

Influence du « contraste » des propriétés élastiques des composites carbone/carbone (C/C) sous conditions dynamiques de contact frottant

COUMBA MBODJ^{1,a}, GUILLAUME PEILLEX^{1,b}, MATHIEU RENOUF¹, LAURENT BAILLET², YVES BERTHIER² ET PASCALE JACQUEMARD³

¹ Université de Lyon, CNRS INSA-Lyon, LaMCoS UMR 5259, Bâtiment J. D'Alembert, 19-20 rue des Sciences 69621 Villeurbanne, France

² Université Joseph Fourier de Grenoble, CNRS, LGIT, Maison des Geosciences, 38400 Saint Martin d'Hères, France

³ Messier Bugatti, Division Carbone Industrie, 7 avenue Bel Air, 69100 Villeurbanne, France

Reçu le 9 juillet 2010, accepté le 12 juillet 2010

Résumé – Ce travail propose une approche numérique pour l'étude de matériaux composites carbone/carbone sous sollicitations dynamiques et conditions de contact frottant. Elle repose sur l'utilisation d'une approche éléments-finis (EF) et de techniques d'homogénéisation appliquées à une cellule élémentaire du matériau. Les effets du contraste des propriétés élastiques au contact sont étudiés et l'influence de la description du matériau sur le comportement tribologique est mise en évidence.

Mots clés : Composite / homogénéisation / éléments-finis / tribologie

Abstract – **Influence of contrast properties on the evolution of carbon/carbon composites under dynamical conditions of rubbing contact.** The present work proposes a methodology for the study of carbon/carbon composites under dynamical stress and conditions of rubbing contact. It is based on the use of a finite-elements method (FEM) and a homogenization technique is applied to an elementary cell of the composite under contact condition. The comparison of random equivalent representative volume element underlines the importance to take into account the contact interface in such process.

Key words: Composite / homogenization / finite-elements / tribology

1 Introduction

Du fait de leurs propriétés thermomécaniques remarquables, leur permettant de supporter de hautes températures sans dégradation de leurs propriétés mécaniques, les matériaux composites carbone/carbone (C/C) sont utilisés dans différentes applications industrielles telles que la fabrication des disques de freins d'avions, des tuyères de systèmes propulsifs, des ailes de navettes spatiales, etc. Ils sont constitués d'une matrice en pyrocarbone renforcée par des fibres de carbone, disposées en strates, maintenues par des torons (assemblage de fibres) perpendiculaires aux strates dont la rigidité est plus importante que celle d'une fibre. Lors de l'utilisation de tels composites en freinage aéronautique

et du fait de leur structure, trois échelles peuvent être distinguées : une échelle macroscopique caractérisant le disque de frein dans son ensemble (cf. Fig. 1a), une échelle microscopique qui est celle des fibres et une échelle intermédiaire, appelée mésoscopique, représentant un certain volume élémentaire représentatif (VER) du composite (cf. Figs. 1b et c).

De plus au cours du freinage, des couplages forts interviennent non seulement entre ces différentes échelles mais aussi entre les différents phénomènes mis en jeu notamment mécanique, thermiques et physico-chimiques [7]. Les essais expérimentaux étant souvent limités pour dissocier les phénomènes et pour observer le contact in situ et pouvant être fort coûteux pour donner uniquement des tendances, il est donc nécessaire de prédire par simulation numérique le comportement dynamique de ce matériau sous sollicitations tribologiques (pression et cisaillement).

Pour cela les approches par éléments-finis (EF) [3, 6] permettent, d'une part de découpler les différents

^a Auteur pour correspondance :

Coumba.Mbodj@insa-lyon.fr

^b CEA, DAM, DIS, 91297 Arpajon, France

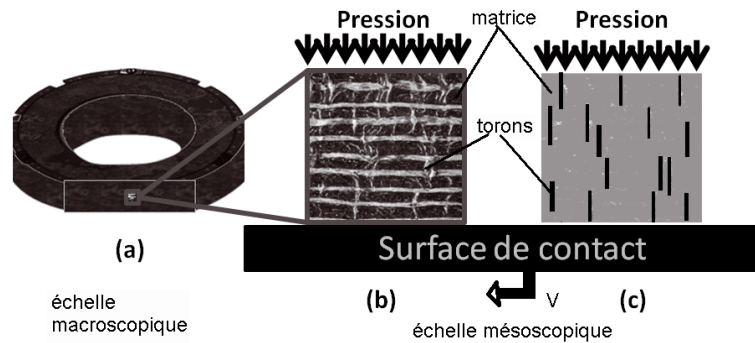


Fig. 1. De la réalité au modèle : (a) disque de frein, (b) structure du matériau réel et (c) composite modélisé.

phénomènes mis en jeu et d'autre part de dégager le rôle des différentes échelles, et ainsi déterminer le comportement dynamique des composites C/C au contact (i.e. les contraintes, les déformations et les vibrations au contact). Des travaux réalisés antérieurement, utilisant ce type d'approche [8], ont permis de mettre en évidence les vibrations au contact de type stick-slip sous sollicitations tribologiques. Ainsi, quatre catégories d'ondes générées au niveau du contact se distinguent : glissement-décollement, glissement-adhérence-décollement, adhérence-décollement et adhérence-glissement. Pour les ondes de glissement-décollement les plus présentes dans ce type de configurations [9], deux régimes d'instabilités sont définis :

- régime 1 : régime à fort taux de glissement (FTG), au cours du temps la surface de contact glisse beaucoup plus qu'elle ne décolle ;
- régime 2 : régime à fort taux de décollement (FTD), au cours du temps la surface de contact décolle beaucoup plus qu'elle ne glisse.

Ces instabilités sont souvent à l'origine de la fatigue ou de l'endommagement du matériau et aussi de l'usure de la surface de contact.

Dans cette étude, cette approche est appliquée à l'échelle mésoscopique du matériau. Afin d'assurer la représentativité du matériau, plusieurs modèles hétérogènes (i.e. différents répartitions de torons au sein de la matrice) possédant un pourcentage de torons en volume identique sont étudiés. Cependant l'utilisation de modèles hétérogènes pour ce type d'étude peut conduire à des temps de simulation prohibitifs. Ces temps de calculs peuvent être réduits en ayant recours par exemple à des techniques d'homogénéisation largement utilisées dans l'étude de matériaux composites [1]. Mais la principale difficulté reste ici d'utiliser ces techniques sous des conditions de dynamique de contact.

Dans ce but, un premier modèle numérique a été développé [9]. Les premières simulations ont supposé que le composite frottait sur un disque rigide. Elles ont permis de relier régimes d'instabilités et modèles hétérogènes. Cependant sous certains chargements (pressions imposées différentes), les simulations montrent que les modèles hétérogènes présentent des régimes d'instabilités différents. Ces différences semblent avoir pour origine la dynamique locale de contact. Pour caractériser ces

différences, il est nécessaire de déterminer s'il existe une influence du « contraste » des propriétés élastiques des deux corps en contact sur le comportement tribologique du composite. Pour cela, ce travail propose d'étudier un contact (déformable/déformable) entre un composite et un disque en acier sous les mêmes types de sollicitations que le contact déformable/rigide [9].

2 Approche numérique

L'approche utilisée dans ces travaux se base sur l'approche « semi-explicite » proposée par Carpenter et al. [4] et implémentée dans le code d'EF Plast2 [2]. Le caractère « semi-explicite » (ou « semi-implicite ») vient de la combinaison de la discrétisation des équations du mouvement à partir d'un schéma explicite et de la gestion implicite des contacts. Les principaux ingrédients de la méthode sont un schéma d'intégration de type Newmark β_2 , l'utilisation d'un amortissement de Rayleigh, d'une gestion locale des contacts par multiplicateurs de Lagrange et d'une résolution globale des contacts utilisant un algorithme de type Gauss-Seidel non-linéaire [4].

Le frottement local est géré par une loi de frottement de type Prakash-Clifton [10]. Cette loi suggère qu'il n'y a pas de relation instantanée entre l'évolution des contraintes normale et tangentielle mais plutôt un changement régularisé qui intervient durant un certain temps ou sur une certaine distance. Pour cela deux paramètres sont nécessaires : un coefficient de frottement μ décrivant le rapport entre la contrainte normale et la contrainte tangentielle en glissement stationnaire, et un temps de régularisation κ durant lequel intervient la perturbation. Pour plus de détails sur la loi, les lecteurs sont invités à lire les travaux initiaux [10].

3 Influence de la description du contact

3.1 Mise au point des modèles

Dans la continuité des travaux précédents [9], quatre modèles hétérogènes de longueur $L = 56$ mm et de hauteur $H = 16$ mm frottant sur un « disque » en acier ont été étudiés. Ces modèles hétérogènes, appelés morphologies,

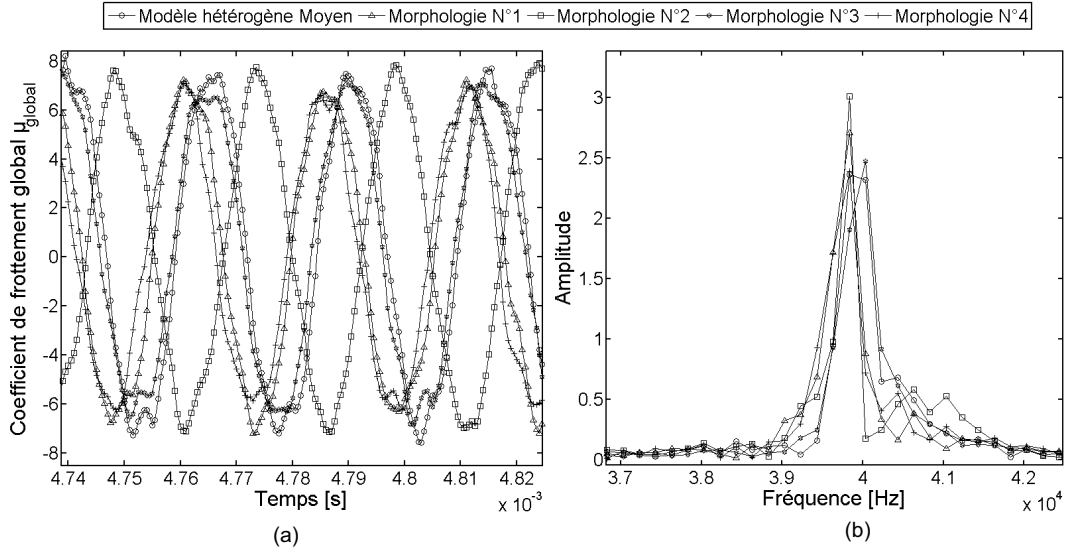


Fig. 2. Zoom sur l'évolution temporelle du coefficient de frottement global et son spectre fréquentiel au cours du temps pour une pression $P = 0,5$ MPa.

ont un taux volumique de torons identique ($9\% \pm 0,5\%$ de torons répartis aléatoirement dans la matrice). Le module de Young des torons, de la matrice et de l'acier est respectivement de 240 GPa, 30 GPa et 210 GPa. La matrice et les torons ont la même masse volumique ($\rho = 1770 \text{ kg.m}^{-3}$) et le même coefficient de Poisson ($\nu = 0,2$). Les propriétés élastiques du modèle homogène moyen sont obtenues à partir de l'homogénéisation des quatre modèles hétérogènes (Éq. (1)).

$$\underline{\underline{\underline{\underline{\underline{C}}}}}_{\text{moyen}} = \frac{1}{4} \left(\sum_{i=1}^4 \underline{\underline{\underline{\underline{C}}}}_i \right) \quad (1)$$

où $\underline{\underline{\underline{\underline{C}}}}_i$ est la matrice de raideur homogène de morphologie i .

La vitesse de glissement imposée V est égale à 2 m.s^{-1} . Le coefficient de frottement μ est égal à $0,25$ et le temps de régularisation, donné par le rapport $\kappa = L/V$, est égal à 1500 ns .

Le coefficient de frottement global est « mesuré » à la face supérieure du modèle au cours de la simulation. Ce coefficient correspond à celui mesuré expérimentalement, et prend en compte l'influence de la dynamique ainsi que la propagation des ondes dans le matériau. Les vibrations au contact sont également déterminées localement au cours de la simulation. Les énergies interne et externe calculées respectivement avec les équations (2) et (3) sont mises en évidence au cours de la simulation.

$$\mathbf{E}_{dt}^{\text{int}} = \mathbf{V}_{n-\frac{1}{2}} \left(\frac{\mathbf{F}_n^{\text{int}} + \mathbf{F}_{n-1}^{\text{int}}}{2} \right) dt \quad (2)$$

$$\mathbf{E}_{dt}^{\text{ext}} = \mathbf{V}_{n-\frac{1}{2}} \left(\frac{\mathbf{F}_n^{\text{ext}} + \mathbf{F}_{n-1}^{\text{ext}}}{2} \right) dt \quad (3)$$

où $\mathbf{V}_{n-1/2}$ est la vitesse à mi-temps, $\mathbf{F}_n^{\text{int}}$ et $\mathbf{F}_{n-1}^{\text{int}}$ ($\mathbf{F}_n^{\text{ext}}$ et $\mathbf{F}_{n-1}^{\text{ext}}$) sont respectivement les forces internes (externes) au temps t_n et t_{n-1} , et dt le pas de temps de simulation.

3.2 Cas d'une pression $P = 0,5$ MPa

Pour une pression de $0,5$ MPa, les résultats montrent que le coefficient de frottement global (μ_{global}) des morphologies et du modèle homogène ont une même évolution au cours de la simulation (cf. Fig. 2a). Le spectre fréquentiel de l'évolution de μ_{global} (cf. Fig. 2b) montre aussi que les modèles vibrent à une fréquence moyenne de $39\,932 \text{ Hz}$ et à des amplitudes semblables.

Ces résultats sont confirmés par l'analyse des énergies interne et externe cumulées (cf. Fig. 3) au cours de la simulation. Les énergies interne et externe sont respectivement le travail des forces internes du matériau et des forces appliquées. On observe que toutes les morphologies ainsi que le modèle homogène ont une évolution d'énergies interne et externe identique. Pour finir, l'analyse de la surface de contact montre que tous les modèles ont aussi le même régime d'instabilités de type glissement-décollement avec un FTD ($\approx 80\%$).

Lorsque l'on compare ces résultats à ceux obtenus dans le cas du contact déformable/rigide, on observe un type de régime d'instabilités différent (FTG $\approx 75\%$), même pour le modèle homogène moyen, avec une fréquence moyenne de vibration de $41\,233 \text{ Hz}$. Ainsi le régime peut être différent selon la rigidité du contact, cependant toutes les morphologies ainsi que le modèle homogène moyen évoluent au même régime d'instabilités.

3.3 Cas d'une pression $P = 1$ MPa

Les mêmes comparaisons ont été réalisées pour une pression de 1 MPa. Les résultats montrent que pour le contact déformable/déformable, les modèles ont un comportement différent du cas de $0,5$ MPa (cf. Fig. 4).

Lorsque le régime est établi, l'évolution de μ_{global} des morphologies 1 et 3 est différente de celle des

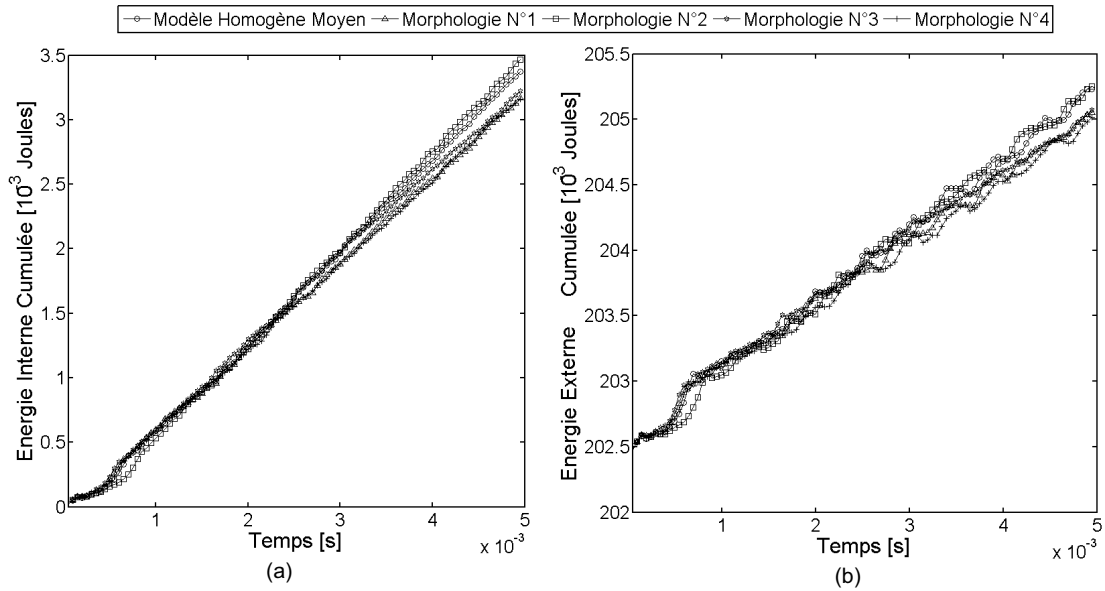


Fig. 3. Énergies interne et externe cumulées au cours de la simulation pour une pression $P = 0,5$ MPa.

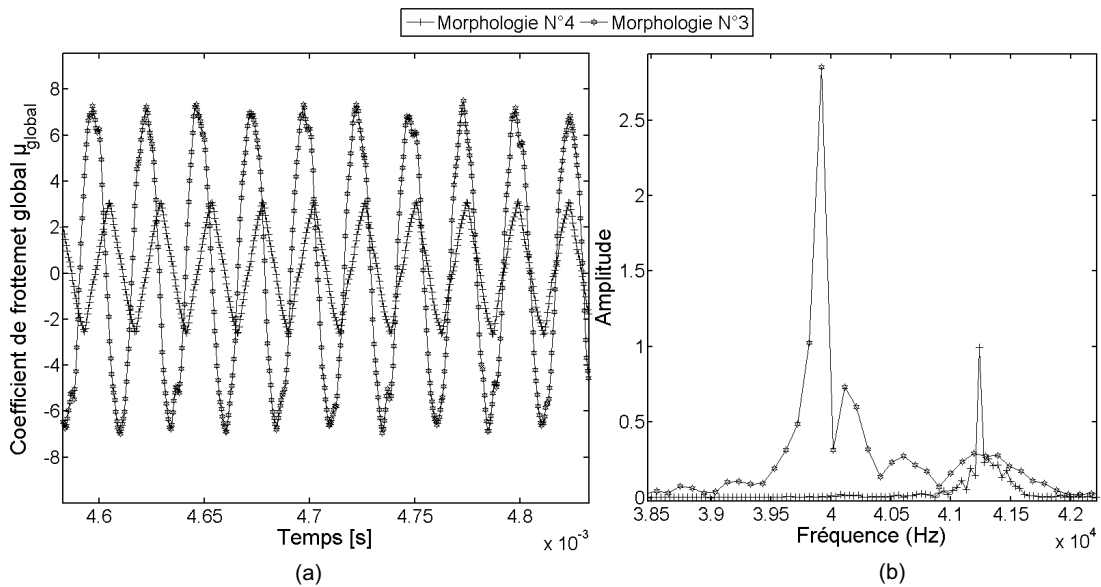


Fig. 4. Zoom sur l'évolution temporelle du coefficient de frottement global et son spectre fréquentiel des morphologies 3 et 4 au cours du temps pour une pression $P = 1$ MPa.

morphologies 2 et 4, et le modèle homogène moyen possède le même comportement que le premier groupe. Ainsi deux groupes de comportements ont été mis en évidence :

- groupe 1 : les morphologies 1 et 3 et le modèle homogène moyen ;
- groupe 2 : les morphologies 2 et 4.

L'analyse du spectre fréquentiel de l'évolution de μ_{global} montre que les deux groupes vibrent à une fréquence très proche (environ à $40\,000 \text{ Hz} \pm 1\,000 \text{ Hz}$). Cependant leur régime d'instabilités est différent : le groupe 1 suit un régime d'instabilités glissement-décollement FTD

($\approx 60\%$), tandis que le groupe 2 évolue à un régime glissement-décollement FTG ($\approx 90\%$).

L'analyse des énergies interne et externe cumulées met en évidence le même regroupement de comportements. L'énergie emmagasinée par le groupe 1 est plus importante que celle du groupe 2 (cf. Fig. 5).

En comparant ces résultats à ceux obtenus avec le modèle de contact déformable/rigide, on observe les mêmes regroupements mais avec des comportements différents. On retrouve ainsi la conclusion faite avec $0,5$ MPa. La rigidité du contact influence le régime d'instabilités d'un modèle (homogène ou hétérogène).

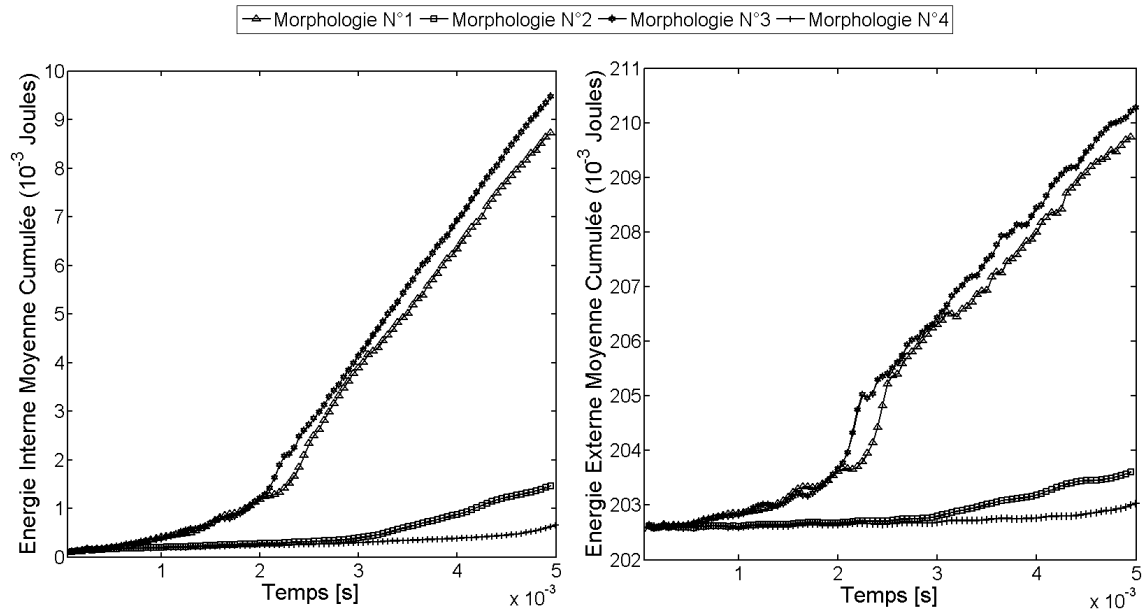


Fig. 5. Énergies interne et externe cumulées au cours de la simulation pour une pression $P = 1$ MPa.

Cependant si deux morphologies ont le même comportement pour un contact déformable/rigide, elles auront le même comportement en contact déformable/déformable.

4 Caractérisation des différences de comportements et tribologiques

Afin de caractériser les différents régimes d'instabilités obtenus, une étude de l'influence de la distribution des hétérogénéités dans le volume est proposée. Pour cela une analyse des modèles hétérogènes utilisant une technique de seuillage est réalisée. La technique est appliquée sur deux types d'images. Dans le premier cas, elle est appliquée à une image binaire de chaque morphologie où les torons sont représentés en noir et la matrice en blanc (cf. Fig. 6a) puis à une image binaire du champ de contraintes tangentielles de chaque morphologie obtenu après un test de cisaillement numérique en statique, où les contraintes maximales ($\in [0,45-2]$ GPa) sont en noir et les contraintes minimales ($\in [0,04-0,45]$ GPa) en blanc (cf. Fig. 6b). Ainsi, les taux surfaciques de torons et contraintes maximales sont calculés en balayant verticalement les images.

Les graphes de la figure 7 montrent que, pour $h = H$, tous les modèles hétérogènes ont quasiment le même taux volumique de torons ($9 \% \pm 0,5 \%$) ce qui correspond à la valeur imposée par la construction des échantillons. Lorsque la fenêtre de seuillage diminue ($h \rightarrow 0$), des différences aussi bien en terme de répartition de torons que de contraintes maximales apparaissent.

Dans le premier cas (cf. Fig. 7a), le taux surfacique de torons en surface de contact des morphologies 1 et 3 diminue en fonction de la hauteur h , tandis que celui des morphologies 2 et 4 varie légèrement. On retrouve donc le même regroupement obtenu en dynamique. Le taux

surfacique des torons au contact peut alors expliquer la capacité d'un groupe à prendre tel ou tel type de régimes d'instabilités.

Le deuxième cas (cf. Fig. 7b) confirme les résultats précédents. En effet les morphologies 1 et 3 (groupe 1) ont une même évolution du taux surfacique des contraintes maximales, et de même pour les morphologies 2 et 4 (groupe 2). Lorsque $h \rightarrow 0$, le groupe 1 présente une valeur de taux surfacique de contraintes maximales ($14,35 \pm 0,55 \%$) moins importante que la valeur du groupe 2 ($19,55 \pm 0,25 \%$).

Ces résultats montrent que les modèles qui ont une distribution importante de torons en surface de contact ont des contraintes maximales plus importantes et localisées au niveau des torons en surface de contact et une capacité de changer de régimes d'instabilités.

5 Conclusions

Ces travaux présentent donc une continuité et un éclaircissement des travaux précédents [9]. Ainsi, pour une pression et un type de contraste de contact donnés, une morphologie peut avoir des régimes d'instabilités distincts. Cependant un ensemble de morphologies possédant un régime d'instabilités similaire en contact déformable/rigide, aura un régime d'instabilités similaire en contact déformable/déformable. Mais le type de régimes d'instabilités peut être différent. De ce fait, il ressort que la différence des modules d'élasticité des corps (composite, disque) en contact a une influence sur le régime d'instabilité d'une morphologie, mais elle n'influence pas le regroupement de morphologies.

Cependant, on a montré que la capacité des modèles de changer de régimes d'instabilités sous certains chargements est liée au taux surfacique de torons en

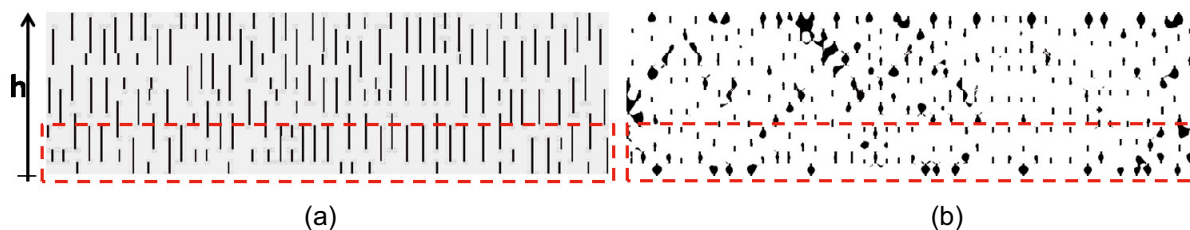


Fig. 6. Images binaires d'un modèle hétérogène après seuillage : (a) structure (torons en noir et matrice en blanc) et (b) contraintes du modèle sollicité en cisaillement.

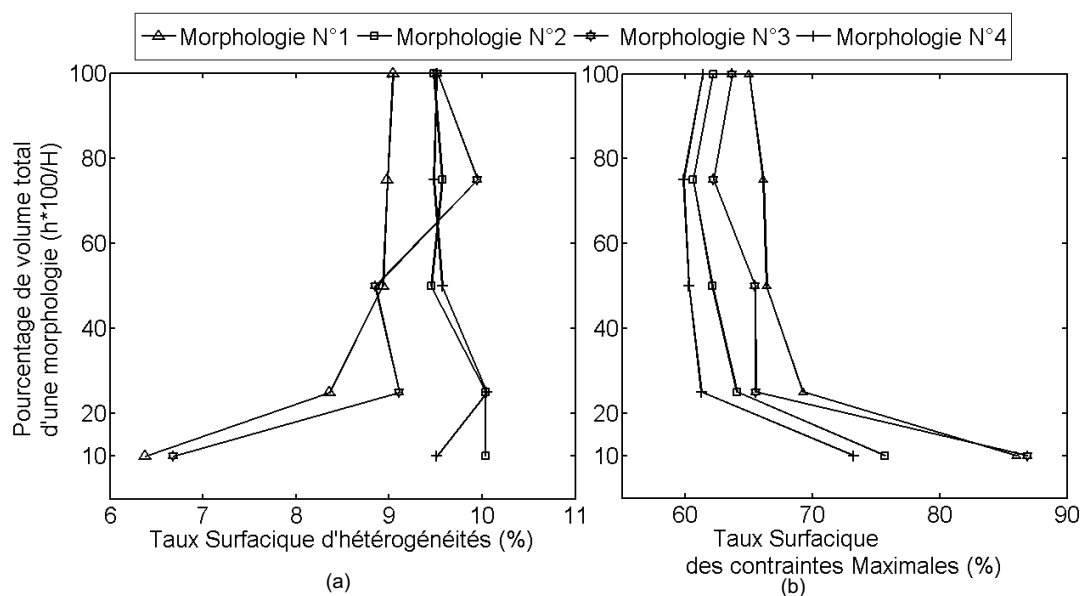


Fig. 7. Variation du taux surfacique : (a) des torons dans la matrice ; (b) des contraintes maximales des morphologies.

surface de contact. Donc les régimes d'instabilités de contact sont fortement dépendants à la distribution des torons en volume, particulièrement en surface de contact. Ces conclusions rejoignent celles des travaux précédents, notamment l'effet de peau des modèles.

Par conséquent la structure du composite peut être optimisée afin de contrôler le type de régime d'instabilités ainsi que les contraintes maximales qui peuvent entraîner le détachement de particules. Pour cela des études de structures régulières sont en cours pour permettre une meilleure compréhension et un meilleur contrôle de la répartition des torons.

Références

- [1] P. Alart, F. Lebon, Numerical study of a stratified composite coupling homogenization and frictional contact, *Math. Comput. Model.* 28 (1998) 273–286
- [2] L. Baillet, T. Sassi, Finite element method with Lagrange multipliers for contact problems with friction, *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences I* 334 (2002) 917–922
- [3] T. Belytschko, W.K. Liu, B. Moran, *Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures*, Wiley, 2000
- [4] N.J. Carpenter, R.L. Taylor, M.G. Katona, Lagrange Constraints for transient finite element surface contact, *Int. Num. Methods Eng.* 32 (1991) 103–128
- [5] A. Cochard, J.R. Rice, Fault rupture between dissimilar materials : Ill-posedness, regularization, and slip-pulse response, *J. Geophys. Res.* 105 (2000) 25–891
- [6] T.J.R. Hughes, *The finite element method – Linear static and dynamic finite element analysis*, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, 1987
- [7] H. Kasem, S. Bonnamy, B. Rousseau, H. Estrade-Szwarczopf, Y. Berthier, P. Jacquemard, Interdependence between wear process, size of detached particules and CO₂ production during carbon/carbon composites friction, 16th International Conference on Wear of Materials. Elsevier Montreal, Canada, 2007, Vol. 2, pp. 1220–1229
- [8] V. Linck, L. Baillet, Y. Berthier, Modeling the consequences of local kinematics of the first body on friction and on third body sources in wear, *Wear* 255 (2003) 299–308
- [9] G. Peilleux, L. Baillet, Y. Berthier, Homogenization in non-linear dynamics due to frictional contact, *Int. J. Solids Struct.* 45 (2008) 2451–2469
- [10] V. Prakash, R.J. Clifton, Time resolved dynamic friction measurements in pressure-shear, *Exp. Tech. Dynamics of Deformable Solids* 165 (1993) 33–48