

Modélisation plastique bi-linéaire de l'usure de matériaux abrasables : application aux turbo-machines

MATHIAS LEGRAND^a ET CHRISTOPHE PIERRE

Laboratoire de Dynamique des Structures et Vibrations, Département de Génie Mécanique, Université McGill,
817 rue Sherbrooke Ouest, Montréal, QC, H3A 2K6, Canada

Reçu le 12 juillet 2010, accepté le 12 juillet 2010

Résumé – Une prise en compte simplifiée et macroscopique de l'usure des matériaux abrasables dans les moteurs d'avion est proposée. Ces revêtements sont positionnés sur les carters au niveau des sommets d'aubes. Plus spécifiquement, il s'agit d'inclure, au sein d'une procédure d'intégration en temps explicite dédiée à l'étude de l'interaction aube-carter par contact mécanique, la prise en compte de l'évolution du profil d'usure en temps réel. Ce profil est mis à jour grâce à une loi de comportement plastique de l'abrasable. Afin de maintenir des temps de calcul adaptés à des analyses paramétriques, les équations du mouvement de l'aube étudiée sont projetées sur un espace réduit construit selon la procédure de synthèse modale de Craig-Bampton. Ce choix est motivé par la possibilité de traiter les contraintes de contact et les conditions d'usure directement dans l'espace réduit. Il est montré que le comportement de ce matériau est à l'origine de zones d'interaction dangereuses vis-à-vis de la stabilité de l'aube. Sous certaines conditions, l'utilisation de revêtements abrasables semble très défavorable.

Mots clés : Matériaux abrasables / moteur d'avion / dynamique explicite / plasticité bi-linéaire / contact mécanique

Abstract – **Investigation of abrasable coating wear through plastic constitutive law: application to aircraft engines.** A simplified macroscopic implementation of abrasable material wear in aircraft engines is introduced. These coatings are located along the circumference of the surrounding casings facing the blade-tips. More specifically, it is intended to numerically embed the abrasable profile changes within an explicit time-stepping technique dedicated to blade-to-casing interactions by means of unilateral contact. This profile is updated through the use of a plastic constitutive law for the evolution of the abrasable material. In order to keep low computational efforts allowing for parameter studies, a reduced order model of the blade of interest is built by following the Craig-Bampton modal synthesis technique. This choice is motivated because it offers the possibility to treat the contact constraints and wear conditions directly in the reduced-order space. It is shown that the mechanical behavior of the abrasable material may initiate dangerous divergent motions of the blade. Under specific conditions, the use of abrasable coatings should be avoided.

Key words: Turbomachinery / abrasable coatings / wear / contact mechanics / explicit time-stepping technique / plastic constitutive law

1 Introduction

La nécessité constante de réduire les coûts d'achat et de fonctionnement des moteurs d'avion pousse les constructeurs à développer des stratégies innovantes comme, par exemple, l'intégration de matériaux composés légers capables de résister à des températures élevées

ou la mise en œuvre de méthodes d'optimisation dédiées à une meilleure efficacité aérodynamique des aubes. Une composante plutôt nouvelle concerne la diminution des possibles pertes de charge aérodynamique par fermeture des jeux fonctionnels entre sommets d'aubes et carters. Inévitablement, les contacts structuraux entre les composants en rotation et leurs vis-à-vis statiques deviennent courants et sont aujourd'hui admis comme partie intégrante de la vie d'une turbo-machine [1].

^a Auteur pour correspondance :
mathias.legrand@mcgill.ca

C'est dans ce contexte que sont développés les matériaux abrasables disposés en revêtement sur la circonférence du carter faisant face aux sommets d'aubes. En plus d'une réduction du jeu de fonctionnement nominal, ils s'ajustent automatiquement pour éviter les dommages structuraux lors de contacts directs et présentent les propriétés mécaniques contradictoires suivantes [2] :

- résistance aux températures élevées et aux flux de gaz haute pression transportant des particules circulant à des vitesses très importantes ;
- ductilité suffisante afin de ne pas endommager les aubes en cas de contact.

Malheureusement, il a été détecté expérimentalement que l'usure des revêtements abrasables jouait un rôle clé dans l'apparition de comportements instables au niveau des pieds d'aubes. La modélisation de l'usure des matériaux abrasables constitue une difficulté majeure du fait de l'ensemble des mécanismes de fissuration, rupture, plastification et décollement impliqués [3, 4]. L'identification expérimentale de ces matériaux est le sujet d'études [5] mais leur modélisation dans des configurations réalistes semble limitée.

Dans ce travail, l'usure est entrevue très simplement comme équivalente, de manière macroscopique, à de la plastification [6] uni-axiale, quasi-statique et en compression uniquement. Cette hypothèse permet un archivage en temps réel du profil d'usure, phénomène qui serait à l'origine de l'instabilité vibratoire de l'aube. La présente étude se limite à la configuration d'une aube, légèrement plus longue que ses voisines, qui vient en contact avec un carter structurellement insensible à l'interaction du fait de ses propriétés mécaniques. Afin d'obtenir des temps de calcul propices à des études paramétriques, la dynamique de l'aube est réduite par la méthode de Craig-Bampton. Parmi l'ensemble des méthodes de synthèse modale, elle seule offre, de manière robuste, l'accès à des déplacements physiques dans l'espace réduit. Par définition, ces déplacements physiques sont ceux des nœuds en sommet d'aube afin de pouvoir traiter directement les conditions de contact et d'usure. Une fois réduites, les équations du mouvement sont résolues par une approche temporelle explicite de type prédiction/correction. Après la vérification de la convergence en temps et en espace de l'outil numérique proposé, l'analyse porte sur les différents types de comportement vibratoire de l'aube en fonction des caractéristiques matériau de l'abrasable.

2 Modèles et équations du mouvement

Il s'agit d'étudier la dynamique d'une aube en surlongueur¹ soumise à des contraintes de contact unilatéral avec usure du fait de la présence d'un carter sur lequel est disposé un revêtement abrasable. La mise en

¹ En première estimation, la surlongueur de cette aube permet de négliger la dynamique et le couplage mécanique avec les autres aubes de la roue aubagée.

contact réelle est complexe et est initiée ici simplement par une déformation statique à deux diamètres exercée sur le carter (Fig. 1a) du compresseur basse pression, structure insensible à l'interaction à cause de ses caractéristiques mécaniques² et dont la dynamique n'est pas prise en compte. L'abrasable, quant à lui, est discrétisé en éléments barres travaillant en compression quasi-statique et comprenant une phase plastique afin de conserver un profil d'évolution et d'en comprendre le rôle dans la naissance d'un possible comportement divergent.

Afin de limiter les temps de calcul, la dynamique de l'aube est projetée sur une base réduite de Craig-Bampton [7] pour laquelle trois nœuds frontières, où seront traitées les conditions de contact, sont retenus comme illustré sur la figure 1b. La base de réduction contient neuf modes statiques d'interface et un nombre flexible de modes propres à interface fixe, dans laquelle les équations du mouvement prennent la forme :

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{D}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}\mathbf{u} + \boldsymbol{\lambda} = \mathbf{0} \quad (1)$$

où $\mathbf{u}$ rassemble les participations temporelles des modes contraints et des modes composants de l'aube et $\mathbf{M}$, $\mathbf{D}$ et $\mathbf{K}$ représentent les matrices masse, amortissement et raideur, respectivement. Il n'y a pas de chargement externe et l'excitation vibratoire de l'aube provient des seules conditions de contact. Dans la méthode de Craig-Bampton, les participations des modes contraints correspondent aux déplacements physiques des nœuds frontières sur lesquels il est alors possible d'imposer des conditions de contact unilatéral de type Signorini. Par conséquent, il faut choisir judicieusement ces nœuds frontières afin de capturer un ensemble pertinent de déformées physiques de l'aube (flexion, torsion...) tout en limitant la taille finale du modèle réduit.

Les efforts de contact $\boldsymbol{\lambda}$ sont déterminés par les conditions de Signorini usuelles qui s'écrivent au niveau des trois nœuds frontières :

$$\boldsymbol{\lambda} \geq 0, \quad \mathbf{g} \geq 0, \quad \boldsymbol{\lambda}\mathbf{g} = 0 \quad (2)$$

pour lesquelles sont contenues dans $\mathbf{g}$, les fonctions distances entre les nœuds frontières et les éléments d'abrasable respectifs comme indiqué sur la figure 1c : implicitement, il y a autant de rangées d'abrasable que de nœuds frontières. Ces fonctions distances dépendent donc du champ de déplacement de l'aube et des déformations plastiques de l'abrasable dont l'équilibre quasi-statique avec les forces de contact s'écrit :

$$\boldsymbol{\lambda} = \mathbf{F}_{\text{int}} \quad (3)$$

Dans l'équation (3), le terme $\mathbf{F}_{\text{int}}$ contient les forces intérieures des barres potentiellement en contact avec l'aube à l'instant t et est organisé, tout comme $\boldsymbol{\lambda}$, de manière cohérente avec le champ de déplacement de l'aube.

² Dans le cadre de ce projet, les masse et raideur du carter et de l'aube sont telles que pendant une phase de contact, le carter ne se déforme pas. Ce constat numérique est confirmé par les résultats expérimentaux.

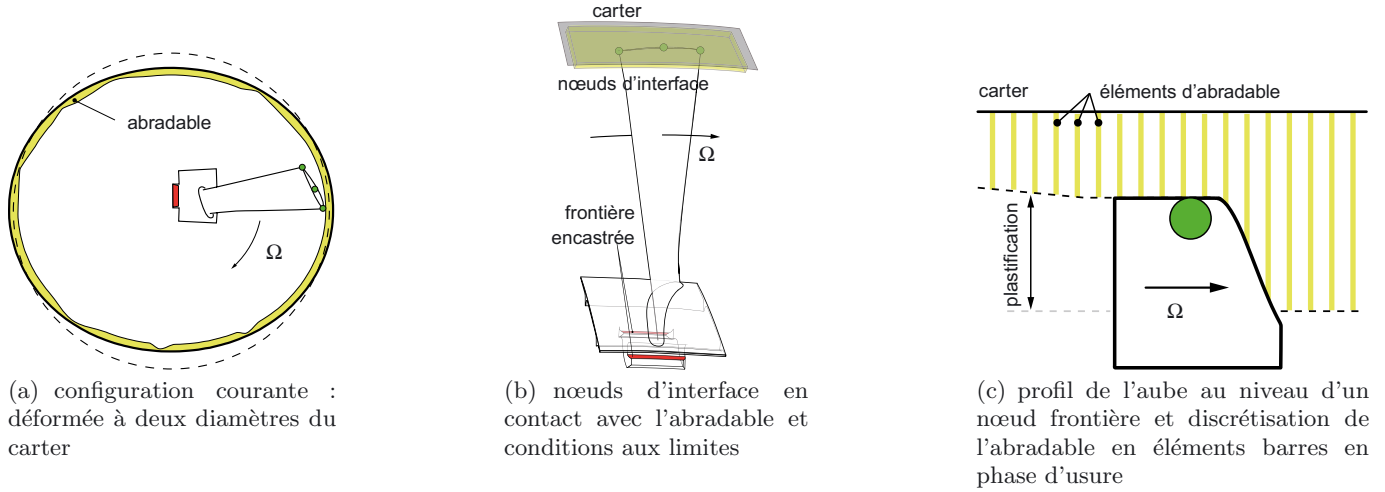


Fig. 1. Aube de compresseur en situation d'interaction.

Dans la présente étude, les efforts tangentiels normalement présents lors des phases de contact ne sont pas pris en compte. Cependant, il semble important de mentionner certaines considérations relatives à ces derniers et qui seront abordées lors de travaux ultérieurs :

- il est possible d'ajouter, sans complication particulière, les efforts tangentiels issus de la loi de Coulomb en phase de glissement pur, du fait des vitesses relatives en jeu. Néanmoins, le couplage fort qui existe entre les efforts normaux et les efforts tangentiels rend délicate la détection des éléments d'abradable impliqués dans une phase de contact ;
- comme le suggère la figure 1c, le frottement en tant que tel devient négligeable face aux composantes tangentielles des efforts subit en sommet d'aube : l'abradable en plus de s'user dans la direction radiale, freine la progression de l'aube dans la direction tangentielle. Il faut donc penser à une stratégie qui ne les néglige pas.

3 Rappels sur la plasticité

Du fait des hypothèses de travail concernant le matériau abradable, la plasticité est ici rappelée dans sa forme uni-axiale avec compression uniquement. Par convention, les contraintes et les déformations sont donc limitées au domaine $(\varepsilon, \sigma) \in (\mathbb{R}^+ \times \mathbb{R}^+)$. Soient une loi de plasticité avec écrouissage isotrope et $\mathbb{E}_\sigma$, l'ensemble des contraintes admissibles :

$$\mathbb{E}_\sigma = \{(\sigma, \alpha) \in (\mathbb{R}^+ \times \mathbb{R}) \mid f(\sigma, \alpha) \leq 0\} \quad (4)$$

où $\alpha : [0, T] \rightarrow \mathbb{R}$ est la variable d'écrouissage interne et f , une fonction critère. Il est supposé (1) que la déformation totale est la somme de ses parties élastique ε^e et plastique ε^p , soit $\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p$ et (2) que la relation entre les déformations élastiques et les contraintes est linéaire, soit $\sigma = E\varepsilon^e$. L'écrouissage est isotrope, donc le centre de $\mathbb{E}_\sigma$

reste à l'origine, et linéaire selon l'écoulement plastique $\dot{\varepsilon}^p$. Ceci mène à une fonction critère de la forme :

$$f(\sigma, \alpha) = \sigma - (\sigma_Y + K\alpha) \quad (5)$$

où $\sigma_Y > 0$ est la limite élastique et $K \geq 0$, le module plastique. La seconde hypothèse permet de considérer uniquement l'équation d'évolution $\dot{\alpha} = \dot{\varepsilon}^p$ et la condition sur l'écoulement est telle qu'il existe $\gamma \geq 0$, paramètre de consistance impliquant $\dot{\varepsilon}^p = \gamma \frac{\partial f}{\partial \sigma}$, ce qui entraîne $\dot{\varepsilon}^p = \gamma$ du fait de (5).

Les quantités duales γ et f obéissent aux conditions de Kuhn-Tucker, augmentées de la condition de consistance :

$$\begin{aligned} \gamma &\geq 0 ; & f(\sigma, \alpha) &\leq 0 \\ \gamma f(\sigma, \alpha) &= 0 ; & \gamma \dot{f}(\sigma, \alpha) &= 0 \end{aligned} \quad (6)$$

Pour une formulation quasi-statique en déformation, adaptée au cadre des éléments-finis en déplacement, et pour une loi uni-axiale de type compression, la stratégie de résolution se simplifie grandement même si la nature non-linéaire de la loi de comportement ne peut se traduire que par des approches incrémentales. Soient un état admissible et un incrément de déformation imposé $\Delta\varepsilon$ tels que :

$$\begin{aligned} \sigma^{\text{pré}} &= E\Delta\varepsilon + \sigma ; & \Delta\varepsilon^p &= 0 ; \\ \Delta\alpha &= 0 ; & f^{\text{pré}} &= \sigma^{\text{pré}} - (\sigma_Y + K\alpha) \end{aligned} \quad (7)$$

Afin de s'assurer que l'incrément en déformation a engendré un état compatible vérifiant la condition (4), il est nécessaire de tester la valeur $f^{\text{pré}}$:

- si $f^{\text{pré}} \leq 0$, alors l'état supposé est l'état actuel puisqu'il est admissible ;
- si $f^{\text{pré}} > 0$, la condition est violée et l'état supposé doit être corrigé. Il s'agit de projeter l'état du système prédit sur la frontière de la fonction seuil $f = 0$ à déformation constante. Dans ce cadre, il est aisé de démontrer par variation de l'équation (5) que :

$$f = f^{\text{pré}} - \gamma(E + K) \quad (8)$$

Par conséquent $f = 0$ implique $\gamma = f^{\text{pré}}/(E + K)$ avec la mise à jour suivante :

$$\sigma = \sigma^{\text{pré}} - E\gamma ; \quad \Delta\varepsilon^{\text{p}} = \gamma ; \quad \Delta\alpha = \gamma \quad (9)$$

4 Intégration numérique et résolution

Le phénomène d'usure étudié a un caractère fortement transitoire. Une intégration numérique temporelle représente par conséquent un choix naturel pour résoudre les équations du mouvement. Dans ce travail, c'est la méthode des différences finies centrées qui est plébiscitée parce qu'elle permet une prise en compte simple des non-linéarités conditionnelles de type plasticité et contact.

Supposons un découpage uniforme d'un intervalle temporel $[0, T]$ tel que $t_{n+1} = t_n + h$ où h représente le pas de temps du schéma. Accélération et vitesse s'écrivent alors :

$$\ddot{\mathbf{u}}_n = \frac{\mathbf{u}_{n+1} - 2\mathbf{u}_n + \mathbf{u}_{n-1}}{h^2} \quad \text{et} \quad \dot{\mathbf{u}}_n = \frac{\mathbf{u}_{n+1} - \mathbf{u}_{n-1}}{2h} \quad (10)$$

où $\mathbf{u}_n$ est une quantité vectorielle approchée du déplacement $\mathbf{u}(t_n)$ recherché.

À l'image de ce qui est proposé dans [8], il s'agit d'adopter un schéma de prédiction/correction. En relisant les équations (1) et (3), les efforts de contact deviennent une variable intermédiaire qui n'est pas traitée ici. En termes simples, il faut, pour chaque pas de temps, tester si l'aube a pénétré l'abradable pendant la phase de prédiction et si tel est le cas, corriger son déplacement afin que sa dynamique soit en équilibre avec les forces intérieures de l'abradable, assujetties pour leur part à la procédure impliquant les équations (7) à (9). L'algorithme final est le suivant :

1. Prédiction des déplacements $\mathbf{u}_{n+1}$ du pas de temps courant n en ignorant les conditions de contact. Ces déplacements prédits $\mathbf{u}_{n+1}^{\text{pré}}$ s'écrivent :

$$\mathbf{u}_{n+1}^{\text{pré}} = \left[\frac{\mathbf{M}}{h^2} + \frac{\mathbf{D}}{2h} \right]^{-1} \left(\left(\frac{2\mathbf{M}}{h^2} - \mathbf{K} \right) \mathbf{u}_n + \left(\frac{\mathbf{D}}{2h} - \frac{\mathbf{M}}{h^2} \right) \mathbf{u}_{n-1} \right) \quad (11)$$

2. Détermination des distances entre le profil du sommet d'aube et l'abradable (voir Fig. 1c), distances regroupées dans le vecteur $\mathbf{g}_{n+1}$. Une procédure de recherche identifie tous les éléments d'abradable, dont les indices i sont rassemblés dans l'ensemble I , contactés par les nœuds frontières de l'aube.
3. Calcul des forces intérieures dans l'abradable grâce à l'incrément de déformation $\Delta\varepsilon$ induit par les pénétrations. Les contraintes respectives $\sigma_{i \in I}$, les variables d'écrouissage $\alpha_{i \in I}$ et les déformations plastiques $\varepsilon_{i \in I}^{\text{p}}$ sont mises à jour grâce aux équations (7) à (9). Le vecteur des forces intérieures s'obtient par

intégration sur le domaine de chaque élément d'abradable impacté :

$$\mathbf{F}_{\text{int}} = \sum_{i \in I} S_i \sigma_i \quad (12)$$

où S_i représente l'aire de la section du i^{e} élément barre et dépend de la densité numérique d'abradable.

4. Correction des déplacements

$$\mathbf{u}_{n+1} = \mathbf{u}_{n+1}^{\text{pré}} - \left[\frac{\mathbf{M}}{h^2} + \frac{\mathbf{D}}{2h} \right]^{-1} \mathbf{F}_{\text{int}} \quad (13)$$

4.1 Résultats

Dans ce qui suit, à des fins de confidentialité, les déplacements, les niveaux d'usure, la vitesse de rotation ainsi que les fréquences propres sont normalisés.

4.1.1 Études de convergence

Les caractéristiques de convergence et de stabilité de l'outil numérique proposé dépendent, de manière couplée, de la dimension du modèle réduit de l'aube, du nombre d'éléments d'abradable retenus et du pas de temps. Afin de simplifier l'étude, la sensibilité des résultats au nombre de nœuds frontières est ignorée. Du fait des non-linéarités rencontrées, il est illusoire de penser calculer analytiquement la valeur optimale de ces trois paramètres. Une campagne de calculs empirique doit permettre de conclure.

Concernant l'abradable, il s'agit de trouver sa densité d_a minimale³ conduisant à un profil d'usure invariant, c'est-à-dire convergé, lors du passage de l'aube. Pour sa part, le modèle réduit doit préserver la plus influente partie de la dynamique de l'aube impliquée dans l'interaction avec un nombre limité de degrés de liberté. Il suffit alors de tronquer la base de Craig-Bampton à un ordre fréquentiel suffisant. Quant au pas de temps, du fait du caractère conditionnellement stable de la discrétisation temporelle choisie, il est nécessaire de déterminer un pas de temps seuil au-dessous duquel les résultats sont identiques.

Une simulation sur vingt tours est menée. À des fins de concision, la convergence de la synthèse modale n'est pas montrée : en plus des neuf modes statiques, cinquante modes composants suffisent pour assurer une bonne détection des résonances de l'aube en situation d'interaction. Le profil issu de l'interaction est quant à lui précisé sur la figure 2 pour laquelle la différence entre les courbes est très faible. Le niveau vibratoire du premier mode statique pour trois densités d'abradable est indiqué sur la figure 3 : la différence entre les courbes est également négligeable. Ces résultats confirment que la convergence en espace est atteinte pour une densité seuil d'abradable.

³ La densité est ici définie comme ratio du nombre d'éléments d'abradable sur le périmètre du carter.

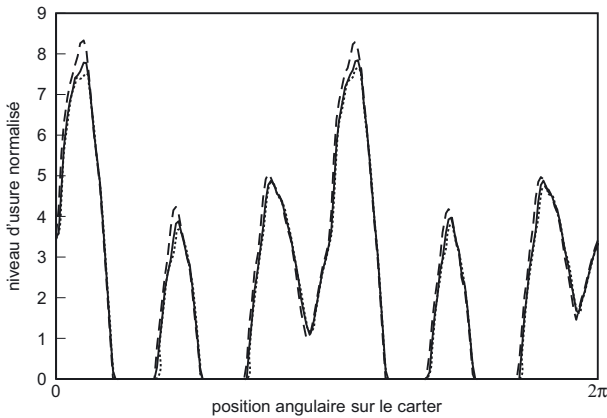


Fig. 2. Profils d'usure après vingt tours pour $h = 10^{-7}$ s, $\Omega = 0,2$ et trois densités d'abrasable : $d_a = 0,2$ (---), $d_a = 0,5$ (—) et $d_a = 1$ (....).

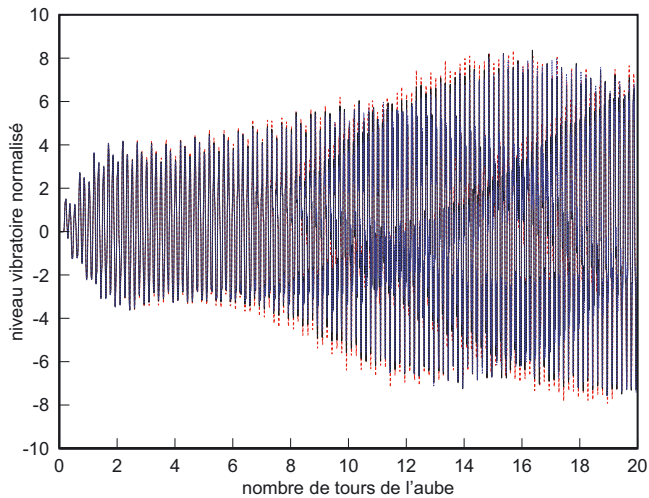


Fig. 3. Niveau vibratoire du premier nœud frontière de l'aube pendant vingt tours pour $h = 10^{-7}$ s, $\Omega = 0,2$ et trois densités d'abrasable : $d_a = 0,2$ (.....), $d_a = 0,5$ (—) et $d_a = 1$ (—).

La participation du premier mode statique pour trois pas de temps différents est indiquée sur la figure 4 : les différences sont négligeables et le pas de temps maximal admissible est de l'ordre de $h = 5 \times 10^{-7}$ s.

Par conséquent, il semble justifié de considérer que l'outil numérique proposé est maîtrisé et permet de mener à bien l'ensemble des simulations utiles à une meilleure compréhension du comportement de l'aube en situation d'interaction avec un revêtement abrasable.

4.1.2 Situation d'interaction

Les niveaux d'usure sont pilotés par les paramètres de la loi de comportement plastique σ_Y , K et E . Trois situations sont analysées à jeu fonctionnel initial égal : la première sans usure avec contact direct, la seconde avec une faible ductilité de l'abrasable et la dernière avec une forte ductilité. Les niveaux vibratoires sont illustrés

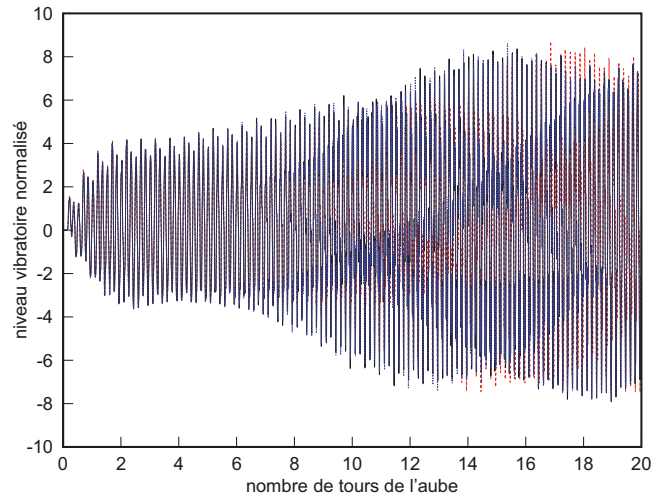


Fig. 4. Niveau vibratoire du premier nœud frontière de l'aube pour $\Omega = 0,2$, $d_a = 0,2$ et trois pas de temps : $h = 10^{-6}$ s (.....), $h = 10^{-7}$ s (—) et $h = 10^{-8}$ s (—).

par des diagrammes donnant le contenu fréquentiel de la réponse de l'aube en fonction de sa vitesse de rotation sur la figure 5. Apparaît clairement la deuxième harmonique de la vitesse de rotation du fait de la déformée imposée au carter. Il est intéressant de voir que lorsque l'excitation non linéaire de l'aube croise sa première fréquence propre f_1 , les niveaux vibratoires augmentent mais dépendent aussi de la ductilité de l'abrasable. Un contact direct limite les amplitudes de vibration, une faible ductilité autorise des amplitudes de vibration plus élevées alimentées par les efforts de contact non négligeables alors qu'une ductilité importante limite rapidement les efforts de contact et ainsi l'excitation de l'aube. Il y a donc un compromis à trouver entre ductilité et ouverture du jeu. Les profils d'usure respectifs sont indiqués sur les figures 6a et b. L'existence de profils particuliers, par exemple à quatre, six voire huit diamètres, et par conséquent de résonances vibratoires de l'aube, est évidente pour $\Omega = 0,2$ ou $\Omega = 0,3$ et une faible ductilité.

5 Conclusion

La modélisation de l'usure d'un revêtement abrasable, matériau utilisé dans les moteurs d'avion, est proposée sous la forme très simple d'une loi de comportement plastique. Lors du passage d'une aube, l'abrasable est écrasé, plastifié et conserve un profil d'usure en temps réel. Les simulations indiquent une convergence en espace et en temps.

Deux cas d'usure avec des caractéristiques matériau différentes illustrent la sensibilité de l'interaction aube-carter à l'abrasable. Il s'avère que le revêtement, en s'usant, ouvre le jeu de fonctionnement et autorise des déplacements de l'aube de plus en plus importants. Ce comportement indésirable est cohérent avec des résultats expérimentaux déjà observés.

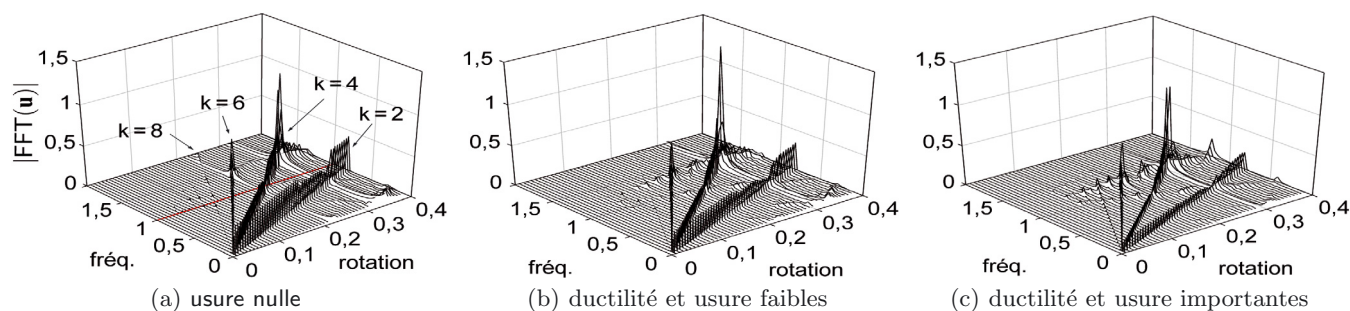


Fig. 5. Contenu fréquentiel de la réponse de l'aube, normalisé par rapport à sa 1^{re} fréquence propre f_1 , en fonction du niveau d'usure de l'abradable.

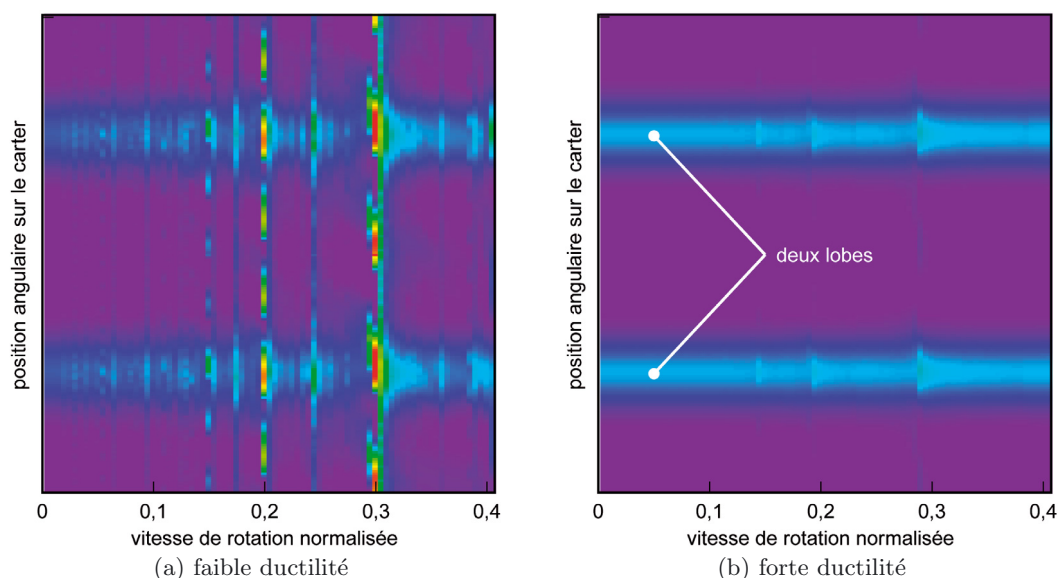


Fig. 6. Profils d'usure en fonction des caractéristiques du revêtement abradable et de la vitesse de rotation après vingt tours.

Il s'agira, par la suite, de généraliser les types de matériaux et d'intégrer ces modèles à des étages où le carter est flexible, ceci afin d'améliorer la compréhension des interactions modales déjà étudiées dans le cadre du contact unilatéral [9] et d'explorer de nouveaux scénarios d'interaction.

Remerciements. Les auteurs remercient la Société Snecma pour son soutien technique et financier. Ce travail s'inscrit dans le projet fédérateur MAIA de recherche et technologie en mécanique soutenu par le CNRS, l'Onera et le groupe SAFRAN.

Références

- [1] S.K. Sinha, Non-linear dynamic response of a rotating radial Timoshenko beam with periodic pulse loading at the free-end, *Int. J. Non-Linear Mech.* 40 (2005) 113–149
- [2] M. Yi, J. He, B. Huang, H. Zhou, Friction and wear behavior and abrasability of abrasible seal coating, *Wear* 231 (1999) 47–53
- [3] Y.-F. Wang, Z.-G. Yang, Finite element model of erosive wear on ductile and brittle materials, *Wear* 265 (2008) 871–878
- [4] M.S. Eltongy, M.A. Elbestawi, Finite element modeling of erosive wear, *Wear* 45 (2005) 1337–1346
- [5] F. Peyraut, J.-L. Seichepine, C. Coddet, M. Hertter, Finite element modeling of abrasible materials – identification of plastic parameters and issues on minimum hardness against coating's thickness, *Int. J. Simul. Multidisci. Des. Optim.* 2 (2008) 209–215
- [6] J.C. Simo, T.J.R. Hughes, *Computational Inelasticity*, 1998
- [7] R.R. Craig, C.C. Bampton, Coupling of substructures for dynamics analyses, *AIAA J.* 6 (1968) 1313–1319
- [8] N.J. Carpenter, R.L. Taylor, M.G. Katona, Lagrange constraints for transient finite element surface contact, *Int. J. Numer. Methods Eng.* 32 (1991) 130–128
- [9] M. Legrand, C. Pierre, P. Cartraud, J.-P. Lombard, Two-dimensional modeling of an aircraft engine structural bladed disk-casing modal interaction, *J. Sound Vib.* 319 (2009) 366–391