



HAL
open science

Spécificités du comportement mécanique des renforts de composites à fibres continues pendant leur mise en forme

Philippe Boisse

► To cite this version:

Philippe Boisse. Spécificités du comportement mécanique des renforts de composites à fibres continues pendant leur mise en forme. Journées Nationales sur les Composites 2017, École des Ponts ParisTech (ENPC), Jun 2017, 77455 Champs-sur-Marne, France. hal-01621618

HAL Id: hal-01621618

<https://hal.science/hal-01621618>

Submitted on 23 Oct 2017

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.

Spécificités du comportement mécanique des renforts de composites à fibres continues pendant leur mise en forme

Specificities of the mechanical behavior of continuous fiber composite reinforcements during forming

Philippe Boisse^{1,3}, Naim Naouar¹, Quentin Steer¹, Jie Wang¹,
Nahiène Hamila¹, Angela Madeo^{2,3}

1 : Université de Lyon, LaMCoS, INSA-Lyon, F-69621, France
e-mail : Philippe.Boisse@insa-lyon.fr

2 : Université de Lyon, LGCIE, INSA-Lyon, F-69621, France
e-mail : Angel.Madeo@insa-lyon.fr

3 : Institut Universitaire de France

Résumé

Dans le présent travail, on analyse le comportement mécanique de renforts 3D de composites à fibres continues. Ces renforts sont utilisés pour réaliser des préformes dans le procédé RTM (Resin Transfer Molding). Les renforts fibreux épais (jusqu'à quelques cm) analysés dans la présente étude nécessitent des éléments finis 3D et des modèles de comportement 3D. Celui-ci est spécifique : l'absence de matrice pendant la phase de préformage permet un glissement relatif entre les fibres. Ceci a une influence importante sur le comportement mécanique, sa modélisation et les différentes rigidités. Il sera montré que les modèles 3D des comportements mécaniques construits dans le cadre de l'hypothèse de Cauchy ne peuvent pas décrire correctement certains aspects de la déformation des renforts 3D fibreux. En particulier l'absence de prise en compte de la rigidité de flexion des fibres dans les modèles conduit à des différences par rapports aux résultats expérimentaux. Ceci est mis en évidence pour une flexion trois points réalisés sur des renforts interlocks de forte épaisseur. Pour pallier ces difficultés, deux approches sont présentées. Tout d'abord un modèle de comportement 3D de second gradient est proposé. Dans la seconde approche une courbure locale est déterminée à partir de la position des éléments voisins.

Abstract

The mechanical behavior of 3D reinforcements of continuous fiber composites is analyzed. These reinforcements are used to make preforms in the RTM (Resin Transfer Molding) process. The thick fibrous reinforcements analyzed in the present study require 3D finite elements and 3D behavior models. This mechanical behavior is specific: the absence of a matrix during the preforming phase allows relative sliding between the fibers. This has an important influence on the mechanical behavior, its modeling and the different rigidities. It will be shown that the 3D models of the mechanical behavior constructed within the framework of the Cauchy hypothesis cannot correctly describe some aspects of the deformation of the fibrous 3D reinforcements. In particular, the failure to take into account the flexural rigidity of the fibers in the models leads to differences compared to the experimental results. This is demonstrated in the case of a three-point bending of thick interlocks. To overcome these difficulties, two approaches are presented. First of all a model of 3D behavior of second gradient is proposed. In the second approach a local curvature is determined from the position of the neighboring elements.

Mots Clés : textiles/tissés, anisotropie, analyse élément finis, renforts de composites 3D

Keywords : fabrics/textiles, anisotropy, modelling, finite element analysis, 3D composite reinforcement

1. Introduction

Pendant la phase de préformage, les renforts fibreux de composite sont secs (la matrice est absente) et des mouvements relatifs entre les fibres peuvent avoir lieu. Ceci conduit à un comportement mécanique spécifique pour le renfort global. Seule la rigidité de tension dans la direction des fibres est grande. Toutes les autres rigidités sont faibles (cisaillement, flexion, compaction). La grande rigidité dans la direction des fibres conduit à des conditions de quasi inextensibilité dans ces directions [1,2]. La mise en forme des renforts textiles est possible grâce à des déformations de cisaillement qui restent compatibles avec les conditions d'inextensibilité. Malgré ces glissements relatifs entre les fibres, le renfort textile peut généralement être modélisé par un milieu continu. Si des efforts sont

réalisés pour développer des simulations aux échelles inférieures [3, 4], la plupart des logiciels de simulation du drapage (mise en forme des renforts fibreux) sont basés sur des approches macroscopiques de type milieux continus [5, 6]. L'objectif de la présente étude est de montrer qu'un modèle continu de type Cauchy n'est pas capable de décrire correctement de comportement mécanique d'un renfort fibreux. Cette incapacité sera montrée à l'aide d'un modèle simplifié. On présentera ensuite deux approches qui sortent de l'approche de Cauchy qui permettent de palier les difficultés mises en évidence.

2. Difficultés dans la modélisation du comportement du renfort fibreux par un modèle de Cauchy.

2.1 Flexion 3 points

Un test de flexion trois points en grandes transformations est réalisé sur un renfort interlock de carbone (épaisseur égale à 15 mm) [7]. Les mèches de chaîne et de trame sont dirigées suivant la longueur et la profondeur de l'éprouvette. La constitution fibreuse du renfort conduit à une déformation spécifique. Les sections initialement normales au plan moyen de l'éprouvette ne restent pas perpendiculaires après déformation. La géométrie déformée est principalement pilotée par la quasi-inextensibilité des fibres.

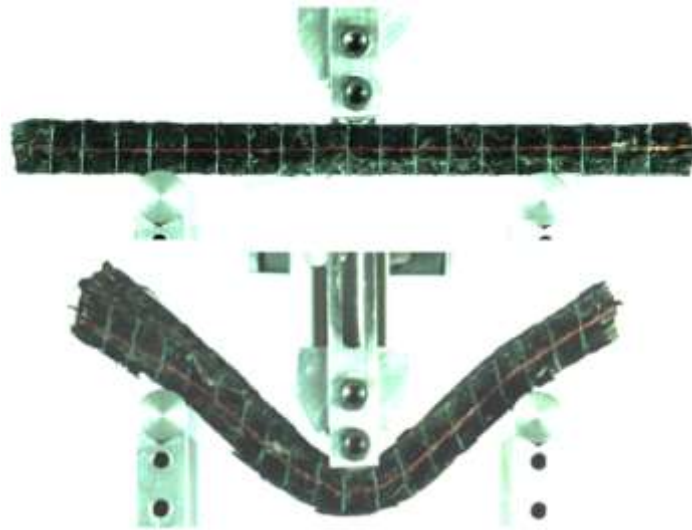


Fig. 1. Flexion trois points sur un renfort interlock.

2.2 Model hyperélastique anisotrope

Un modèle hyperélastique adapté aux renforts composites 3D comprenant deux directions de mèches (chaîne et trame) est considéré (c'est le cas des renforts interlocks) [8]. Les six modes de déformation considérés sont présentés Fig. 2 : extensions dans les directions chaîne et trame, compaction transverse, cisaillement dans le plan et les deux cisaillements transverses. Pour chacun de ces modes de déformation, un invariant 'physique' qui décrit ce mode est exprimé en fonction des invariants théoriques dont dépend l'énergie de déformation d'un matériau orthotrope [9, 10]. Il est supposé que les contributions des modes à l'énergie de déformation sont découplées :

$$w = w_{elong1}(I_{elong1}) + w_{elong2}(I_{elong2}) + w_{comp}(I_{comp}) + w_{cp}(I_{cp}) + w_{ct1}(I_{ct1}) + w_{ct2}(I_{ct2}) \quad (\text{Eq. 1})$$

Les énergies de déformation de l'Eq. 1 sont identifiées à partir de tests élémentaires (tensions dans les directions chaîne et trame, compaction, bias-extension test et tests de cisaillement transverse) [7,8].

2.2 Simulation basée sur le model hyperélastique.

La simulation du test de flexion trois points présentée Fig. 1 est réalisée en utilisant le modèle hyperélastique ci-dessus. Celui-ci est un modèle 3D de la mécanique des milieux continus classiques de Cauchy. La déformée obtenue (Fig. 3) est en accord correct avec la déformée expérimentale (Fig. 1) au moins pour ce qui concerne certains points. La flexion est obtenue par des grands cisaillements transverse et l'orientation des sections transverse calculée après déformation est en bonne correspondance avec l'expérience. Néanmoins les parties extérieures aux appuis restent presque horizontales, ce qui n'est pas le cas de l'expérience où elles sont quasi alignées avec les parties de l'éprouvette internes aux appuis.

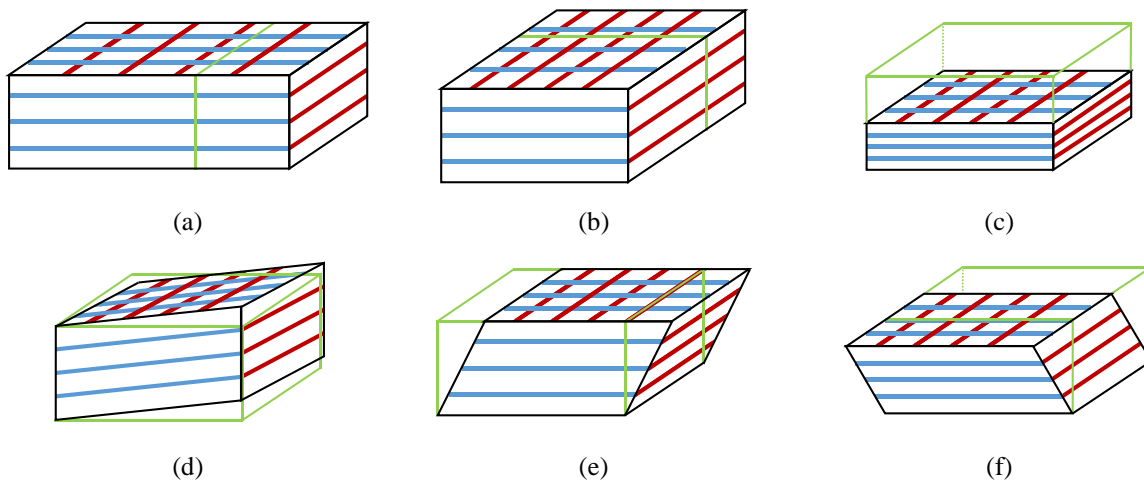


Fig. 2. Modes de déformation du renfort interlock 3D (a et b) extensions, (c) compaction transverse, (d) cisaillement dans le plan, (e et f) cisaillement transverse.

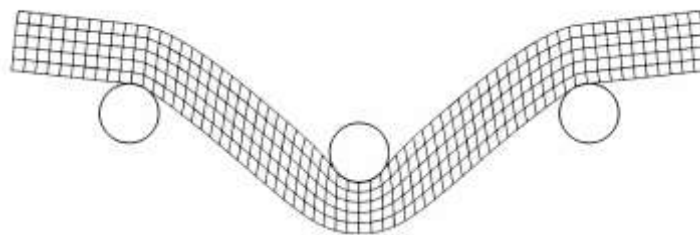


Fig. 3. Simulation de la flexion trois points d'un renfort interlock basée sur le modèle de Cauchy.

2.3 Les raisons des difficultés rencontrées pour modéliser un matériau fibreux par un modèle continu de Cauchy

Le comportement mécanique du renfort fibreux est de même nature que celui du système à barres représenté sur la Fig. 4. Toutes les connexions entre les barres sont articulées. Les barres sont quasi-inextensibles car leur rigidité est grande. La forme initiale est rectangulaire avec des barres

horizontales et verticales (Fig. 4a). Les noeuds dans le plan de symétrie central sont soumis à un déplacement vertical de 40 mm (de la même manière que le renfort fibreux sur les Fig. 1 et 3).

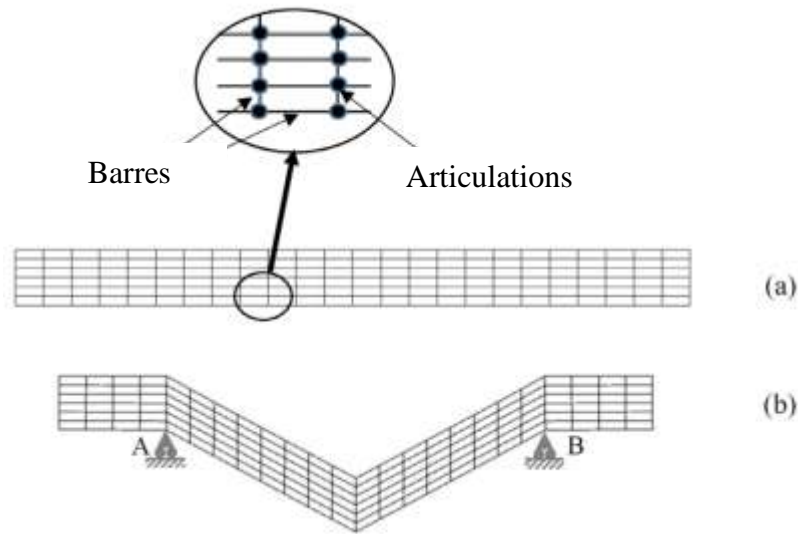


Fig. 4. Déformée d'une structure à barres articulées.

Les principales spécificités de la déformation obtenue par la simulation utilisant l'équation constitutive hyperélastique sont également obtenues par ce modèle très simple (Fig.4b). Les sections transversales restent quasi verticales. La flexion est due à la rigidité de cisaillement transversale très faible (égale à zéro dans le modèle de barre articulée). Cette rigidité de cisaillement transversale est faible dans le renfort fibreux en raison des glissements possibles entre les fibres. Les extrémités de l'échantillon extérieur aux supports restent horizontales dans les deux modèles car elles ne sont pas sollicitées. (Ces extrémités extérieures aux supports ne restent pas horizontales dans l'expérience de la Fig. 1). Dans la Fig. 5, des poutres horizontales (avec une petite rigidité de flexion) ont été ajoutées aux barres horizontales du système de barres défini Fig. 4. Par conséquent, une élévation des extrémités externes est obtenue ainsi qu'une courbure au centre de l'échantillon. Cette amélioration est possible ici parce que, bien que très simplifiée, le modèle de la Fig. 4 et 5 est une structure à laquelle il est possible d'ajouter, à l'échelle inférieure, des poutres qui modèlent la rigidité en flexion des fibres du renfort.

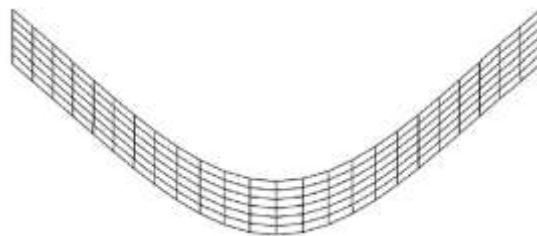


Fig. 5. Déformée de la structure à barre avec des poutres superposées.

Il n'y a pas de considération de flexion dans les modèles de Cauchy. La rigidité en cisaillement conduit à une rigidité de flexion globale. En ce qui concerne le modèle continu hyperélastique, la rigidité de cisaillement transversale détermine le comportement de flexion global du renforcement épais. Il est faible en raison du glissement possible entre les fibres Ceci conduit à une déformation de flexion spécifique d'un renfort fibreux avec de grandes déformations de cisaillement transversales et des

sections transversales qui restent quasi verticales. Les propriétés de cisaillement transversal doivent être faibles pour obtenir ce comportement de flexion global. Il n'est pas possible de prendre en compte en même temps la rigidité de flexion locale des fibres. Cependant, cette rigidité de flexion locale des fibres a des implications, comme le montre la Fig. 1 et la Fig. 5 par exemple en ce qui concerne l'orientation des extrémités de l'échantillon. C'est la raison de la difficulté d'une approche de Cauchy pour modéliser le comportement mécanique d'un matériau fibreux: dans cette approche de Cauchy, il n'est pas possible de tenir compte simultanément du glissement possible entre les fibres (ce qui conduit à une faible rigidité du cisaillement) et la rigidité locale de flexion des fibres.

Pour tenir compte de cette rigidité locale en flexion des fibres, qui est une propriété de la microstructure, il faut aller au-delà de la mécanique continue standard de Cauchy afin de modéliser à la fois la rigidité du cisaillement faible et la rigidité en flexion des fibres. Dans le paragraphe 3, une approche de second gradient est introduite dans ce but. Dans la section 4, la rigidité de flexion des fibres est prise en compte par l'ajout d'une rigidité relative aux courbures locales dans les éléments finis 3D.

3. Approche de second gradient

Afin de tenir compte de la flexion des fibres tout en restant dans un cadre mécanique continu, on peut utiliser une approche orthotrope hyperélastique de deuxième gradient pour les matériaux fibreux [11, 12]. Dans une théorie du deuxième gradient, on suppose que la densité d'énergie de la déformation dépend à la fois du tenseur de déformation \mathbf{C} et de son gradient:

$$W(\mathbf{C}, \nabla \mathbf{C}) = W_I(\mathbf{C}) + W_{II}(\nabla \mathbf{C}) \quad (\text{Eq. 2})$$

W_I est l'énergie de premier gradient de l'équation (1). L'énergie de déformation de deuxième gradient W_{II} permet de prendre en compte la flexion des fibres indépendamment du comportement du premier gradient.

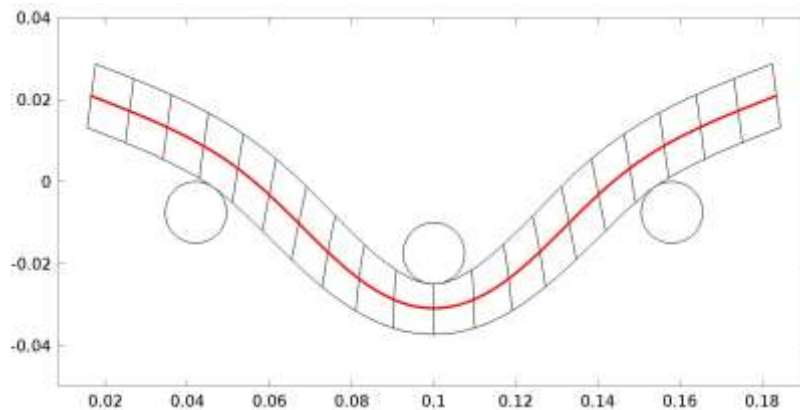


Fig. 6. Simulation de la flexion 3 points d'un renfort interlock utilisant une approche de second gradient.

La Fig. 6 montre la déformée obtenue pour la flexion trois points d'un renfort fibreux interlock lorsqu'on considère une énergie de deuxième gradient telle que développée dans [12]. Cette déformée est en accord satisfaisant avec la géométrie déformée expérimentale (Fig. 1).

4. Éléments finis 3D avec prise en compte de la rigidité de courbure

On a montré, au paragraphe 2, que la rigidité de flexion induite par le cisaillement transverse dans le comportement hyperélastique global est trop faible pour être représentative de la vraie rigidité de flexion. Dans ce paragraphe, une rigidité de flexion indépendante est prise en compte. Elle est liée à la courbure locale des éléments finis 3D utilisés dans la simulation. La courbure est calculée à partir de la position des éléments voisins. Cette détermination de la courbure à partir de la position des

éléments voisins est utilisée pour certains éléments de coque [13, 14]. La Fig. 7 montre les points des éléments voisins utilisés pour calculer les courbures. Les courbures d'un triangle interne sont calculées à partir des positions des triangles adjacents. Les moments de flexion sont liés aux courbures par une loi de comportement. Cela conduit aux efforts intérieurs nodales liées à la courbure [7, 15, 16]. La Fig. 8 montre la simulation de la flexion trois points en utilisant cet élément fini avec une rigidité de flexion locale ajoutée. La forme déformée calculée est en accord avec la déformée expérimentale (Fig. 1) en particulier en ce qui concerne l'élévation des extrémités et le rayon de courbure au centre de l'échantillon. D'autres exemples d'utilisations du second gradient et de la prise en compte de la courbure sont détaillés dans [17, 18].

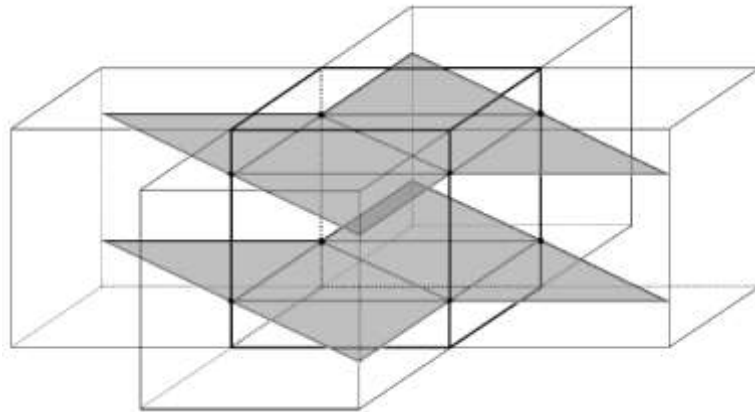


Fig. 7. Triangles définis par les éléments voisins et utilisés pour le calcul des courbures.

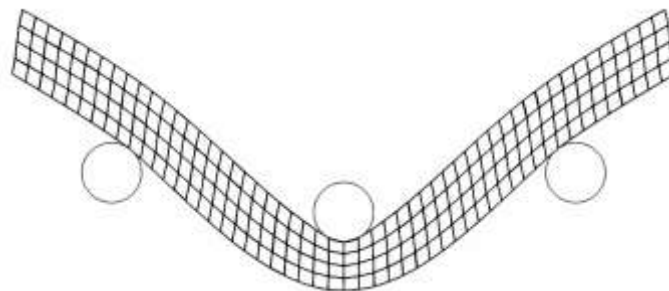


Fig. 8. Simulation de la flexion trois point d'un renfort fibreux interlock avec une rigidité de flexion additionnelle.

5. Conclusion

Si un modèle mécanique continu macroscopique 3D peut être utilisé dans la plupart des cas pour modéliser les grandes déformations de renforts composites fibreux, la mécanique des milieux continus standard entraîne certaines difficultés. Ceci est dû à l'incapacité d'une telle approche à décrire à la fois les raideurs de cisaillement qui doivent être faibles en raison du glissement possible entre les fibres et la rigidité de flexion des fibres. L'incapacité à prendre en compte cette rigidité en flexion des fibres conduit à des déformées erronées. Deux familles d'approches ont été proposées pour éviter ces difficultés. Les approches de milieux continus généralisés, en particulier le second gradient, permettent d'ajouter des énergies de déformation liées à la rigidité locale de flexion des fibres. Une autre possibilité consiste à compléter les efforts nodaux intérieurs d'éléments finis 3D en ajoutant des contributions liées à la courbure de l'élément, en utilisant par exemple les déplacements des éléments voisins. Ces deux approches évitent les difficultés associées à la mécanique des milieux continus de Cauchy car la rigidité en flexion des fibres peut être prise en compte indépendamment de

la rigidité du cisaillement. Ces deux approches sont assez simples à mettre en œuvre dans les logiciels de simulation.

Références

- [1] Spencer, A. J. M. (2000). Theory of fabric-reinforced viscous fluids. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 31(12), 1311-1321.
- [2] Dell’Isola, F., & Steigmann, D. (2015). A two-dimensional gradient-elasticity theory for woven fabrics. *Journal of Elasticity*, 118(1), 113-125.
- [3] Durville, D. (2010). Simulation of the mechanical behaviour of woven fabrics at the scale of fibers. *International journal of material forming*, 3(2), 1241-1251.
- [4] El Said, B., Ivanov, D., Long, A. C., & Hallett, S. R. (2016). Multi-scale modelling of strongly heterogeneous 3D composite structures using spatial Voronoi tessellation. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 88, 50-71.
- [5] De Luca, P., Lefebure, P., & Pickett, A. K. (1998). Numerical and experimental investigation of some press forming parameters of two fibre reinforced thermoplastics: APC2-AS4 and PEICETEX. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 29(1), 101-110.
- [6] Hsiao, S. W., & Kikuchi, N. (1999). Numerical analysis and optimal design of composite thermoforming process. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 177(1), 1-34.
- [7] Mathieu, S. (2014). Mechanical behavior modeling of CMC interlocks through the forming and pyrolysis processes (Doctoral dissertation, PhD thesis University of Lyon, France).
- [8] Charmetant, A., Orliac, J. G., Vidal-Sallé, E., & Boisse, P. (2012). Hyperelastic model for large deformation analyses of 3D interlock composite preforms. *Composites Science and Technology*, 72(12), 1352-1360.
- [9] Boehler, J. P. (1978). Lois de comportement anisotrope des milieux continus. *Journal de mécanique*, 17(2), 153-190.
- [10] Itskov, M. (2000). On the theory of fourth-order tensors and their applications in computational mechanics. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 189(2), 419-438.
- [11] Ferretti, M., Madeo, A., Dell’Isola, F., & Boisse, P. (2014). Modeling the onset of shear boundary layers in fibrous composite reinforcements by second-gradient theory. *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik*, 65(3), 587-612.
- [12] Madeo, A., Ferretti, M., Dell’Isola, F., & Boisse, P. (2015). Thick fibrous composite reinforcements behave as special second-gradient materials: three-point bending of 3D interlocks. *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik*, 66(4), 2041-2060.
- [13] Sabourin, F., & Brunet, M. (1995). Analysis of plates and shells with a simplified three node triangular element. *Thin-walled structures*, 21(3), 209-223.
- [14] Onate, E., & Zárata, F. (2000). Rotation-free triangular plate and shell elements. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 47(1-3), 557-603.
- [15] Mathieu, S., Hamila, N., Bouillon, F., & Boisse, P. (2015). Enhanced modeling of 3D composite preform deformations taking into account local fiber bending stiffness. *Composites Science and Technology*, 117, 322-333.
- [16] Mathieu, S., Hamila, N., Dupé, F., Descamps, C., & Boisse, P. (2016). Stability of 3D Textile Composite Reinforcement Simulations: Solutions to Spurious Transverse Modes. *Applied Composite Materials*, 23, pp 739-760
- [17] Boisse, P., Hamila, N., & Madeo, A. (2016). The difficulties in modeling the mechanical behavior of textile composite reinforcements with standard continuum mechanics of Cauchy. Some possible remedies. *International Journal of Solids and Structures*. On line.
- [18] Liang B., Hamila N., Peillon M., Boisse P., (2014) Analysis of thermoplastic prepreg bending stiffness during manufacturing and of its influence on wrinkling simulations. *Composites: Part A* 67, 111-122