepik.com/>

Ces pinces sont habituellement fabriquées par moulage en alliage d'aluminium. La configuration la plus répandue des pinces est composée d'une gouttière (*body*), dans laquelle le conducteur est maintenu, et d'un sabot (*keeper*) qui permet le serrage à l'aide de boulons (Figure 1.7). La gouttière doit être conçue de sorte à avoir une courbure faible pour s'ajuster efficacement à la forme du conducteur, assurant ainsi une répartition plus uniforme de la pression sur la circonférence du conducteur (Papailiou, 2017).



Figure 1.7 Pince de suspension adaptée à un conducteur ACSR Bersfort d'un diamètre de 19.44 mm

La sortie du conducteur à la pince est caractérisée par deux positions, le dernier point de contact du conducteur avec le sabot (*kepper edge* ou KE) et celui avec la gouttière (*last point of contact* ou LPC). La position du LPC dépend du rayon à la sortie de la gouttière et l'angle de saillie du conducteur.

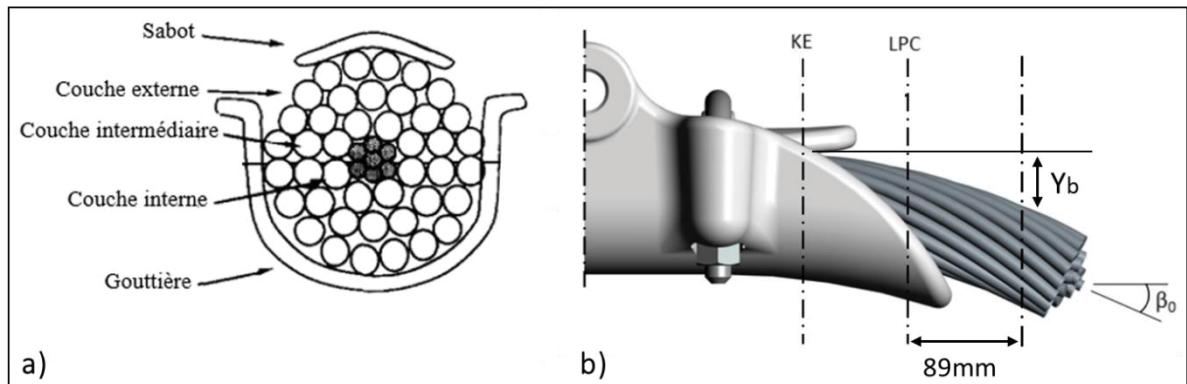


Figure 1.8 a) Coupe transversale; b) Vue latérale de l'ensemble conducteur-pince de suspension

Tirées de Zhou, Cardou, Fiset, et al. (1994) et Lalonde (2017)

1.2 Endommagement en fatigue des conducteurs

Les conducteurs des lignes aériennes sont exposés aux conditions climatiques, notamment aux vents et tempêtes. D'après l'*Electric Power Research Institute* (EPRI), il existe trois types de vibrations dues au vent sur les câbles des lignes de port d'électricité: le galop, les vibrations éoliennes et les oscillations de sous-portées (EPRI, 2006).

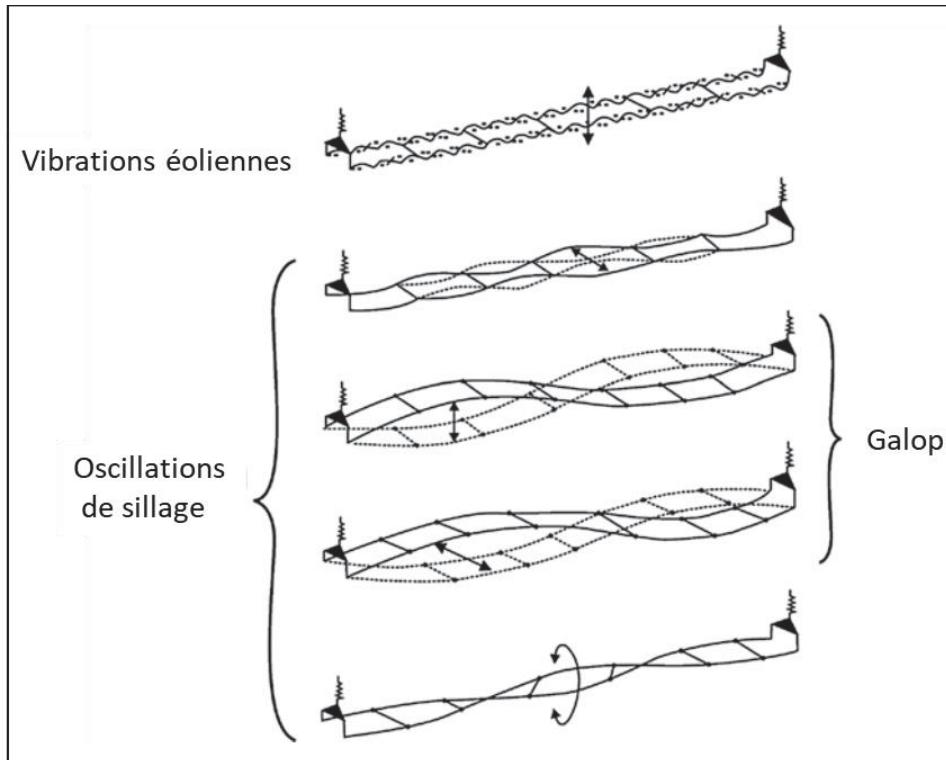


Figure 1.9 Types de vibrations dues au vent sur les câbles des lignes aériennes
Adaptée de K. O. Papailiou (2017)

Galop: Mouvement principalement vertical de grande amplitude à de basses fréquences allant de 0.08 à 3 Hz. Il est presque toujours causé par des vents latéraux modérément forts et réguliers allant de 7 à 18 m/s, agissant sur une surface de conducteur glacée asymétriquement. Les fortes charges dynamiques induites par le galop peuvent causer des dommages sévères après seulement 48 heures.

Vibrations éoliennes: Caractérisées par des plages de fréquences allant de 3 à 150 Hz. La fréquence dépend de la taille et de la charge en tension du conducteur : les fréquences plus basses sont typiques des gros conducteurs par faibles vents, tandis que les fréquences plus élevées sont caractéristiques des câbles de garde, plus petits, par vents modérés. Les charges cycliques, particulièrement en flexion, dues aux vibrations éoliennes, sont la raison principale de la fatigue des conducteurs. Les mécanismes de dégradation induits par les vibrations

éoliennes progressent toutefois plus lentement où des signes d'endommagement sévères des conducteurs peuvent apparaître jusqu'à 20 ans après leur mise en service.

Oscillations de sillage: Ce type d'oscillations, dont la fréquence se situe entre 0.15 et 10 Hz, est propre aux conducteurs en faisceau. Il découle de l'effet de protection exercé par les sous-conducteurs du côté exposé au vent sur ceux du côté opposé au vent. Ces oscillations sont généralement observées pour des vents latéraux modérés à forts, soufflantes à des vitesses de 4 à 18 m/s et peuvent mener jusqu'à des collisions entre les conducteurs. L'endommagement causé par les oscillations de sillage dans les brins, étant sévère, est localisé dans la plupart des cas rapidement. Cependant, ces oscillations peuvent induire de la fatigue dans les entretoises et les autres accessoires du système.

Cette étude s'intéresse principalement à l'endommagement causé par les vibrations éoliennes, car elles représentent la cause principale de défaillance en fatigue des conducteurs (EPRI, 2006)

1.2.1 Sollicitation des conducteurs en zone critique

Selon les travaux expérimentaux de Zhou et al. (1994), l'endommagement en fatigue qu'induisent les vibrations éoliennes aux conducteurs s'observe principalement aux points de suspension. La région située entre le dernier point de contact du conducteur avec le sabot (KE) à celui avec la gouttière (LPC) est particulièrement propice aux bris en fatigue. Dans cette région considérée critique également par Ouaki, Goudreau, Cardou, & Fiset (2003) (i.e. Entre KE et LPC), le conducteur est soumis aux charges cycliques induites par les vibrations éoliennes, mais aussi à un important chargement statique (Zhou et al., 1996). Celui-ci comprend le serrage de la pince de suspension (F_c), la force de tension statique du conducteur (T) ainsi qu'un moment de flexion par l'angle du conducteur à la sortie de la pince (β_0) (Figure 1.10).

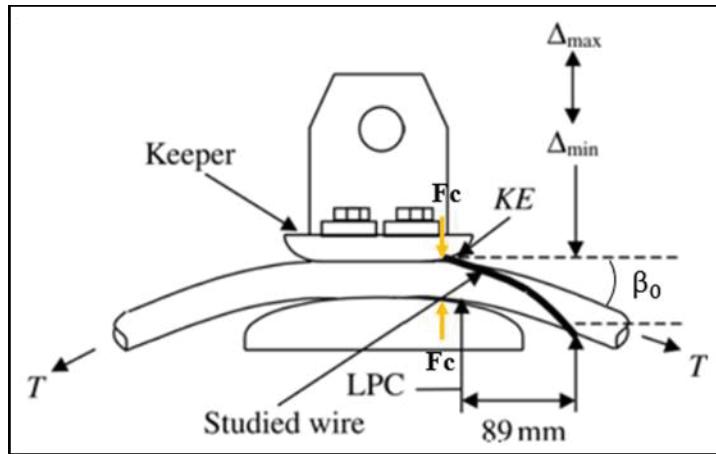


Figure 1.10 Condition de chargement en *fretting* sur le système conducteur-pince de suspension
Tirée de Ouaki et al. (2003)

La sévérité de la sollicitation dans cette zone critique est généralement quantifiée par le niveau de déflexion du conducteur mesuré à 89 mm (3.5 pouces) du LPC. Cette mesure, standardisée dans l'industrie, est associée au paramètre Y_b (Fadel, Rosa, Murça, Fereira, & Araújo, 2012, p. 201).

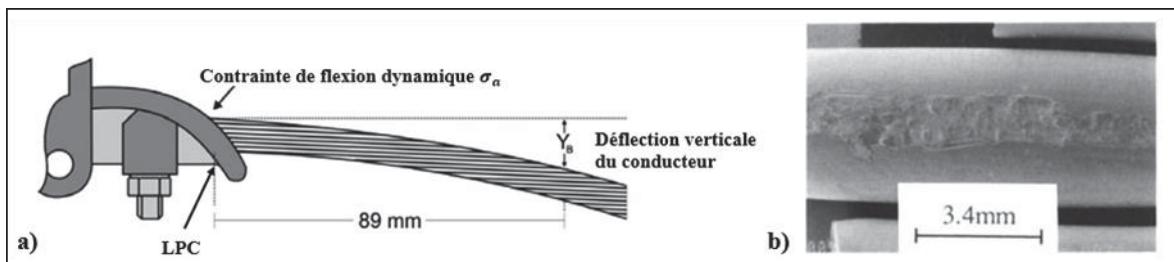


Figure 1.11 a) Position du point de mesure de la déflexion verticale; b) Marque induite du contact brin-pince
Tirée de Fadel, Rosa, Murça, Fereira, & Araújo (2012) et Zhou, Cardou, Fiset, et al. (1994)

Relation Poffenberger-Swart :

Poffenberger et Swart (1965) ont proposé l'équation (1.1), permettant d'estimer l'amplitude de la contrainte alternée (σ_a) induite à la fibre externe du conducteur à partir de son amplitude de déflexion (Y_b) mesurée à 89 mm du *LPC*. Cette formulation suppose un comportement

similaire à une poutre encastrée près de la pince de suspension dont la rigidité de flexion (EI) est constante (Braga, Nakamura, & Furtado, 2004a).

$$\sigma_a = E_a \cdot Y_b \cdot \frac{d \cdot \frac{T}{4EI}}{\left(e^{-\sqrt{\frac{T}{EI}}x} - 1 + \sqrt{\frac{T}{EI}} \cdot x \right)} \quad (1.1)$$

Dans l'équation (1.1), d et E_a sont respectivement le diamètre et le module élastique des brins de la couche externe, tandis que x est la distance à laquelle Y_b est mesuré, soit 89 mm. L'application de la relation P-S néglige l'effet du frottement entre les brins où la rigidité de flexion EI est donc associée à la somme des rigidités de flexion des n brins constituant le conducteur :

$$EI_{min} = \sum_i^n E_i \frac{\pi d_s^4}{64} \quad (1.2)$$

Une autre façon de calculer l'amplitude de contrainte idéalisée (σ_a) est à partir de la fréquence d'excitation du conducteur (f) et de l'amplitude au ventre du mouvement sinusoïdal (y_{max})

$$\sigma_a = \pi d E_a \sqrt{\frac{m}{EI}} f y_{max} \quad (1.3)$$

Sachant que m est la masse linéique du conducteur et $f y_{max} = \Delta\beta \sqrt{T/m}/2\pi$, où $\Delta\beta$ représente l'angle de déflexion du conducteur.

1.2.2 Estimation de la durée de vie résiduelle des conducteurs

La prédiction de la durée de vie résiduelle des conducteurs soumis à des chargements en fatigue est nécessaire afin d'orienter les décisions relatives à la protection, à la réparation ou au remplacement des conducteurs. Dans cette optique, deux approches (2) ont été proposées visant à estimer la limite de fatigue des conducteurs (Braga, Nakamura, & Furtado, 2004) :

- **Approche de la limite d'endurance :** Elle considère que si les vibrations sont maintenues sous une certaine limite, la durée de vie du conducteur est infinie. L'IEEE (*Institute of Electrical and Electronics Engineers*) et l'EPRI (*Electric Power Research Institute*) ont adopté cette approche afin d'instaurer une méthode standard de mesure des vibrations sur les lignes aériennes, et d'établir une limite maximale pour le niveau de vibration. La méthodologie repose sur les formules de PS (1.1), et suppose des mesures directes de l'amplitude de vibration Y_b à 89 mm de la pince de suspension. La valeur de Y_b est directement liée aux valeurs de déformations dynamiques et à celles des contraintes dynamiques. Les deux institutions ont soulevé l'importance de la couche la plus externe du câble pour la détermination des contraintes et des déformations, et la faisabilité des mesures d'amplitude de flexion à un point situé à 89 mm de pince. L'IEEE propose une limite de déformation de 150 microdéformations ($150\mu\text{m}/\text{m}$) à titre indicatif, mais reste très conservateur. En se basant sur les résultats obtenus, EPRI recommande une limite d'endurance de 22.5 pour les conducteurs mono-couche, et de 8.5 MPa pour les conducteurs multi-couches.
- **Approche de l'endommagement cumulé :** Elle se base sur les lois de cumul d'endommagement. Elle est proposée initialement par Steidel (1960), et a depuis fait l'objet d'une étude approfondie au sein du comité d'études sur les lignes électriques aériennes (*Overhead Line Studies Committee* ou SC22) du CIGRE, aboutissant à des recommandations spécifiques pour son application (CIGRE SC22 WG04, 1979). Cette approche considère la loi Miner où chaque cycle de vibration produit une quantité d'endommagement qui s'accumule à partir de la mise en service du câble jusqu'à la rupture. Le matériau est susceptible de présenter une défaillance en fatigue lorsque les dommages cumulés provenant de l'ensemble des cycles de contrainte atteignent une certaine valeur. La quantité d'endommagement induit à chaque cycle dépend de l'amplitude de la contrainte qui lui est associée. Selon la règle de Miner, l'endommagement total résultant de l'exposition à m amplitudes de contrainte différentes, est :

$$D = \sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_i} \quad (1.4)$$

La quantité de dommages qu'un cycle de contrainte σ_i cause est égale à $1/N_i$, où N_i représente la durée de vie en fatigue lorsque σ_i est la seule contrainte inductrice de fatigue (Havard et al., 2007). Sachant que n_i représente le nombre de cycles sous la contrainte σ_i pendant la période d'exposition. La défaillance est prévue lorsque le paramètre D dépasse la valeur de 1.

Les courbes représentant le nombre de cycles jusqu'à la défaillance, connues comme courbes de fatigue, Wöhler ou S-N, établies à partir de données d'essais de fatigue, forment le fondement de cette méthode. À partir de toutes ces courbes, CIGRE SC22 a proposé une courbe sécuritaire (*Safe Border Line*), une estimation conservatrice de la durée de vie en service des conducteurs. En utilisant la régression linéaire, la courbe sécuritaire proposée par le CIGRE peut être approximée par l'équation suivante :

$$\sigma = C \cdot N^Z \quad (1.5)$$

Où σ correspond à la contrainte idéalisée de PS en fonction de Y_b (équation (1.1)).

Tableau 1.1 Constantes de la Ligne de Sécurité du CIGRE
Tiré de Braga et al. (2004)

| Nombre de couches de brins en aluminium sur le câble | $N > 2.0 \times 10^7$ | | $N < 2.0 \times 10^7$ | |
|---|-----------------------|-------|-----------------------|------|
| | C | Z | C | Z |
| 1 | 430 | -0.17 | 730 | -0.2 |
| > 1 | 263 | -0.17 | 450 | -0.2 |

D'une part, l'approche de la limite d'endurance permet une simplification des calculs et des comparaisons, mais elle est très conservatrice et suppose une amplitude de vibration constante, en comparaison avec la méthode basée sur la théorie de Miner. D'autre part,

l'approche des dommages cumulatifs permet de tenir compte de la variation de l'intensité des vibrations du câble. Cependant, en raison de la difficulté et du coût de réalisation d'essais de fatigue en laboratoire avec cumul d'endommagement en chargement variable, cette approche est moins répandue (Havard et al., 2007). En raison de ces incertitudes, les estimations des valeurs de la durée de vie résiduelle des conducteurs doivent être considérées comme des approximations indicatives.

1.3 Endommagement des conducteurs par fatigue en *fretting*

Les charges externes auxquelles sont soumis les conducteurs, notamment les vibrations éoliennes, engendrent un endommagement en fatigue par flexion. Aux points de contact internes de la structure des conducteurs, ces cycles de flexion entraînent des micro-glisements entre les brins, appelés *fretting*.

1.3.1 Mécanismes d'endommagement en *fretting*

Les sollicitations en *fretting* peuvent être à l'origine de deux types de dégradation: la fissuration par fatigue et l'usure.

Fissuration par fatigue : Ce phénomène survient à la suite d'une déformation plastique induite par des charges cycliques. Il a été montré que sous l'effet des forces statiques et dynamiques appliquées sur les conducteurs, les fissures apparaissent aux contacts entre les brins et à l'interface avec la pince de suspension près du dernier point de contact avec la gouttière (Ouaki et al., 2003). Ce processus d'endommagement en fatigue est divisé en deux étapes principales : l'amorçage des fissures et la propagation. Les fissures résultent initialement d'une déformation plastique dans un plan préférentiel du matériau. Il est généralement dû aux imperfections surfaciques (micro-cavités). En plus des conditions de glissement, la localisation de l'amorçage dépend également de la nature du contact et la forme du matériau (Waterhouse, 1992). D'après Ouaki et al. (2003), dans la fatigue en *fretting* des conducteurs, les fissures prennent place principalement dans les zones de micro-glisement se situant dans la plupart des cas à côté du point KE et LPC entre le conducteur et

la pince de suspension. La quantification de l'amorçage des fissures dans les conducteurs est très complexe. En effet, dans un contact entre deux brins, l'état de contrainte est uniaxial à l'extérieur de la surface de contact, mais plus on s'approche du centre de la zone de contact, il devient triaxial (Said, Fouvry, Cailletaud, Yang, & Hafid, 2020). C'est la raison pour laquelle les études actuelles tentent d'adapter les approches de fatigue multiaxiales existantes dans la fatigue en *fretting* des conducteurs (Weber, 1999). Parmi les critères de fatigue utilisés, on retrouve Smith-Watson-Topper (SWT), Crossland et Fatemi-Socie (FS). La propagation des fissures peut être brutale, et mener à une rupture fragile si l'énergie stockée au fond de la fissure est suffisante pour créer des surfaces (Griffith & Taylor, 1921), ou progressive comme dans le cas des chargements en fatigue. Il a été trouvé que les fissures sont amorcées avec un angle de 45° par rapport à la surface, pour ensuite changer de direction et se propager de façon perpendiculaire (Endo & Goto, 1976) et (Ouaki et al., 2003).

L'usure : Il se caractérise par la détérioration d'un matériau résultant de l'endommagement de sa surface et de la perte de matière. Dans le cas des conducteurs, l'usure par fatigue est engendrée par déformations cycliques entraînant le détachement des particules d'alumine et leur accumulation au niveau des contacts. Il existe deux types d'usure : l'usure par adhésion et l'usure par abrasion. Il est possible de quantifier l'usure avec la loi de Archard (1953) (équation (1.6)), qui relie le volume du matériau arraché à la force normale appliquée W , la distance de glissement x et la dureté de la surface H .

$$v = k \cdot \frac{W \cdot x}{H} \quad (1.6)$$

Le paramètre k représente le coefficient d'usure qui est une constante de proportionnalité qui dépend du matériau et des contaminants à l'interface.

Ces deux types de dégradation peuvent également survenir simultanément (Figure 1.12). En effet, les faibles débattements peuvent être l'origine des fissures amorcées à côté ou en dessous de la zone de contact et vont se propager par l'effet des chargements cycliques.

Lorsque le régime de glissement devient total, des particules d'alumine s'accumulent dans la surface de contact et l'amorçage des fissures devient peu probable, grâce aux débris qui agissent comme une forme de lubrifiant solide entre les deux brins (Waterhouse, 1992). De plus, l'usure élimine les surfaces fissurées et empêche les fissures amorcées de se propager. D'après les observations métallographiques de Fricke & Rawlins (1968) sur des brins rompus, la réduction de la durée de vie estimée en *fretting* est un facteur de 50% à 60% par rapport au cas de fatigue sans *fretting*.

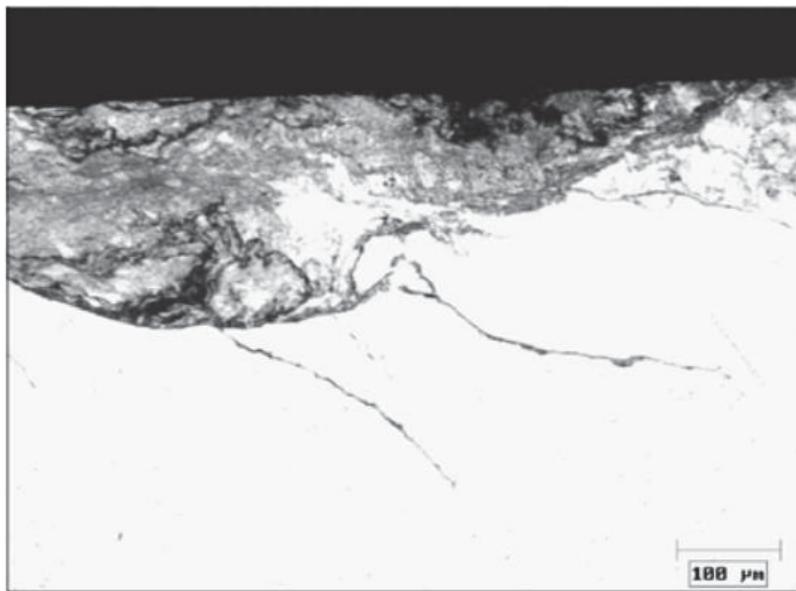


Figure 1.12 Amorçage des fissures en dessous des débris d'usure
Tirée de Ouaki et al. (2003)

1.3.2 Conditions de glissement dans la fatigue en *fretting*

L'analyse des distributions de pression et de cisaillement aux contacts interfilaire permet de mieux comprendre et quantifier les mécanismes de micro-glisement en *fretting* menant à l'endommagement des conducteurs. Ainsi, supposant un contact Hertzien entre des surfaces non conformes soumises à une charge normale (P) et tangentielle (Q), les distributions de pression (p) et de cisaillement (q) peuvent être schématisées par le modèle de Cattaneo (1938) et Mindlin (1949) de la Figure 1.13 (Lalonde, 2017). La force de cisaillement est considérée comme infinie aux limites de la zone de contact et minimale au centre

(Waterhouse, 1992). Le glissement se produit lorsque la force de frottement μp est inférieure à q , ce qui fait que la zone de micro-glisement se trouve aux limites du contact. À l'inverse, au centre de la zone de contact, μp est élevé donc l'adhérence est grande et la surface reste bloquée. Plus Q augmente et par conséquent q , la taille de la région bloquée diminue jusqu'à obtenir un glissement total sur l'ensemble de la zone de contact

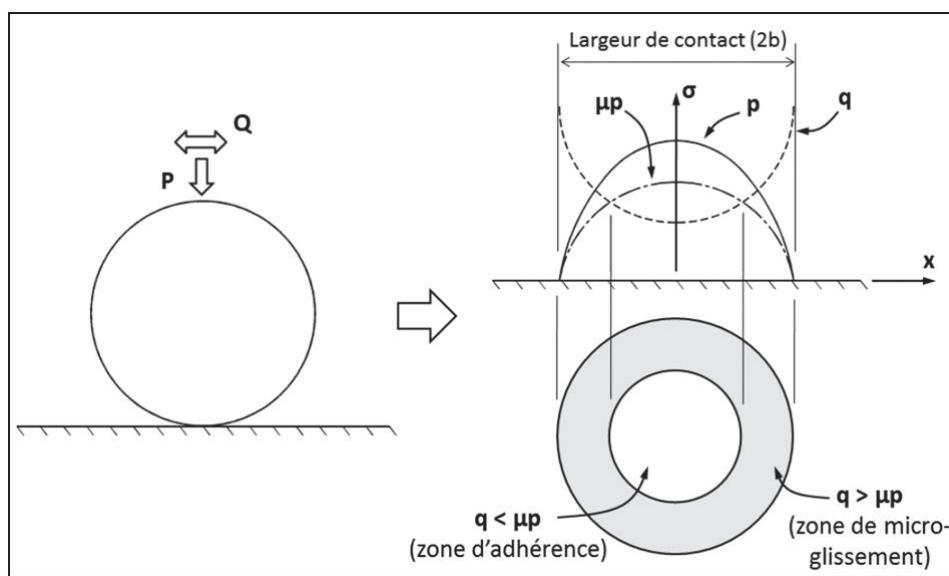


Figure 1.13 Modèle de contact élastique de Cattaneo-Mindlin
Tirée de Lalonde (2017)

Deux régions ont été mises en évidence en *fretting*, une région d'adhérence et une région de micro-glisement. Ces deux zones sont observées dans le contact conducteur-pince de serrage sur la Figure 1.14.

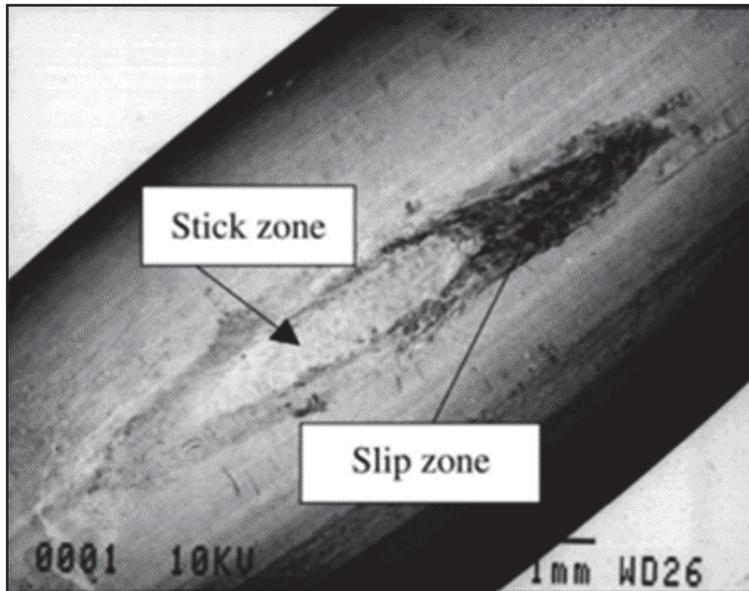


Figure 1.14 Une marque de contact sur un brin montrant la zone d'adhérence et la zone de glissement

Tirée de Ouaki et al. (2003)

1.3.3 Régimes de glissement et carte de *fretting*

L'intensité des chargements normal (P) et tangentiel (Q) induits aux points de contact exerce une influence directe sur les conditions de glissement. Selon l'étendue relative des zones d'adhérence et de glissement, il est possible d'identifier trois régimes de *fretting* (Figure 1.15):

- **Régime de glissement partiel** : Caractérisé par l'apparition de quelques fissures sur la surface sans pour autant la dégrader
- **Régime de glissement mixte** : La coalescence des fissures engendre un détachement des particules qui seront expulsées dépendamment du mouvement relatif
- **Régime de glissement complet** : L'expulsion accélérée des particules cause une modification de la microstructure de la surface. De plus, de nouvelles fissures apparaissent à cause de l'intensité des contraintes.

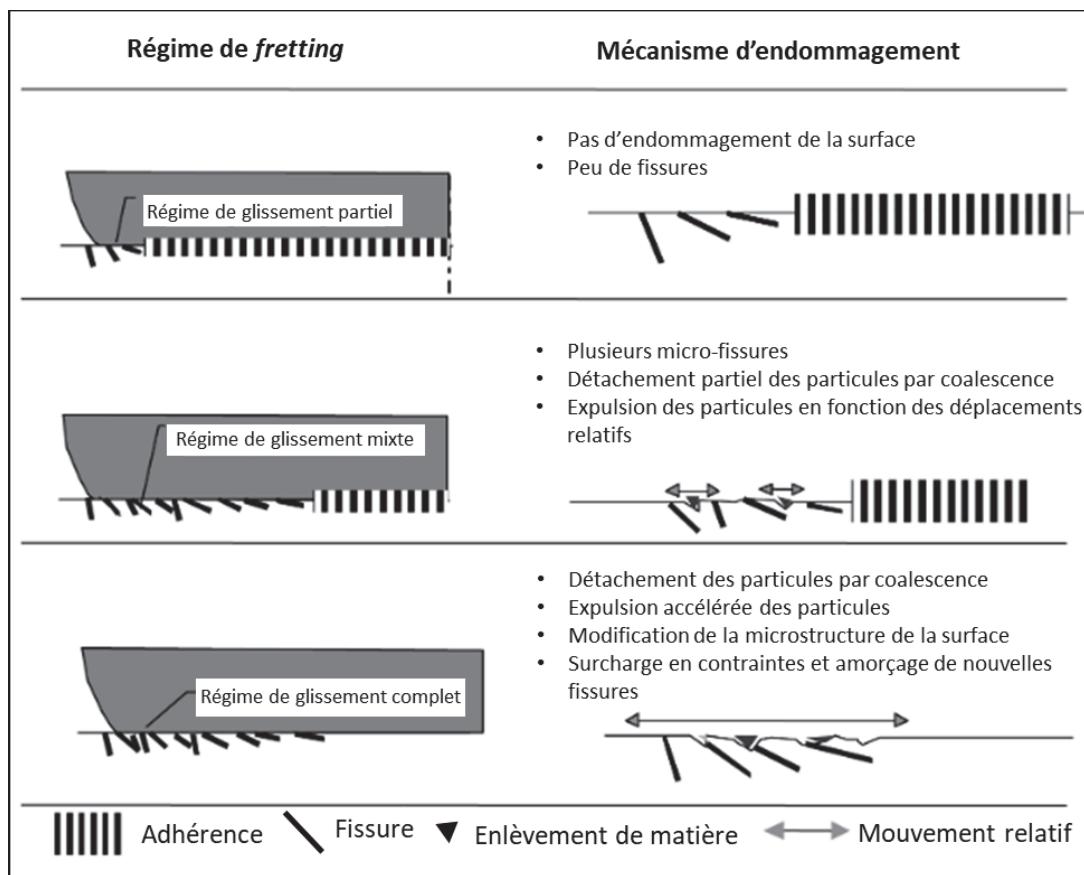


Figure 1.15 Influence du régime de *fretting* sur les mécanismes d'endommagement
Adaptée de Dubourg, Berthier, & Vincent (2002)

Afin d'établir le lien entre les charges extérieures, le régime de glissement imposé et le type d'endommagement induit, deux cartes de *fretting* ont été proposées: une carte de sollicitation locale et une carte de réponse du matériau (Sunde, Berto, & Haugen, 2018) (Figure 1.16). Les fissures sont observées pour de faibles amplitudes de déplacement et donc dans le régime de glissement partiel, tandis que les amplitudes de déplacement plus élevées mènent à un régime total qui favorise la formation de débris et donc l'usure (Dubourg et al., 2002). Le régime mixte est connu comme le régime de glissement le plus critique, car il est caractérisé par une alternance de glissements partiel et total ce qui provoque une compétition entre les deux mécanismes d'endommagement (Fouvry, Kapsa, & Vincent, 1995).

Dans les conducteurs, les fissures sont souvent observées sous des glissements partiels dans la zone de *fretting*, réduisent drastiquement la résistance à la fatigue du brin par rapport à sa résistance non affectée par le *fretting*. Des examens microscopiques des sections

transversales des zones de *fretting* ont révélé une couche de surface à la structure fortement désordonnée contenant un fin réseau de fissures. De plus, des observations ont montré de l'usure souvent accumulée dans les marques de contact, générée par des régimes de glissements mixtes. Cependant, les ruptures par fatigue dans les conducteurs se produisent préférentiellement aux endroits des brins où les mouvements ont entraîné l'initiation et la propagation de fissures (fatigue par *fretting*), mais pas une usure importante (usure par *fretting*). La raison en est que l'usure enlève le matériau de la surface du brin plus rapidement, ce qui détruit les amorces de fissures dès leur formation et empêche de se propager (EPRI, 2006).

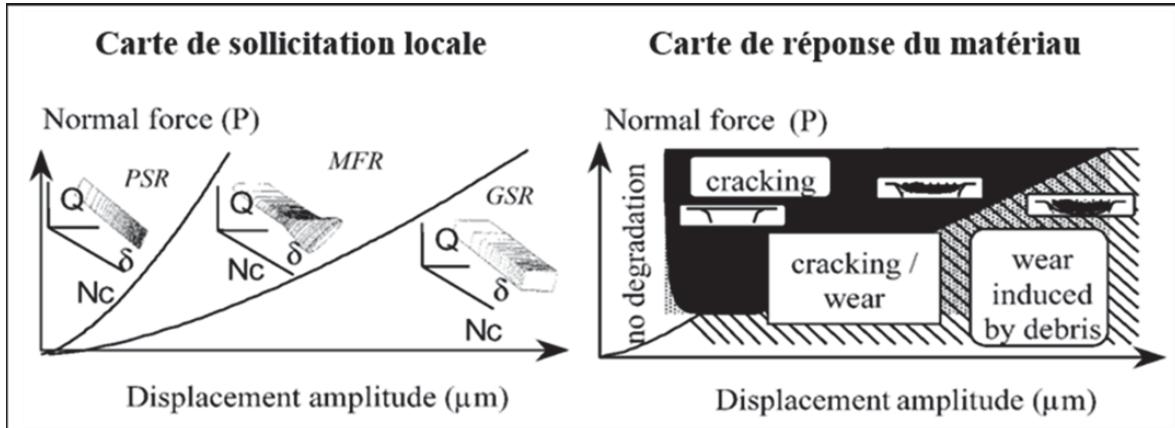


Figure 1.16 Carte de *fretting* associé aux sollicitations locales (à gauche) et carte de *fretting* associée à la réponse du matériau (à droite)
Tirée de Dubourg et al. (2002)

1.3.4 Modèles de prédiction de l'endommagement

Afin d'aller au-delà des hypothèses des approches proposées par l'IEEE, l'EPRI et le CIGRE pour l'estimation de la durée de vie en fatigue, plusieurs modèles de prédiction de l'endommagement en fatigue ont été adaptés et appliqués aux conducteurs. L'objectif de ces modèles est de prédire la localisation de l'initiation des fissures dans les brins, ainsi que la durée de vie en fatigue des conducteurs. Récemment, trois critères de fatigue ont été utilisés pour décrire la sévérité des contacts dans les conducteurs: le critère de Smith-Watson-Topper (SWT), celui de Crossland et de Fatemi-Socie.

- **Critère de Smith-Watson-Topper (SWT) :** C'est un critère fréquemment utilisé pour l'étude de la fatigue des conducteurs. Basé sur le calcul des contraintes générées dans la zone de contact (Bhatti & Abdel Wahab, 2018). Le paramètre SWT est défini comme le produit de la contrainte maximale σ_{max} et de l'amplitude de contrainte alternée ε_a

$$SWT = \sigma_{max} \cdot \varepsilon_a \quad (1.7)$$

Ce critère a été adapté par Rocha et al. (2022) pour le calcul de la durée de vie en fatigue d'un conducteur AAC 900 MCM. À partir des résultats obtenus, il a tracé une courbe $SWT-N_f$ qui a été comparée aux courbes S-N classiques. La superposition des deux courbes a montré que le critère SWT est capable de prédire la durée de vie en fatigue des conducteurs avec une précision raisonnable.

- **Critère de Crossland :** Ce critère incorpore l'effet de l'amplitude maximale du second invariant déviatorique du tenseur des contraintes $\sqrt{J_{2,a}}$. Il lie les effets du cisaillement avec la pression hydrostatique $\sigma_{H,max}$. Il est défini selon l'équation (1.8) :

$$\sigma_c = \sqrt{J_{2,a}} + \alpha_c \cdot \sigma_{H,max} < \tau_d \quad (1.8)$$

$$\text{Avec } \alpha_c = \frac{\tau_d - \sigma_d/\sqrt{3}}{\sigma_d/3}$$

Ce critère a été utilisé par Said (2023) afin d'évaluer le risque d'amorçage des fissures dans un point de contact critique. Ce critère prend en compte les effets du cisaillement, généralement prépondérants dans le comportement des matériaux ductiles comme l'aluminium (Said et al., 2023).

- **Critère de Fatemi-Socie (FS) :** Fatemi et Socie ont réalisé des tests de fatigue sur des échantillons en acier 1045 laminé à chaud, et ont proposé un paramètre qui repose sur l'approche de la distance critique. Ce paramètre implique la plage de contrainte de

cisaillement maximale $\Delta\gamma_{max}$ et la contrainte en tension maximale $\sigma_{n,max}$ comparée à la contrainte d'écoulement du matériau σ_Y .

$$\Gamma_{FS} = \frac{\Delta\gamma_{max}}{2} \left(1 + k \frac{\sigma_{max}}{\sigma_Y}\right) \quad (1.9)$$

Ce critère est rapide à calculer et présente une bonne efficacité en sollicitation biaxiale, mais il ne fournit aucune information sur l'orientation des fissures à l'intérieur du brin (Said et al., 2023).

Contrairement aux méthodes utilisées par le l'IEEE, l'EPRI et le CIGRE, ces modèles requièrent une description précise des champs de contrainte, ce qui est difficile à obtenir dans la fatigue en *fretting* des conducteurs, où des contraintes multiaxiales et non proportionnelles sont engendrées. Afin de pouvoir appliquer ces critères de fatigue avec exactitude, le recours aux méthodes numériques permet une meilleure description des zones de contact pour ainsi obtenir des valeurs de contraintes plus précises.

1.4 Analyses expérimentales sur conducteurs

En raison de la complexité des mécanismes d'endommagement de la fatigue en *fretting* des conducteurs, la problématique est souvent étudiée expérimentalement avec des essais sur système pince-conducteur complet ou, de façon plus locale sur des brins individuels.

1.4.1 Essais de fatigue sur conducteurs

Les travaux de Fricke et Rawlins (1968) sont parmi les premiers travaux réalisés sur un conducteur complet avec un banc d'essai vibratoire, afin d'étudier leur endommagement en *fretting*. Levesque, Goudreau, Cardou et Cloutier (2010) ont également réalisé des essais de vibration sur des conducteurs complets ACSR Drake et Bersfort (Figure 1.17). Des mesures de déformation à partir de jauge installées sur les conducteurs ont d'abord révélé que les déformations dues à la flexion sont plus importantes à proximité de KE et LPC. Tandis que lorsque le conducteur est chargé dynamiquement, la contrainte en traction devient prédominante dans cette zone. À noter toutefois, que les jauge ne permettaient pas de

prendre des mesures directement aux KE et LPC où il y a contact du conducteur avec la pince. La comparaison des contraintes alternées déduites des mesures aux contraintes idéalisées σ_a de PS et σ_a de ($f y_{max}$), équations (1.1) et (1.3) a par contre révélé des écarts en raison des simplifications de ces modèles théoriques (Levesque et al., 2010).

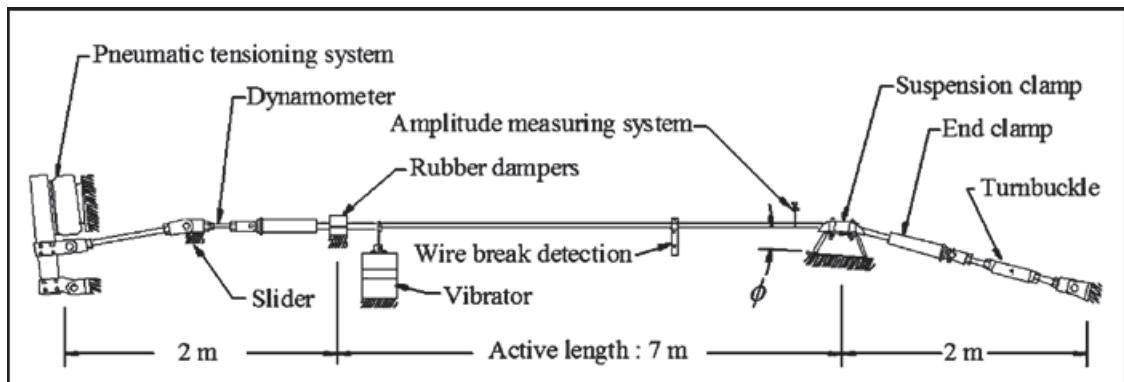


Figure 1.17 Schéma d'un banc d'essai vibratoire de fatigue
Tirée de Levesque et al. (2010)

1.4.2 Essais de fatigue sur brin individuel

Contrairement aux essais sur conducteurs complets, les essais sur brins individuels permettent d'isoler l'étude des mécanismes d'endommagement en *fretting* pour ainsi les caractériser directement. Said (2020) a réalisé des essais sur des brins d'aluminium, utilisant un banc hydraulique conçu pour des chargements élevés (> 2000 N), afin de reproduire des sollicitations à la fatigue en *fretting* (Figure 1.21). Ce banc utilise des brins droits, dont l'une des extrémités est encastrée. Il est doté de deux actionneurs, un vérin de fatigue (en dessous) appliquant un chargement tangentiel, et un vérin de *fretting* (au-dessus) appliquant l'effort normal avec un déplacement tangentiel sur le brin. Ce banc d'essai a été conçu afin de recréer les mêmes conditions que celles d'un conducteur complet en service, et il a contribué à développer les approches de prédition de l'initiation des fissures (Said, 2020).

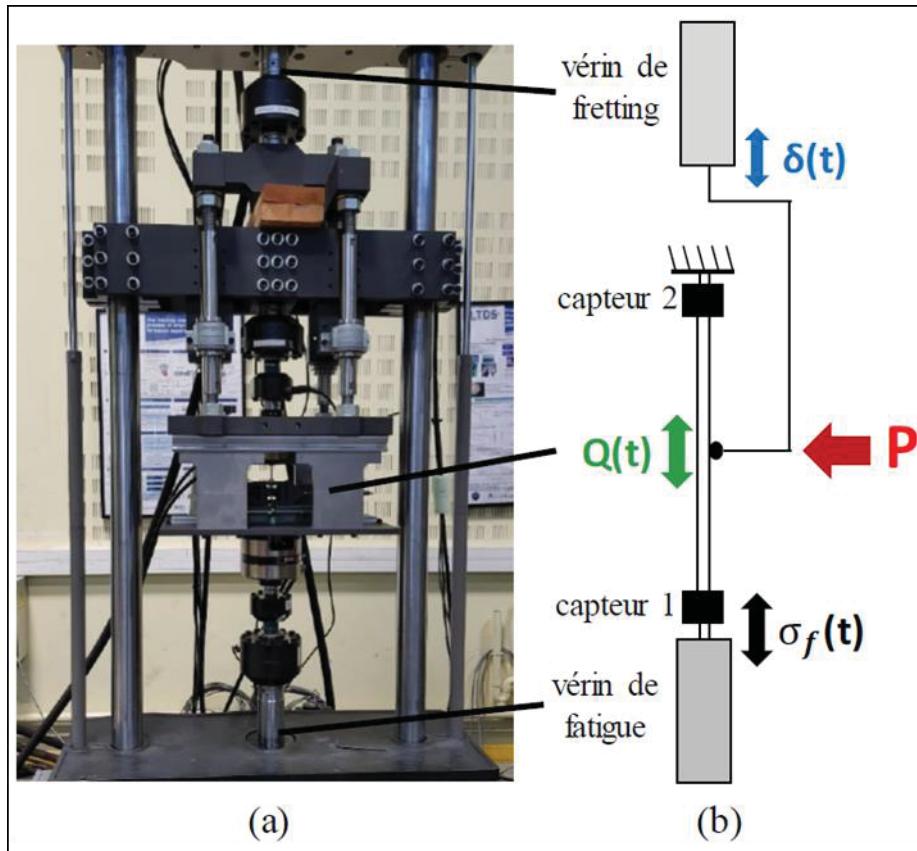


Figure 1.18 a) Banc d'essai hydraulique utilisé pour les essais de *fretting-fatigue*; b) Schéma du principe du banc d'essai
Tirée de Said (2020)

Omrani (2021) a introduit l'effet biaxial dans les essais expérimentaux des mono-contacts en aluminium 1350-H19, en combinant des efforts de flexions à ceux de la tension (Figure 1.22), puisqu'ils représentent les sollicitations principales induites sur les brins près de la pince de suspension. Les plans de rupture observés dans les essais avec et sans flexion sont différents. En effet, pour le chargement uniaxial, le plan de rupture est incliné d'environ 30° à 45° par rapport à l'axe du fil. Cependant, dans le cas du chargement biaxial, les fractures se produisent le long d'un plan quasi normal parallèle à la section du fil. Dans les conducteurs aériens, ce dernier schéma de fracture est principalement observé au niveau du contact entre la couche externe du conducteur et la pince de suspension. Ces observations prouvent que l'effet de flexion doit être pris en compte dans les tests de fatigue par *fretting* pour mieux reproduire l'état de chargement local du contact. Cette nouvelle configuration a permis de

démontrer que la flexion a un effet considérable sur la durée de vie en *fretting-fatigue* (Omrani et al., 2021).

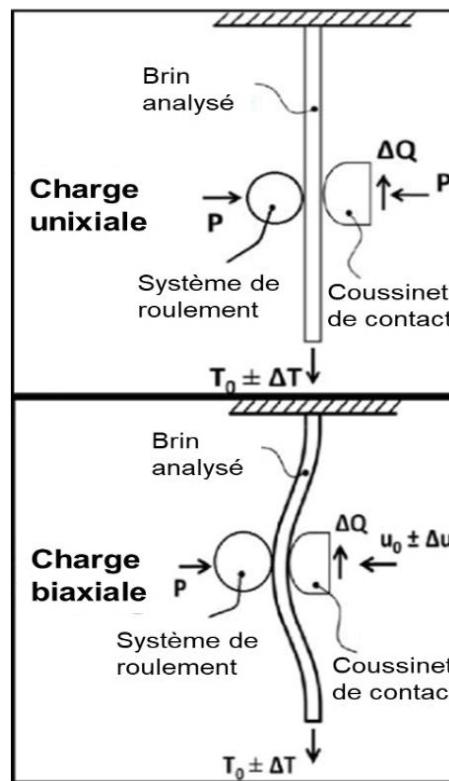


Figure 1.19 Configuration du banc d'essai de fatigue en *fretting* uniaxial et biaxial
Adaptée de Omrani et al. (2021)

Bien que les essais expérimentaux permettent de détecter les brins critiques qui sont susceptibles à la défaillance, ils impliquent de coûts considérables. L'installation des dispositifs requiert les équipements nécessaires et un environnement contrôlé. De plus, ces essais sont souvent très longs, ce qui implique un investissement significatif en temps. Par conséquent, cette méthode, bien que précise, pose des défis logistiques et financiers.

1.5 Analyse numérique des conducteurs

Traditionnellement, l'estimation de la durée de vie des conducteurs est obtenue expérimentalement, une approche généralement très coûteuse en ressources où les essais sont

relativement longs. Toutefois, les avancées récentes en simulation ont conduit aux développements de modèles numériques adaptés à l'étude de l'endommagement en fatigue des conducteurs. À l'instar des méthodes expérimentales, des approches globales considérant l'ensemble du conducteur et d'autres plus détaillées à l'échelle des brins sont disponibles.

1.5.1 Modèles de conducteurs complets (Modèle global)

Papailiou (1995) a élaboré une modélisation semi-analytique d'un conducteur multicouche complet permettant de tenir compte de la flexion du câble sous tension. Le modèle considère l'effet du frottement sur la rigidité en flexion du conducteur, mais les simplifications liées aux contacts qu'il implique ne permettent pas l'analyse des efforts locaux nécessaires à la prédiction de l'endommagement en *fretting*. À travers ses travaux de modélisation par EF, Said (2020) a réalisé un modèle numérique d'un conducteur complet, utilisant des éléments volumiques hexaédriques linéaires (C3D8) (Figure 1.21a). La modélisation de la pince repose sur des éléments hexaédriques C3D8, ainsi que des éléments tétraédriques pour quelques zones. Cette modélisation du système pince-conducteur permet alors de retrouver les deux types de contacts réels de la Figure 1.5 : les contacts latéraux entre brins de la même couche et les contacts radiaux entre brins de couches différentes (Figure 1.21b). La principale limite de cette solution est le poids numérique important qu'elle implique. La complexité du modèle nécessite l'utilisation d'un solveur explicite où certaines précautions doivent être prises pour limiter l'erreur résiduelle liée aux résultats (Said, 2020).

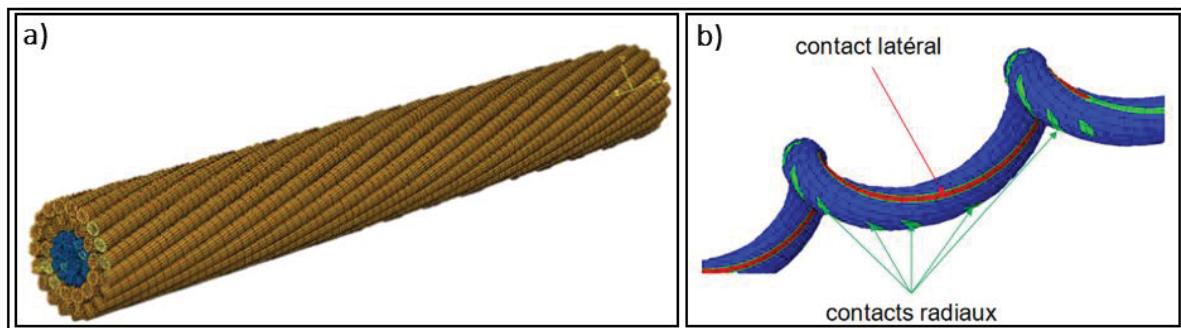


Figure 1.20 a) Modèle numérique global avec éléments volumiques; b) Distribution de la donnée de l'état de contact sur un brin
Tirées de Said (2020)

Lalonde et al. (2017) a proposé une approche de modélisation numérique par éléments finis, d'un conducteur multicouche soumis à des charges multiaxiales. Chaque brin du conducteur est discrétement par des éléments poutres 3D curvilignes (BEAM189 dans Ansys[®]), réduisant ainsi le maillage de deux ordres de grandeur par rapport aux éléments volumiques. Cette approche permet donc la simulation de plus grandes portions de conducteurs. Chaque élément contient trois (3) nœuds avec six (6) degrés de liberté. Un algorithme de contact 3D ligne-à-ligne utilisant des paires d'éléments *maître-esclave* (CONTA176 et TARGE170) distribuées sur les éléments poutres, gère toutes les interactions de contact entre les fils. Le modèle développé est associé ensuite à une pince métallique rigide réalisée avec éléments surfaciques afin de former une représentation complète de l'ensemble conducteur-pince de suspension (Lalonde et al., 2018). Cette approche permet de bien décrire les distributions d'efforts locaux aux points de contact, afin d'analyser le comportement du système dans son ensemble lorsqu'il est soumis aux sollicitations externes. Toutefois, la formulation des éléments poutres et les contacts en ligne à ligne ne permettent pas d'obtenir des champs de contrainte précis, pour appliquer correctement les critères d'endommagement pour la prédiction de la durée de vie en *fretting-fatigue*. Une échelle d'analyse plus petite est donc requise afin de mieux décrire ce phénomène. Cependant, la modélisation globale est essentielle pour avoir une vision générale des points de contact et déterminer quelles sont les zones les plus critiques. De plus, le modèle actuel rend possible la caractérisation des efforts locaux par rapport aux charges externes d'un système pince-conducteur donné. Cela permettrait de bien définir les conditions de chargements à appliquer à un modèle numérique d'échelle locale.

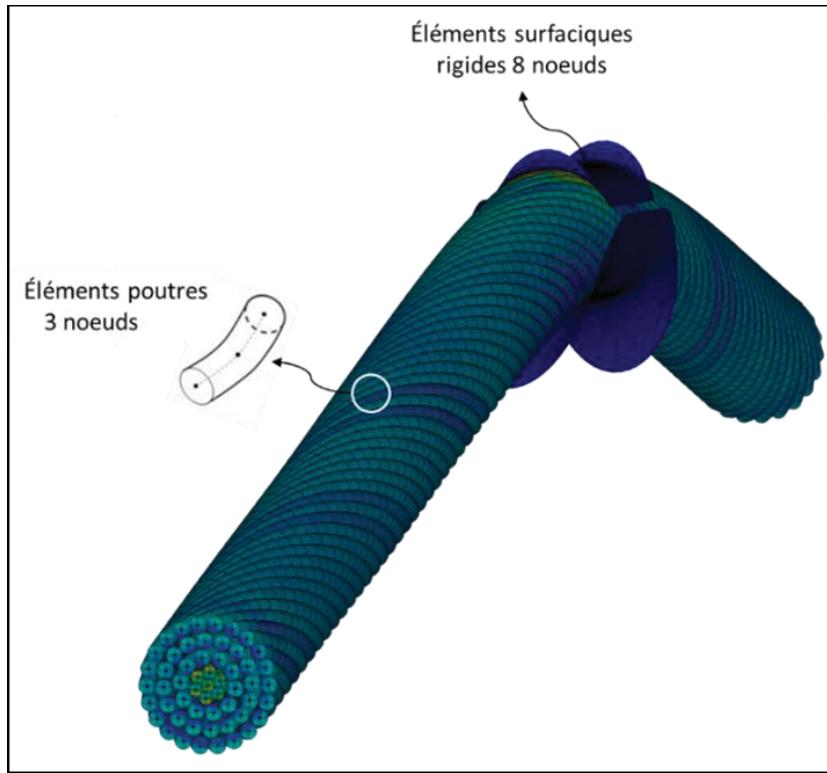


Figure 1.21 Modèle numérique par éléments finis d'un conducteur ACSR Bersfort avec éléments poutres associé à une pince de suspension avec éléments surfaciques
Tirée de Lalonde et al. (2018)

1.5.2 Modèles de contacts à l'échelle locale

L'analyse détaillée des champs de contraintes et déformations aux interfaces de contact nécessite une approche locale à l'échelle du brin où plusieurs modèles sont disponibles dans la littérature, utilisant tous, la méthode des éléments finis. Said et al. (2020) propose une modélisation d'un contact radial brin-brin où la géométrie des brins de 3.6 mm de diamètre est simplifiée à des demi-cylindres droits de 6 mm de long, considérant l'hypothèse élastique dans son étude en raison du coût numérique. L'algorithme de contact utilisé est la méthode des multiplicateurs de Lagrange et tous les éléments du modèle sont de type 3D volumique hexaédrique linéaire (C3D8). Le maillage est réalisé de sorte que le centre de la zone de contact soit le plus raffiné avec une taille d'élément de 35 μm . L'application des forces suit la séquence temporelle illustrée sur la Figure 1.22b. D'abord, une force normale P est imposé sous forme de rampe jusqu'à sa valeur finale, simultanément à la contrainte de fatigue qui est

appliquée de la même façon au brin inférieur jusqu'à atteindre la valeur moyenne visée. Enfin, un cycle de sollicitation est simulé en appliquant au brin supérieur un effort tangentiel à l'aide d'une fonction sinus sur un cycle de chargement (Said et al., 2020). Le modèle de Said (2020) est pas mal représentatif des autres modèles de contact brin-brin de la littérature. La configuration des éléments volumiques permet d'obtenir des contraintes précises appropriées à l'application des critères d'endommagement. Toutefois, les simplifications géométriques de ce modèle et la supposition d'un effort tangentiel et d'un chargement de fatigue systématiquement uniaxial limitent la représentativité de cette approche de modélisation par rapport aux conditions réelles d'endommagement.

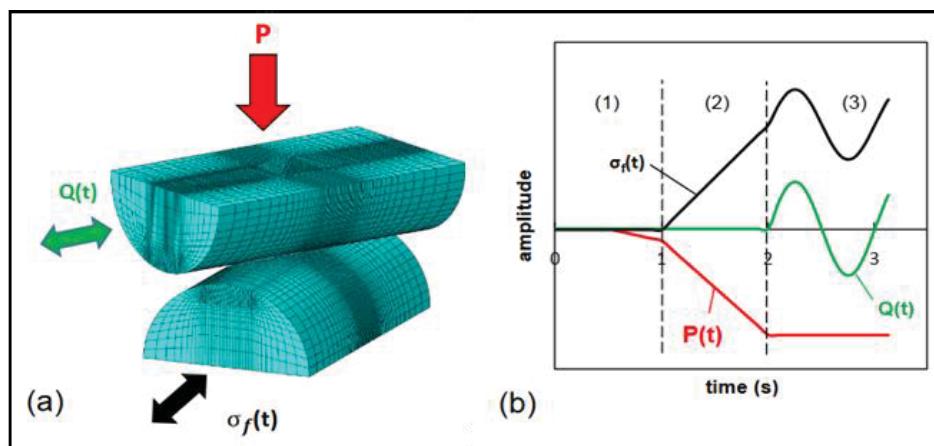


Figure 1.22 Modèle numérique local. a) Conditions aux limites appliquées sur le modèle local. b) Séquence d'application des chargements en fonction du temps
Tirée de Said et al. (2020)

Bien qu'une grande partie des travaux expérimentaux révèlent des zones critiques davantage localisées à interface de contact conducteur-pince, la majorité des modélisations locales portent sur des contacts brin-brin. L'étude de Levesque (2011) constitue l'une des seules proposant une modélisation par éléments finis d'un contact pince-brin. L'approche suppose également un brin cylindrique droit et permet donc l'exploitation de plans de symétrie en modélisation seulement un quart de la géométrie (Figure 1.23). Le brin et la partie de la pince modélisée sont maillés avec des éléments volumiques linéaires à huit nœuds. Les conditions aux frontières consistent d'abord à presser contre la pince selon une force de serrage déduite de marques de contact observées lors d'essais expérimentaux. Des charges en tension

statiques puis alternées, déterminées à partir de mesures expérimentales sur conducteur ASCR, sont ensuite induites pour produire les conditions de chargement en *fretting*. Afin d'améliorer la résolution du champ de contrainte tout en préservant l'efficacité du modèle, une approche de sous-modélisation a été adoptée (Figure 1.23). Les champs de contrainte et déformation ainsi calculés avec ces modélisations locales permettent alors l'application des critères d'endommagement en *fretting* présentés précédemment. Cependant, les simplifications géométriques des modèles, négligeant notamment la courbure des brins, pourraient influencer la précision des contraintes et déformations obtenue et alors conduire à des prédictions erronées des critères de fatigue.

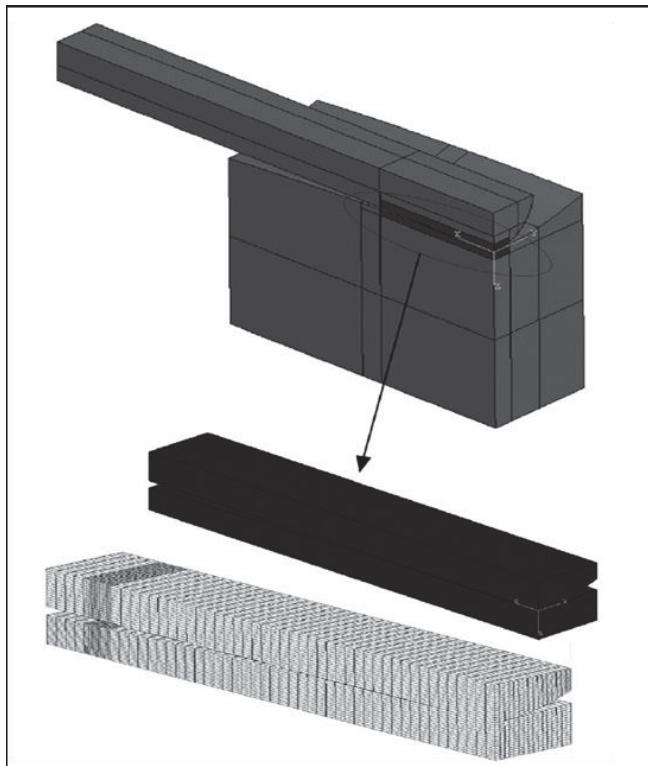


Figure 1.23 Géométrie du modèle brin-pince de suspension
Tirée de Lévesque, Goudreau, Cloutier, & Cardou (2011)

Le Tableau 1.2 résume des travaux de modélisation numériques par EF des mono-contact réalisés sur brin-brin et sur brin-pince de suspension.

Tableau 1.2 Récapitulatif des travaux réalisés sur brins

| Modèle du matériau | Coefficient de frottement | Diamètres des brins (mm) | Longueur des brins (mm) | Géométrie des brins modélisés | taille d'éléments (μm) | Ordre élément | Type de contact | Référence |
|------------------------------|---------------------------|--------------------------|-------------------------|-------------------------------|-------------------------------------|---------------------------|-----------------|----------------------|
| Élasto-plastique | / | 2.135 | 27 | Quart de cylindre | / | Linéaire | Brin-Pince | F. Lévesque, (2013) |
| Élastique | 0.7 | 0.45 | / | Demi-cylindre | 13×15 | Linéaire | Brin-Brin | A. Cruzado, (2014) |
| Élasto-plastique | 0.6 | 3.139 | 8 | Demi-cylindre | 35 | Linéaire | Brin-Brin | R. Pereira, (2018) |
| Élasto-plastique | 0.6 | 3.14 | 10 | Demi-cylindre | 30×20×50 | Linéaire | Brin-Brin | PHC. Rocha, (2019) |
| Élastique | 1.1 | 3.6 | 6 | Demi-cylindre | 35 | Linéaire | Brin-Brin | J. Said, (2020) |
| Élastique + Élasto-plastique | 0.5 | 3.16 | 200 | Demi-cylindre | 33×200 + Quadratique | Linéaire + Quadratique | Brin-Brin | S. Jabornegg, (2021) |
| Élasto-plastique | / | 3.14 | 10 | Demi-cylindre | 16×16×16 | Linéaire | Brin-Brin | I. Matos, (2022) |

1.5.3 Sous modélisation et modélisation hybride

L'approche adoptée par Jabornegg (2021) est différente des modèles précédemment cités. La méthodologie suivie se base sur deux modélisations globales avec éléments volumiques et poutres. À partir des modèles globaux, une sous-modélisation est réalisée, incluant seulement la zone d'intérêt (la zone la plus critique), et un modèle hybride combinant à la fois des éléments poutres et volumiques. Ces modèles sont analysés en élastique et en élasto-plastique, considérant ainsi des charges uniaxiales en tension et des charges biaxiales en tension et flexion, avec et sans frottement (Figure 1.24). L'objectif de cette étude est de calculer les contraintes de contact dans les conducteurs. Toutefois, l'approche de modélisation hybride semble nécessiter un coût numérique élevé. Tandis que l'approche de sous-modélisation montre des résultats assez précis obtenus avec une modélisation par éléments solides. Cette méthode novatrice ouvre la voie à l'exploration d'une approche de modélisation nouvelle, susceptible de se démarquer des anciennes approches de modélisation en termes de précision des résultats, de coût numérique et de temps de calcul.

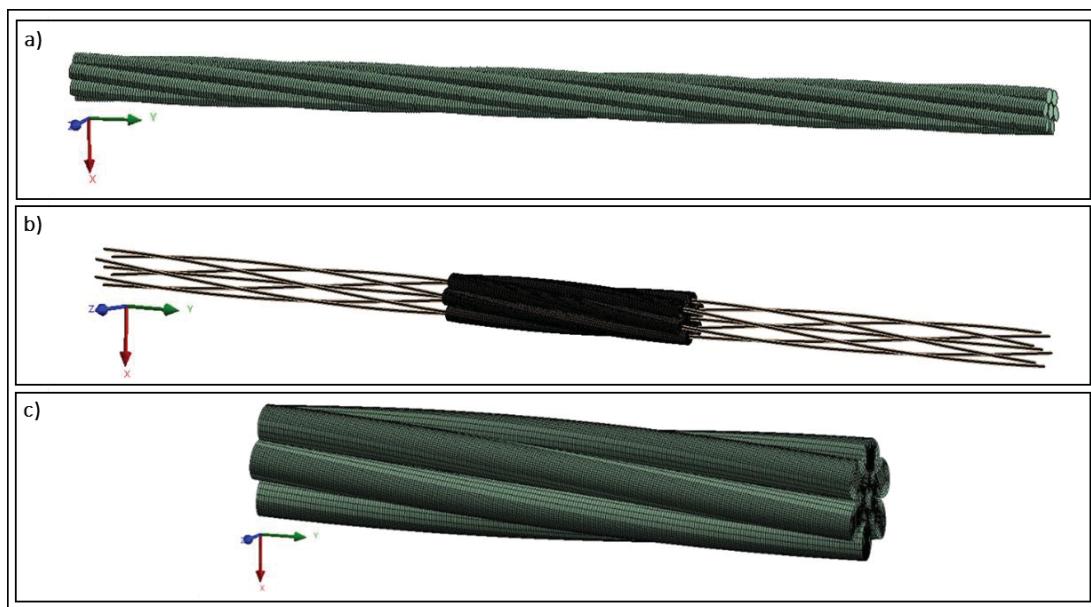


Figure 1.24 a) Modèle numérique global en éléments poutres; b) Modélisation hybride éléments volumiques-poutres; c) Sous-modélisation avec éléments volumiques à partir d'un modèle poutre
Tirées de Jabornegg (2021)

1.6 Conclusion

L'exposition prolongée des conducteurs de lignes aériennes de transport électrique aux vibrations éoliennes accroît leur vulnérabilité aux défaillances. Les micro-glissements engendrés par ces vibrations mènent à des mécanismes d'endommagement en *fretting* aux contacts pouvant mener à la rupture des brins. Des méthodes empiriques proposées par l'IEEE, l'EPRI et le CIGRE permettent d'estimer la durée de vie résiduelle des conducteurs, mais sont toutefois imprécises et ne traduisent pas directement les mécanismes d'endommagement en *fretting*. Des critères d'endommagement qui permettrait une évaluation plus précise de la durée de vie en fatigue des conducteurs existent, mais nécessitent une description détaillée et précise des champs de contraintes aux contacts où le dommage se produit. La complexité géométrique et le chargement des systèmes pince-conducteur rendent difficile l'évaluation de ces contraintes. Des modèles numériques avancés sont alors nécessaires à l'application de critères d'endommagement plus précis.

La nature du problème implique une approche de modélisation multi-échelle, soit une modélisation globale pour déterminer les efforts locaux aux points de contact et une modélisation locale pour obtenir les déformations et des champs de contraintes détaillés. Des modèles globaux de pince-conducteur sont déjà disponibles et peuvent être exploités pour caractériser les efforts locaux dans le but de déterminer les zones contact les plus critiques. En revanche, les modèles locaux développés soulèvent des questions quant à leur représentativité des conditions réelles étant données, les hypothèses auxquelles ils sont soumis, tant sur le plan géométrique que des conditions aux frontières appliquées.

CHAPITRE 2

DÉFINITION DU PROJET DE RECHERCHE

À partir des observations mises en relief par la revue de la littérature, ce chapitre reformule de façon plus spécifique la problématique de recherche et présente de façon détaillée les objectifs du projet. La stratégie adoptée pour atteindre ces objectifs est également exposée en détail.

2.1 Problématique

La revue de la littérature a montré comment l'endommagement en *fretting* des conducteurs de lignes aériennes de transport électrique pouvait être caractérisé tant par des méthodes expérimentales que numériques. La complexité du problème nécessite toutefois des analyses à diverses échelles afin de pouvoir bien interpréter l'effet des vibrations éoliennes sur les mécanismes d'endommagement locaux des brins, tout en tenant compte de la cinématique complexe du conducteur.

L'endommagement en fatigue des conducteurs étant principalement localisé aux interfaces de contact à la sortie des pinces de suspension, la littérature propose des modèles numériques permettant une description globale des interactions entre les brins d'un conducteur et le système de fixation. Bien que ces modèles permettent l'évaluation des conditions de chargement locales aux interfaces de contact, leur résolution n'est pas suffisante pour décrire les champs de contraintes locaux associés à l'endommagement en *fretting* des conducteurs.

Les approches de modélisation locale disponibles sont quant à elles plus appropriées pour l'étude des champs de contrainte aux interfaces de contact du conducteur. Cependant ces modèles impliquent pour la plupart des simplifications géométriques où la courbure réelle des brins est négligée. Les conditions de chargements considérées, généralement uniaxiales, sont également peu représentatives de la nature multi-axiale des charges que subissent les brins à la pince de suspension.

En conséquence, il ne semble exister aucun modèle local permettant de reproduire de façon fidèle les conditions d'endommagement aux interfaces de contact critiques des conducteurs

aux pinces de suspension. Ainsi, afin de mieux comprendre et quantifier les mécanismes d'endommagement en *fretting* induit aux conducteurs, une méthodologie d'analyse locale plus représentative des conditions géométriques et de chargements réels est nécessaire. De cette observation, la question de recherche sur lequel porteront des travaux de projet est la suivante:

Comment serait-il possible de modéliser localement les conditions d'endommagement en fretting aux interfaces de contact critiques des conducteurs, en tenant compte de la géométrie et du chargement des brins près des pinces de suspension?

2.2 Objectif

L'objectif principal de ce projet est donc de développer une approche de modélisation locale des conditions d'endommagement en *fretting* des conducteurs à la sortie des pinces de suspension qui limitera les simplifications géométriques et de chargement au niveau local, pour ainsi améliorer l'interprétation des résultats d'analyses à l'échelle globale.

Le développement de la modélisation local sera intégré à une stratégie d'analyse multi-échelle combinant deux modèles numériques : 1 - globale au niveau d'un système pince-conducteur et 2 - locale à l'échelle des brins. Ainsi, à partir de conditions de chargement en vibration éolienne, les interfaces de contact critiques sont identifiées à partir d'un modèle numérique global, puis analysé selon l'approche de modélisation locale développée dans ce projet (Figure 2.1).

Ce projet de recherche comprend donc deux objectifs spécifiques:

- Caractérisation de la localisation et des charges locales aux interfaces de contact critiques d'un système pince-conducteur sollicité en vibrations éoliennes.
- Développement d'une modélisation locale d'une interface de contact d'un conducteur, représentative de la géométrie et des conditions de chargement réelles des brins en zones critiques.

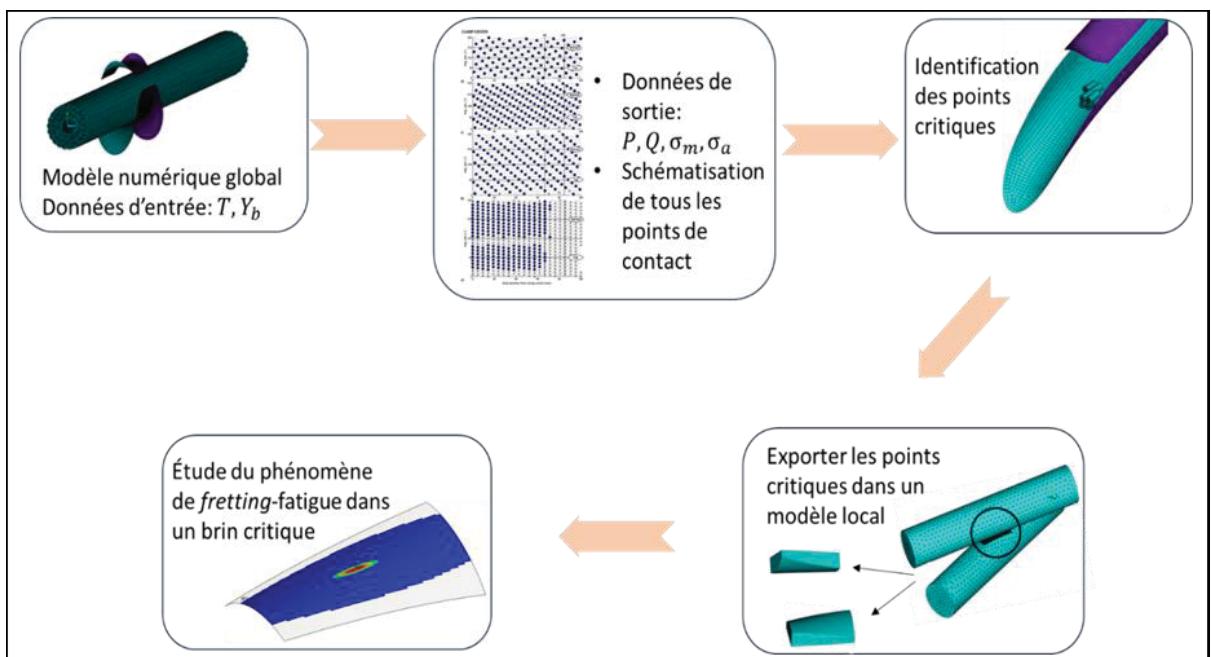


Figure 2.1 Analyse multi-échelle appliquée aux systèmes pince-conducteur

2.3 Organisation du mémoire

Ce travail de recherche est organisé en deux chapitres excluant la revue de la littérature. Le chapitre 3 est une étude de caractérisation globale des charges locales induites aux contacts brin-brin et brin-pince à partir d'une exploitation d'un modèle pince-conducteur déjà développé. Le chapitre 4 propose une approche originale de modélisation locale qui inclut la complexité de la géométrie du câble et des charges multiaxiales générées. Bien que l'ensemble des développements se veulent applicables à tous types de système pince-conducteur, ceux-ci sont appliqués à un conducteur ACSR Bersfort avec pince métallique en raison de la disponibilité des données pour cette configuration dans la littérature.

2.3.1 Caractérisation des conditions de chargement local (Chapitre 3)

La caractérisation des conditions de chargement locales est effectuée selon un plan d'expérience factoriel (DOE) appliquée à une modélisation globale d'un système pince-conducteur développé par Lalonde et al. (2018). L'influence du chargement axial en tension (T) et de l'amplitude de vibration (Y_b) sur les conditions de sollicitation locales des interfaces

de contact sera alors étudiée par l’intermédiaire du DOE. Les résultats des simulations du DOE seront cartographiés de sorte à mettre en relation les charges en contact (P , Q et δ) aux contraintes globales induites aux brins (σ_m et σ_a) à chaque interface de contact. Il sera alors possible d’identifier efficacement les interfaces de contact critiques à prioriser pour l’analyse locale. Ce travail permettra d’atteindre le premier objectif du projet de recherche. Les travaux de cette section ont été présentés à la conférence *International Symposium on Dynamics and Aerodynamics of Cables* (ISDAC) à Rome en juin 2023.

2.3.2 Modélisation numérique locale (Chapitre 4)

Cette deuxième partie consiste à proposer une nouvelle stratégie de modélisation locale. Cette approche hybride utilisant deux différents types d’éléments, volumiques et poutres, a pour but d’aller au-delà des modèles de mono-contacts simplifiés. Les développements proposés dans ce chapitre se concentrent sur la modélisation des contacts se trouvant à l’interface pince-conducteur, étant identifiés plus critiques. Il convient également de souligner que les contacts pince-brin présentent une configuration plus complexe que les contacts brin-brin en raison de l’implication de la géométrie de la pince dans le système, sachant que cette particularité n’a été que peu explorée dans la littérature. Cette méthode est fondée sur une technique de sous-modélisation, exploitant la solution obtenue du modèle global de pince-conducteur qui permet de traduire de façon réaliste l’effet de la courbure du brin et de la forme de la pince. Les brins adjacents sont également inclus dans la modélisation afin d’analyser l’effet des contacts voisins sur le contact principal. Cette approche permet de transposer directement la solution du modèle global dans le modèle local. Enfin, un essai expérimental de fatigue sur un conducteur ACSR Bersfort a été réalisé avec des paramètres externes bien connus, permettant de comparer les résultats obtenus de la modélisation numérique.

CHAPITRE 3

CARACTÉRISATION NUMÉRIQUE DES CONDITIONS DE CHARGEMENT LOCALES DANS LES SYSTÈMES PINCE-CONDUCTEUR

Le contenu de ce chapitre a été présenté lors du 3^e Symposium international sur la dynamique et l'aérodynamique des câbles (ISDAC 2023) à Rome (Italie) du 15 au 17 juin 2023

Comme l'a révélé la revue de la littérature, la prédition de l'endommagement en *fretting* des conducteurs nécessite une description précise des champs de contraintes aux interfaces de contact. Celle-ci peut être obtenue à partir d'analyses ciblées aux points de contact. Cela requiert une connaissance des conditions locales de chargement aux contacts (e.g P , Q , σ_m et σ_a). Or, ces informations peuvent être déterminées avec une modélisation globale du système pince-conducteur reproduisant des conditions de sollicitation en vibrations éoliennes.

Ce chapitre propose donc une caractérisation des charges locales aux points de contact avec l'exploitation d'un modèle numérique pince-conducteur déjà disponible, selon des chargements typiques en vibrations éoliennes (S. Lalonde et al., 2018). L'étude est effectuée par l'intermédiaire d'un plan d'expérience numérique (DOE) à deux facteurs, visant à quantifier l'influence des niveaux de chargement statique (T) et dynamique (Y_b) sur les conditions locales d'endommagement dans les régions critiques. Ce travail vise ainsi à identifier les points de contact critiques et à mieux comprendre leurs conditions de sollicitation en vue d'analyses locales plus raffinées. Le conducteur considéré pour ces travaux est un ACSR Bersfort, largement utilisé sur le réseau de transport électrique d'Hydro-Québec.

3.1 Description du modèle global pince-conducteur

3.1.1 Configuration du modèle

Le système pince-conducteur considéré dans ce projet est composé d'un conducteur ACSR Bersfort installé dans une pince métallique rigide, schématisé sur la Figure 3.1. La configuration géométrique de ce système est détaillée dans (Goudreau, Levesque, Cardou, & Cloutier, 2010). La Figure 3.1 résume ici les dimensions importantes de l'ensemble, dont la localisation du dernier point de contact avec la pince (LPC), établie selon les observations de Levesque et al. (2010). La longueur modélisée du conducteur de 1600 mm a été établie de sorte à limiter les effets de bords sur la solution numérique dans la zone d'intérêt (Lalonde et al., 2018).

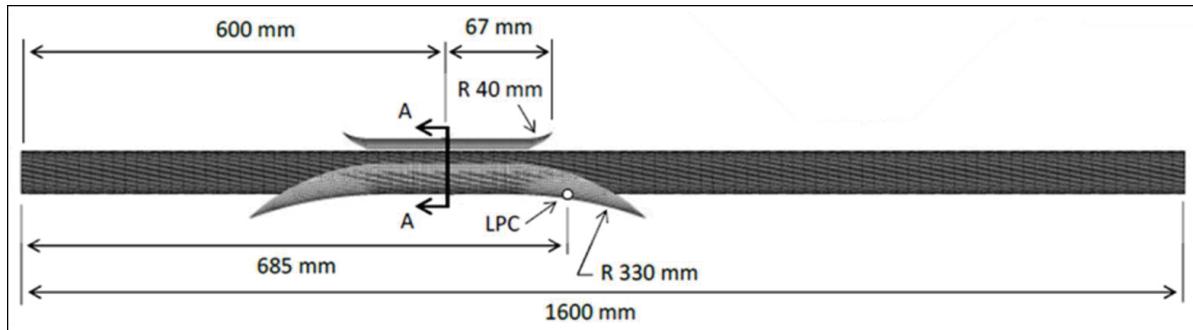


Figure 3.1 Configuration du système pince-conducteur ACSR Bersfort modélisé

Le Tableau 3.1 montre les propriétés des brins en aluminium 1350-H19 constituant le conducteur ACSR Bersfort, où n_i , d_i , α_i , E_i et v_i correspondent respectivement aux nombres de brins de la couche i , le diamètre du brin, l'angle d'enroulement, le module de Young et le coefficient de Poisson. La résistance à la traction de ce conducteur, *Rated Tensile Strength* (RTS) est de 180.1 kN.

Tableau 3.1 Configuration du conducteur ACSR Bersfort

| Couche | n_i | d_i (mm) | α_i ($^{\circ}$) | E_i (GPa) | v_i |
|--------|-------|------------|---------------------------|-------------|-------|
| Âme | 1 | 3.32 | - | 207 (acier) | 0.3 |
| 1 | 6 | 3.32 | 6.2 | 207 (acier) | 0.3 |
| 2 | 10 | 4.27 | 9.7 | 69 (alu.) | 0.33 |
| 3 | 16 | 4.27 | 10.7 | 69 (alu.) | 0.33 |
| 4 | 22 | 4.27 | 11.7 | 69 (alu.) | 0.33 |

* ACSR : Aluminium Conductor Steel Reinforced

3.1.2 Approche de modélisation par éléments finis

La modélisation du système pince-conducteur est réalisée avec le logiciel d'éléments finis Ansys® Mechanical APDL. La construction et la validation du modèle sont présentées en détail dans (Lalonde et al., 2018). Seuls les principes de base de la stratégie de modélisation sont rappelés ici. Ainsi, selon cette approche, chaque brin du conducteur est modélisé avec des éléments poutres quadratiques (BEAM189). Le contact entre les éléments poutres est défini par un algorithme de contact ligne à ligne 3D, utilisant des paires d'éléments de contact *maître-esclave*, établi pour toutes interactions entre les brins. Les éléments CONTA177 et TARGE170 sur Ansys® correspondent respectivement à l'élément *esclave* et *maître*. La méthode de pénalité est utilisée afin de traiter les efforts normaux et tangentiels en contact lors de la résolution du modèle.

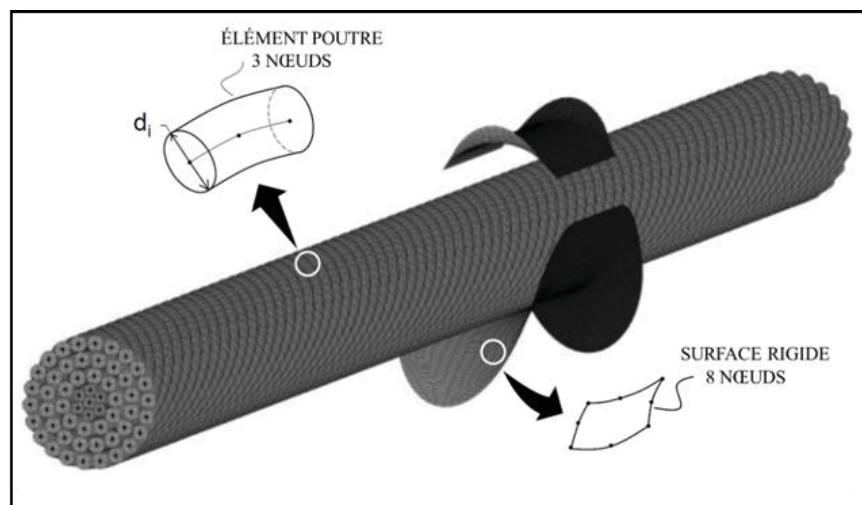


Figure 3.2 Modélisation par éléments finis d'un système pince-conducteur

L'effet du frottement est considéré pour chaque contact selon la loi de Coulomb. Un coefficient de frottement d'adhésion (μ_a) de 0.5 est appliqué aux contacts aluminium-aluminium et aluminium-acier. Tandis que μ_a est fixé à 0.3 pour les contacts acier-acier. En ce qui concerne la pince de suspension, sa géométrie est assimilée à une surface rigide, et est donc modélisée avec des éléments surfaciques 3D d'ordre 2. Les contacts à l'interface pince-conducteur sont gérés par un algorithme de contact ligne à surface. Des éléments *esclave* (CONTA177) sont superposés aux les éléments poutres des brins et les éléments *maître* (TARGE170) sont générés sur la surface rigide.

3.1.3 Application des conditions frontières

Afin de reproduire les conditions de chargement des conducteurs aux pinces de suspension, les charges externes statiques et dynamiques sont induites aux extrémités du modèle en plusieurs étapes, selon un mode quasi statique. D'abord, une tension axiale T est appliquée sur les deux extrémités du conducteur avec un angle de saillie (β_0) de 5° dans cette étude. Lorsque T est complètement appliquée, l'extrémité passive est fixée et une force de serrage F_c de 74.8 kN est appliquée à la pince, reproduisant l'effet d'un couple de serrage de 47.5 Nm. La pince ainsi serrée, l'effet des vibrations éoliennes est simulé par l'imposition d'un chargement dynamique en flexion induit à l'extrémité active du conducteur. Celui-ci est généré au moyen d'une variation $\pm\Delta\beta$ induite à l'angle d'application initiale de la tension T (i.e. β_0). La variation d'angle $\Delta\beta$ est déterminée de façon itérative afin de reproduire l'amplitude de vibration Y_b désirée, établie à 89 mm de LPC. Deux cycles de chargements dynamiques sont nécessaires afin d'atteindre une stabilité au niveau du comportement hystéritique du conducteur (Lalonde et al., 2018). Aussi, pour mieux décrire l'évolution des conditions de chargement local durant les cycles, chaque variation d'angle $\Delta\beta$ est appliquée de façon incrémentale en 20 pas de temps.

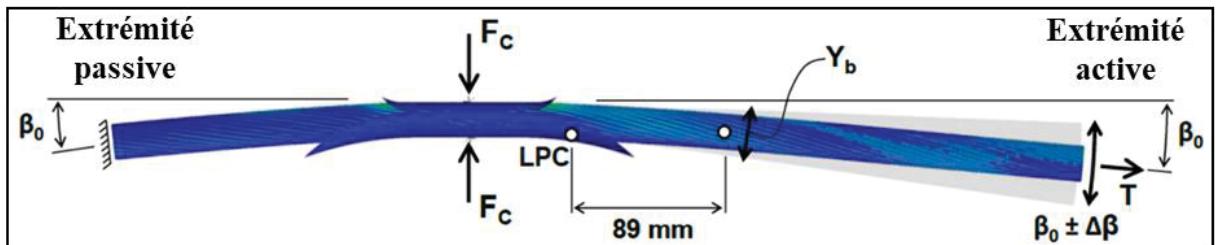


Figure 3.3 Configuration des chargements externes appliqués au système pince-conducteur

3.2 Description du plan d'expérience numérique (DOE)

Le modèle est exploité selon un plan d'expérience factoriel (DOE) afin d'explorer les effets combinés des principaux paramètres de chargement dans les systèmes pince-conducteur. L'objectif du DOE est d'établir les plages des chargements locaux tout en contrôlant les niveaux des paramètres externes déjà connus. Cela permettra de délimiter la zone critique, et mieux cibler les points de contact à analyser localement. Le DOE implique deux facteurs importants liés à la fatigue des conducteurs : la tension axiale du conducteur (T) et l'amplitude de vibration (Y_b). Chaque facteur a 3 niveaux dont les valeurs sont montrées dans le Tableau 3.2.

Tableau 3.2 Facteurs et niveaux du DOE

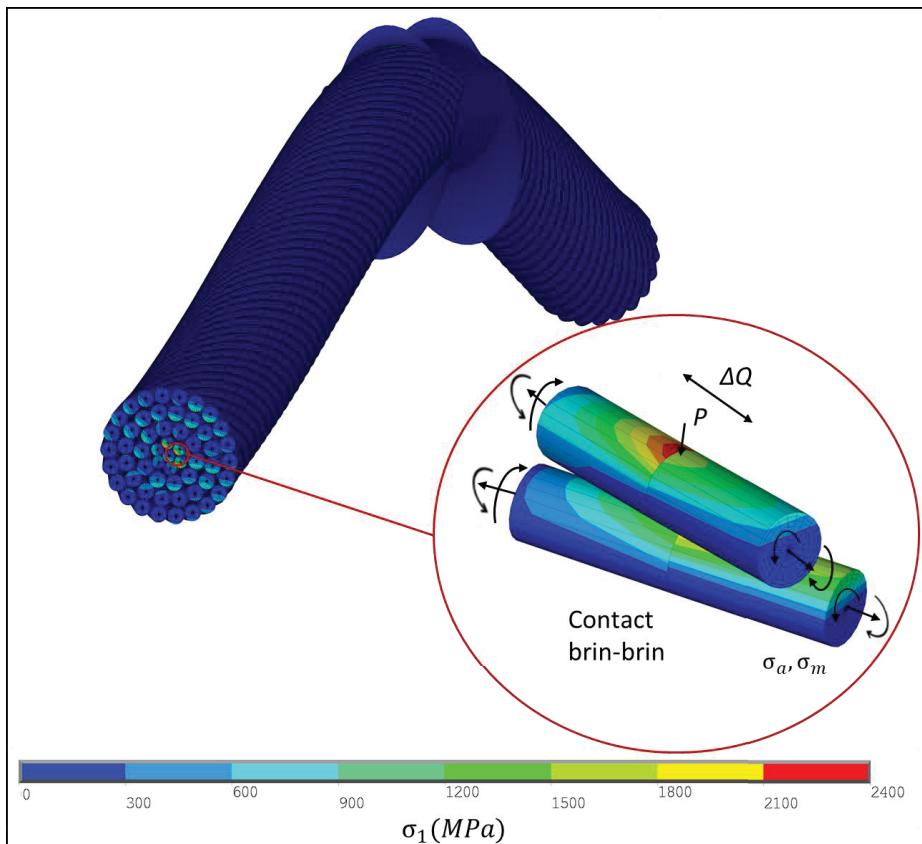
| Niveaux | Facteurs | |
|---------|-------------|------------|
| | T (% RTS) | Y_b (mm) |
| 1 | 15 | 0.3 |
| 2 | 25 | 0.5 |
| 3 | 35 | 0.7 |

La tension axiale (T) est exprimée en pourcentage de la limite de la résistance à la traction (RTS) du conducteur. Les valeurs présentées couvrent la plage typique de tensions observées dans les lignes aériennes de transport électriques (EPRI, 2006). D'autre part, les valeurs de Y_b sont déterminées de manière à s'assurer qu'elles correspondent à une intensité de vibration suffisante pour engendrer des dommages par fatigue (Kared, Lalonde, Langlois, & Guilbault, 2024). La valeur du premier niveau de Y_b est juste au-dessus de la limite d'endurance d'un conducteur ACSR Bersfort. Elle est estimée entre 0.20 mm et 0.25 mm utilisant la formule P.S (1.1) selon la méthodologie définie dans (EPRI, 2006). Les deux autres niveaux de Y_b

correspondent aux amplitudes de vibration utilisées dans les tests de fatigue sur le même conducteur (Levesque et al., 2010). Afin de couvrir toutes les combinaisons des facteurs, ce plan d'expériences nécessite 3^2 simulations.

3.3 Analyse de la réponse du plan d'expérience (DOE)

Les résultats de simulation obtenus du plan d'expérience permettent une description complète de l'évolution des conditions locales de sollicitation à chacun des points de contact du modèle pince-conducteur (Figure 3.4). Afin de pouvoir interpréter efficacement ces résultats, une cartographie des charges et contraintes locales aux points de contact à la sortie de la pince est proposée. Ainsi, les résultats des simulations pertinents sont extraits du logiciel Ansys® au moyen de scripts de post-traitement, pour ensuite être traités et exploités via les fonctionnalités plus diversifiées qu'offre Matlab® pour l'analyse de données.



3.3.1 Représentation cartographique des résultats aux points de contact

Les cartographies développées adoptent un format similaire à ce qui est proposé par Rocha et al. (2022). Toutefois, plutôt que d'illustrer les résultats de simulations aux nœuds des éléments poutres, les cartographies proposées rapportent aux points de contact radial brin-brin et brin-pince du modèle global, où l'endommagement en *fretting* se produit. L'objectif ici, est d'adopter une représentation mettant en juxtaposition les distributions de contraintes et les conditions de frottement aux points contacts, permettant ainsi une interprétation globale des efforts internes dans les conducteurs.

Pour ce faire, les points de contact sont cartographiés sur chacune des couches du conducteur, selon un repère 2D, en fonction de leurs positions axiales et angulaires par rapport à l'axe du conducteur (Figure 3.5). De plus, les contacts sont illustrés selon leurs conditions d'interaction possibles : adhérence (*sticking*), glissement total (*sliding*), glissement partiel (*slipping*) et sans contact (*no contact*). L'état du contact est établi en fonction des forces normales (P) et tangentielles (Q) comme décrit à la section 1.3.2. Ainsi, un contact est en adhérence si $|Q| \leq \mu_a P$, en glissement total si $|Q| > \mu_a P$ et il y absence de contact lorsque $P = 0$. Le glissement est considéré comme partiel lorsque l'état de contact varie d'un régime d'adhérence au glissement total durant un cycle de chargement (i.e., $\pm\Delta\beta$).

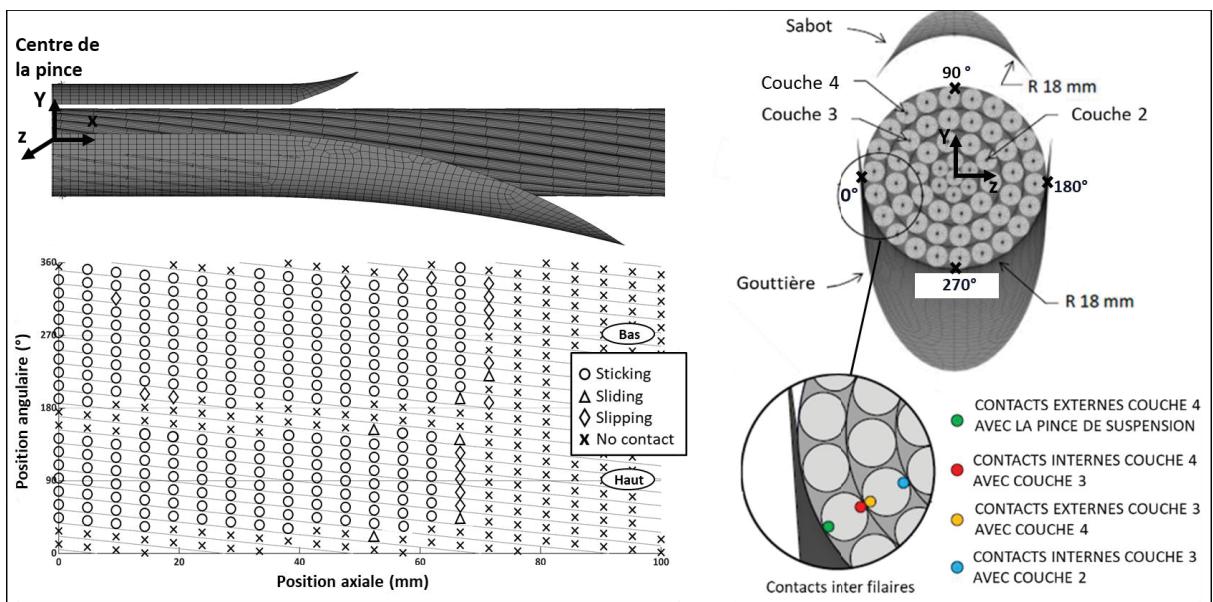


Figure 3.5 Cartographie des points de contact de l'interface pince-conducteur

Dans ce travail, les points de contact analysés sont ceux situés aux interfaces de contact internes et externes des couches 3 et 4, celles-ci étant habituellement les plus critiques par rapport à l'endommagement en *fretting* (Lévesque, 2006) (Figure 3.5). De plus, afin de couvrir toute la zone critique englobant notamment la région entre le KE et le LPC, l'analyse se concentre sur les contacts situés axialement en 0 et 100 mm à partir du centre de la pince.

3.3.2 Distribution des conditions de chargement locale

Pour avoir une vision globale de l'intensité du chargement local, les distributions de la contrainte alternée (σ_a) entre les brins sont analysées. La Figure 3.6 présente les cartographies obtenues pour le cas extrême à $T = 35\%$ RTS et les amplitudes $Y_b = 0.3$ mm et 0.7 mm.

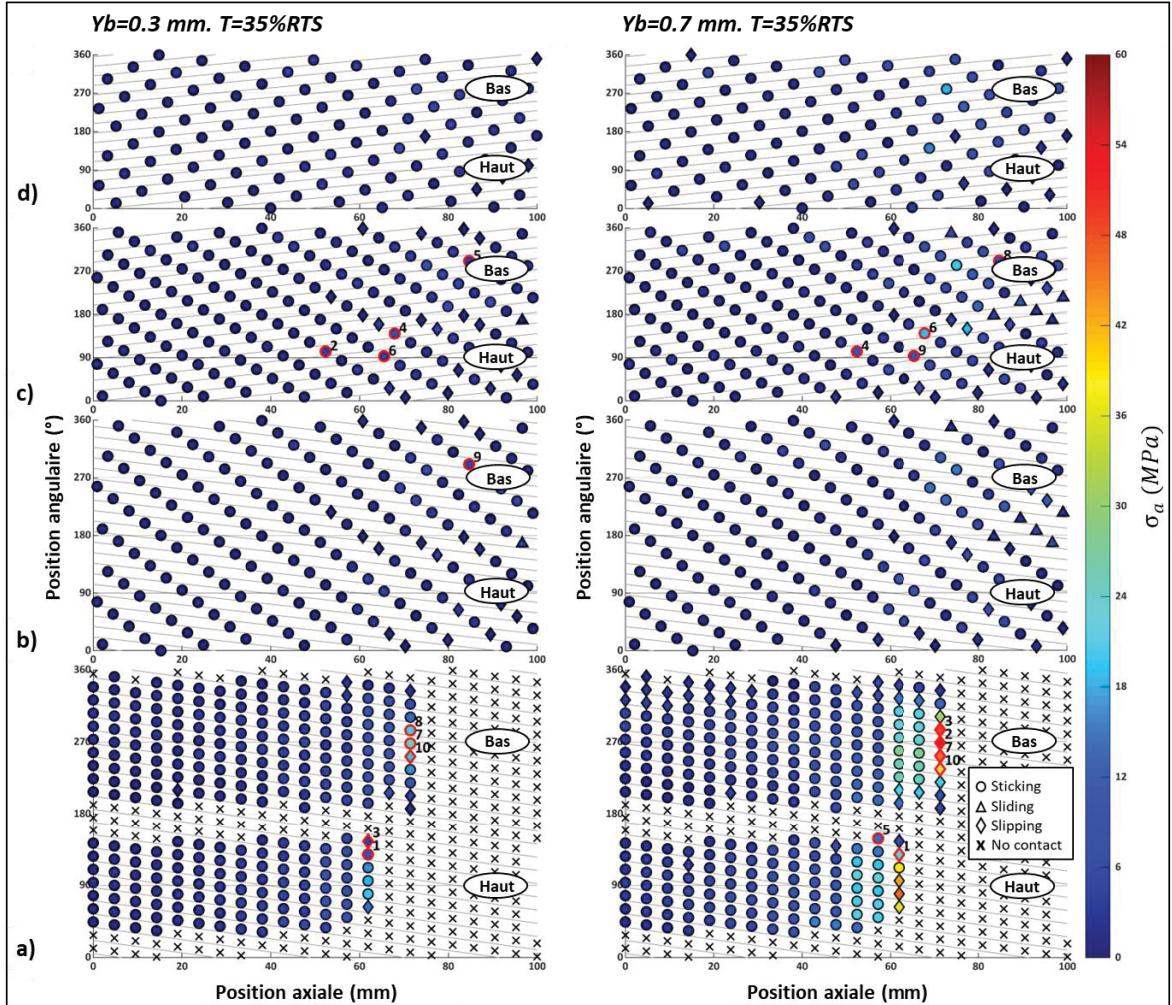


Figure 3.6 Contrainte alternée (σ_a) aux a) contacts externes de la couche 4 avec la pince de suspension, b) contacts internes de la couche 4 avec la couche 3, c) contacts externes de la couche 3 avec la couche 4 et d) contacts internes de la couche 3 avec la couche 2, pour $T = 35\%$ avec $Y_b = 0.3 \text{ mm}$ (à gauche) et 0.7 mm (à droite)

Afin d'identifier les points les plus critiques, la distribution de la contrainte est également interprétée avec le critère de fatigue de Smith-Watson-Topper (σ_{SWT}) (3.1), appliqué récemment pour les analyses de fatigue dans le conducteur par Rocha et al. (2022)

$$\sigma_{SWT} = \sqrt{\langle \sigma_{max} \rangle \cdot \sigma_a} = \sqrt{\langle \sigma_m + \sigma_a \rangle \cdot \sigma_a} \quad (3.1)$$

Dans l'équation (3.1), les crochets de Macaulay $\langle \rangle$ sont définis par $\langle x \rangle = (x + |x|)/2$. Ainsi, le critère SWT prend en compte l'effet de la contrainte moyenne,

mais considère qu'il n'y a aucun endommagement lorsque σ_{max} est négative. Ce critère ne traduit pas alors les observations de Zhou, Cardou, Goudreau, & Fiset (1994), qui ont révélé que la majorité des défaillances surviennent sous le conducteur, où les contraintes moyennes sont principalement compressives. Par conséquent, afin de prendre en considération l'endommagement du côté inférieur du conducteur, le critère SWT est adapté de sorte que $\sigma_m = 0$ dans l'équation (3.1) lorsque $\sigma_{max} \leq 0$, ce qui fait que $\sigma_{SWT} = \sigma_a$. Cette hypothèse suppose ainsi qu'il n'y a pas de contribution d'endommagement pour les contraintes moyennes compressives. En se basant sur ce critère, les dix (10) points présentant les valeurs de σ_{SWT} les plus élevées sont identifiés et mis en évidence par un contour en rouge sur les cartographies de la Figure 3.6.

Les cartographies révèlent d'abord que les contraintes alternées (σ_a) maximales se trouvent toujours aux points de contact externes de la couche 4, et ce, du côté inférieur du conducteur près du LPC. L'amplitude de vibration Y_b contribue significativement à l'augmentation de σ_a aux contacts externes de la couche 4 à la sortie de la pince. L'état de contact entre les brins est également influencé par Y_b . Plusieurs points de contact à l'interface pince-conducteur passent de l'état d'adhérence au glissement partiel lorsque Y_b passe de 0.3 mm à 0.7 mm. D'autres transitions dans les conditions de contact sont aussi observées aux autres couches, mais de façon moins marquée (Figure 3.6).

La Figure 3.7 présente davantage de résultats cartographiés à l'interface pince-conducteur pour les cas à $T=15\%$ RTS et 25% RTS. En comparaison avec la Figure 3.6, les distributions de la Figure 3.7 mettent en relief l'effet de la tension. D'abord, un léger rapprochement du LPC par rapport au centre de la pince est constaté avec la réduction de T , notamment à 15% RTS. À amplitudes Y_b équivalentes, l'intensité des contraintes alternées (σ_a) est également atténuée pour des tensions plus faibles.

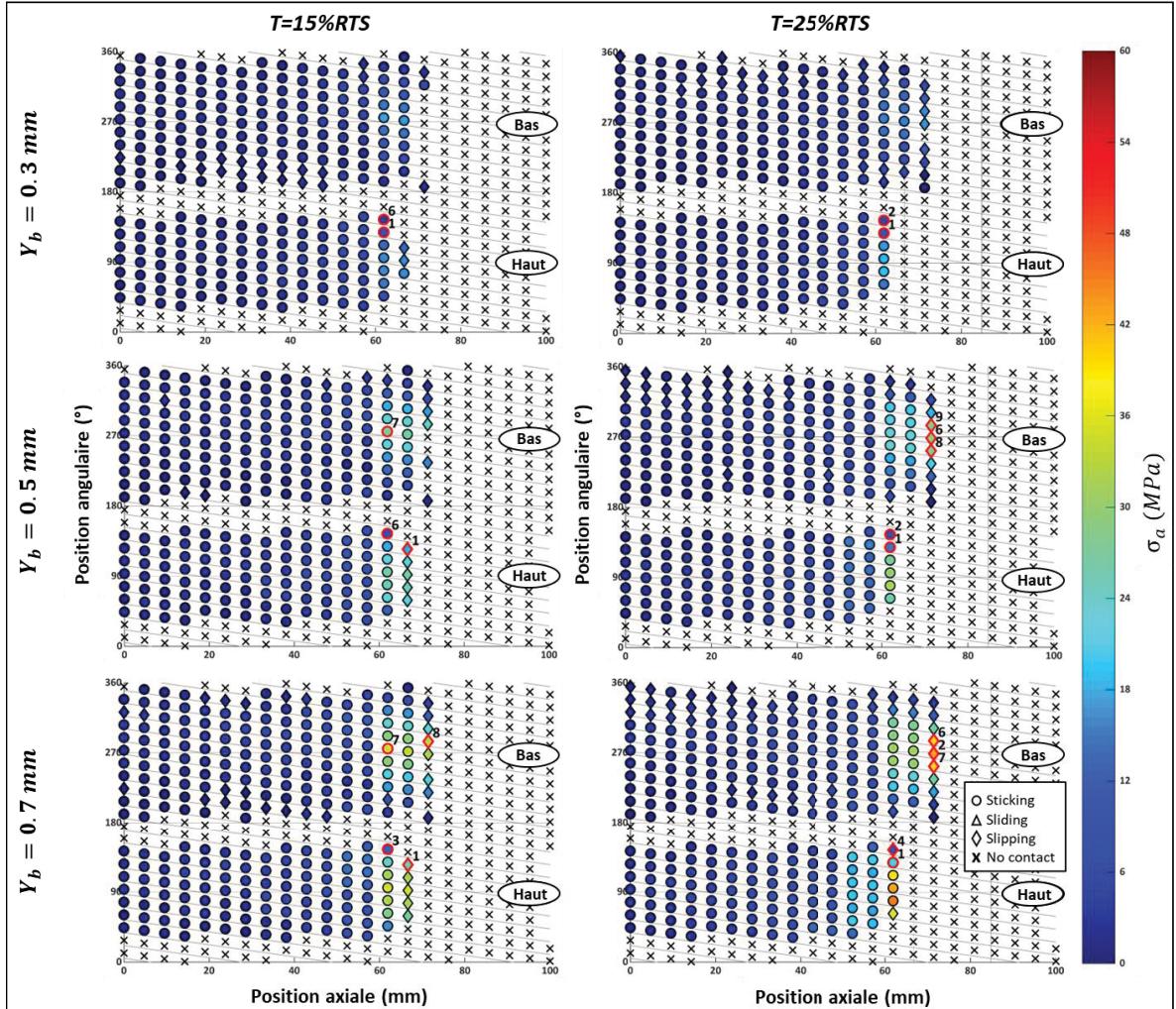


Figure 3.7 Contrainte alternée (σ_a) aux contacts externes de la couche 4 avec la pince de suspension à $T = 15\%$ RTS (à gauche) et 25% RTS (à droite) avec $Y_b = 0.3$ mm, 0.5 mm et 0.7 mm

Pour ce qui est des points critiques identifiés avec le critère σ_{SWT} , ils sont tous localisés dans les zones inférieures et supérieures du conducteur. La configuration à $T = 35\%$ mène à une concentration des points critiques aux contacts extérieurs de la couche 4, plus précisément au KE et au LPC. Ceci est particulièrement amplifié pour le cas à $T = 35\%$ et $Y_b = 0.7$ mm. Cependant, une dispersion des points critiques entre les couches est observée pour des analyses avec une tension (T) et une amplitude de vibration (Y_b) moins importantes. Globalement, ces prévisions concordent avec les observations expérimentales sur conducteur ACSR Bersfort (Lévesque, 2006). Cependant, les résultats de simulation montrent que le

point le plus critique est presque toujours prédit au côté supérieur du conducteur, près de la fin du sabot (KE). Ceci diffère des premiers bris de brin pratiquement toujours observé au-dessous du conducteur lors l'essai de fatigue L'application du critère SWT avec le modèle global ne prenant pas en compte les contraintes de contact induites par le P et ΔQ pourrait expliquer cette différence.

3.3.3 Interrelations entre les facteurs

Dans cette section, les interrelations entre les facteurs du DOE sont étudiées afin de mieux comprendre leurs influences combinées sur les conditions de chargements locales.

Interrelations sur les charges locales à un point critique

Afin d'établir les interactions entre T et Y_b de façon spécifique à un contact, la Figure 3.8 présente les interactions du premier ordre des charges locales et contraintes des points de contact critiques n°3 et n°7, identifiés à $T = 15\%$ RTS avec $Y_b = 0.7$ mm (Figure 3.7). Ces points ont été sélectionnés d'une part parce qu'ils sont situés respectivement du côté supérieur et inférieur au conducteur, mais aussi parce qu'ils se retrouvent parmi les points les plus critiques selon SWT dans la majorité des simulations du DOE. P_{max} est la force normale de contact maximale observée durant le cycle de chargement, ΔQ est la variation de la force tangentielle de contact, $\Delta\delta$ est la variation du glissement relatif, σ_a est la contrainte alternée et σ_m est la contrainte moyenne.

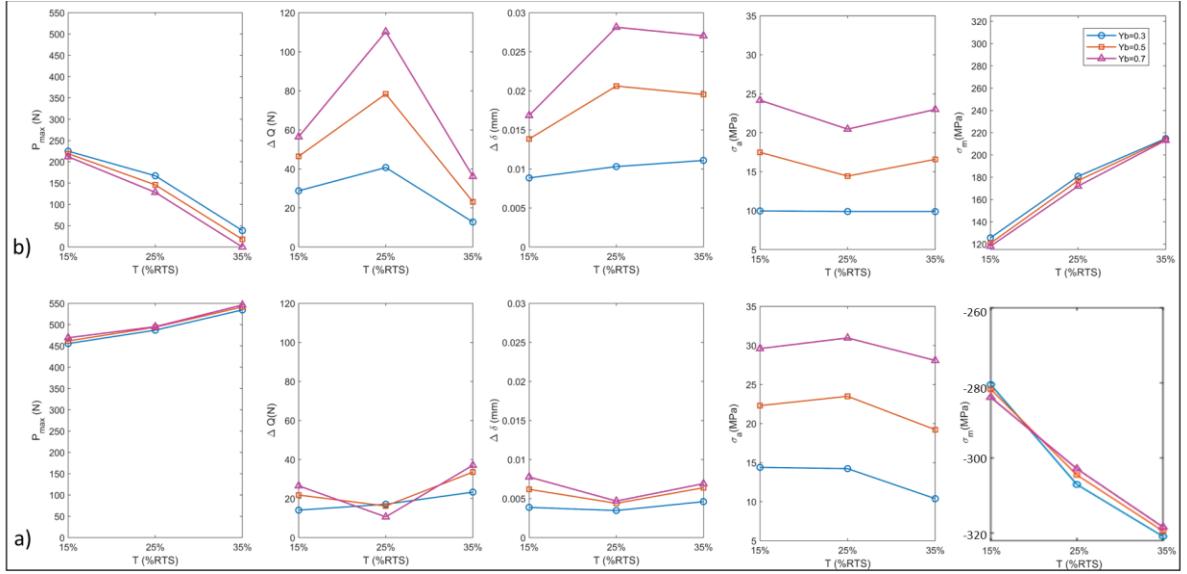


Figure 3.8 Interrelations des facteurs pour les charges locales, le glissement et les contraintes générées au niveau local pour a) un point critique situé au-dessous du conducteur et b) un point critique situé en dessus du conducteur

La Figure 3.8 montre que Y_b n'a pratiquement aucun impact sur P_{max} et ce, pour les deux points analysés. La tension T a quant à elle un impact sur la force normale P_{max} qui est par ailleurs plus prononcée au point du dessus. Il est également à noter qu'avec l'accroissement de T , une augmentation de P_{max} est observée au niveau du point de dessous, tandis que P_{max} décroît pour le point de dessus. Cela s'explique par la compression de la partie inférieure du conducteur lors de l'application d'une tension plus élevée, ce qui fait que les brins de cette zone se compactent entre eux et contre la gouttière, et par conséquent la force normale de contact augmente. Le phénomène inverse s'applique dans la partie supérieure du conducteur. D'autre part, Y_b et T ont peu d'effet sur la variation de la force tangentielle ΔQ et celle du glissement relatif $\Delta \delta$ au point de dessous, alors qu'ils influencent de façon plus significative ces sollicitations locales au point du dessus. Cela est dû au fait que les points situés dans la partie supérieure du conducteur sont plus susceptibles de glisser en augmentant principalement l'amplitude de vibration Y_b . Sur le plan des contraintes, la Figure 3.8 montre une corrélation directe de l'amplitude Y_b sur σ_a , alors que la tension T est plutôt directement liée à σ_m . Ceci est en accord avec les observations expérimentales de Goudreau, Lévesque, & Cardou (2005). À noter également que les contraintes au-dessous (en compression) sont plus

importantes que sur le dessus, en raison de la position de ce dernier à environ 160° de la circonférence (i.e., il n'est pas positionné parfaitement au-dessus du conducteur).

Les analyses des distributions des contraintes réalisées par Lalonde (2018), à travers son modèle numérique par EF, ont révélé que les brins supportent principalement des charges de tension près de la sortie de la pince, et des contraintes de flexion plus importantes entre les positions KE et LPC. Il a donc souligné l'importance de ces contraintes de flexion dominantes (Lalonde et al., 2018). De plus, les essais biaxiaux de Omrani (2021) (Voir 1.4.2) ont prouvé que ce paramètre peut affecter la durée de vie en fatigue par *fretting*, en particulier pour la configuration de contact fil-pince (Omrani et al., 2021). Afin de mieux comprendre la nature des contraintes engendrées, les contraintes en tension et en flexion sont découplées et tracées sur la Figure 3.9 sachant que $\sigma_i = \sigma_{i,t} + \sigma_{i,f}$. Les facteurs du DOE affectent les contraintes en tension $\sigma_{i,t}$ et celles en flexion $\sigma_{i,f}$ de manière identique que les contraintes totales σ_i . Il est également à noter que les contraintes en flexion, que ce soit pour les contraintes alternées ou moyennes, sont toujours plus élevées que les contraintes en tension pour les deux points critiques analysés. Cette observation indique que pour ces points critiques, les contraintes sont dominées par la flexion, il est donc important de considérer l'effet des contraintes induites par la flexion dans la modélisation locale des ensembles brin-brin et pince-brin.

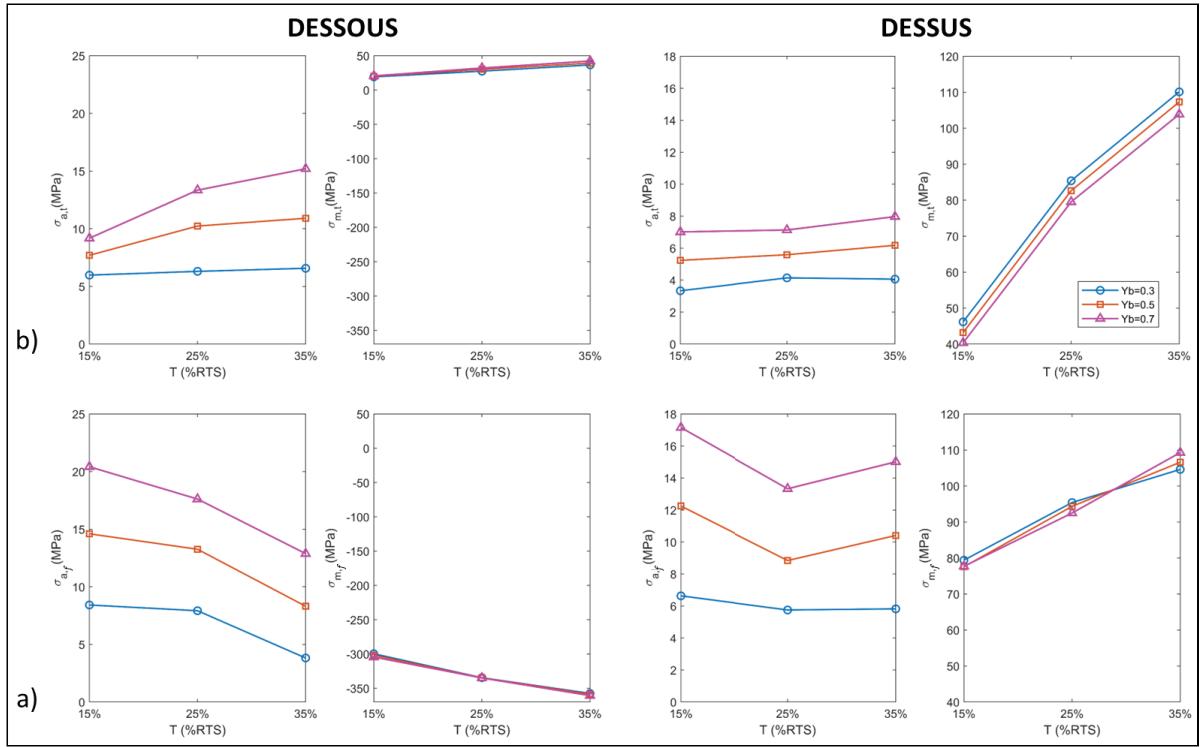


Figure 3.9 Interrelations des facteurs pour les contraintes locales a) en flexion et b) en tension pour un point critique situé en dessous du conducteur (à gauche) et un point critique situé en dessus du conducteur (à droite)

Analyse de la variation des conditions de chargement locales

L'historique de chargement local des points de contact est également important pour conduire des analyses d'endommagement en fatigue approfondies. Pour mieux comprendre l'évolution de ces sollicitations locales, les Figure 3.11 et Figure 3.12 présentent les variations des efforts locaux sur un cycle de chargement complet pour les points critiques précédemment sélectionnés en dessous et au-dessus du conducteur. Les variations sont présentées pour toutes les combinaisons du DOE selon l'évolution de l'angle d'application de la tension T . Cet angle varie de $\beta_0 + \Delta\beta$ à $\beta_0 - \Delta\beta$ Tel qu'illustré à la Figure 3.10.

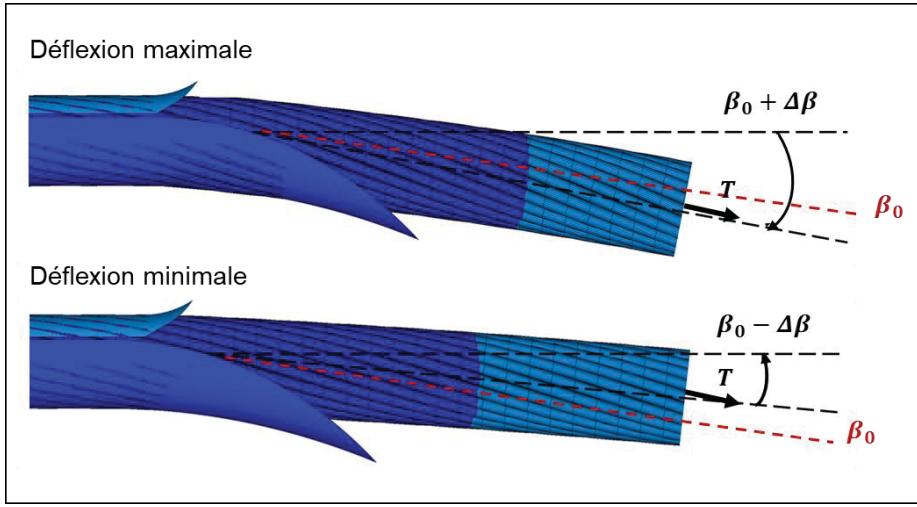


Figure 3.10 Variation de l'angle d'application de la tension (T)

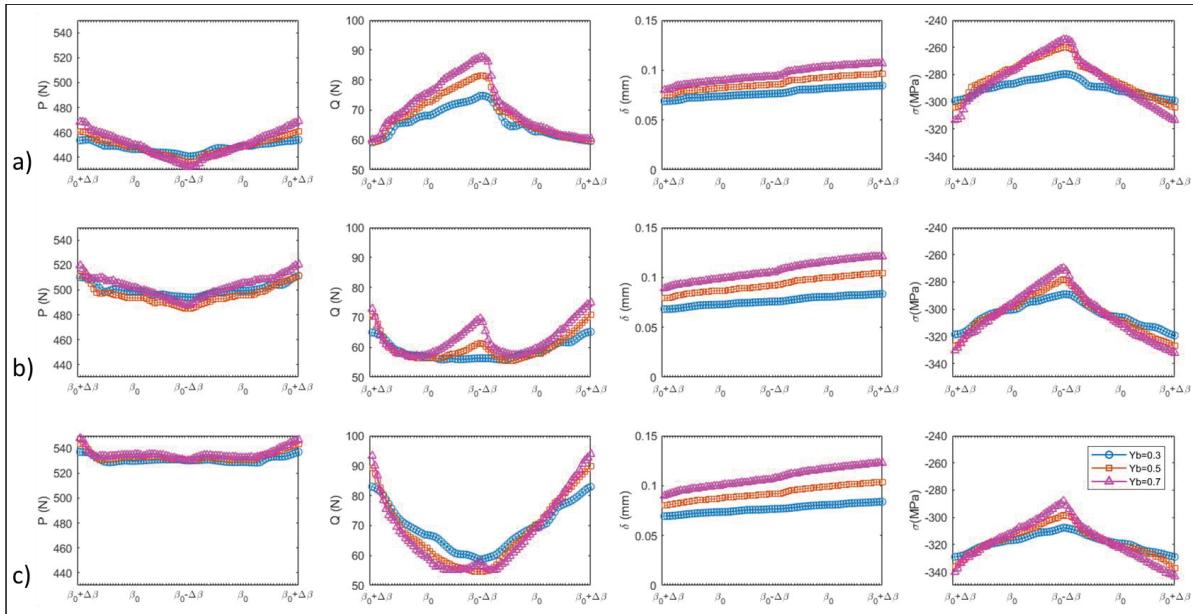


Figure 3.11 Variations des conditions locales sur un cycle de chargement au point critique au-dessous du conducteur à a) $T=15\%$ RTS, b) 25% RTS et c) 35% RTS

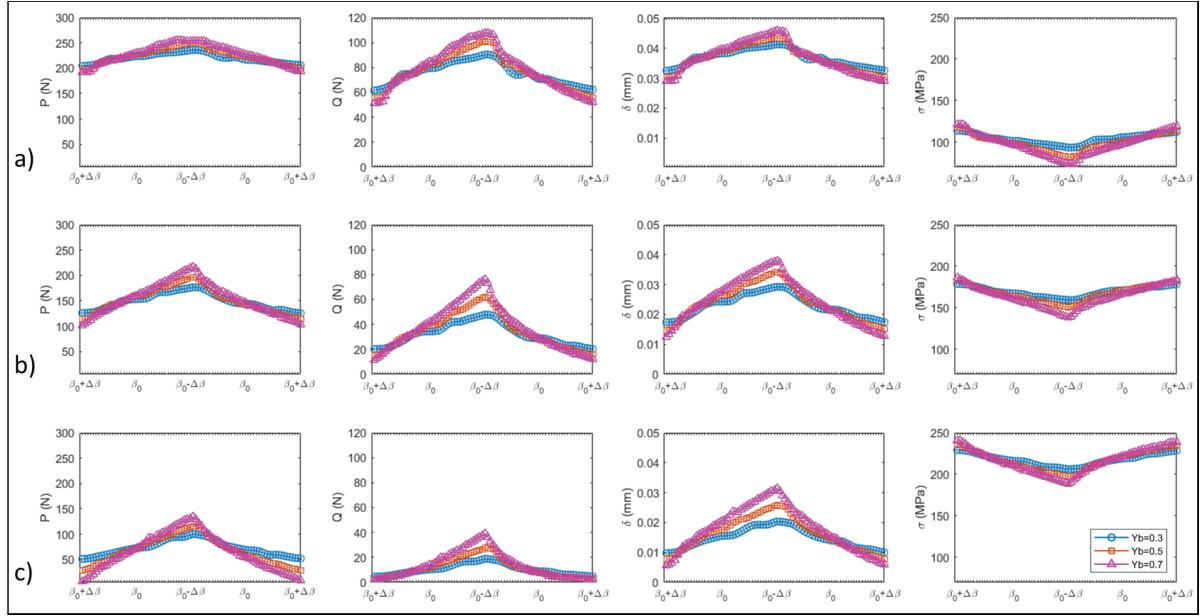


Figure 3.12 Variations des conditions locales sur un cycle de chargement au point critique au-dessus du conducteur à $T =$ a) 15% RTS, b) 25% RTS et c) 35% RTS

La comparaison des résultats aux Figure 3.11 et Figure 3.12 montrent d'abord une faible variation de force de contact normale (P) au point du dessous, alors que c'est plus significatif sur le dessus. À l'inverse, avec la force tangentielle (Q), les amplitudes sont plus prononcées et le spectre varie considérablement d'une combinaison de facteurs à une autre, notamment au point du dessous. L'augmentation de Q à $T=25\%$ RTS avec $Y_b=0.5$ mm et 0.7 mm pour le point de dessous (Figure 3.11) est expliquée par le changement dans le régime de glissement du point de contact allant d'un régime d'adhérence à un régime de glissement ou vice versa. D'autre part, le glissement augmente progressivement avec l'application de T et l'augmentation de Y_b au point du dessous, alors qu'il suit le cycle de chargement sur le dessus. Finalement, la variation des contraintes pour les deux points semble être en phase avec l'angle d'application $\pm\Delta\beta$ durant le cycle. Bien que les contraintes au-dessous soient négatives, contrairement au point du dessus, leurs amplitudes de variation sont plus importantes.

3.4 Comparaison avec résultats expérimentaux

Parallèlement aux travaux menés dans le cadre de ce projet, des essais expérimentaux en fatigue sur conducteurs ont été réalisés à l'institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ). Ces essais portant sur un système pince-conducteur identique à celui modélisé (i.e. ACSR Berfort et pince métallique), l'accès aux résultats expérimentaux permet ici une comparaison à la caractérisation numérique des conditions de chargement local.

Les essais expérimentaux ont été menés sur un banc d'essai de fatigue pour conducteur, conforme à la norme IEC 62568 (Figure 3.13). Ce système permet de reproduire en laboratoire l'endommagement en fatigue induit aux systèmes pince-conducteur au moyen d'une excitation en vibration à une fréquence de résonance du conducteur. Lors des essais, la tension T et le niveau de vibration $f y_{max}$ sont contrôlés, alors que l'amplitude Y_b est mesurée à 89 mm du LPC. Durant les essais, un capteur en rotation permet de détecter les bris de brins. Les paramètres des 4 essais réalisés à l'IREQ sont résumés au Tableau 3.3, incluant le nombre de cycles aux détections de bris et à la fin de l'essai.

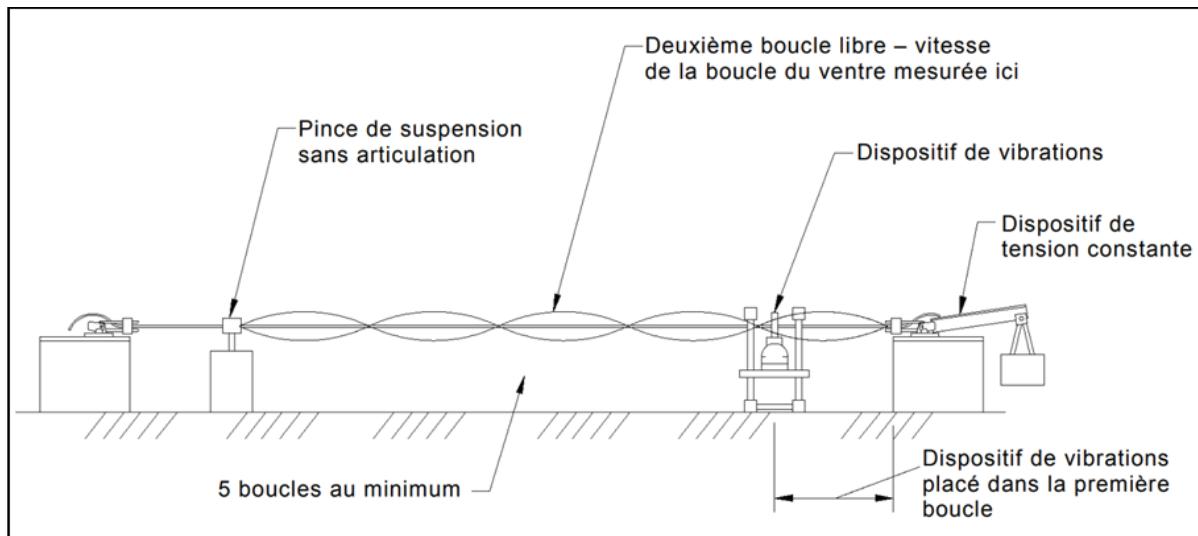


Figure 3.13 Banc d'essai de fatigue à résonance
Adaptée de la norme IEC 62568

Tableau 3.3 Paramètres des essais de fatigue sur conducteur ACSR Bersfort

| # Essai | T (kN) | f (Hz) | $f_{y\max}$ (mm/s) | Y_b (mm) | Bris #1 (MCycle) | Bris #2 (MCycle) | Bris #3 (MCycle) | Arrêt (MCycle) |
|------------|-------------|-------------|-----------------------|---------------|---------------------|---------------------|---------------------|-------------------|
| Essai 1 | 45.600 | 58.210 | 210 | 0.575 | 5.983 | 7.119 | 12.366 | 14.800 |
| Essai 2 | 45.850 | 58.560 | 210 | 0.565 | 3.687 | 20.252 | 20.665 | 20.665 |
| Essai 3 | 45.580 | 58.190 | 210 | 0.525 | 8.075 | 8.733 | 10.540 | 11.309 |
| Essai 4 | 45.590 | 58.470 | 210 | 0.615 | 3.687 | 9.929 | 11.866 | 13.889 |

La Figure 3.14 présente des bris observés sur les brins de la couche 4 et la couche 3 pour les essais 1, 2, 3 et 4.

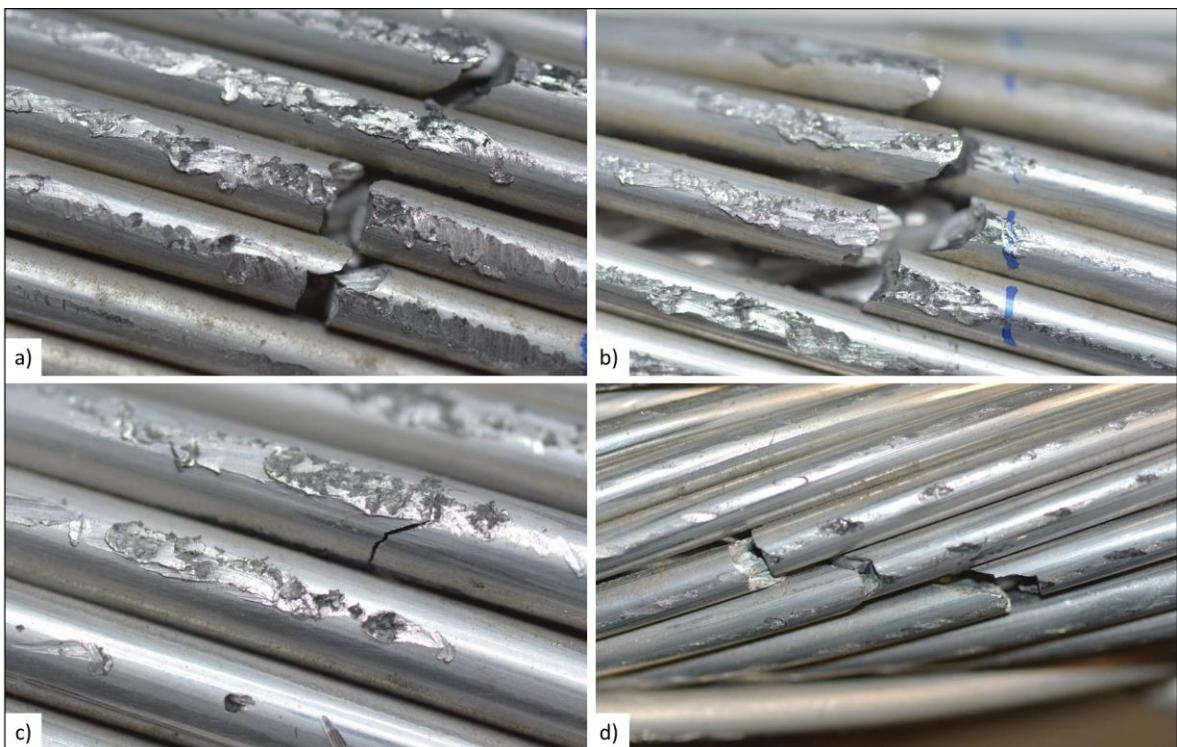


Figure 3.14 Quelques Bris observés des essais expérimentaux. a) Brins issus de l'essai 1 (couche 4); b) Brins issus de l'essai 2 (couche 4); c) Brins issus de l'essai 3 (couche 4); d) Brins issus de l'essai 4 (couche 3)

Ces bris s'amorcent principalement dans les zones de contact de façon radiale. Des déformations plastiques sont détectées sur les marques de contact. De plus, il faut noter que toutes les marques où des bris sont observés présentent des traces d'usure en *fretting*, soulignant ainsi l'importance de ce mécanisme d'endommagement dans la détérioration des conducteurs soumis à des vibrations éoliennes.

À la suite des essais, les spécimens de conducteur testés sont inspectés afin de répertorier les bris et leur localisation. Le Tableau 3.4 récapitule les positions axiales et angulaires, ainsi que la couche où les bris ont été observés sur les conducteurs des 4 essais. À noter que les numéros de bris du Tableau 3.4 sont assignés dans l'ordre de leurs observations et ne correspondent pas nécessairement aux numéros des bris du Tableau 3.3.

Tableau 3.4 Localisation des bris détectés sur les conducteurs dans les deux essais

| # Bris | # Couche | Position axiale (mm) | Position angulaire (°) |
|----------------|----------|----------------------|------------------------|
| Essai 1 | | | |
| Bris 1 | 4 | 71.8 | 252 |
| Bris 2 | 4 | 73.6 | 270 |
| Bris 3 | 3 | 57 | 45 |
| Essai 2 | | | |
| Bris 1 | 4 | 70.5 | 288 |
| Bris 2 | 4 | 78.0 | 270 |
| Bris 3 | 4 | 62.5 | 252 |
| Bris 4 | 4 | 60.9 | 234 |
| Bris 5 | 3 | 78.1 | 135 |
| Bris 6 | 3 | 89.5 | 112.5 |
| Essai 3 | | | |
| Bris 1 | 4 | 67.7 | 270 |
| Bris 2 | 4 | 71.0 | 288 |
| Bris 3 | 4 | 72.7 | 306 |
| Bris 4 | 3 | 65.9 | 247.5 |
| Essai 4 | | | |
| Bris 1 | 4 | 83.41 | 270 |
| Bris 2 | 3 | 71.08 | 202.5 |
| Bris 3 | 3 | 88.5 | 67.5 |
| Bris 4 | 3 | 46.33 | 45 |
| Bris 5 | 3 | 35.57 | 45 |
| Bris 6 | 3 | 26.62 | 67.5 |

Les résultats expérimentaux montrent que les ruptures surviennent de façon générale aux couches 3 et 4, entre le KE et le LPC. Plus spécifiquement, les bris à la couche 4 se trouvent principalement du côté inférieur du conducteur, alors que c'est du côté supérieur pour les bris à la couche 3. À noter également qu'une majorité de bris est observée à la couche 4, à l'interface de contact avec la pince.

Afin d'obtenir une comparaison directe, une simulation numérique avec le modèle global est réalisée selon les paramètres d'essais expérimentaux (i.e. $T = 25\%$ RTS et $Y_b = 0.6$ mm). Les résultats de simulation aux points de contact sont cartographiés à la Figure 3.15, incluant l'identification des points critiques selon le critère SWT. Les positions des dix (10) points de contact critiques sont présentées dans le Tableau 3.5.

Comme pour les essais expérimentaux, la plupart des points critiques se trouvent aux contacts extérieurs de la couche 4, sous le conducteur entre le KE et LPC. La majorité de ces points se situent à 71.4 mm du centre de la pince pour des positions angulaires allant de 252° à 300° (points 2, 4, 5 et 9). Cela correspond aux bris 1 et bris 2 des quatre (4) essais observés expérimentalement, et dont les positions se situent entre 67 mm et 83 mm du centre de la pince, pour des angles de 202° à 288° . Les positions des autres points critiques dans la cartographie sont relativement différentes des résultats expérimentaux, mais leur dispersion spatiale présente des similitudes.

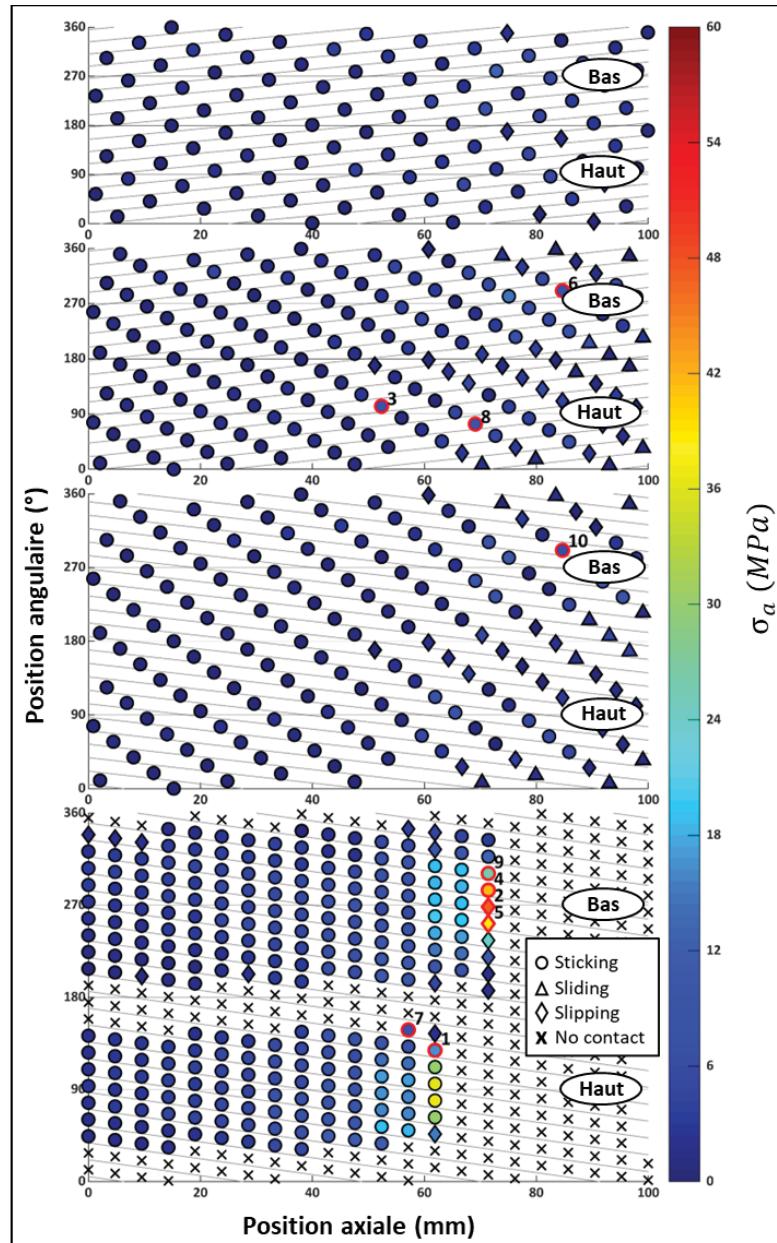


Figure 3.15 Contrainte alternée σ_a aux contacts externes et internes de la couche 3 et 4 à $T=25\% \text{RTS}$ et $Y_b=0.6 \text{ mm}$ pour un modèle élastique

Tableau 3.5 Positions des points de contact critiques sur la couche 3 et 4 du conducteur pour l'analyse numérique à $T=25\%$ RTS et $Y_b=0.6$ mm pour le modèle élastique

| # Points critiques | # Couche | Position axiale (mm) | Position angulaire ($^{\circ}$) |
|--------------------|----------|----------------------|-----------------------------------|
| 1 | 4 | 61.9 | 128.3 |
| 2 | 4 | 71.4 | 268.4 |
| 3 | 3 | 52.3 | 102.8 |
| 4 | 4 | 71.4 | 284.7 |
| 5 | 4 | 71.4 | 252.0 |
| 6 | 3 | 84.7 | 291.0 |
| 7 | 4 | 57.1 | 148.3 |
| 8 | 3 | 69.1 | 73.8 |
| 9 | 4 | 71.4 | 301.1 |
| 10 | 4 | 84.7 | 291.1 |

Les marques de contact obtenues expérimentalement montrent de fortes déformations plastiques sur les marques de contact, accompagnées d'usure et d'un enlèvement de matière, avec des contraintes plutôt élevées dans les simulations. Cela soulève des interrogations à propos de l'effet de la plasticité sur la prédition des points critiques. La simulation numérique est donc reprise, mais cette fois-ci en tenant compte de l'effet de plasticité, afin de voir l'influence de cet aspect sur la réponse du modèle. L'effet des déformations plastiques est introduit via un modèle bilinéaire d'écrouissage cinématique, appliqué aux brins d'aluminium et considérant une limite d'écoulement (σ_y) de 167 MPa, ainsi qu'un module tangent (E_t) estimé à 1% du module élastique des brins. Enfin, comme pour l'analyse précédente, une cartographie des contacts est réalisée (Figure 3.16) et les points critiques sont identifiés (Tableau 3.6).

La juxtaposition de ces résultats numériques avec déformations plastiques à ceux des essais expérimentaux révèle une certaine amélioration de la concordance avec une plus grande proportion de points critiques identifiés à l'interface gouttière-conducteur (i.e. 5 pts vs 4 pts).

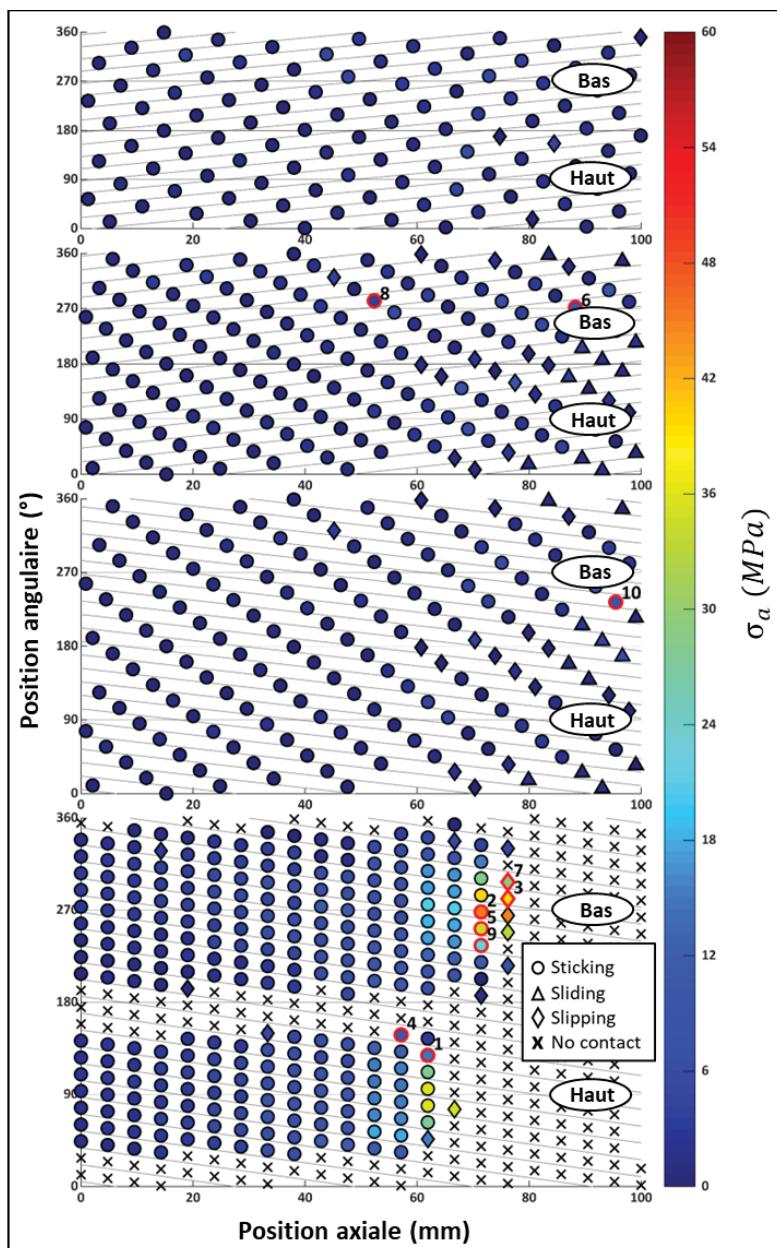


Figure 3.16 Contrainte alternée σ_a aux contacts externes et internes de la couche 3 et 4 pour $T=25\% \text{RTS}$ et $Y_b=0.6 \text{ mm}$ pour un modèle élasto-plastique

Tableau 3.6 Positions des points de contact critiques sur la couche 3 et 4 du conducteur pour l'analyse numérique à $T=25\%$ RTS et $Y_b=0.6$ mm pour le modèle élasto-plastique

| # Points critiques | # Couche | Position axiale (mm) | Position angulaire ($^{\circ}$) |
|--------------------|----------|----------------------|-----------------------------------|
| 1 | 4 | 61.9 | 128.3 |
| 2 | 4 | 71.4 | 268.4 |
| 3 | 4 | 76.2 | 281.1 |
| 4 | 4 | 57.1 | 148.3 |
| 5 | 4 | 71.4 | 252.0 |
| 6 | 3 | 88.3 | 272.0 |
| 7 | 4 | 76.2 | 297.5 |
| 8 | 3 | 52.3 | 282.8 |
| 9 | 4 | 71.4 | 235.6 |
| 10 | 4 | 95.4 | 233.8 |

3.5 Conclusion

À partir de l'exploitation d'un modèle pince-conducteur déjà disponible, les travaux de ce chapitre proposent une caractérisation des efforts locaux aux points de contact, résultant de conditions de chargement associées aux vibrations éoliennes. Cette étude visait donc à mieux cibler les zones d'endommagement et leurs niveaux de sollicitation locale en fonction des paramètres jouant un rôle clé dans la fatigue des conducteurs (i.e. T et Y_b), pour ainsi mieux orienter l'analyse du problème via une modélisation détaillée à l'échelle des brins.

L'étude est réalisée par l'intermédiaire d'un plan d'expérience à 2 facteurs (i.e. T et Y_b) et trois niveaux, appliqué à un ACSR Bersfort. Toutefois, la méthodologie d'analyse déployée est applicable à tous types de conducteurs. Les analyses effectuées ont donc mis en évidence l'impact de Y_b et T sur les chargements locaux des conducteurs. Des cartographies rapportant les résultats de simulation aux points de contact ont d'abord permis d'exposer efficacement et de façon combinée, les distributions de contraintes et le statut des contacts en frottement, offrant ainsi une vue complète des conditions de chargement locales. Interprétées à l'aide du

critère SWT, ces cartographies ont révélé une concentration des points de contact critiques à l'interface pince-conducteur et plus spécifiquement, sous le conducteur près du LPC.

L'analyse des interrelations entre les facteurs du DOE a mis en évidence un certain effet combiné de Y_b et T sur les charges locales en contact. Toutefois, les interrelations sont plus limitées au niveau des contraintes où Y_b exerce plutôt une influence directe sur les contraintes alternées (σ_a), alors que les contraintes moyennes (σ_m) sont davantage influencées par la tension T . Par ailleurs, l'analyse a permis de souligner l'importance des contraintes de flexion aux points critiques et ce, pour tous les cas simulés.

Enfin, des comparaisons à résultats d'essais expérimentaux sur conducteurs ACSR Bersfort ont permis de corroborer les observations de la caractérisation numérique quant à l'identification des points critiques d'endommagement en *fretting*.

CHAPITRE 4

MODÉLISATION NUMÉRIQUE LOCALE D'UN CONTACT PINCE-BRIN

Les simulations numériques des systèmes pince-conducteur permettent d'obtenir une description globale des conditions de chargements à chacune des interfaces de contact, tout en tenant compte de la cinématique complexe des conducteurs. Cependant, le modèle global ne parvient pas à représenter précisément les distributions de contraintes générées aux points de contact. Ces contraintes sont pourtant essentielles pour l'application des critères de l'endommagement dans l'étude du phénomène de la fatigue en *fretting* des conducteurs. Il est donc essentiel d'approfondir l'analyse à une échelle plus fine avec une modélisation capable de fournir une description plus précise des champs de contraintes. La mise en œuvre d'une approche multi-échelle combinant le modèle global à un modèle local, apparaît être la solution à l'obtention d'une description complète et précise des conditions d'endommagement en *fretting* des conducteurs.

Afin de compléter l'approche multi-échelle, ce chapitre propose le développement d'une modélisation locale nouvelle, capable de décrire de façon plus précise les champs de contraintes aux interfaces de contact critiques, tout en limitant les simplifications géométriques et de chargements, habituellement implicites aux modèles locaux. Bien que l'approche se veut applicable à tout type de système pince-conducteur, les développements sont réalisés à partir du cas ACSR Bersfort, tirant profit des résultats du chapitre précédent.

La justesse du modèle local est également évaluée par comparaison aux résultats expérimentaux en fatigue sur conducteurs ACSR Bersfort, mais en étudiant cette fois-ci les marques de contact dans la zone critique d'endommagement. Enfin, l'analyse des champs de contrainte en contact obtenus du modèle numérique permettra l'application d'un critère de fatigue, pour ainsi conduire à une évaluation plus précise de l'endommagement induit par les vibrations éoliennes.

4.1 Stratégie de modélisation multi-échelles

La stratégie de modélisation multi-échelle repose sur la combinaison de deux modèles : 1 - global et 2 - local. Le processus d'analyse selon cette approche se résume en quatre étapes importantes (Figure 4.1):

1. Simulation du système pince-conducteur soumis à des vibrations éoliennes avec la modélisation globale;
2. Identification de l'interface de contact critique selon l'application du critère SWT telle présentée au chapitre 3, puis extraction de sa géométrie et ses charges locales;
3. Simulation détaillée de l'interface de contact critique à partir des données du modèle pince-conducteur avec une modélisation locale raffinée (présentée à la section 4.2);
4. Interprétation de la sévérité des champs de contraintes obtenus du modèle local par l'application d'un critère d'endommagement en fatigue.

Afin d'obtenir une description des champs de contrainte plus représentative des conditions réelles d'endommagement en *fretting*, le passage du global au local doit pouvoir traduire avec précision la géométrie et les charges induites à l'interface de contact critique. Or, la majeure partie des modélisations locales disponibles dans la littérature (Tableau 1.2) propose une représentation simplifiée de la géométrie et du chargement aux interfaces de contact considérées (i.e. demi-cylindre droit et chargement axial). Dans ce projet, il est plutôt proposé de développer une modélisation plus représentative, inspirée des travaux récents de Jaborneg (2021) où une modélisation sous-structurée hybride combinant des éléments volumiques et poutres est exploitée.

D'autre part, les observations du chapitre 3 révélaient des zones critiques majoritairement situées à l'interface pince-conducteur, dans la partie inférieure près du LPC. Pour cette raison, la modélisation locale dans ce projet se concentre sur l'analyse des contacts pince-brin. La modélisation sous-structurée telle que proposée dans (Jabornegg, 2021) n'étant pas adaptée à ce type de contacts, la méthodologie de modélisation locale des contacts pince-brin doit être développée entièrement dans ce travail. La stratégie de modélisation sera développée de sorte qu'elle puisse être adaptée facilement à tous types de contact.

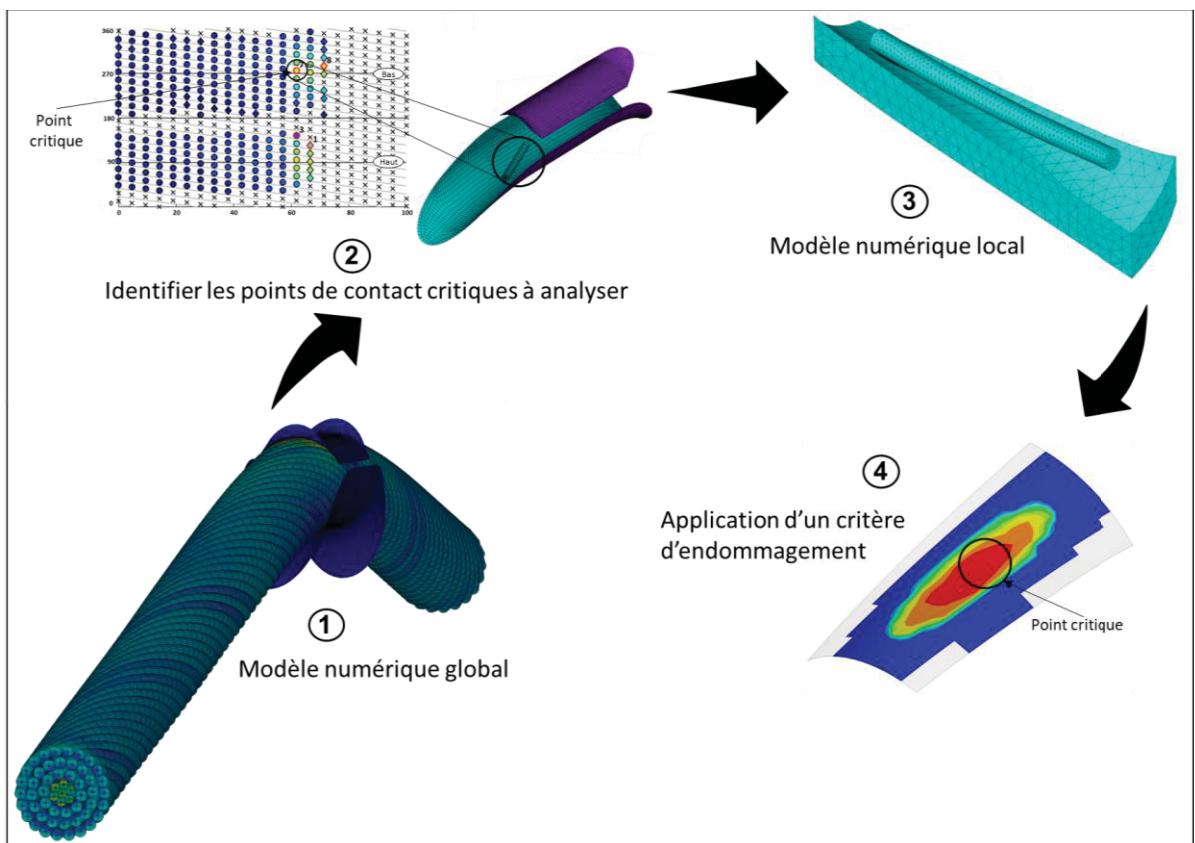


Figure 4.1 Schématisation de l'approche multi-échelles

4.2 Développement de la modélisation locale

L'approche proposée adopte une modélisation sous-structurée hybride où deux types d'éléments sont combinés : 1 - volumique (SOLID185) et 2 - poutre (BEAM189). Comme pour la modélisation globale, la stratégie de modélisation locale est intégrée au logiciel de simulation Ansys® Mechanical APDL.

La méthodologie suivie pour la construction du modèle local est schématisée à la Figure 4.2. Elle consiste d'abord à sélectionner dans le modèle global les éléments poutres du brin qui sont associés au point critique identifié selon l'analyse du chapitre 3, notamment avec le critère SWT. Les éléments poutres des brins adjacents au brin « critique » sont également ajoutés à la sélection, de sorte à considérer l'effet des contacts au voisinage du point critique. Ces éléments poutres du modèle global sont ensuite transposés au modèle local. De plus, la pince sera découpée en une portion équivalente à la longueur du segment du brin « critique »

sélectionné, pour ainsi conserver uniquement la partie près du contact avec celui-ci. Toutes les composantes du modèle local proposé sont en aluminium dont le module de Young (E) est de 69 GPa et le coefficient de Poisson (ν) est de 0.33.

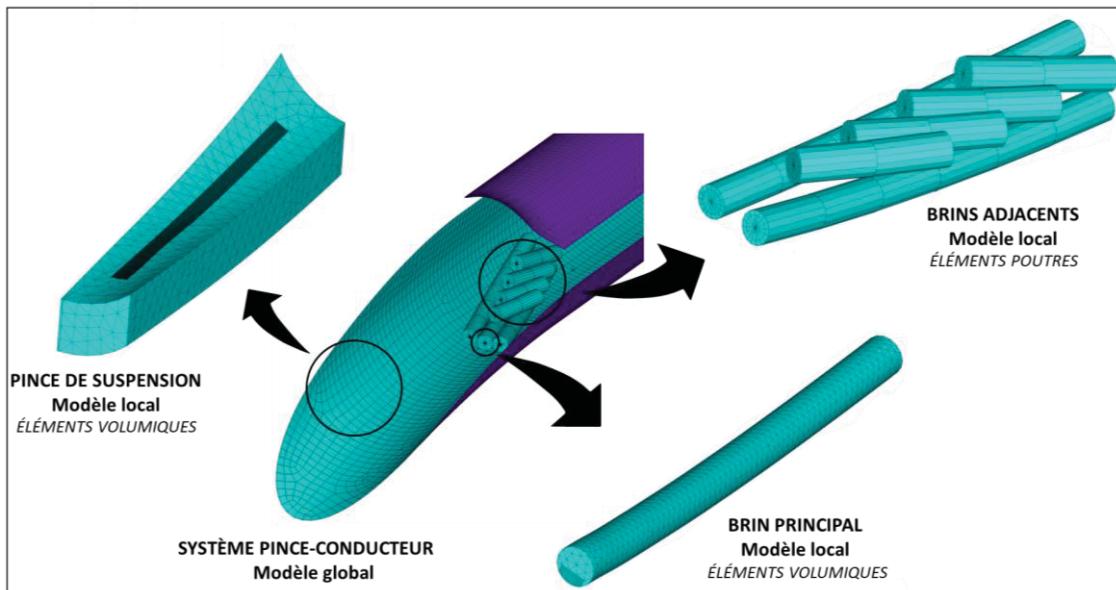


Figure 4.2 Schématisation du passage du modèle global au modèle local

Le développement de la modélisation locale dans ce chapitre sera réalisé à partir du point de contact critique 2 de la Figure 3.16 du chapitre 3 pour $Y_b = 0.6\text{mm}$, $T = 25\%$ et avec déformation plastique. Ce point est choisi en raison de sa position située sur la partie inférieure du conducteur entre les points KE et LPC. En outre, il est considéré comme critique dans les deux cas, que ce soit avec ou sans plasticité.

4.2.1 Modélisation de la géométrie du modèle locale

La modélisation locale d'un contact pince-brin comprend donc trois (3) composantes importantes (Figure 4.2) :

- **Brin principal :** Il s'agit de la composante centrale à l'analyse locale, elle contient la zone de contact critique où les champs de contrainte seront étudiés pour établir la sévérité du dommage en *fretting*. Sa géométrie volumique est de forme cylindrique et passe par les coordonnées des nœuds associés aux éléments poutres (BEAM189)

correspondant dans le modèle global. Cela permet de conserver la configuration hélicoïdale des brins. L'objectif de la modélisation locale est de reproduire fidèlement les points de contact, donc la longueur du brin est choisie de sorte à inclure au minimum une seule marque. Sachant qu'un élément poutre du modèle global mesure 10 mm, et deux éléments poutres sont suffisants pour former un contact complet entre le brin principal et le brin voisin en dessus. Le volume du brin contenant la zone de contact à analyser est découpé afin d'être maillé séparément de façon plus fine. Étant donné que le contact entre le brin et la pince peut former une marque allongée ou plusieurs marques continues (Figure 3.14), le volume sélectionné s'étend sur toute la longueur du brin (Figure 4.3c). Dans un premier temps, une longueur de 20 mm est considérée pour le brin principal pour un diamètre de 4.27 mm, qui est le diamètre réel des brins dans un conducteur ACSR Bersfort. Cette longueur est suffisante pour reproduire une marque de contact;

- **Pince de suspension :** Elle est modélisée initialement dans son entiereté, comme pour le modèle global, mais de façon volumique, puis est découpée de sorte à ne conserver qu'une portion au voisinage du brin analysé « critique » et ainsi limiter la taille du modèle. La zone en contact avec le brin, ayant la même longueur que le brin est séparé de la pince (Figure 4.3b);
- **Brins adjacents :** Ce sont les segments de tous les brins qui, dans le modèle global, sont en interaction avec le segment du brin principal modélisé. Le rôle principal de ces brins est d'introduire l'effet des contacts adjacents sur les champs de contraintes au point critique. Comme pour le brin principal, leur géométrie est obtenue à partir des nœuds correspondants du modèle global (Figure 4.3a).

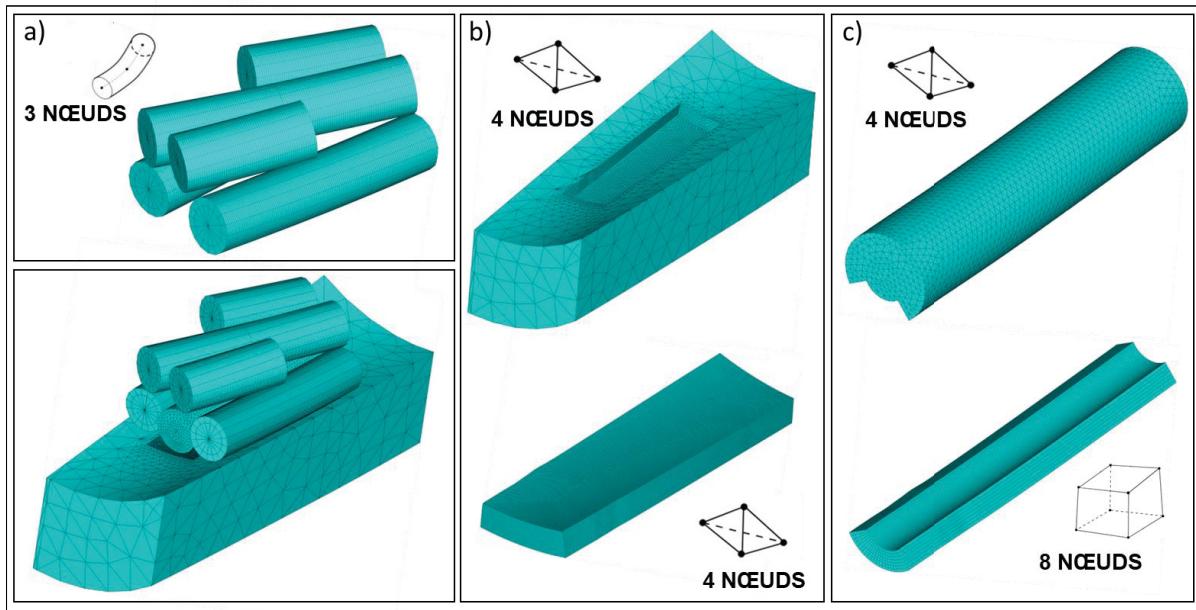


Figure 4.3 Maillage des composantes du modèle local : a) Brins adjacents avec des éléments poutres, b) pince de suspension avec des éléments solides et c) brin principal avec des éléments solides

4.2.2 Discréétisation du modèle local

- **Brin principal :** Des éléments solides linéaires à 8 noeuds (SOLID185) sont utilisés pour discréétiser le volume du brin principal, afin d'alléger le coût en calcul numérique, à l'instar de la majorité des modélisations locales disponibles dans la littérature (Tableau 1.2). La portion du brin en contact avec la pince est maillée de façon plus fine et structurée avec des éléments hexaédriques. Toutefois, la géométrie complexe du reste du brin ne permet pas un maillage structuré et est donc maillée avec des éléments tétraédriques d'une taille de $350 \mu m$;
- **Pince de suspension :** Elle est également discréétisée par des éléments solides à 8 noeuds (SOLID185), afin de tenir compte de la contribution de la rigidité au contact. L'ensemble des éléments sont de forme tétraédrique. La zone en contact avec le brin est maillée de manière plus fine avec des éléments d'une taille de $100 \mu m$;
- **Brins adjacents:** Puisque l'objectif de la stratégie de modélisation n'est pas de décrire les distributions de contraintes aux brins adjacents, ceux-ci sont discréétisés avec des éléments poutres (BEAM189) pour ainsi tirer profit de l'ordre du maillage

réduit. Une discrétisation plus fine par rapport au modèle global est toutefois requise afin d'être compatible avec les maillages des composantes volumiques. Des nœuds additionnels sont donc ajoutés où leurs coordonnées sont définies par interpolation des nœuds initiaux grâce aux fonctions de forme (*Shape functions*). L'objectif de l'interpolation est de permettre une compatibilité des éléments de contact entre les brins adjacents et le brin principal.

4.2.3 Modélisation des contacts

Les contacts considérés dans cette approche de modélisation sont ceux formés entre le brin principal et les brins adjacents, et le contact entre la pince de suspension et le brin adjacent formant la zone de contact, faisant l'objet principal de l'étude. Dans la modélisation des contacts, les dimensions des éléments *maîtres* devraient être égales ou plus fines que les éléments *esclaves*.

- **Contacts entre le brin principal et les brins adjacents :** Les contacts entre les éléments volumiques et les éléments poutres sont définis par un algorithme de contact ligne à surface 3D, utilisant des paires d'éléments de contact *maître-esclave*. Les éléments CONTA177 (brins adjacents) et TARGE170 (surface du brin principal) sur Ansys® correspondent respectivement à l'élément *esclave* et *maître*. La méthode des pénalités est utilisée pour son efficacité en termes d'imposition des conditions aux limites et des contraintes de contact de manière flexible, ce qui garantit une stabilité du modèle;
- **Contacts entre le brin principal et la pince de suspension :** Le contact entre le brin principal et la pince de suspension est établi par un algorithme de contact surface à surface 3D. Les éléments CONTA174 (surface de contact dans le brin principal) et TARGE170 (surface de contact dans la pince de suspension) de Ansys® correspondent respectivement à l'élément *esclave* et *maître*. Le contact est modélisé en utilisant l'algorithme de Lagrange augmenté afin d'améliorer la convergence (Contact Technology Guide , 2021) .

Le coefficient de frottement appliqué à tous les contacts du modèle est de 0.9. Cette valeur est tirée des travaux de Rocha et al. (2022) et de Said et al. (2020).

4.2.4 Application des conditions aux frontières

Afin d'assurer la représentativité de la modélisation locale par rapport aux conditions d'endommagement des conducteurs, l'ensemble des charges locales statiques et dynamiques obtenues des simulations à l'échelle globale sont considérées. Ces efforts sont induits dans le modèle local sous forme de déplacements et de rotations de sorte à favoriser une stabilité numérique lors de sa résolution. La méthodologie d'application de ces déplacements et rotations est expliquée pour chacune des composantes du modèle local (Figure 4.4):

- **Brin principal :** Un nœud pilote est défini sur chacun des points de référence PR1 et PR2 aux extrémités du brin. À partir de la solution du modèle global, les déplacements et les rotations u_{G1} et u_{G2} correspondants aux deux nœuds des extrémités du brin à modéliser sont récupérés, et sont transférées dans le modèle local. Sachant que u_G inclus six (6) degrés de liberté (DDL) (i.e. Ux, Uy, Uz, RotX, RotY, RotZ). Les déplacements et les rotations sont alors appliqués sur les nœuds se trouvant aux points PR1 et PR2 (Figure 4.4a);
- **Pince de suspension :** Puisque cette étude est focalisée sur la défaillance survenant dans les brins constituant les conducteurs, la déformation globale de la pince sera négligeable par rapport à celle du brin, les frontières de la pince de suspension sont fixées. Les déplacements et les rotations des surfaces S_1, S_2, S_3, S_4 et S_5 sont fixés selon les trois axes X, Y et Z (Figure 4.4b);
- **Brins adjacents :** Les déplacements et les rotations u_{G1} , u_{G2} et u_{G3} des nœuds de chaque élément poutre constituant les brins adjacents sont extraits du modèle global (un élément poutre contient 3 nœuds). Ces valeurs sont également interpolées de la même façon que les positions des nœuds, et sont appliquées sur chaque nœud correspondant dans le modèle local (Figure 4.4c).

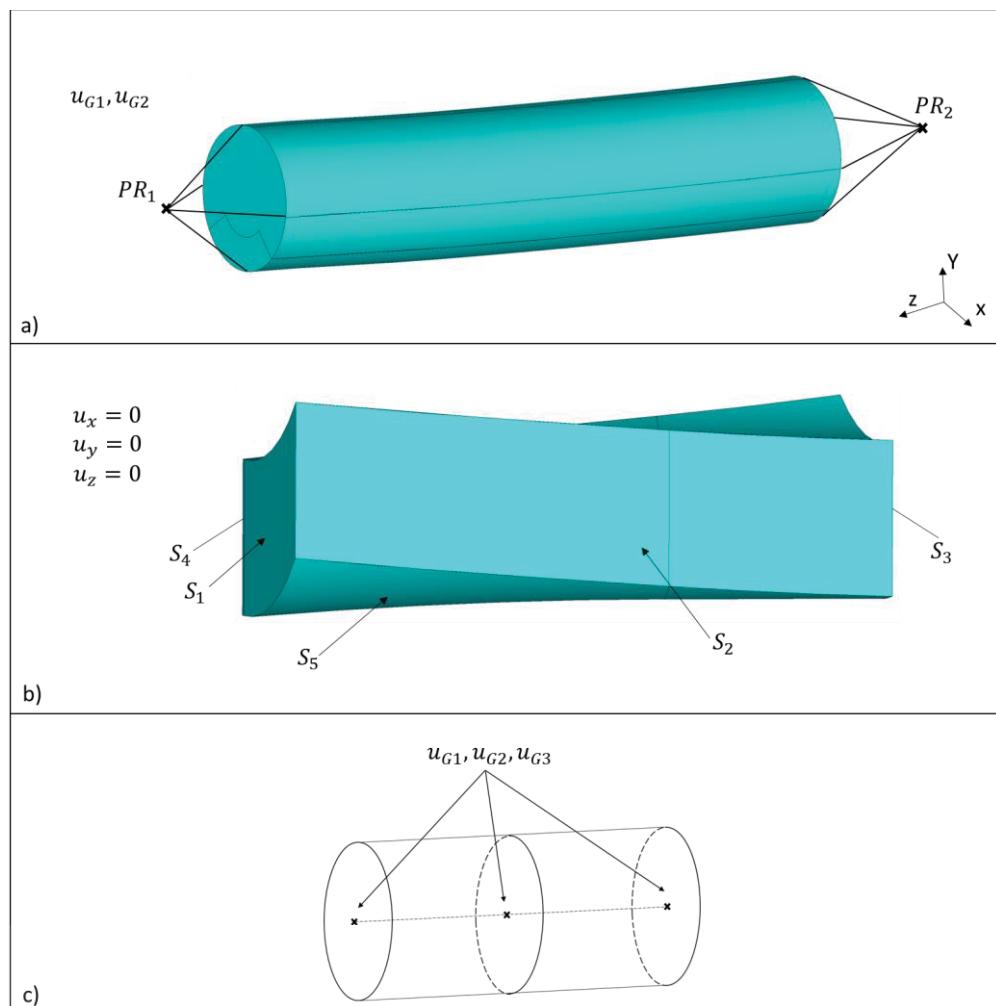


Figure 4.4 Illustration des conditions aux limites appliquées sur les composantes du modèle. a) Brin principal; b) Pince de suspension; c) Brin adjacent

La simulation sur le modèle local suit la même séquence d'application des charges que celle du modèle global (voir la section 3.1.3). Les conditions aux frontières sont donc appliquées selon un mode quasi statique. Seules les étapes de calcul pertinentes qui sont prises en compte pour ce modèle, et elles sont comme suit :

- **Étape 1 :** Application de la charge statique en tension T à l'extrémité du conducteur à un angle $\beta_0 = 5^\circ$;
- **Étape 2 :** Serrage de la pince avec une force $F_c=74.8 \text{ kN}$;
- **Étape 3 :** Blocage en place de la pince à la fin du serrage;

- **Étape 4 :** Imposition du chargement dynamique en flexion induit avec un angle $+\Delta\beta$ ajouté à l'angle d'application initiale β_0 de la tension T . L'angle d'application est donc de $\beta_0 + \Delta\beta$ (Déflexion maximale) (Figure 4.5);
- **Étape 5 :** Retour à l'angle d'application initial β_0 de la charge en tension T ;
- **Étape 6 :** Imposition en mode quasi-statique du chargement dynamique en flexion induit avec un angle $-\Delta\beta$ ajouté à l'angle d'application initiale β_0 de la tension T . L'angle d'application est donc de $\beta_0 - \Delta\beta$ (Déflexion minimale) (Figure 4.5).

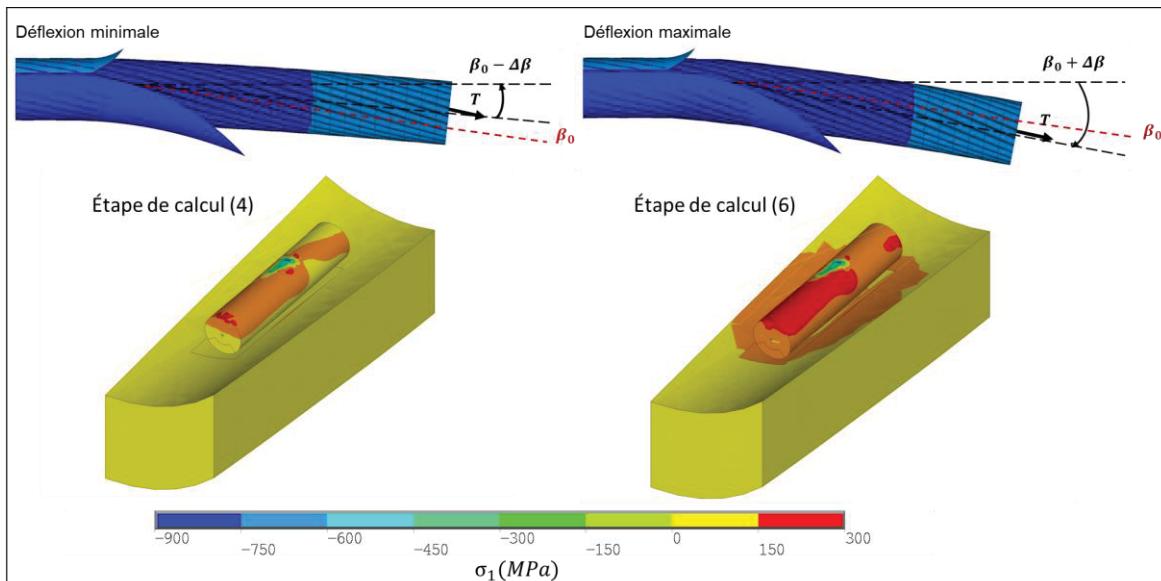


Figure 4.5 Comportement du modèle local durant le chargement dynamique

La Figure 4.6 montre l'état de contact à l'interface de contact entre le brin principal et la pince de suspension aux différents temps de calcul. À l'étape de calcul 1, aucun contact n'est formé entre les deux surfaces. Lorsque la pince a été fermée à l'étape de calcul 2, le brin est compressé contre la pince formant une marque de contact entièrement en adhérence (*stick*). Dès que les chargements dynamiques ont été induits avec la variation de l'angle d'application de T , des zones de glissement sont apparues sur les marques de contact à l'étape de calcul 3,4,5 et 6 générant ainsi des conditions propices à la fatigue en *fretting*.

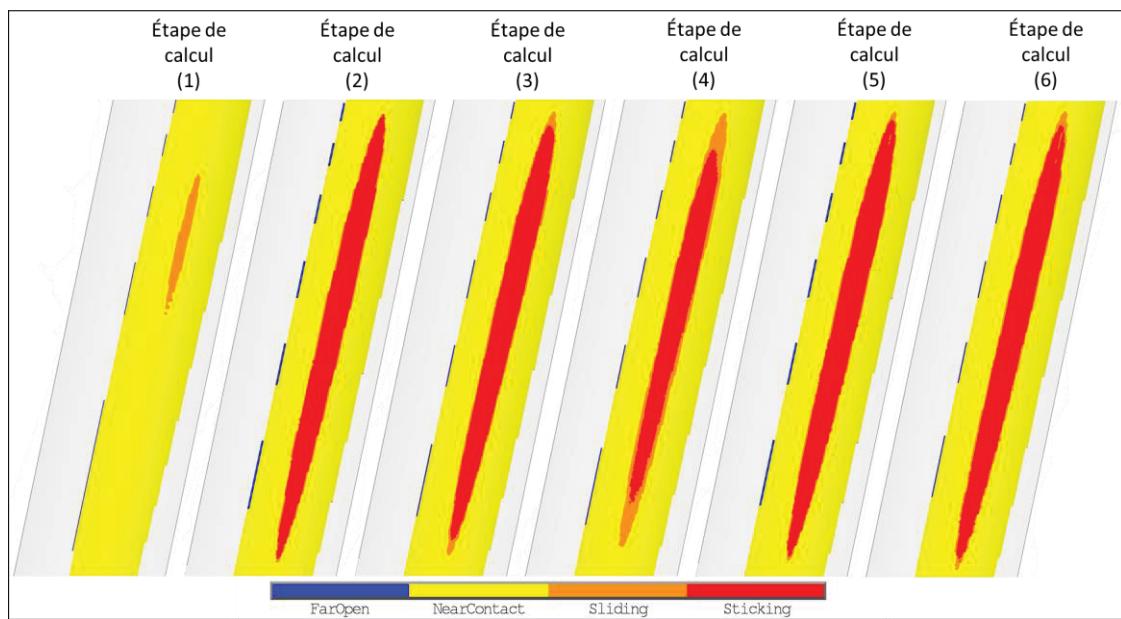
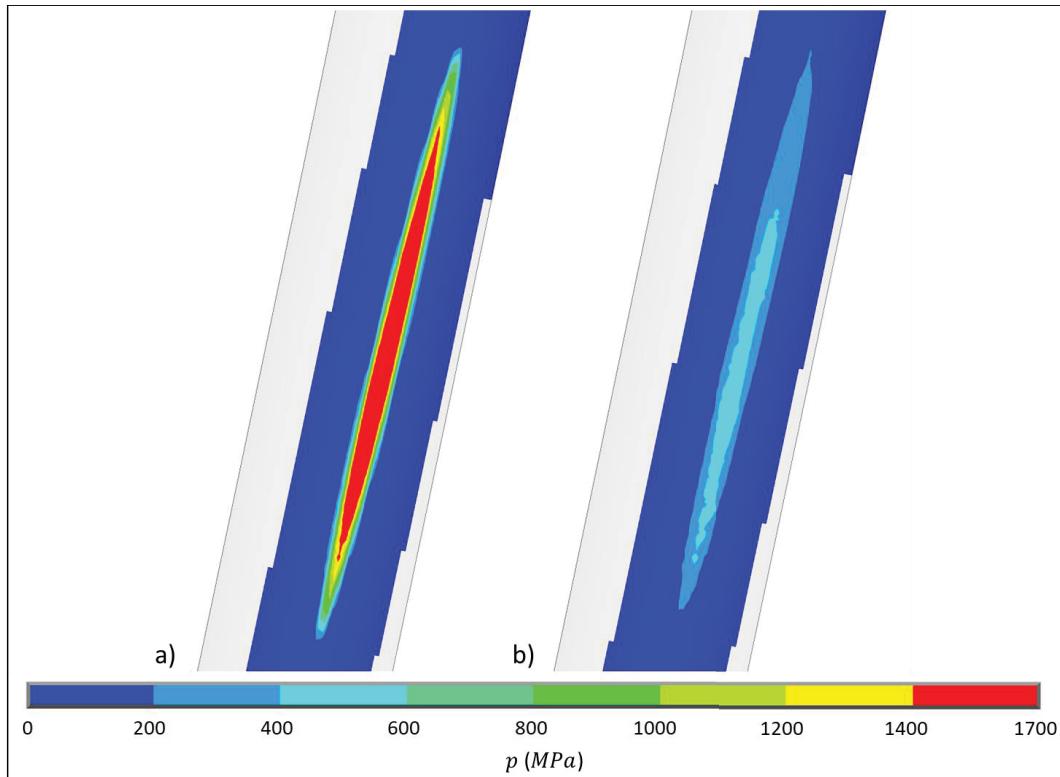


Figure 4.6 État de contact du modèle local aux différentes étapes de calcul à l’interface de contact entre le brin principal et la pince

Bien que les restrictions des coûts numériques favorisent l’hypothèse de l’élasticité, les distributions de contraintes de Von Mises et les pressions de contact dépassant la limite d’écoulement σ_y (i.e. 167 MPa) confirment la présence de déformations plastiques importantes (Figure 4.7a). Le comportement de l’aluminium est donc modélisé selon un matériau bilinéaire avec loi d’écrouissage cinématique, traduisant l’effet Bauschinger observée sur la plupart des matériaux métalliques soumis à des charges cycliques (Dowling, 2013). Le module tangent pour le modèle bilinéaire est fixé à $E_t = 0.04 * E$ afin d’assurer une stabilité optimale lors de la résolution du modèle, alors que des problèmes de convergences sont observés pour des valeurs plus faibles.



4.3 Étude de convergence du maillage

Une analyse de sensibilité de maillage est réalisée sur la zone d'intérêt qui est la zone de contact du côté du brin principal (Figure 4.8). Le modèle est testé pour des tailles de maillage allant de $40 \mu m$ à $150 \mu m$. Les ressources actuellement disponibles en calcul qui sont de 8 cœurs à 2.90 GHz (Processeur 64 bits) avec 128 GO de RAM ne permettent pas d'aller à des tailles inférieures à $40 \mu m$.

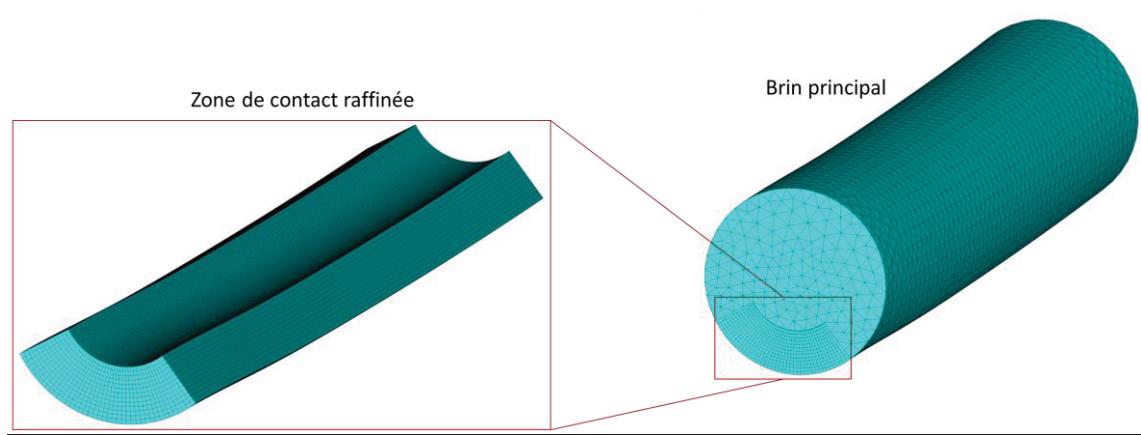


Figure 4.8 Illustration de la zone raffinée du brin

Le Tableau 4.1 résume les nombres des éléments et des nœuds associés à chaque taille de maillage appliquée sur la zone de contact.

Tableau 4.1 Nombre d’éléments et de nœuds associés à chaque maillage

| Taille d’éléments (μm) | Nombre d’éléments | Nombre de nœuds |
|-------------------------------|-------------------|-----------------|
| 150 | 1453266 | 289037 |
| 100 | 1563414 | 389699 |
| 90 | 1614706 | 437305 |
| 80 | 1717920 | 534313 |
| 70 | 1833886 | 642985 |
| 60 | 2105210 | 642985 |
| 50 | 2574954 | 1349911 |
| 45 | 2974830 | 1734035 |
| 40 | 3637404 | 2373857 |

Les courbes de la Figure 4.9 montrent l’écart relatif de la pression de contact et du glissement relatif maximal dans la zone de contact en fonction de la taille du maillage. Le modèle converge bien jusqu’à un maillage de $60 \mu m$ (écart relatif ≈ 0). Un écart relatif de 6% et de 12% respectivement pour le glissement et la pression de contact est constaté en raffinant le maillage à $45 \mu m$. Bien que les analyses aient été effectuées avec des maillages de différentes

tailles, aucun n'a conduit à une convergence satisfaisante. La non-convergence observée pourrait être attribuée à plusieurs facteurs, tels que la complexité des conditions aux limites, les non-linéarités du modèle, ou la qualité intrinsèque du maillage. Un affinement supplémentaire du maillage à $40 \mu\text{m}$, bien qu'ayant potentiellement offert une meilleure précision, s'est avéré trop coûteux en termes de ressources de calcul. La capacité de calcul actuelle ne permet pas de traiter efficacement des maillages plus fins que $40 \mu\text{m}$ sans engendrer des temps de calcul prohibitifs.

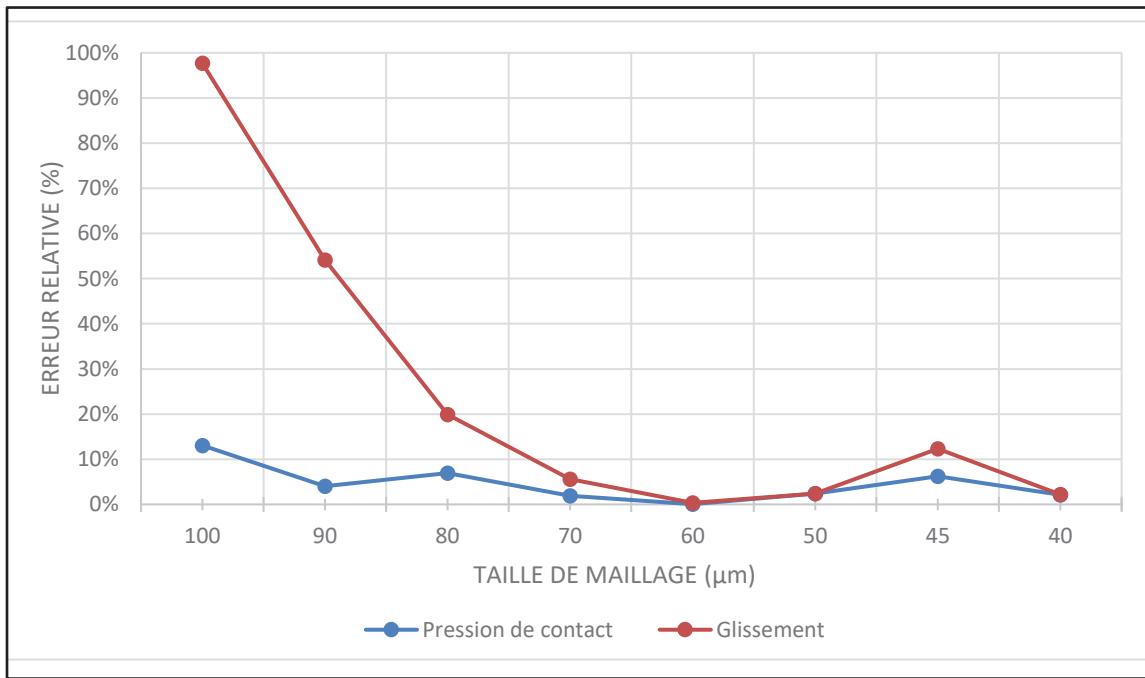


Figure 4.9 Écart relatif sur la pression de contact et le glissement par rapport à la taille de maillage dans la zone de contact

Le choix de $45 \mu\text{m}$ représente un compromis entre la précision souhaitée et les contraintes techniques. Ce maillage, bien qu'il ne garantisse pas une convergence parfaite, permet de poursuivre les simulations avec un niveau de détail acceptable. Il est à noter qu'une simulation à cette résolution prend environ 36 heures de calcul. Une analyse de sensibilité plus exhaustive dépassant les limites imposées par les capacités de calcul actuelles pourrait donner des résultats qui convergent mieux.

Les distributions des pressions de contact de la Figure 4.10 pour des maillages allant de $40 \mu\text{m}$ à $100 \mu\text{m}$ sont réalisées avec MATLAB, après un post-traitement des résultats de Ansys®. Pour des maillages de $100 \mu\text{m}$ et $60 \mu\text{m}$, la distribution de pression est relativement lissée avec peu de détails visibles. Les gradients de pression sont faibles et les zones de haute pression sont moins distinctes. La résolution semble insuffisante pour capturer des détails fins des marques de contact. Pour des maillages de $40 \mu\text{m}$ et $45 \mu\text{m}$, les résultats montrent une distribution de pression très détaillée, avec des zones de haute pression bien définies. Le raffinement du maillage a un impact significatif sur la précision de la distribution de pression dans les marques de contact. Un maillage de $45 \mu\text{m}$ offre un bon équilibre entre détail et coût numérique.

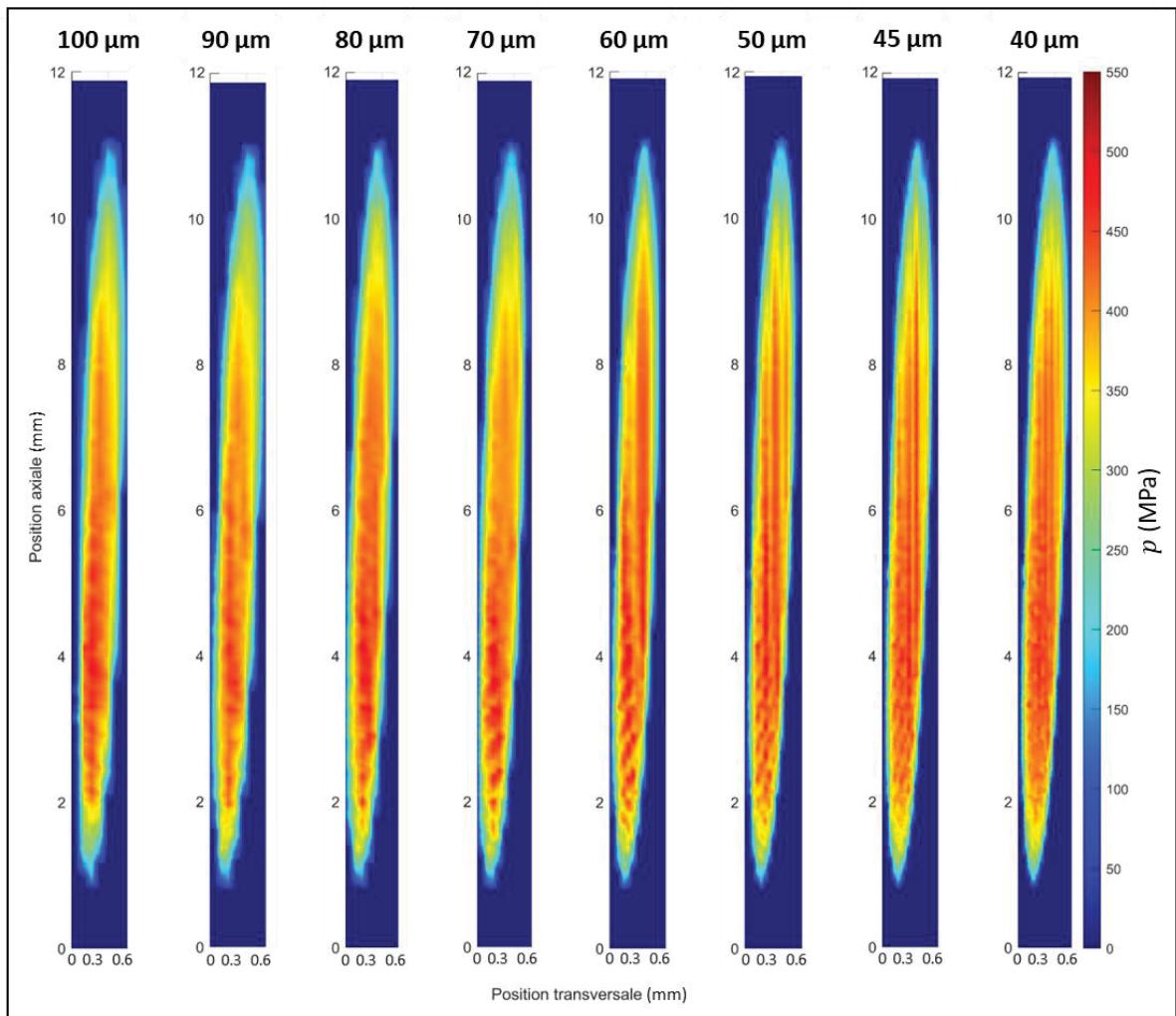


Figure 4.10 Pression de contact en fonction de la taille d'éléments dans la zone de contact

4.4 Étude de sensibilité de la taille de la zone locale modélisée

L'approche proposée permet un contrôle sur la longueur modélisée du brin principal influençant directement la taille de la zone de contact pince-conducteur. Cela met en avant des questionnements quant à l'influence de la longueur du brin sur les distributions des champs de contraintes dans la zone de contact. La Figure 4.11 présente deux modèles de longueur de 4 cm et de 6 cm respectivement, ayant une taille de maillage de 80 μm dans la zone de contact. Cette taille a été fixée, car une simulation d'un brin de 6 cm avec un maillage plus fin serait extrêmement longue et probablement pas réalisable avec les ressources en calcul disponibles. Pour des simulations pratiques et applicables, il est crucial de trouver un compromis entre précision et temps de calcul. La géométrie hélicoïdale du brin et la courbure de la pince sont mieux perçues lorsque le brin est plus long. De plus, l'allongement du modèle permet de considérer l'effet de plus d'un contact avec les brins adjacents de la couche sous-jacente au brin principal. Ainsi, un brin principal modélisé à 4 cm inclut trois (3) contacts, alors qu'à 6 cm quatre (4) contacts sont pris en compte.

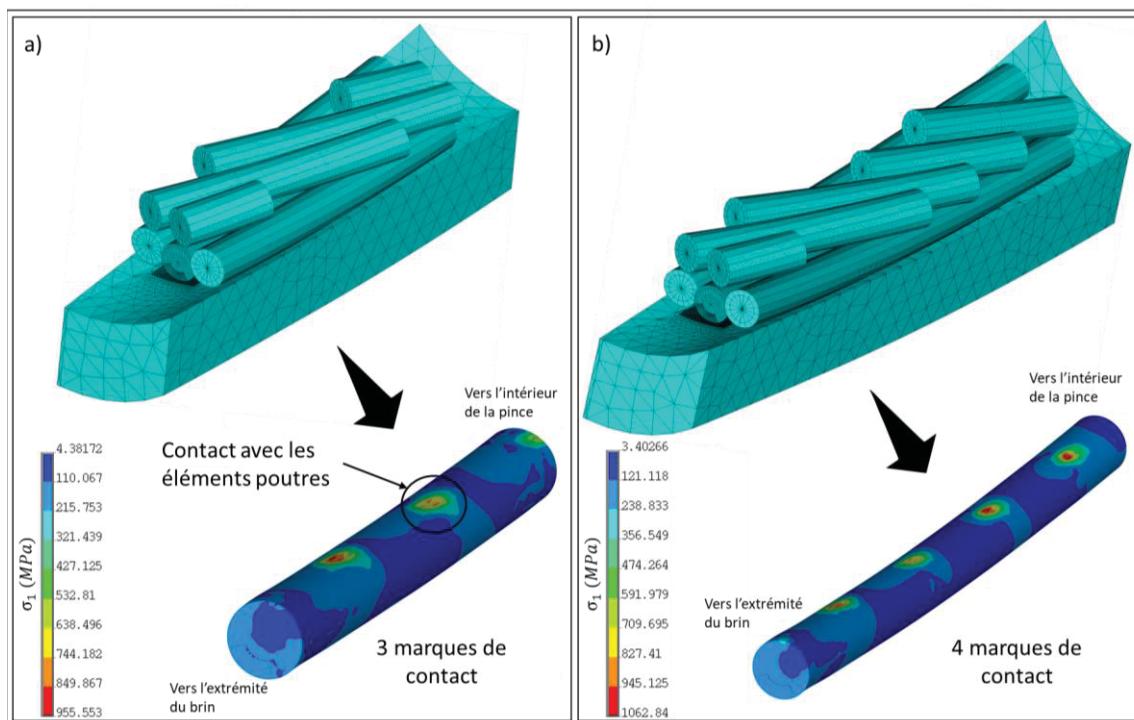


Figure 4.11 Modèle numérique local montrant les marques de contact formées entre le brin principal et les brins adjacents pour : a) un brin de 4 cm et b) un brin de 6 cm

Les marques de contact entre le brin principal et la pince de suspension pour ces deux modèles, et également celui de 2 cm avec une taille de maillage similaire, sont présentées à la Figure 4.12. Deux (2) zones principales se distinguent : la zone d'adhérence plus au centre et la zone de glissement (ou micro-glisser) qui se trouve au pourtour. L'allongement de la zone locale modélisée permet de reproduire davantage les lignes de contacts caractéristiques des interfaces pince-conducteur (Voir la Figure 4.12d). D'ailleurs, l'effet des points de contact radiaux avec le brin principal se fait sentir où il y a un élargissement de la zone de contact, puis un rétrécissement entre ceux-ci.

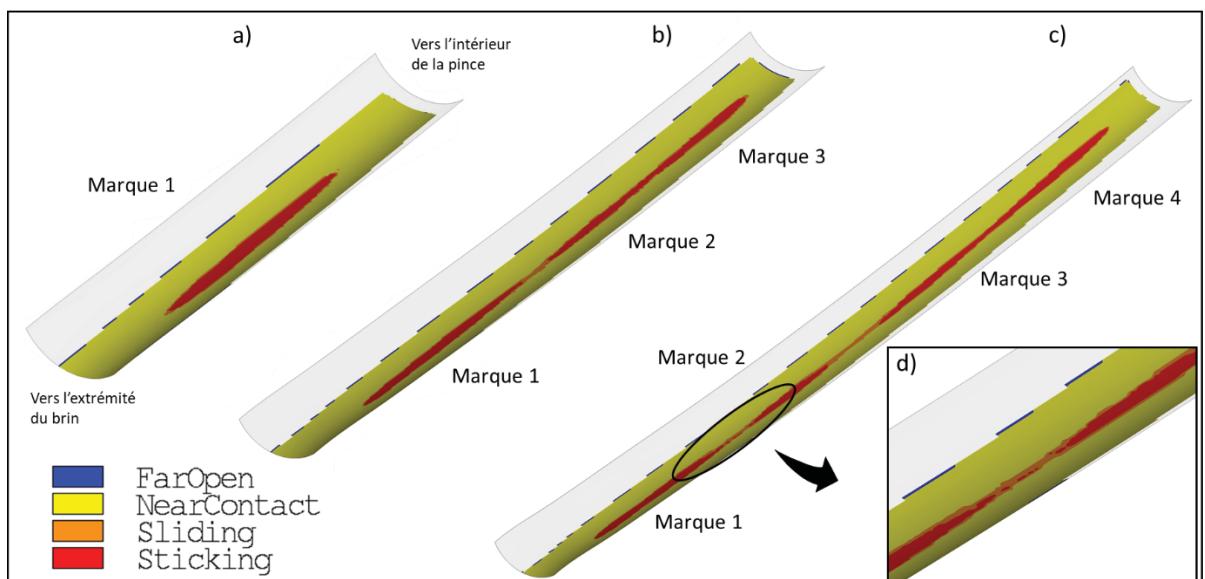


Figure 4.12 État de contact entre le brin principal et la pince de suspension. a) Brin de 2 cm : une marque de contact; b) Brin de 4 cm : 3 marques de contact; c) Brin de 6 cm : 4 marques de contact et d) continuité de contact entre deux marques de contact

La pression de contact est présentée dans la Figure 4.13 pour les trois (3) longueurs de modèle. La pression maximale observée à la sortie de la pince (i.e. au LPC) varie selon la taille du modèle. En effet, pour le modèle à 2 cm, la pression de contact est de 507.23 MPa, alors qu'elle réduit progressivement à 452.73 MPa et 424.02 MPa respectivement pour les modèles à 4 cm et 6 cm. Cette atténuation de pression est le résultat d'une modification des conditions de chargement locales, due à une redistribution des contraintes entre les marques de contact. Cela met en relief l'influence des interactions en contact avec les brins adjacents et démontre la pertinence de la stratégie de modélisation proposée.

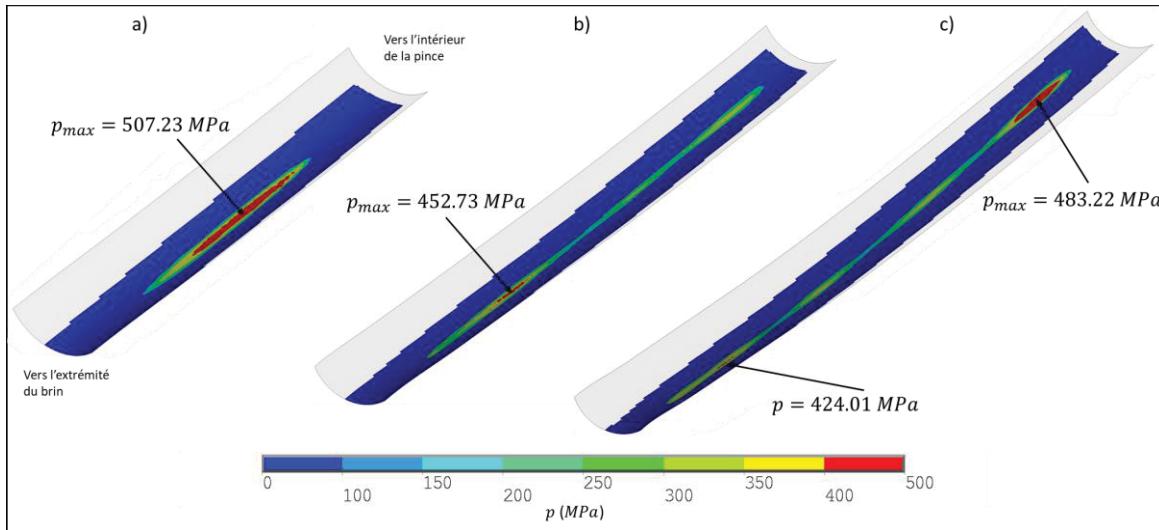


Figure 4.13 Distributions de la pression de contact pour les trois modèles à a) 2 cm, b) 4 cm et c) 6 cm

4.5 Comparaison avec résultats expérimentaux

Afin d'évaluer la justesse de la modélisation locale, les zones de contact obtenues des simulations sont comparées aux marques observées sur les spécimens récupérés des essais de fatigue cités à la section 3.4. Ces spécimens ont été analysés avec des microscopes KEYENCE VHX-500F et KEYENCE VR 5000. Quelques marques de contact pince-conducteur sont présentées à la Figure 4.14. Comme observé avec les modèles, ces marques de contact sont relativement continues et forment des lignes de contact (Figure 4.14a). La Figure 4.14b montre des zones plastifiées au centre et à l'une des extrémités de l'ellipse de contact. Les bris surviennent principalement à l'intérieur des zones de contact. Des marques d'usure sont observées sur les brins des Figure 4.14c, Figure 4.14d et Figure 4.14e, principalement aux centres des marques de contact.

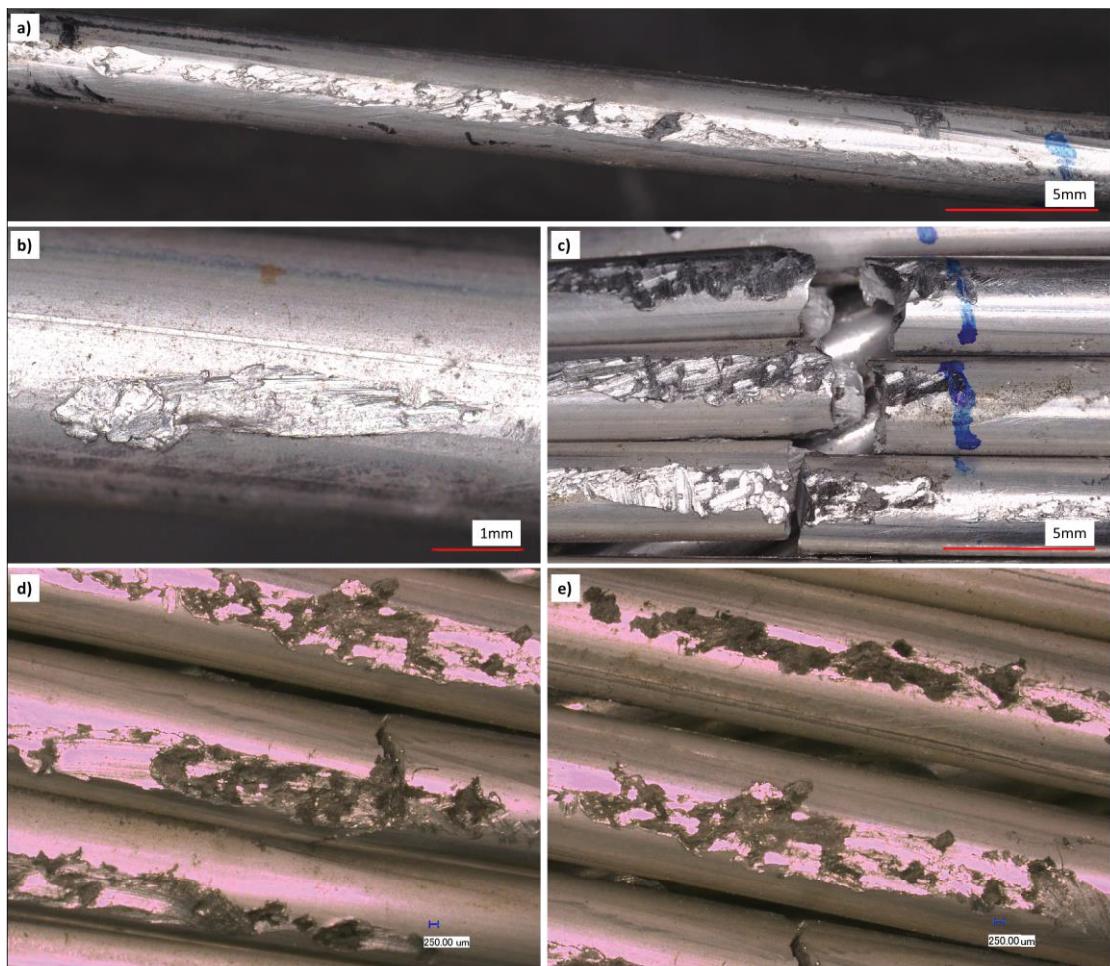


Figure 4.14 Marques de contact observées sur les échantillons récupérés. a) Issue de l'essai 3, b) issu de l'essai 3 et c) issu de l'essai 4; Observées avec KEYENCE VR-5000. d) issue de l'essai 3 et e) issue de l'essai 4; Observés avec KEYENCE VHX-500F

Les marques de contact issues du modèle numérique simulant les conditions expérimentales (i.e. $Y_b = 0.6$ mm et $T = 25\%$ RTS) sont comparées avec une marque d'un essai expérimental à la Figure 4.15. Les marques du modèle numérique présentent des formes plus régulières, et des largeurs relativement faibles allant de 0.34 mm à 0.56 mm, comparées à celles de l'essai expérimental (0.76 mm et 0.8 mm). Cela est en raison de l'effet de l'usure qui n'est pas modélisé, mais qui est très présent sur les spécimens inspectés qui présentent des signes d'usure et d'enlèvement de matière. D'importantes traces de déformations plastiques et d'abrasion sont également observées du côté des échantillons. Celles-ci ont toutefois pu être causées lors l'installation et la désinstallation du conducteur dans la pince de suspension, mais ne peuvent être capturées par le modèle numérique.

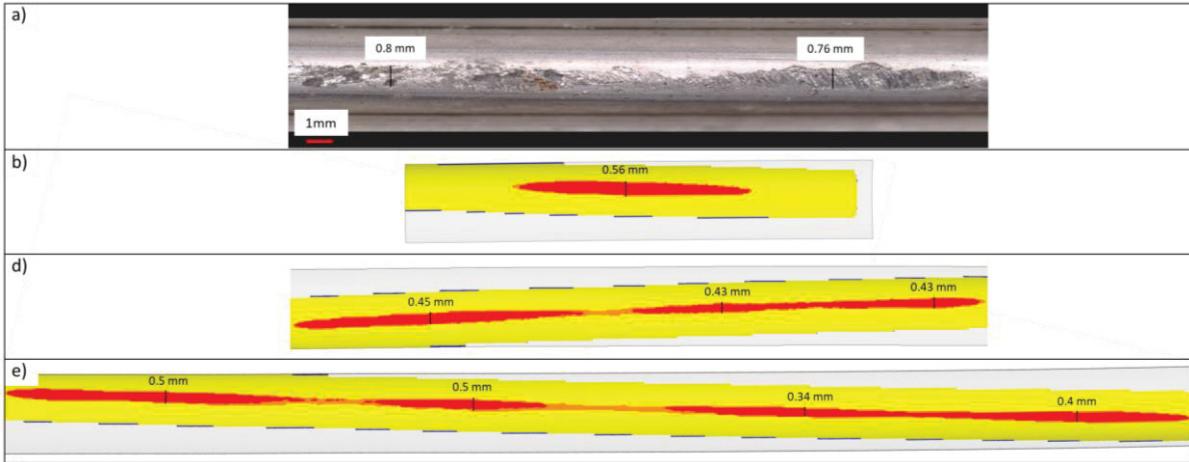


Figure 4.15 Comparaison d'une marque de contact expérimentale avec les marques issues du modèle numérique. a) Marques issue de l'essai expérimental 1; b) Modèle numérique à 2 cm; c) Modèle numérique à 4 cm; d) Modèle numérique à 6 cm

4.6 Analyse de la réponse du modèle

Suite à la vérification de la modélisation locale et de sa comparaison à des résultats expérimentaux, celle-ci est maintenant exploitée à l'application d'un critère d'endommagement dans la zone critique. En raison des limites en termes de capacité de calcul, le modèle considérant une longueur de 2 cm pour le brin principal est utilisé afin de préserver un maillage le plus raffiné possible.

4.6.1 Application du critère de Smith-Watson-Topper (SWT)

Afin de déterminer le point critique susceptible à la défaillance dans la zone de contact, le critère de fatigue SWT est évalué à chaque noeud dans la zone de contact selon l'équation (3.1). Le critère SWT est choisi car il fonctionne généralement mieux pour les alliages d'aluminium que d'autres paramètres de fatigue. Ce critère est calculé à partir des distributions de la contrainte principale en tension (σ_I). La Figure 4.16 montre les distributions de contrainte σ_I à $\beta_0 + \Delta\beta$ et $\beta_0 - \Delta\beta$, permettant de déterminer la contrainte maximale (σ_{max}) et la contrainte alternée (σ_a) dans le calcul du critère SWT. Ces distributions montrent d'ailleurs qu'aux abords de la marque de contact les niveaux de contrainte sont particulièrement intenses, notamment à la pointe de l'ellipse de contact où σ_I dépasse 300

MPa en valeur absolue. La zone de contact où l'intensité des contraintes est plus élevée est également mise en relief à la Figure 4.16.

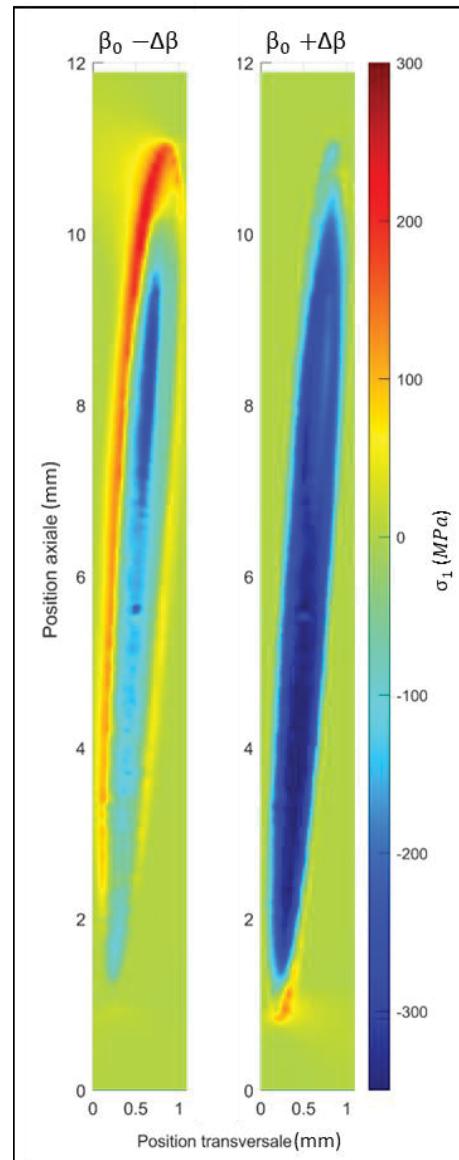


Figure 4.16 Distribution des contraintes principales I dans la zone de contact

La distribution de la contrainte alternée (σ_a) et celle du paramètre SWT, calculées à partir des contraintes principales I (σ_I), sont représentées à la Figure 4.17. Les deux distributions montrent des valeurs relativement faibles au centre de la marque de contact pour la contrainte alternée, et nulles pour le paramètre SWT qui considère qu'il n'y a aucun endommagement lorsque $\sigma_{max} \leq 0$ (Voir l'équation (3.1)). Ces valeurs deviennent plus intenses à la

périmètre de la zone de contact. Les points qui maximisent la contrainte alternée et le paramètre SWT sont localisés principalement à la pointe de la marque de contact vers l'extrémité du brin.

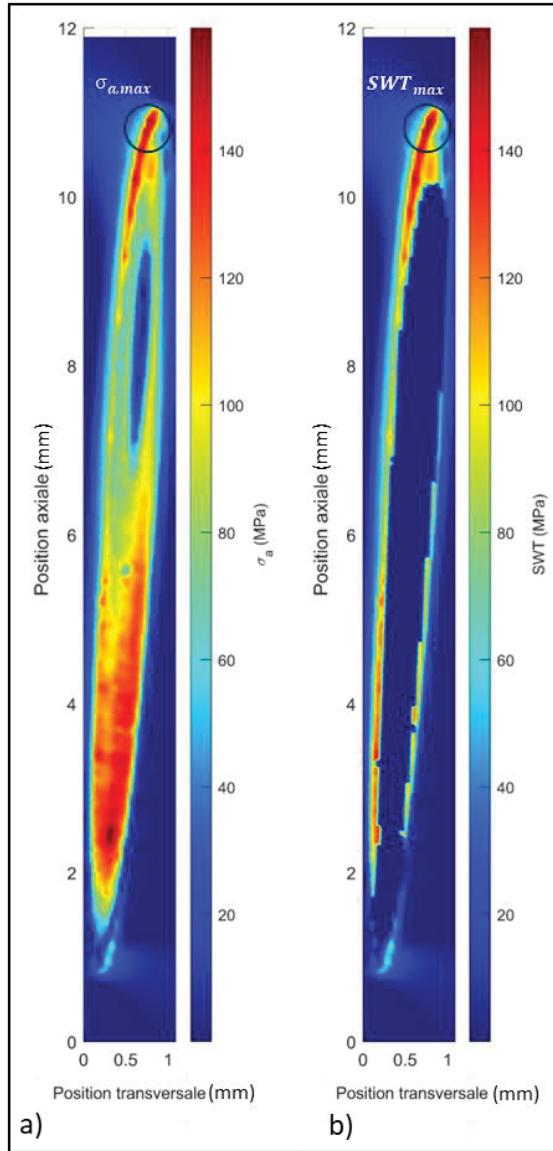


Figure 4.17 Distributions des a) contraintes alternées et b) du paramètre SWT dans la zone de contact, calculées à partir des contraintes en tension (Contrainte principale I)

Les résultats du critère de fatigue SWT montrent clairement que les points les plus critiques dans la zone de contact se trouvent au niveau de la pointe de l'ellipse, à la sortie du contact vers l'extérieur de la pince. La valeur maximale du paramètre SWT calculé est de 151 MPa, qui est supérieure à celles calculées par Said (2023) (65 MPa) et Rocha (2022) (50 MPa). À

partir du paramètre SWT, il est possible d'évaluer la durée de vie en fatigue du conducteur. Ainsi, la modélisation locale proposée permet une application du critère SWT pour l'identification des zones critiques dans les brins et pour la quantification de la durée de vie en fatigue des conducteurs.

4.7 Conclusion

Une approche de modélisation nouvelle et originale est proposée dans ce chapitre, combinant une sous-modélisation du brin à analyser et la portion de la pince à laquelle il est associé, et une modélisation hybride mettant en contact deux types d'éléments : éléments volumiques et éléments poutres. La méthodologie suivie permet de passer du modèle global au modèle local, en conservant la géométrie hélicoïdale du brin. Ainsi, elle assure une représentation spatiale des brins fidèle à leur configuration réelle. De plus, les brins adjacents au brin analysé sont modélisés en éléments poutres et associés au modèle, afin de traduire l'effet des contacts voisins, sans pour autant affecter le coût numérique et le temps de calcul.

Les marques de contact obtenues du modèle local ont été comparées à celles provenant de spécimens d'essais de fatigue. L'analyse comparative a révélé quelques différences principalement en raison des effets de l'usure n'étant pas inclus dans la modélisation. Les dimensions des marques de contact apparaissent toutefois comparables.

Enfin, le critère de fatigue multiaxial SWT est calculé puis représenté cette fois pour tous les nœuds dans la marque de contact, montrant ainsi la position des points de contact les plus critiques, localisés particulièrement à la sortie du contact vers l'extérieur de la pince. Cette approche de modélisation multi-échelle a permis donc de réaliser un modèle, capable de traduire les champs de contrainte dans les marques de contact, et d'appliquer un critère de fatigue pour la prédiction de l'endommagement de fatigue en *fretting* dans les conducteurs aériens. Les travaux exposés dans ce chapitre posent les fondations pour une exploration plus approfondie de la méthode.

CONCLUSION

Ce travail de recherche s'inscrit dans le cadre d'une exploration approfondie des mécanismes de dégradation des conducteurs aériens des réseaux de transport électriques. L'objectif de ce projet visait le développement d'une modélisation raffinée des conditions d'endommagement en *fretting* aux interfaces de contact des conducteurs, tout en préservant les effets de configuration géométrique des brins et la multi-axialité des conditions de chargement local.

Une stratégie de modélisation multi-échelle a donc été déployée. En commençant par une caractérisation des conditions de chargement globales, réalisée à l'aide d'un plan d'expérience numérique (DOE), qui exploite un modèle global préalablement développé pour un conducteur. Les facteurs du DOE considérés étaient la tension axiale (T) et l'amplitude de vibration (Y_b), deux paramètres importants dans l'endommagement des conducteurs. Cette analyse a permis d'identifier les zones d'intérêt et les points de contact les plus critiques, se trouvant principalement sur la couche extérieure du conducteur en contact avec la pince de suspension, entre les points KE et LPC à la sortie de la pince. La localisation des brins présentant des risques de défaillance a ainsi orienté les développements de la modélisation locale.

En second lieu, un modèle numérique d'un brin jugé critique, en contact avec la pince de suspension a été développé. La modélisation combine une sous-modélisation du brin critique et de la pince ainsi qu'une discrétisation hybride intégrant deux types d'éléments : éléments volumiques et éléments poutres. Ce modèle traduit efficacement la géométrie hélicoïdale des brins et la courbure de la pince, et permet à travers les brins adjacents d'appliquer les bonnes conditions aux frontières, et de considérer l'effet des contacts aux voisinages du contact analysé. Les marques de contact obtenues comparées avec celles observées sur des brins issus d'un essai de fatigue sur conducteur ont permis de conclure à la représentativité des conditions d'endommagement simulées. Les distributions de contrainte dérivées de la solution de la modélisation locale ont permis l'application directe du critère Smith-Watson-

Topper (SWT) dans la zone de contact pour ainsi identifier et quantifier avec plus de précision la sévérité de l'endommagement induit par les vibrations éoliennes au conducteur.

Globalement, l'approche de modélisation multi-échelle mise en œuvre dans ce projet offre une méthodologie intégrée capable d'interpréter avec précision les conditions d'endommagement locales que subit un conducteur en zone critique aux pinces de suspension. Le travail réalisé a établi ainsi les bases pour des investigations plus approfondies et complète de la fatigue des conducteurs.

RECOMMANDATIONS

Les travaux de ce mémoire ont permis d'explorer une avenue nouvelle de modélisation détaillée des zones critiques d'endommagement des conducteurs de ligne de transport électrique. Bien que le modèle numérique réalisé semble s'émanciper de toutes les simplifications, et montre des résultats acceptables en termes de position de la zone critique, certaines limites sont soulevées.

D'abord, en raison des limitations des ressources disponibles en calcul durant le projet, le maillage a été fixé à $45 \mu\text{m}$. Il serait alors nécessaire de réaliser une analyse de convergence plus poussée avec des maillages plus fins. De plus, étant donné l'impact de la taille du brin sur la zone de contact, il serait intéressant d'investiguer davantage cette capacité de la modélisation, en faisant une analyse de sensibilité des contraintes et des déformations résultantes par rapport à la taille du brin principal. Par ailleurs, il est possible d'étendre le plan d'expérience numérique à la modélisation locale afin d'avoir une perspective complète de l'effet des principaux facteurs liés à l'endommagement des conducteurs. Afin d'avoir une meilleure comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux, il est nécessaire d'introduire l'effet de l'usure dans la modélisation numérique. Cela permettra aux simulations de refléter fidèlement les dégradations réelles. Cette stratégie de modélisation peut également être adaptée pour l'analyse des contacts brin-brin, particulièrement aux couches intermédiaires où les essais expérimentaux ont révélé des bris. Enfin, d'autres critères de fatigue pourraient être adaptés et appliqués sur ce modèle pour localiser les zones critiques et la comparer avec les résultats du présent travail.

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- APAR Tomorrow's solution today (2020). All Aluminum Alloy Conductors Steel Reinforced (AACSR). Repéré à <https://apar.com/conductor/all-aluminium-alloy-conductors-steel-reinforced-aacsr/>
- Azevedo, C. R. F., Henriques, A. M. D., Pulino Filho, A. R., Ferreira, J. L. A., & Araújo, J. A. (2009). Fretting fatigue in overhead conductors: Rig design and failure analysis of a Grosbeak aluminium cable steel reinforced conductor. *Engineering Failure Analysis*, 16(1), 136-151. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2008.01.003>
- Bhatti, N. A., & Abdel Wahab, M. (2018). Fretting fatigue crack nucleation: A review. *Tribology International*, 121, 121-138. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2018.01.029>
- Braga, G. E., Nakamura, R., & Furtado, T. A. (2004). Aeolian vibration of overhead transmission line cables: endurance limits. Dans *2004 IEEE/PES Transmision and Distribution Conference and Exposition: Latin America (IEEE Cat. No. 04EX956)* (pp. 487-492). Sao Paulo, Brazil: IEEE. <https://doi.org/10.1109/TDC.2004.1432428>
- Ciavarella, M. (1998). The generalized Cattaneo partial slip plane contact problem. I—Theory. *International Journal of Solids and Structures*, 35(18), 2349-2362. [https://doi.org/10.1016/S0020-7683\(97\)00154-6](https://doi.org/10.1016/S0020-7683(97)00154-6)
- Dowling, N. E. (2013). Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation. *Fracture, and Fatigue*, 2.
- Dubourg, M.-C., Berthier, Y., & Vincent, L. (2002). Cracking under fretting fatigue: Damage prediction under multiaxial fatigue. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 37(6), 519-533. <https://doi.org/10.1243/030932402320950134>
- Endo, K., & Goto, H. (1976). Initiation and propagation of fretting fatigue cracks. *Wear*, 38(2), 311-324. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(76\)90079-X](https://doi.org/10.1016/0043-1648(76)90079-X)
- EPRI. (2006). Transmission line reference book: Wind-induced conductor motion. Palo Alto, CA, États-Unis.
- Fadel, A. A., Rosa, D., Murça, L. B., Fereira, J. L. A., & Araújo, J. A. (2012a). Effect of high mean tensile stress on the fretting fatigue life of an Ibis steel reinforced aluminium conductor. *International Journal of Fatigue*, 42, 24-34. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2011.03.007>

Fouvry, S., Kapsa, Ph., & Vincent, L. (1995). Analysis of sliding behaviour for fretting loadings: determination of transition criteria. *Wear*, 185(1-2), 35-46. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(94\)06582-9](https://doi.org/10.1016/0043-1648(94)06582-9)

Fricke, W., & Rawlins, C. (1968). Importance of Fretting in Vibration Failures of Stranded Conductors. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, PAS-87*(6), 1381-1384. <https://doi.org/10.1109/TPAS.1968.292104>

Goudreau, S., Levesque, F., Cardou, A., & Cloutier, L. (2010). Strain Measurements on ACSR Conductors During Fatigue Tests III—Strains Related to Support Geometry. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 25(4), 3007-3016. <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2010.2045399>

Goudreau, S., Lévesque, F., Cardou, A., & Goudreau, S. (2005). ANALYSIS OF VARIABLE AMPLITUDE LOADING FATIGUE TESTS ON OVERHEAD CONDUCTOR USING PALMGREN-MINER RULE.

Griffith, A. A., & Taylor, G. I. (1921). VI. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, 221(582-593), 163-198. <https://doi.org/10.1098/rsta.1921.0006>

Havard, D., Diana, G., Cosmai, U., Wareing, B., Halsan, K., Sunkle, D., & Dulhunty, P. (2007). *FATIGUE ENDURANCE CAPABILITY OF CONDUCTOR / CLAMP SYSTEMS UPDATE OF PRESENT KNOWLEDGE*.

Hobbs, R., & Raoof, M. (1994). Mechanism of fretting fatigue in steel cables. *International Journal of Fatigue*, 16(4), 273-280. [https://doi.org/10.1016/0142-1123\(94\)90341-7](https://doi.org/10.1016/0142-1123(94)90341-7)

Jabornegg, S. (2021). *Development of a Multi-Scale Approach for the Computation of Stresses near Clamps in Overhead Line Conductors* (Master of Science in Engineering (MSE), Lucerne University of Applied Sciences and Arts, Suisse).

Kared, L., Lalonde, S., Langlois, S., & Guilbault, R. (2024). Numerical Characterization of Overhead Conductor Local Loading Conditions at Wire Contact Points in the Vicinity of Suspension Clamps. Dans V. Gattulli, M. Lepidi, & L. Martinelli (Éds), *Dynamics and Aerodynamics of Cables* (Vol. 399, pp. 327-338). Cham : Springer Nature Switzerland. https://doi.org/10.1007/978-3-031-47152-0_28

- Khan, S. W., Gencturk, B., Shahzada, K., & Ullah, A. (2018). Bending Behavior of Axially Preloaded Multilayered Spiral Strands. *Journal of Engineering Mechanics*, 144(12), 04018112. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)EM.1943-7889.0001535](https://doi.org/10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001535)
- Lalonde, S. (2017). *Stratégie de modélisation 3D des solides toronnés appliqués à l'étude de la fatigue des conducteurs de lignes de transport d'énergie électrique*. (Thèse de doctorat, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, QC, Canada)
- Lalonde, S., Guilbault, R., & Langlois, S. (2018). Numerical Analysis of ACSR Conductor-Clamp Systems Undergoing Wind-Induced Cyclic Loads. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 33(4), 1518-1526. <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2017.2704934>
- Lalonde, S., Guilbault, R., & Légeron, F. (2017). 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*, 126, 281-296. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.12.014>
- Leblond, A., Van Dyke, P., Bibeau, L.-P., & Hardy, C. (1997). Test Line Assessment of Mechanical Power Flow in Overhead Conductors and Efficiency of Damping Devices. Dans *4th International Symposium on Fluid-Structure Interactions, Aeroelasticity, Flow-Induced Vibration and Noise: Volume I* (pp. 169-176). Dallas, Texas, USA: American Society of Mechanical Engineers. <https://doi.org/10.1115/IMECE1997-0056>
- Lévesque, F. (2006). *Étude de l'applicabilité de la règle de Palmgren-Miner aux conducteurs électriques sous chargements de flexion cyclique par blocs*. (S.l.) : Library and Archives Canada= Bibliothèque et Archives Canada, Ottawa. Repéré à <https://library-archives.canada.ca/eng/services/services-libraries/theses/Pages/item.aspx?idNumber=72982104>
- Levesque, F., Goudreau, S., Cardou, A., & Cloutier, L. (2010). Strain Measurements on ACSR Conductors During Fatigue Tests I-Experimental Method and Data. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 25(4), 2825-2834. <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2010.2060370>
- Lévesque, F., Goudreau, S., Cloutier, L., & Cardou, A. (2011). Finite element model of the contact between a vibrating conductor and a suspension clamp. *Tribology International*, 44(9), 1014-1023. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2011.04.006>
- Mindlin. (1949). Compliance of Elastic Bodies in Contact. *JOURNAL OF APPLIED MECHANICS*, 10.

Omrani, A., Langlois, S., Van Dyke, P., Lalonde, S., Karganroudi, S. S., & Dieng, L. (2021). Fretting fatigue life assessment of overhead conductors using a clamp/conductor numerical model and biaxial fretting fatigue tests on individual wires. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 44(6), 1498-1514. <https://doi.org/10.1111/ffe.13444>

Ouaki, B., Goudreau, S., Cardou, A., & Fiset, M. (2003). Fretting fatigue analysis of aluminium conductor wires near the suspension clamp: Metallurgical and fracture mechanics analysis. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 38(2), 133-147. <https://doi.org/10.1243/030932403321163668>

Papailiou, K. (1995). *Bending of helically twisted cables under variable bending stiffness due to internal friction, tensile force and cable curvature*. (Thèse de doctorat, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Zürich, Suisse)

Papailiou, K. O. (2017). *Overhead Lines*. Springer International Publishing. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-31747-2>

Poffenberger, J. C., & Swart, R. L. (1965). Differential Displacement and Dynamic Conductor Strain. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 84(4), 281-289. <https://doi.org/10.1109/TPAS.1965.4766192>

Rocha, P. H. C., Langlois, S., Lalonde, S., Araújo, J. A., & Castro, F. C. (2022). A general life estimation method for overhead conductors based on fretting fatigue behavior of wires. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 121, 103443. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2022.103443>

Said, J. (2020). *Étude expérimentale et modélisation de la durée de vie en fretting-fatigue des conducteurs aériens pour le transport d'énergie*. (Thèse de doctorat, Université de Lyon, Lyon, France). Repéré à <https://www.theses.fr/2020LYSEC047>

Said, J., Fouvry, S., Cailletaud, G., Basseville, S., Coulangeon, M., Brocard, J., ... Hafid, F. (2023). A global-local approach to predict the fretting-fatigue failure of clamped aluminum powerline conductors: From mono-contact crossed wires to full conductor vibrational tests. *Engineering Failure Analysis*, 146, 107073. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2023.107073>

Said, J., Fouvry, S., Cailletaud, G., Yang, C., & Hafid, F. (2020). Shear driven crack arrest investigation under compressive state: Prediction of fretting fatigue failure of aluminium strands. *International Journal of Fatigue*, 136, 105589. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105589>

Southwire Canada | Homepage (2009). Repéré à <https://www.southwire.com/ca/en-ca>

Sunde, S. L., Berto, F., & Haugen, B. (2018). Predicting fretting fatigue in engineering design. *International Journal of Fatigue*, 117, 314-326. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.08.028>

Prysmian (2023). Repéré à <https://na.prysmian.com/search?q=Bare+Overhead+Conductor>

Waterhouse, R. B. (1992). Fretting fatigue. *International Materials Reviews*, 37(1), 77-98. <https://doi.org/10.1179/imr.1992.37.1.77>

Weber, B. (1999). *Fatigue multiaxiale des structures industrielles sous chargement quelconque*, 243. (Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Lyon, France).

Zhou, Z. R., Cardou, A., Fiset, M., & Goudreau, S. (1994). Fretting fatigue in electrical transmission lines. *Wear*, 173(1-2), 179-188. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(94\)90271-2](https://doi.org/10.1016/0043-1648(94)90271-2)

Zhou, Z. R., Cardou, A., Goudreau, S., & Fiset, M. (1994). Fretting patterns in a conductor clamp contact zone. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, 17(6), 661-669. <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1994.tb00264.x>

Zhou, Z. R., Cardou, A., Goudreau, S., & Fiset, M. (1996). Fundamental investigations of electrical conductor fretting fatigue. *Tribology International*, 29(3), 221-232. [https://doi.org/10.1016/0301-679X\(95\)00074-E](https://doi.org/10.1016/0301-679X(95)00074-E)