



**HAL**  
open science

# Étude de l'origine physique de la non linéarité élastique en traction et compression des unidirectionnels à fibres continues de carbone

Vincent Keryvin, Kylian Mahé-Flahaut, Jean-Claude Grandidier, Cédric Bernard, Adrien Marchandise

## ► To cite this version:

Vincent Keryvin, Kylian Mahé-Flahaut, Jean-Claude Grandidier, Cédric Bernard, Adrien Marchandise. Étude de l'origine physique de la non linéarité élastique en traction et compression des unidirectionnels à fibres continues de carbone. JNC23: Journées Nationales sur les Composites 2023, AMAC, UFC, Supmicrotech-ENSMM, CNRS, Jul 2023, Besançon, France. hal-04606806

**HAL Id: hal-04606806**

**<https://hal.science/hal-04606806>**

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.

# Étude de l'origine physique de la non linéarité élastique en traction et compression des unidirectionnels à fibres continues de carbone

## *Physical origins of the non linear elastic behaviour of continuous CFRP plies*

Vincent Keryvin<sup>1</sup>, Kylian Mahé-Flahaut<sup>1</sup>, Jean-Claude Grandidier<sup>2</sup>, Adrien Marchandise<sup>3</sup>, Cédric Bernard<sup>1</sup>

1 : Univ. Bretagne Sud, UMR CNRS 6027, IRDL, 56321 Lorient, France  
e-mail : vincent.keryvin@univ-ubs.fr, kylian.mahe-flahaut@univ-ubs.fr, cedric.bernard@univ-ubs.fr

2 : ISAE-ENSMA, F-86360 Chasseneuil-du-Poitou, France  
e-mail : jean-claude.grandidier@ensma.fr

3 : Avel Robotics, F-56100 Lorient, France  
e-mail : marchandise@avelrobotics.com

### Résumé

Les stratifiés composites unidirectionnels à fibres continues de carbone présentent un comportement élastique non linéaire, caractérisé par une rigidification sous tension et un assouplissement en compression. Il a été montré, pour une plage de déformation réduite, que cette non linéarité est due au matériau constitutif des plis et que la contribution du défaut d'ondulation des fibres interne aux plis est négligeable. Cependant, l'étude n'a pas été menée sur l'ensemble de la plage de déformation des stratifiés i.e. jusqu'à rupture. C'est l'objet de ce papier, qui utilise des résultats expérimentaux d'essais de flexion quatre points et un modèle numérique de cet essai. L'évolution de la position de la fibre neutre avec le chargement est prise comme indicateur du comportement non linéaire. L'introduction des quatre paramètres (déterminés expérimentalement) caractérisant la non linéarité dans le modèle numérique permet de mettre en évidence la contribution évidente du matériau dans la non linéarité en début de chargement. Parallèlement, la contribution géométrique d'ondulation de fibre est déterminée à l'aide d'un modèle numérique non local. Sa contribution à la non linéarité est évaluée.

### Abstract

Unidirectional continuous carbon fibre composite laminates exhibit non-linear elastic behaviour, characterised by stiffening under tension and softening under compression. It has been shown, for a small range of deformation, that this non-linearity is due to the ply material and that the contribution of the ply-inner fibre waviness is negligible. However, the study was not carried out over the entire deformation range of the laminates, i.e. up to failure. This is the purpose of this paper, which uses experimental results from four-point bending tests and a numerical model of this test. The evolution of the position of the neutral fibre with loading is taken as an indicator of the non-linear behaviour. The introduction of the four (experimentally determined) parameters characterising the non-linearity into the numerical model allows to highlight the obvious contribution of the material to the non-linearity at the beginning of the loading. At the same time, the geometric contribution of fibre waviness is determined using a non-local numerical model. Its contribution to the non-linearity is evaluated.

**Mots Clés** : composites ; fibres de carbone ; défaut ; flexion ; modélisation non-locale

**Keywords** : composites ; carbon fibres ; defect ; bending ; non-local modelling

## 1. Introduction

Les stratifiés composites unidirectionnels (UD) à fibres continues de carbone (CFRP) présentent un comportement élastique non linéaire, caractérisé par une rigidification sous tension et un assouplissement en compression [1].

Keryvin et al. [2] ont montré que des essais de flexion quatre points (F4P) associés à une procédure de post-traitement spécifique permettent de mettre en évidence ce comportement élastique non-linéaire par visualisation du décalage de fibre neutre et d'extraire quatre paramètres décrivant la non linéarité. Les résultats ont été validés par comparaison à un modèle numérique de F4P. Dans la continuité de ces travaux, Keryvin et al. [3] ont confirmé que la méthodologie employée dans [2] est bien fondée, par essais de traction sur fibres unitaires (*Single Fibre Tests*, SFT), par comparaison à des essais de compression et par comparaison aux résultats de la littérature.

Par ailleurs, les mêmes auteurs ont montré [3], à l'aide du modèle non-local de Grandidier et al. [4], que sur une plage de déformation de [0.1 - 0.5 %], la contribution géométrique (due au désalignement des fibres dans le pli) dans le comportement élastique non linéaire est très faible face à la non linéarité matériau. Le comportement élastique non linéaire des UD CFRP, pour cette plage de déformation, est donc dû au matériau constitutif des plis. Une comparaison entre des stratifiés UD à fibres de carbone constitués de différentes matrices (pour une même fibre), a d'ailleurs permis de montrer qu'il est inhérent aux fibres de carbone, dont le comportement élastique non linéaire a été mis en évidence par le passé [5, 6, 7].

Dans cette étude, il est question de déterminer si la contribution géométrique devient prépondérante vis-à-vis de la contribution matériau sur le comportement élastique non linéaire des UD CFRP, en considérant toute leur plage de déformation i.e. jusqu'à rupture. On s'intéresse à un stratifié à fibres de module intermédiaire (IM), dont la rupture intervient à environ 1,2% de déformation.

## 2. Matériau et méthodes

### 2.1. Matériau

Chaque pli UD est composé d'une matrice epoxy Gurit Se84LV et de fibres de carbone à module intermédiaire Hexcel IM2C. Leurs modules élastiques longitudinaux de traction respectifs sont donnés à 3.8 et 296 GPa. Le diamètre des fibres est de 5.2  $\mu\text{m}$  [8]. Le taux volumique de fibres est de 56.6%.

Le stratifié est composé de 11 blocs de plis de grammage 300 g/m<sup>2</sup> suivant la séquence [+45° | 0<sub>6</sub>° | +45°/-45° | 0<sub>4</sub>° | -45° | 0<sub>2</sub>°]<sub>S</sub>. La plaque est fabriquée par Avel Robotics et drapée à l'aide d'un robot de placement de fibres automatisé (*Automated Fibre Placement*, AFP) Coriolis C1. La cuisson est réalisée en un seul cycle. Pour plus de détails sur le procédé de fabrication des plaques, se référer à [2]. Les plaques sont usinées par découpe jet d'eau pour obtenir des éprouvettes de dimensions : 500 x 30 x 10 mm<sup>3</sup>. Pour chaque éprouvette, l'épaisseur  $h$  et la largeur  $b$  sont mesurées au pied à coulisse. L'épaisseur de chaque bloc de plis est mesurée par microscopie optique et permet de connaître l'épaisseur de chaque pli : 300 µm.

## 2.2. Essais de flexion quatre points et post-traitement

Les essais de flexion 4 points (F4P) sont réalisés avec une machine d'essai universelle (Instron 5567, cellule de force 30 kN). La distance entre les rouleaux supérieurs, où est localisée la flexion pure, est de 90 mm et la distance entre les rouleaux inférieurs est de 460 mm. Des patins en polyéthylène de 3 mm d'épaisseur sont positionnés sous les rouleaux supérieurs (de diamètre 10 mm) pour réduire les concentrations de contraintes. Deux jauges de déformation uniaxiale Kyowa (longueur 10 mm) sont collées sur chaque éprouvette : une au centre de la face en compression et une au centre de la face en traction. Le déplacement de la traverse est imposé à 5 mm/min. Huit éprouvettes sont testées jusqu'à rupture : quatre avec la "face moule" en compression et quatre avec la "face bache" (i.e. côté contre-plaque) en compression. La force appliquée par la traverse et les deux signaux de jauge sont relevés au cours de l'essai et synchronisés.

La position de la fibre neutre de chaque poutre vis-à-vis de sa fibre moyenne ( $\lambda$ ) est déterminée à l'aide des déformations longitudinales mesurées par les jauges sur la face en compression ( $\varepsilon_C^g$ ) et sur la face en traction ( $\varepsilon_T^g$ ) par (Eq. 1), où  $h$  est l'épaisseur du stratifié.

$$\lambda = -\frac{h}{2} \frac{\varepsilon_C^g + \varepsilon_T^g}{\varepsilon_C^g - \varepsilon_T^g} \quad (\text{Eq. 1})$$

Les propriétés élastiques du pli UD sont extraites suivant la méthode décrite dans [2]. L'hypothèse que le module axial des plis à 0° dépend linéairement de la déformation longitudinale est retenue. Ainsi :

$$\begin{aligned} E_T^{UD} &= E_{T0}^{UD} + \beta \times \varepsilon_T^{UD} \\ E_C^{UD} &= E_{C0}^{UD} + \alpha \times \varepsilon_C^{UD} \end{aligned} \quad (\text{Eq. 2})$$

(Eq. 2) introduit les quatre paramètres caractérisant la non linéarité du comportement élastique :

- $E_{T0}^{UD}$  : le module de traction initial du pli à 0°, en [GPa];
- $E_{C0}^{UD}$  : le module de compression initial du pli à 0°, en [GPa];
- $\beta$  : le coefficient de croissance linéaire du module de traction avec la déformation de l'UD en traction ( $\varepsilon_T^{UD}$ ), en [GPa/%];
- $\alpha$  : le coefficient de décroissance linéaire du module de compression avec la déformation de l'UD en compression ( $\varepsilon_C^{UD}$ ), en [GPa/%].

## 2.3. Modèle numérique non local : BNL

La contribution du défaut d'ondulation dans le comportement élastique non linéaire du pli est déterminée à l'aide du modèle non local de Granddier et al. [4] : le *Beam Non Local model*, ou BNL.

L'approche se situe dans la continuité des travaux de Drapier et al. [9], qui ont développé un modèle numérique non local de rupture en compression des stratifiés CFRP à fibres continues par microflambage plastique. Ce modèle en deux dimensions (2D) à l'échelle mésoscopique permet de considérer à la fois la plasticité de la matrice, le défaut d'ondulation et les effets de structure dans le calcul de résistance en compression. Dans ce modèle, l'équilibre du milieu est décrit par une approche énergétique type Principe des Travaux Virtuels, où l'énergie de flexion des fibres est distribuée sur l'ensemble du domaine  $\Omega$  pour tenir compte de l'instabilité générée par le défaut d'ondulation.

Le BNL généralise cette approche en trois dimensions et se distingue du modèle de Drapier et al. par la possibilité d'utiliser les éléments finis directement disponibles dans les codes de calcul. Pour cela, la formulation de Drapier et al. est modifiée telle qu'à la fois l'énergie de flexion et l'énergie de tension/compression des fibres soient distribuées sur le domaine. Il est ainsi possible d'associer, numériquement, des éléments poutre dont les dimensions sont calculées telles que l'énergie totale de tension/compression et flexion de l'ensemble des poutres soit égale à cette même énergie portée par l'ensemble des fibres, à des éléments continus reprenant les propriétés transverses et de cisaillement du pli UD. Les éléments sont liés aux nœuds. Pour plus de détails sur la théorie associée au modèle, se référer à [4].

Dans cette étude, le BNL est mis en œuvre avec le code de calcul Abaqus en deux dimensions par l'intermédiaire d'un volume élémentaire représentatif carré de 1.6 x 1.6 mm<sup>2</sup>. Il est constitué de 6400 éléments poutres (B22) et 6480 éléments continus (CPS8). Le défaut d'ondulation initial, considéré sinusoïdal uniforme et en phase pour la fraction volumique de fibres donnée, est caractérisé par son amplitude et par le nombre d'onde sur la longueur. Ces valeurs sont de 2.22 µm et 4 pour un défaut d'ondulation de 1°. Les propriétés matériau sont identiques à celles présentées dans [3].

## 2.4. Modèle numérique de flexion 4 points

Le modèle numérique de F4P présenté dans [2] est utilisé pour comparer l'évolution de la position de la fibre neutre pendant le chargement déterminée expérimentalement à celle calculée par le modèle. Il s'agit d'un modèle en trois dimensions, où l'éprouvette, de longueur 460 mm et largeur 30 mm, est modélisée par son plan moyen avec des éléments coque à quatre nœuds qui suivent la cinématique d'Euler-Bernoulli (grandes rotations, petites déformations). Chaque élément comporte un point d'intégration dans le plan (intégration réduite) et 3 points d'intégration dans l'épaisseur. L'empilement des 32 plis et leurs orientations sont définis. Le comportement élastique non linéaire longitudinal en traction et compression est défini à l'aide d'une routine utilisateur *User Defined Field*.

### 3. Résultats et discussions

#### 3.1. Résultats expérimentaux

La position de la fibre neutre par rapport au plan moyen pendant le chargement, pris comme indicateur du comportement non linéaire des UD dans [2], est tracée sur la (Fig.1). Pour cette éprouvette représentative du lot, on observe un décalage allant jusqu'à quasiment 0.3 mm en fin de chargement, soit l'épaisseur d'un pli.

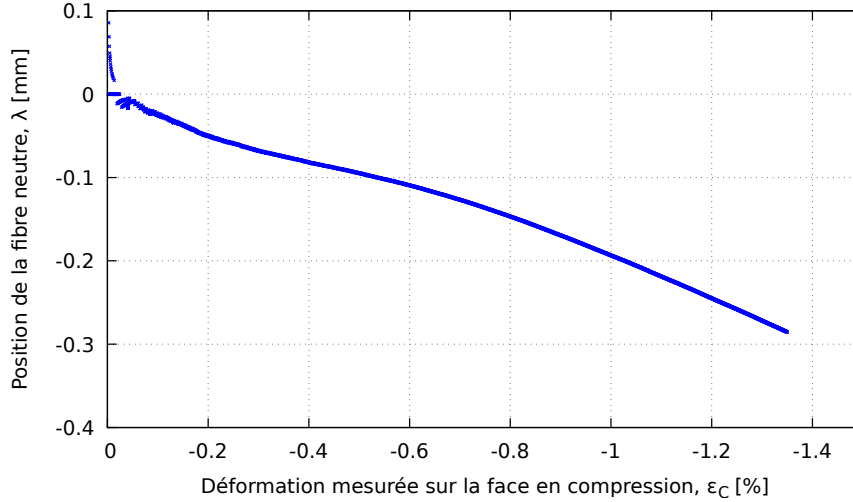


FIG. 1. – Essais de F4P : décalage de fibre neutre pendant le chargement calculé à partir des déformations mesurées par les jauges suivant (Eq. 1) pour une éprouvette représentative du lot

Les paramètres de non linéarité déterminés selon [2] sur toute la plage de déformation (i.e. jusqu'à rupture) et pour l'ensemble du lot sont consignés dans (Tab.1). Les modules élastiques initiaux sont égaux ( $\approx 169$  GPa). L'augmentation de rigidité en traction est de 8 GPa/% et la perte de rigidité en compression est de 38 GPa/%, soit un peu plus d'un facteur 4 entre les deux (à l'avantage de la perte de rigidité en compression).

	Extraction sur toute la plage de déformation	Extraction sur la plage [0 : 0.5 %]	BNL
$E_{C0}^{UD}$ [GPa]	$170 \pm 3$	$164 \pm 3$	$167.6 \pm 0.0$
$\alpha$ [GPa/%]	$38 \pm 3$	$13.1 \pm 5.6$	[0 : 0.5 %] $1.2 \pm 0.03$ [0.5 : 1 %] $2.5 \pm 0.1$ [1 : 1.5 %] $6.8 \pm 0.6$
$E_{T0}^{UD}$ [GPa]	$168 \pm 2$	$165 \pm 4$	$167.7 \pm 0.01$
$\beta$ [GPa/%]	$8 \pm 1$	$22.6 \pm 6.4$	$0.565 \pm 0.02$

TAB. 1. – Paramètres de non linéarité identifiés durant l'étude

Si l'on intègre ces paramètres matériau dans le modèle de F4P numérique, il est possible de comparer l'évolution de la position de la fibre neutre par rapport au plan moyen déterminée expérimentalement à celle du modèle numérique. La comparaison est présentée (Fig.2). Le modèle numérique permet de décrire l'allure globale du décalage de fibre neutre en fonction de la déformation mesurée sur la face en compression,  $\epsilon_C$ .

Cependant, les paramètres de non linéarité extraits des mesures réalisées sur toute la plage de déformation des éprouvettes ne permettent pas de déterminer l'origine du comportement non linéaire.

#### 3.2. Contribution matériau sur le décalage de fibre neutre

C'est pourquoi les paramètres de non linéarité sont ici extraits sur la plage de déformation [0 : 0.5 %] mesurée par la jauge en compression. En effet, Keryvin et al. ont montré dans [2] que sur cette plage, le comportement non linéaire des UD est imputable au matériau et que la contribution géométrique (ondulation de fibre) est négligeable.

Les paramètres non linéaires extraits sur la plage de déformation [0.1 : 0.5 %] sont consignés dans (Tab.1). Ici encore, les modules initiaux sont égaux ( $\approx 165$  GPa). L'augmentation de rigidité en traction est de 23 GPa/% et la perte de rigidité en compression est de 13 GPa/%. Dans ce cas, la rigidification en traction est donc deux fois supérieure à l'assouplissement en compression.

En intégrant ces quatre paramètres de non linéarité dans le modèle numérique de F4P, il est possible de comparer l'évolution de la position de la fibre neutre par rapport au plan moyen en fonction de  $\epsilon_C$  calculée à partir des mesures de déformation expérimentales à celle déterminée grâce au modèle numérique. La comparaison est réalisée sur la (Fig.3). Comme attendu, le modèle numérique modifié permet de mieux décrire le comportement de l'UD sur le début de la plage de déformation.

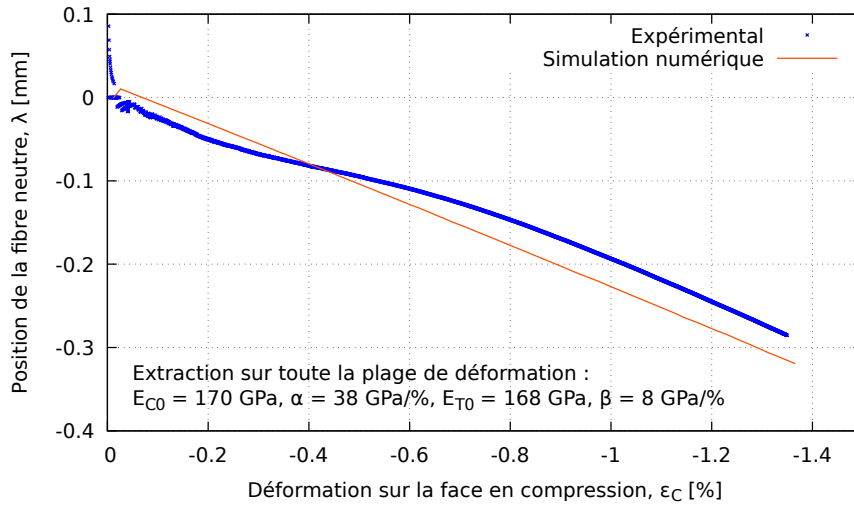


FIG. 2. – Comparaison du décalage de fibre neutre calculé à partir des déformations mesurées par les jauges lors des essais F4P au décalage calculé à partir des résultats du modèle numérique de F4P intégrant les paramètres de non linéarité extraits des données expérimentales sur toute la plage de déformation

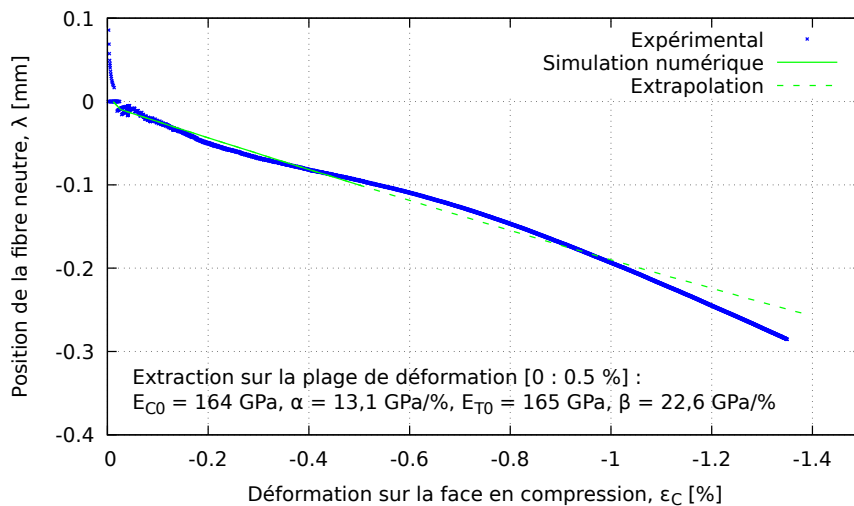


FIG. 3. – Comparaison du décalage de fibre neutre calculé à partir des déformations mesurées par les jauges lors des essais F4P au décalage calculé à partir des résultats du modèle numérique de F4P intégrant les paramètres de non linéarité extraits des données expérimentales sur [0.1 : 0.5 %]

Cependant, à partir de 1 % de déformation de la face en compression, les courbes commencent à diverger : le modèle numérique intégrant les paramètres de non linéarité extraits sur [0.1 : 0.5 %] ne permet plus de décrire correctement le décalage de fibre neutre ; peut-être la contribution du défaut d'ondulation entre-t-elle en jeu pour expliquer cette divergence.

### 3.3. Contribution géométrique

La contribution géométrique dans le comportement non linéaire est déterminée à l'aide du BNL. Un défaut d'ondulation de  $1^\circ$ , jugé représentatif dans [10], est considéré et introduit dans le modèle. La (Fig.4) décrit l'évolution du module axial du pli UD due au défaut d'ondulation en traction et en compression. A 1.5 % de déformation, l'augmentation de rigidité en traction est d'environ 0.5 % et la perte de rigidité en compression est d'environ 3.3 %. La contribution relative du défaut d'ondulation dans l'augmentation de rigidité de l'UD en traction et dans la perte de rigidité en compression est présentée dans (Tab.2). A 1.5 % de déformation (absolue), elle est de 7 % en traction et de 10 % en compression.

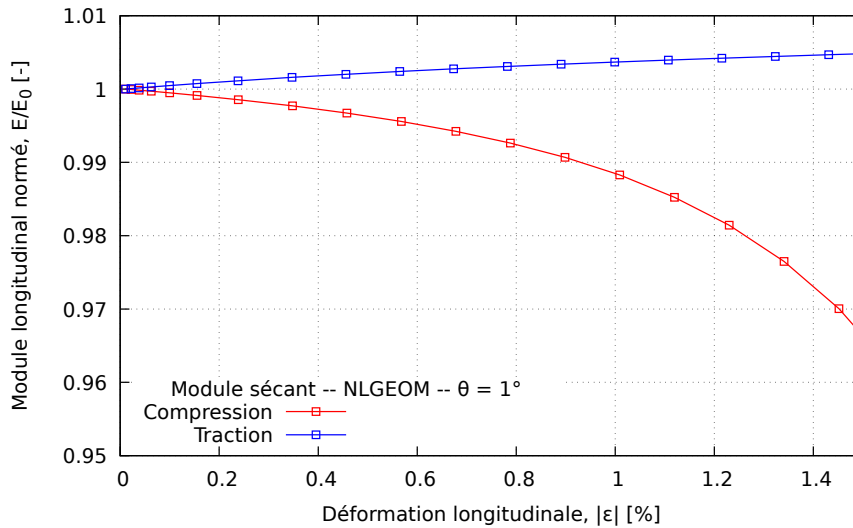


FIG. 4. – Effet du désalignement de fibre ( $\theta$ ) sur l'évolution de la rigidité de l'unidirectionnel en traction et compression en fonction de la déformation subie, déterminée par le BNL

$ \varepsilon  = 1.5 \%$ , $\theta = 1^\circ$	Expérimental (F4P)	Numérique (BNL)	Contribution (BNL/F4P)
Augmentation de rigidité en traction [%]	7	0.5	7
Perte de rigidité en compression [%]	33	3.3	10

TAB. 2. – Contribution relative d'un défaut d'ondulation de  $1^\circ$  dans l'augmentation de rigidité en traction et dans la perte de rigidité en compression telle que calculée par le modèle numérique BNL. La contribution correspond au rapport entre la valeur calculée à l'aide du BNL et celle obtenue par essais de F4P.

Il est possible de déterminer des coefficients de non linéarité  $\alpha$  et  $\beta$  (ici dûs au défaut d'ondulation) comparables à ceux déterminés expérimentalement, en considérant que l'évolution du module axial en compression en fonction de la déformation est linéaire par morceaux sur les intervalles [0 : 0.5 %], [0.5 : 1 %] et [1 : 1.5 %]. Les résultats sont consignés dans (Tab.1). De cette manière, l'augmentation de rigidité en traction due au défaut d'ondulation est de 0.565 GPa/% et la perte de rigidité en compression due au défaut d'ondulation varie de 1.2 GPa/% pour un faible niveau de déformation à 6.8 GPa/% pour une déformation supérieure à 1 %.

Pour observer l'influence du défaut d'ondulation sur l'évolution de la position de la fibre neutre avec le chargement, les paramètres de non linéarité déterminés par le BNL sont intégrés dans le modèle de F4P numérique. La (Fig.5) présente une comparaison du décalage de fibre neutre déterminé expérimentalement au décalage de fibre neutre calculé avec le modèle de F4P numérique, d'une part lorsque celui-ci prend en compte la non linéarité d'origine matériau (NLMAT) déterminée expérimentalement sur [0.1 : 0.5 %] et décrite en section précédente, et d'autre part cette non linéarité d'origine matériau associée à la non linéarité d'origine géométrique (défaut d'ondulation). On observe que, bien que faible, la contribution géométrique dans le décalage de fibre neutre n'est pas négligeable. Elle fait augmenter légèrement le décalage de fibre neutre (de l'ordre de 0.02 mm).

## 4. Conclusion et perspectives

Pour déterminer l'origine du comportement élastique non linéaire des stratifiés unidirectionnels (UD) à fibres continues de carbone (CFRP) sur l'ensemble de leur plage de déformation, nous avons comparé les résultats d'essais de flexion quatre points (F4P) à ceux de simulations numériques. Des UD à fibres de module intermédiaire (IM) sont étudiés. L'évolution de la position de la fibre neutre pendant le chargement, par rapport au plan moyen du stratifié, est pris comme indicateur de la non linéarité. Les essais de flexion quatre points permettent d'un côté, à l'aide des mesures de déformations sur les faces en traction et en compression du stratifié, de connaître l'évolution de la position de la fibre neutre, et également d'extraire quatre paramètres caractéristiques du comportement non linéaire. Dans ces travaux, le modèle numérique de F4P a d'abord été validé par comparaison entre le décalage de fibre neutre déterminé expérimentalement et celui calculé grâce au modèle numérique, lorsque celui-ci intègre les quatre paramètres de non linéarité déterminés

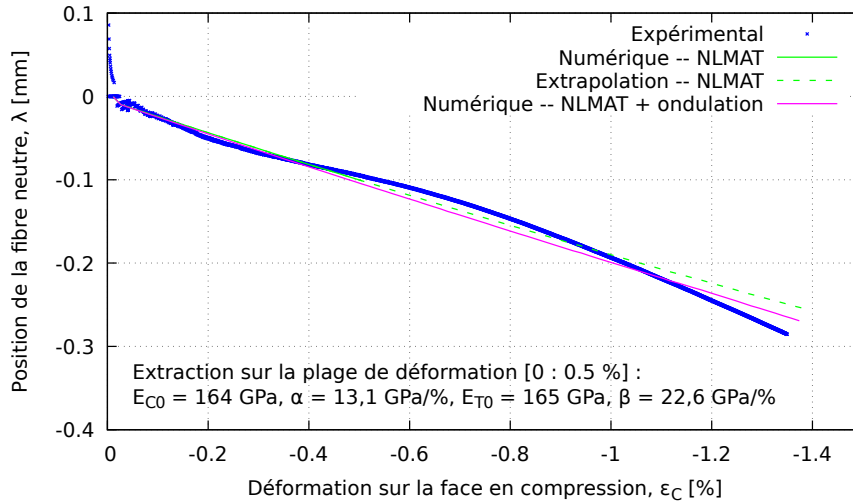


Fig. 5. – Comparaison du décalage de fibre neutre calculé à partir des déformations mesurées par les jauges lors des essais F4P au décalage calculé à partir des résultats du modèle numérique de F4P intégrant les paramètres de non linéarité matériau (NLMAT) extraits des données expérimentales sur [0.1 : 0.5 %] et la contribution géométrique due au défaut d'ondulation déterminée par le BNL

(à partir des essais) sur toute la plage de déformation de l'UD. Ensuite, la même comparaison a été réalisée avec le modèle numérique de F4P modifié pour considérer les paramètres de non linéarité déterminés sur une plage de déformation réduite à [0.1 : 0.5 %]. En effet, il a été montré que sur cette plage de déformation, l'élasticité non linéaire de l'UD est d'origine matériau. Ce deuxième modèle numérique permet une meilleure corrélation aux résultats expérimentaux – en ce qui concerne le décalage de fibre neutre – que le précédent lorsque la déformation sur la face en compression est inférieure à 1 %. Passée cette valeur, les courbes divergent.

C'est pourquoi un modèle numérique non local (le BNL) a finalement été utilisé pour évaluer la contribution géométrique (i.e. du défaut d'ondulation) dans le comportement élastique non linéaire. La géométrie participe à hauteur de 7 % à l'augmentation de rigidité en traction et 10 % à l'assouplissement en compression. Cette contribution n'est donc pas négligeable.

## Remerciements

## Références

- [1] M. Wisnom « Limitations of Linear Elastic Bending Theory Applied to Four Point Bending of Unidirectional Carbon Fibre-Epoxy », in : 31st Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, American Institute of Aeronautics and Astronautics, Long Beach, CA, U.S.A., , pp. 740–747, 1990.
- [2] V. Keryvin, A. Marchandise, P. Y. Mechin, J. C. Grandidier « Determination of the longitudinal non linear elastic behaviour and compressive strength of a CFRP ply by bending tests on laminates », *Composites Part B : Engineering* Vol. 187, pp. 107863, 2020, ISSN 1359-8368.
- [3] V. Keryvin, A. Marchandise, J. C. Grandidier « Non-linear elastic longitudinal behaviour of continuous carbon fibres/epoxy matrix composite laminae : Material or geometrical feature ? », *Composites Part B : Engineering* Vol. 247, pp. 110329, 2022, ISSN 1359-8368.
- [4] J.-C. Grandidier, A. B. Channakeshava, R. Mazziotta « A non-local model to analyse 2D and 3D microbuckling of long carbon fibre epoxy material », *Composite Structures* Vol. 277, pp. 114531, 2021, ISSN 0263-8223.
- [5] G. J. Curtis, J. M. Milne, W. N. Reynolds « Non-Hookean Behaviour of Strong Carbon Fibres », *Nature* Vol. 220 n° 5171, pp. 1024–1025, 1968, ISSN 0028-0836, 1476-4687.
- [6] J. D. H. Hughes « Strength and modulus of current carbon fibres », *Carbon* Vol. 24 n° 5, pp. 551–556, 1986, ISSN 0008-6223.
- [7] M. Shioya, E. Hayakawa, A. Takaku « Non-hookean stress-strain response and changes in crystallite orientation of carbon fibres », *Journal of Materials Science* Vol. 31 n° 17, pp. 4521–4532, 1996, ISSN 0022-2461, 1573-4803.
- [8] T. S. Guruprasad, V. Keryvin, L. Charleux, J. P. Guin, O. Arnould « On the determination of the elastic constants of carbon fibres by nanoindentation tests », *Carbon* Vol. 173, pp. 572–586, 2021, ISSN 0008-6223.
- [9] S. Drapier, J.-C. Grandidier, M. Potier-Ferry « Towards a numerical model of the compressive strength for long fibre composites », *European Journal of Mechanics - A/Solids* Vol. 18 n° 1, pp. 69–92, 1999, ISSN 0997-7538.
- [10] T. Yokozeki, T. Ogasawara, T. Ishikawa « Nonlinear behavior and compressive strength of unidirectional and multidirectional carbon fiber composite laminates », *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing* Vol. 37 n° 11, pp. 2069–2079, 2006, ISSN 1359-835X.