



HAL
open science

Un modèle Global/Local d'initiation et de propagation d'endommagement pour le prédimensionnement de structures composites de lanceurs spatiaux en présence de défauts

Alexy Tailleur, Kévin Mathis, Pablo Navarro, Steven Marguet, Jean-François Ferrero, Ange Rogani

► To cite this version:

Alexy Tailleur, Kévin Mathis, Pablo Navarro, Steven Marguet, Jean-François Ferrero, et al.. Un modèle Global/Local d'initiation et de propagation d'endommagement pour le prédimensionnement de structures composites de lanceurs spatiaux en présence de défauts. JNC23: Journées Nationales sur les Composites 2023, AMAC, UFC, Supmicrotech-ENSMM, CNRS, Jul 2023, Besançon, France. hal-04606817

HAL Id: hal-04606817

<https://hal.science/hal-04606817v1>

Submitted on 10 Jun 2024

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Un modèle Global/Local d'initiation et de propagation d'endommagement pour le prédimensionnement de structures composites de lanceurs spatiaux en présence de défauts

A Global/Local defect/damage initiation and propagation model for launcher composite structures pre-sizing

Alexy TAILLEUR^{1,2}, Kévin MATHIS², Ange ROGANI³, Pablo NAVARRO¹, Steven MARGUET¹ et Jean-François FERRERO¹

1 : Université de Toulouse, Institut Clément Ader
UMR CNRS 5312, INSA/ISAE/Mines Albi/UPS
3 Rue Caroline Aigle, 31400, Toulouse

e-mail : alexy.tailleur@univ-tlse3.fr, pablo.navarro@univ-tlse3.fr, steven.marguet@univ-tlse3.fr et
jean-francois.ferrero@univ-tlse3.fr

2 : Direction Des Lanceurs, Centre National d'Etudes Spatiales
52 Rue Jacques Hillairet - 75012 Paris, France
e-mail : kevin.mathis@cnes.fr

3 : CT Ingenierie
24 Bd Deodat de Sévérac - 31770 Colomiers, France
e-mail : ange.rogani@ctingenierie.com

Résumé

Cet article traite du développement d'une approche numérique pour prédire l'initiation d'endommagement dans des structures défectueuses de lanceur en composites stratifiées pendant la phase de prédimensionnement. Cette approche est réalisée à l'aide d'une nouvelle méthode de sous-modélisation descendante 2D-3D adaptée aux structures composites complexes et de grandes dimensions. L'objectif de cette stratégie numérique est de traiter les défauts et les dommages le plus tôt possible lors de la phase de développement d'un lanceur. Elle est réalisée à l'aide de modèles éléments finis séparés avec différents niveaux d'échelle et de raffinement. Une première analyse est effectuée sur la structure complète à l'aide d'un modèle global à maillage grossier. Ensuite, une analyse locale est effectuée sur des zones spécifiques dans lesquelles des défauts tels que de la porosité, de la fissuration matricielle ou du délaminage ont été insérés. Une nouvelle interpolation de déplacement basée sur un polynôme de quatrième ordre est proposée dans ce papier. Elle permet d'obtenir des champs de contrainte très précis dans la zone locale par rapport à un modèle global raffiné.

Abstract

This paper deals with the development of an numerical approach to study damage initiation in flawed launcher laminated composite structures during pre-sizing phase. It is realised through a novel 2D-3D top-down submodelling method adapted to large and complex composite structures. The aim of this numerical strategy is to address defects and damage as early as possible in the development stages of launcher composite structure. It is realised using separated finite elements models with different levels of scale and refinement. Firstly, a static analysis is carried out on the complete structure via a coarse meshed global model. Then local analysis are carried out on specific areas in which defects such as porosity, matrix cracking and delamination have been inserted. A new displacement interpolation based on a fourth order polynomial has been proposed. It gave very accurate stress fields in the local area compared to a refined global model.

Mots Clés : Sous-modélisation, couplage lâche, délaminage, élément cohésif

Keywords : Global-local method, Loose coupling, Delamination, Cohesive zone modelling

1. Introduction

La proportion de composites dans les lanceurs Ariane augmente constamment à chaque nouvelle itération. Les méthodes classiques de dimensionnement des structures spatiales ne sont pas adaptées à la prise en compte des défauts/dommages dans ces structures dès le début de leur développement. En effet, les simulations numériques sur des grandes structures composites endommagées impliquent des coûts de calcul élevés et ne se prêtent donc pas à des boucles de prédimensionnement rapides.

Les approches globales-locales ont été développées comme un outil fiable et efficace pour étudier l'apparition et la propagation des dommages.

1.1 Outil de dimensionnement COLIBRI

COLIBRI est une plateforme développée et utilisée par le CNES lors de la conception et le dimensionnement de structures composites pour les lanceurs spatiaux [9]. Cet outil prend en compte les défauts de fabrication et d'exploitation ainsi que l'endommagement à la fin de la phase de développement, une fois que l'architecture est fixée. Ainsi, la structure choisie est optimale pour répondre aux spécifications mais n'est pas nécessairement la plus performante pour supporter la présence de défauts ou tolérer l'endommagement. Il est donc nécessaire de traiter les défauts et les dommages le plus tôt possible dans les phases de développement de la structure.

Les structures composites optimisées dans COLIBRI présentent de grandes dimensions. De plus, des études menées précédemment par le CNES et CTI ont montré que la modélisation 3D de la structure, avec l'utilisation d'éléments cohésifs, était essentielle pour représenter les dommages tels que le délaminage. En raison des coûts de calcul élevés, la réalisation de calculs d'endommagement sur ces structures entières n'est pas une solution envisageable lors de l'étape de prédimensionnement. De plus, l'initiation et la propagation de dommage sont généralement des phénomènes locaux qui se déclenchent dans des zones de concentration de contraintes présentant des défauts préexistants tels que des imperfections de fabrications ou d'assemblage, des dommages de service ou encore une maintenance insuffisante [12].

Ce dilemme entre des temps de calcul adaptés au prédimensionnement et une représentation précise des défauts et des dommages au sein d'une structure composite peut être résolu au moyen de la sous-modélisation.

1.2 Approche globale-locale

1.2.1 Aperçu des différentes méthodes de sous-modélisation

Largement développées au cours des deux dernières décennies, il existe aujourd'hui plusieurs catégories d'approches globales-locales. La méthode la plus couramment utilisée dans l'industrie et les logiciels commerciaux consiste en une approche de couplage lâche descendante. Il s'agit d'un processus en deux étapes. Tout d'abord, une simulation est réalisée sur une structure complète avec un maillage grossier ("modèle global"). Ensuite, une nouvelle simulation avec un maillage affiné est réalisée sur les zones spécifiques à étudier ("modèles locaux"). Il s'agit de deux modèles distincts. C'est pourquoi on parle de couplage lâche.

Des données issues de la première simulation sont extraites de la solution globale et sont utilisées comme conditions aux limites du modèle local. Les déplacements [6-7-15] sont généralement préférés aux contraintes [8-20] comme quantités prescrites aux limites du domaine local en raison de leur taux de convergence plus élevé.

Malgré ses avantages, l'approche descendante est limitée aux cas où la réponse globale de la structure n'est pas susceptible d'être influencée de manière significative par le comportement local. D'autre part, la sous-modélisation bidirectionnelle [2-16-21-25] est extrêmement adaptée à la propagation de l'endommagement. En effet, les informations locales sont transférées au modèle global et le processus global-local devient itératif.

1.2.2 Gestion des conditions limites

Après l'analyse statique globale, les translations et les rotations sont connues aux nœuds globaux (Fig. 1). Ces données doivent être transférées à l'interface du domaine local. Le modèle local a un maillage

plus raffiné que le modèle global. Par conséquent, les valeurs intermédiaires du déplacement le long de la frontière doivent être déterminées. Initialement, l'interpolation des déplacements était réalisée à l'aide de fonctions de forme linéaires. Plus tard, les auteurs ont proposé d'utiliser l'interpolation de Lagrange [24] ou des splines cubiques [7].

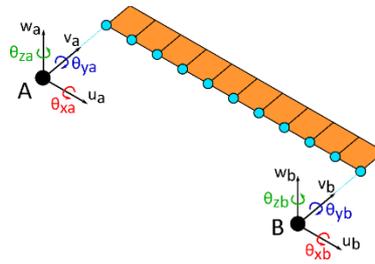


Fig. 1. Déplacements nodaux après analyse statique globale.

Deuxièmement, comme l'ont montré [15], l'application de déplacements à l'interface a des effets néfastes sur la précision de la solution du problème statique local. Ils ont proposé une méthode largement adoptée qui implique l'utilisation d'une zone de transition placée autour de la zone critique, comme le montre la Fig. 2. La taille suggérée de la zone de transition est équivalente à un élément de maillage grossier.

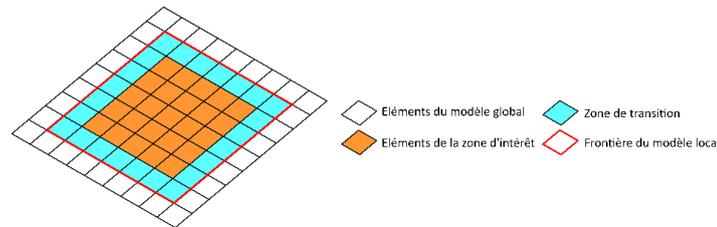


Fig. 2. Aperçu de la zone de transition.

1.3 Modélisation de l'endommagement

1.3.1 Modélisation du délaminage

Le délaminage dans les composites est souvent modélisé à l'aide de la Virtual Crack Closure Technique (VCCT) [10-11-21] ou bien avec l'utilisation d'éléments d'interface cohésifs. Le principal inconvénient de la VCCT est que la zone d'initiation de la fissure doit être connue à l'avance, ce qui peut s'avérer difficile pour les grandes structures complexes. La modélisation via utilisation d'une zone cohésive (CZM), proposée par [4-13], est une seconde approche pour représenter l'apparition et la propagation du délaminage. Le comportement de l'interface cohésive est défini par une loi de traction-séparation reliant les contraintes interfaciales et les sauts de déplacement à l'interface de la fissure potentielle. Différentes formes de loi de décohéation ont été étudiées dans la littérature : bilinéaire, exponentielle, trapézoïdale,... [1]. Les deux méthodologies (VCCT et CZM) ont déjà été étudiées dans le cadre de la sous-modélisation pour représenter l'apparition et la propagation du délaminage [2-5-10-23].

1.3.2 Modélisation de la porosité

Les vides peuvent être situés à l'intérieur d'un pli (vides intra-plis), ainsi qu'à l'interface entre deux plis (vides inter-plis). Les micro modèles constituent la principale catégorie de modélisation des vides [3]. Du point de vue du prédimensionnement, il n'est pas possible de descendre à une échelle aussi petite et de représenter aussi finement les vides dans le matériau. La méthode CZM est utilisée par [13] pour simuler la présence de vides entre les plis. Enfin, des facteurs d'abattement peuvent être

utilisés [16] ainsi que des lois empiriques pour déterminer la réduction de la résistance du matériau [5-14-22] en fonction de la teneur en porosité.

1.3.3 Modélisation de la fissuration matricielle

Une première façon de représenter la fissuration matricielle est basée sur la mécanique l'endommagement continu (CDM). Développé au cours des deux dernières décennies, la méthode eXtend Finite Element Model (XFEM) permet de modéliser des sauts de déplacement tels que l'initiation et la propagation des fissures sans connaissance préalable de la trajectoire des fissures ni nécessité de mettre à jour le maillage. Cela repose sur un enrichissement de la base éléments finis. L'approche XFEM a déjà été utilisée avec succès dans le cas de l'approche globale-locale [17-19] et peut être couplé à la CZM. Enfin, la fissuration matricielle peut également être simulée en utilisant des éléments cohésifs [18], au risque d'augmenter les coûts de modélisation.

1.4 Objectifs

L'objectif de ce travail est de développer une stratégie numérique pour prendre en compte la présence de défauts et de dommages dans les structures composites stratifiées des lanceurs pendant la phase de prédimensionnement. L'approche proposée permet de passer de structures de grandes dimensions représentées avec des éléments coque 2D à des zones locales 3D où des défauts tels que la porosité, la fissuration de la matrice et du délaminage ont été insérés. De plus, lorsque la structure est chargée, et en particulier dans un scénario de réutilisation, ces dommages peuvent se propager et conduire à une rupture finale aux conséquences dramatiques. Pour toutes ces raisons, il est important de comprendre et de caractériser le comportement des structures composites endommagées :

- Au niveau de la conception, pour améliorer la performance des structures, défier la masse et le coût en acceptant la présence de dommages tout en évitant la perte d'intégrité de la structure.
- Au niveau de la sauvegarde, pour pouvoir prédire avec confiance la propagation des dommages et caractériser la forme et la taille des fragments après un événement accidentel ou après neutralisation du lanceur.

Le travail présenté ici constitue la première partie du développement de la stratégie globale/locale pour la modélisation de l'initiation et de la propagation des dommages dans les structures composites du lanceur pendant la phase de prédimensionnement. La méthodologie développée se concentre donc sur l'initiation des dommages en présence de défauts. L'approche se base sur l'utilisation du solveur numérique Nastran uniquement. Le processus d'automatisation est réalisé au moyen de routines écrites en Python.

2. Approche développée

2.1 Sous-modélisation unidirectionnelle

L'objectif de l'approche proposée est de détecter l'apparition de dommages dans les structures composites stratifiées qui peuvent présenter des défauts de fabrication ou de fonctionnement. La méthodologie globale-locale à couplage lâche à sens unique est donc adaptée à ce problème. Comme le montre la Fig.3, deux simulations distinctes sont effectuées, l'une après l'autre. Les informations circulent du modèle "global" vers le modèle "local" distinct.

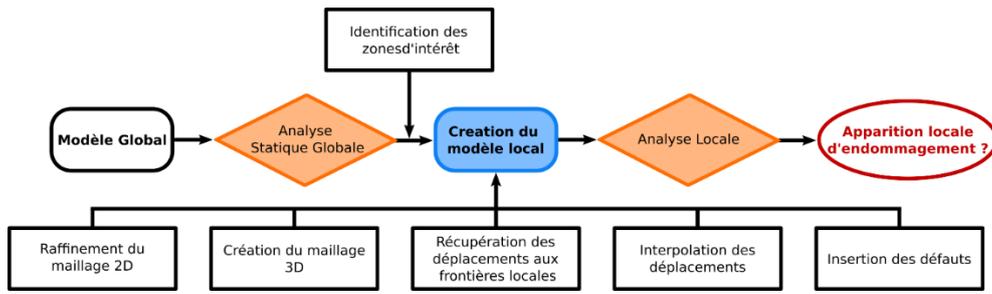


Fig. 3. Organigramme de la procédure de couplage lâche unidirectionnel.

2.2 Conditions limites du modèle local

Dans l'approche proposée, les déplacements ont été choisis pour servir de conditions limites du modèle local raffiné. Les déplacements ne sont connus qu'aux nœuds du maillage original. Deux étapes sont alors nécessaires pour contraindre toutes les limites du domaine local. Tout d'abord, les déplacements doivent être interpolés aux nœuds présents dans le plan sur la frontière du maillage local. Cela correspond à l'étape 1 de la Fig. 4. On obtient ainsi les valeurs intermédiaires du déplacement entre deux nœuds adjacents du maillage global (entre A et B dans l'exemple). En raison de la tridimensionnalité du modèle local, une deuxième étape est nécessaire pour déterminer les déplacements dans l'épaisseur des limites. Elle est représentée à l'étape 2 de la Fig. 4.

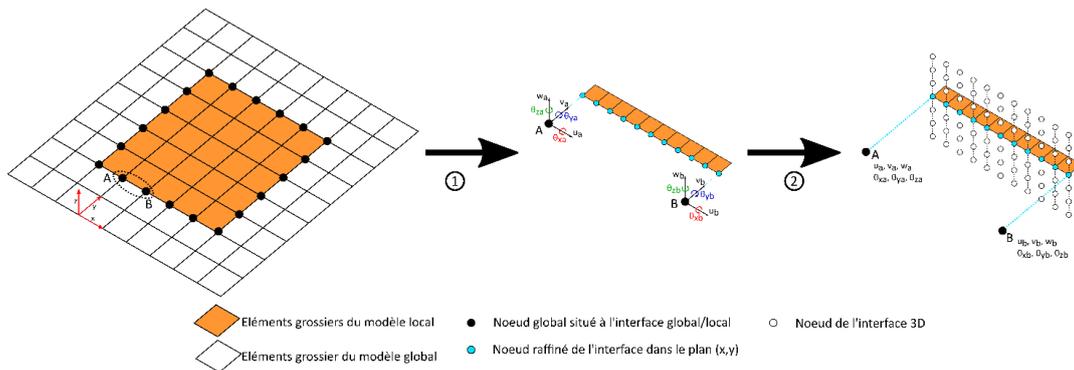


Fig. 4. Etapes d'interpolation des conditions limites.

Concernant la première partie de l'interpolation des déplacements, l'interpolation des déplacements u et v (dans le plan (x,y)) est considérée comme linéaire. L'interpolation proposée ici pour les déplacements hors plan w est effectuée élément global par élément global. Après la première simulation globale, 12 données sont disponibles dans chaque élément global: 4 déplacements w , 4 rotations autour de l'axe x et 4 rotations autour de l'axe y .

Un polynôme d'ordre 4 est donc nécessaire pour déterminer $w(x,y)$. La base d'ordre 4 étant composée de 20 coefficients, la troncature a été choisie en accord avec la littérature :

$$w(x,y) = A_1x^3y + A_2xy^3 + B_1x^3 + B_2y^3 + B_3x^2y + B_4xy^2 + C_1x^2 + C_2y^2 + C_3xy + D_1x + D_2y + E \quad (\text{Eq. 3})$$

Les rotations θ_x et θ_y sont définies respectivement par les Eq. 4 et Eq. 5.

$$\frac{\partial w(x,y)}{\partial y} = \theta_x \quad (\text{Eq. 4})$$

$$\frac{\partial w(x,y)}{\partial x} = -\theta_y \quad (\text{Eq. 5})$$

Afin de déterminer les performances de l'interpolation polynomiale, plusieurs simulations ont été effectuées en présence d'une zone de transition. Tous les types de chargements sont schématisés dans la Fig. 5.

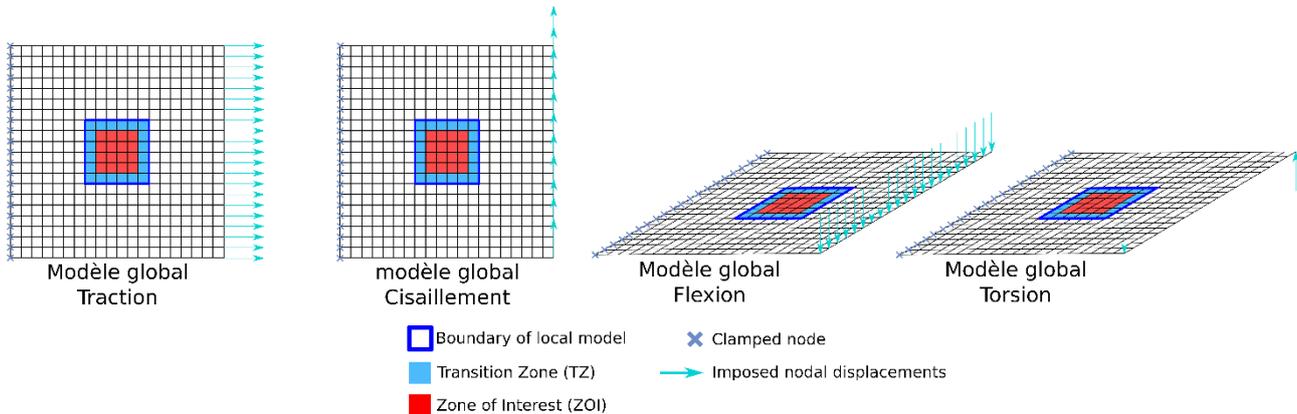


Fig. 5. Représentation des différentes sollicitations modélisées.

Pour chaque type de sollicitations, trois modèles ont été réalisés : modèle global grossier, modèle global fin, modèle local avec un maillage aussi fin que le modèle global fin.

Le plan d'expériences a été réalisé sur une plaque composite de 200*200mm maillée avec des éléments de coque. Les analyses ont été effectuées d'abord sur un stratifié unidirectionnel, puis sur la séquence d'empilement suivante : [45/90/-45/0/0/0/-45/90/45]. Les épaisseurs des plis étaient toutes égales à 0,1mm. Les propriétés des matériaux sont disponibles dans le Tab. 1.

| Propriétés matériaux | E_{11} (MPa) | E_{22} (MPa) | G_{12} (MPa) | G_{23} (MPa) | G_{13} (MPa) | ν_{12} |
|----------------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|------------|
| Valeurs | 160360 | 9942 | 6131 | 6131 | 3829 | 0.33 |

Tab. 1. Propriétés matériaux utilisées pour les simulations.

Les éléments du modèle global grossier ont une taille de 10*10mm. La taille des éléments du modèle global fin et du modèle local est de 1*1mm. Cela correspond donc à un raffinement d'un facteur 10.

Les résultats dans la zone d'intérêt du modèle local ont ensuite été comparés à ceux du modèle global fin. Comme le montre le Tab. 2, l'utilisation de ce polynôme permet une corrélation très satisfaisante sous tous les types de sollicitation pour les valeurs de contrainte. Les résultats présentés correspondent à la comparaison des contraintes minimales et maximales dans les plis 1 (45°), 2 (90°) et 4 (0°).

| 2D interpolation | $ \Delta\sigma_x $ | $ \Delta\sigma_y $ | $ \Delta\sigma_{xy} $ |
|------------------|--------------------|--------------------|-----------------------|
| Traction | <0.1% | <0.1% | <0.2% |
| Cisaillement | <3% | <5% | <0.2% |
| Flexion | <0.1% | <1% | <1% |
| Torsion | <1% | <1% | <0.2% |

Tab. 2. Ecart relatif absolu entre les résultats des contraintes du modèle global fin 2D et du modèle local 2D.

2.3 3D local Model

L'approche proposée permet de passer d'un modèle global maillé avec des éléments de coque 2D à un modèle local maillé avec des éléments coque solide 3D. Le modèle sera utilisé dans des boucles d'optimisation rapide pendant la phase de prédimensionnement des structures composites. Ainsi, pour rester efficace et réduire les coûts de calcul, un seul élément 3D est utilisé dans l'épaisseur d'un pli.

Les déplacements interpolés à la frontière via les Eq. (3), Eq. (4) et Eq. (5) doivent ensuite être transformés en degrés de liberté de déplacement translationnel pur à chaque nœud de la frontière. Cela correspond à l'étape 2 de l'interpolation présentée sur la Fig. 4. À cette fin, le champ de déplacement de Kirchhoff-Love défini par l'Eq. (6) est utilisé.

$$\begin{aligned} u(x, y, z) &= u_0 + z\theta_y \\ v(x, y, z) &= v_0 - z\theta_x \\ w(x, y, z) &= w_0 \end{aligned} \quad (\text{Eq 6})$$

Pour cette première vérification, la plaque testée possède la stratification suivante $[0]_5$ et des propriétés orthotropes. Comme lors de la validation du polynôme d'ordre 4 pour l'interpolation du champ de déplacement w , quatre sollicitations ont été testées sur la plaque composite : traction, cisaillement, flexion et torsion. Les résultats présentés correspondent à la comparaison des déformations minimales et maximales dans le plis 5 (0°). Comme le montre le Tab. 3, l'utilisation de ce champ de déplacement permet une corrélation très satisfaisante sous tous les types de sollicitation pour le champ de déformations et donc de contraintes.

| 3D interpolation | $ \Delta\varepsilon_x $ | $ \Delta\varepsilon_y $ | $ \Delta\varepsilon_{xy} $ | $ \Delta\varepsilon_I $ | $ \Delta\varepsilon_{II} $ | $ \Delta\varepsilon_{III} $ |
|-------------------------|-------------------------|-------------------------|----------------------------|-------------------------|----------------------------|-----------------------------|
| Traction | 0% | <1% | X | 0% | <0.3% | <1% |
| Cisaillement | <1% | <0.8% | 0% | <0.3% | <0.3% | <0.3% |
| Flexion | 0% | <0.5% | <3% | 0% | <0.4% | <0.3% |
| Torsion | <0.4% | <0.6% | <0.2% | <0.2% | 0% | <0.2% |

Tab. 3. Ecarts relatifs absolus entre les résultats des déformations du modèle global fin 3D et du modèle local 3D.

2.4 Introduction locale de défauts et dommages

Les défauts et les dommages tels que la porosité, la fissuration de la matrice et le délaminage devront être insérés dans le modèle local. L'apparition et la propagation du délaminage seront représentées à l'aide d'éléments cohésifs placés à l'interface entre les plis. Étant la plus présente dans la littérature, la loi de cohésion bilinéaire sera utilisée dans un premier temps. Toujours dans un premier temps, la porosité et la fissuration matricielle seront modélisées par des réductions des admissibles matériau.

3. Conclusion

Dans cet article, une approche de sous-modélisation à couplage lâche 2D-3D adaptée au prédimensionnement de grandes structures composites a été formulée. Cette méthode est entièrement compatible avec le solveur Nastran et permet l'insertion locale de défauts tels que la porosité, la fissuration matricielle et le délaminage.

Une nouvelle interpolation des déplacements basée sur un polynôme de quatrième ordre a été proposée. Bien que cette interpolation n'élimine pas la nécessité d'une zone de transition, la très bonne corrélation entre les champs de contrainte obtenus via le modèle global affiné et le modèle local en 2D démontre l'efficacité de l'interpolation formulée. L'interpolation du déplacement 3D à la limite de la zone locale à l'aide du champ de déplacement de Kirchhoff-Love doit encore être vérifiée en présence d'éléments cohésifs avant de valider l'approche unidirectionnelle complète. Cependant, les résultats obtenus sans éléments cohésifs démontre une excellente corrélation entre une simulation globale 3D et le processus global 2D / local 3D.

En ce qui concerne l'insertion des défauts et l'apparition des dommages, le choix a été fait d'utiliser la CZM pour représenter le délaminage. Une réduction des admissibles matériau sera utilisé dans un premier temps pour modéliser les éléments endommagés par de la porosité et de la fissuration matricielle.

Enfin, lorsque cette approche sera entièrement achevée et validée, la prochaine étape consistera à développer la bidirectionnalité de la méthode numérique, i.e. remonter les informations du modèle local au modèle global.

Références

- [1] S. Abrate, J. F. Ferrero, and P. Navarro, ‘Cohesive zone models and impact damage predictions for composite structures’, *Meccanica*, vol. 50, no. 10, pp. 2587–2620, 2015.
- [2] M. Akterskaia, P. P. Camanho, E. Jansen, A. Arteiro, and R. Rolfes, ‘Progressive delamination analysis through two-way global-local coupling approach preserving energy dissipation for single-mode and mixed-mode loading’, *Composite Structures*, vol. 223, p. 110892, 2019.
- [3] D. Ashouri Vajari, C. González, J. Llorca, and B. N. Legarth, ‘A numerical study of the influence of microvoids in the transverse mechanical response of unidirectional composites’, *Composites Science and Technology*, vol. 97, pp. 46–54, 2014.
- [4] G. I. Barenblatt, ‘The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture’, in *Advances in Applied Mechanics*, pp. 55–129, 1962.
- [5] S. D. Brown, R. B. Biddulph, and P. D. Wilcox, ‘A Strength-Porosity Relation Involving Different Pore Geometry and Orientation’, *Journal of the American Ceramic Society*, vol. 47, no. 7, pp. 320–322, 1964.
- [6] E. Carrera, G. A. Fiordilino, M. Nagaraj, A. Pagani, and M. Montemurro, ‘A global/local approach based on CUF for the accurate and efficient analysis of metallic and composite structures’, *Engineering Structures*, vol. 188, pp. 188–201, 2019.
- [7] N. G. Cormier, B. S. Smallwood, G. B. Sinclair, and G. Meda, ‘Aggressive submodelling of stress concentrations’, *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, vol. 46, no. 6, pp. 889–909, 1999.
- [8] C. C. Jara-Almonte and C. E. Knight, ‘The specified boundary stiffness/force SBSF method for finite element subregion analysis’, *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, vol. 26, no. 7, pp. 1567–1578, 1988.
- [9] C. Julien, F.X. Irisarri, D. Bettebghor, F. Lavelle, K. Mathis, in : JEC Composite 2017, vol. 112, pp. 51-53, 2017.
- [10] R. Krueger, ‘The virtual crack closure technique for modeling interlaminar failure and delamination in advanced composite materials’, in *Numerical Modelling of Failure in Advanced Composite Materials*, pp. 3–53, 2015.
- [11] R. Krueger, ‘Virtual crack closure technique: History, approach, and applications’, *Applied Mechanics Reviews*, vol. 57, no. 2, Art. no. 2, 2004.
- [12] G. N. Labeas, S. D. Belesis, I. Diamantakos, and K. I. Tserpes, ‘Adaptative Progressive Damage Modeling for Large-scale Composite Structures’, *International Journal of Damage Mechanics*, vol. 21, no. 3, pp. 441–462, 2012.
- [13] C. S. Lopes, J. J. C. Remmers, and Z. Gürdal, ‘Influence of Porosity on the Interlaminar Shear Strength of Fibre-Metal Laminates’, *KEM*, vol. 383, pp. 35–52, 2008.
- [14] B. Madsen and H. Lilholt, ‘Physical and mechanical properties of unidirectional plant fibre composites—an evaluation of the influence of porosity’, *Composites Science and Technology*, vol. 63, no. 9, pp. 1265–1272, 2003.
- [15] K. M. Mao and C. T. Sun, ‘A refined global-local finite element analysis method’, *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, vol. 32, no. 1, pp. 29–43, 1991.
- [16] A. J. McMillan, E. Archer, A. McIlhagger, and G. Lelong, ‘Strength knock-down assessment of porosity in composites: modelling, characterising and specimen manufacture’, *J. Phys.: Conf. Ser.*, vol. 382, p. 012027, 2012.
- [17] M. Mehdikhani, N. A. Petrov, I. Straumit, A. R. Melro, S. V. Lomov, and L. Gorbatikh, ‘The effect of voids on matrix cracking in composite laminates as revealed by combined computations at the micro- and meso-scales’, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 117, pp. 180–192, 2019.
- [18] F. Pascal, ‘Modélisation d’impacts sur structures sandwichs composites : application aux pales d’hélicoptères’, 2016.
- [19] N. A. Petrov, L. Gorbatikh, and S. V. Lomov, ‘A parametric study assessing performance of eXtended Finite Element Method in application to the cracking process in cross-ply composite laminates’, *Composite Structures*, vol. 187, pp. 489–497, 2018.
- [20] J. B. Ransom and N. F. Knight, ‘Global/local stress analysis of composite panels’, *Computers & Structures*, vol. 37, no. 4, pp. 375–395, 1990.
- [21] E. F. Rybicki and M. F. Kanninen, ‘A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral’, *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 9, no. 4, Art. no. 4, 1977.
- [22] E. Ryskhewitch, ‘Compression Strength of Porous Sintered Alumina and Zirconia.: 9th Communication to Ceramography’, *J American Ceramic Society*, vol. 36, no. 2, pp. 65–68, 1953.
- [23] R. Vescovini, C. G. Dávila, and C. Bisagni, ‘Failure analysis of composite multi-stringer panels using simplified models’, *Composites Part B: Engineering*, vol. 45, no. 1, pp. 939–951, 2013.
- [24] S. R. Voleti, N. Chandra, and J. R. Miller, ‘Global-local analysis of large-scale composite structures using finite element methods’, *Computers & Structures*, vol. 58, no. 3, pp. 453–464, 1996.
- [25] J. D. Whitcomb, ‘Iterative global/local finite element analysis’, *Computers & Structures*, vol. 40, no. 4, pp. 1027–1031, Jan. 1991.