



**HAL**  
open science

# Sur la pertinence de l'utilisation des essais hors-axes pour l'identification directe du modèle d'endommagement ODM pour un matériau composite tissé 3D

Mathis Rahard, Jean-François Maire, Myriam Kaminski, Frédéric Laurin

## ► To cite this version:

Mathis Rahard, Jean-François Maire, Myriam Kaminski, Frédéric Laurin. Sur la pertinence de l'utilisation des essais hors-axes pour l'identification directe du modèle d'endommagement ODM pour un matériau composite tissé 3D. JNC23: Journées Nationales sur les Composites 2023, AMAC, UFC, Supmicrotech-ENSMM, CNRS, Jul 2023, Besançon, France. hal-04606814

**HAL Id: hal-04606814**

**<https://hal.science/hal-04606814>**

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.

## **Pertinence de l'utilisation des essais hors-axes pour l'identification directe du modèle d'endommagement ODM pour un matériau composite tissé 3D.**

### ***Relevance of using off-axis tests for the direct identification of the damage model ODM for a 3D woven composite material.***

**Mathis RAHARD<sup>1</sup>, Myriam KAMINSKI<sup>1</sup>, Frédéric LAURIN<sup>1</sup> et Jean-François MAIRE<sup>1</sup>**

1 : DMAS, ONERA, Université Paris Saclay  
F-92322 Châtillon FRANCE  
e-mail : mathis.rahard@onera.fr

#### **Résumé**

Les matériaux composites sont de plus en plus utilisés dans le domaine de l'aéronautique et permettent de réaliser des pièces résistantes à de fortes sollicitations mécaniques tout en gardant une structure relativement légère. Ainsi, il est nécessaire de comprendre comment ces matériaux se comportent et notamment comment ils s'endommagent. L'ONERA a développé le modèle d'endommagement ODM et l'a implanté dans le code de calcul Zset pour dimensionner correctement les futures pièces. Cependant, ce modèle ne peut être utilisé qu'après avoir été identifié. Il faut donc avoir recours à des essais d'identification comme les essais de traction par exemple. Cette étude met en évidence la non-trivialité des essais hors-axes pour l'identification de ce modèle appliqué à un matériau composite tissé 3D à matrice organique développé par Safran.

#### **Abstract**

Composite materials are being increasingly used in aeronautic industry and allow to make efficient pieces again strong stress while being quite light. So, it is important to understand its material behaviour and especially how they are damaged. Some models have been developed and plugged in numerical tools in order to scale the futur pieces. However, these models have to be identified to be used like ODM. Identification tests are necessary such as tensile tests for instance. This study shows the difficulties of off-axis tensile tests for the identification of ODM applied to a composite materials 3D woven with a polymer matrix made by Safran.

**Mots Clés :** Endommagement, Composite tissé 3D, Essai hors-axes, Identification, ODM

**Keywords :** Damage, 3D Woven composite, Off-Axis Tests, Identification, ODM

## **1. Introduction**

### **1.1. Contexte et objectif de l'étude**

Afin de réduire le poids des structures aéronautiques tout en conservant de bonnes propriétés mécaniques, les composites stratifiés à fibres continues sont très fortement utilisés. Cependant, un inconvénient majeur de ces matériaux est leur forte sensibilité aux chocs provoquant du délaminage. Ce phénomène se produit à l'interface entre les plis et induit une baisse de la rigidité ainsi qu'une diminution de la tenue résiduelle. C'est, en général, la cause de la rupture finale des stratifiés [1]. Pour corriger ce problème, le groupe SAFRAN a développé un matériau composite tissé 3D comme alternative aux composites stratifiés classiques. Ce matériau est utilisé pour des structures exposées aux chocs comme les aubes FAN du moteur LEAP de l'A320Neo d'AIRBUS, garantissant une plus grande résistance à l'ingestion d'oiseaux par exemple. En revanche, la complexité de la forme et de l'architecture fibreuse de ces aubes conduisent à de nouveaux états de multiaxialité. Cette étude s'inscrit dans le cadre d'un projet visant à améliorer la modélisation de l'endommagement des composites tissés pour optimiser le dimensionnement des pièces critiques dans les structures soumises à des chargements multiaxiaux, en statique et surtout en fatigue. À cet effet, une campagne d'essais statique et de fatigue hors-axes

sur des éprouvettes barre et haltère a été réalisée. Elle devait servir de base à l'identification du modèle de comportement non-linéaire incrémental ODM (ONERA Damage Model), utilisé pour les chargements en fatigue et développé par l'ONERA avec SAFRAN. Mais, les résultats expérimentaux obtenus montrent des durées de vie significativement différentes en fonction de la géométrie des éprouvettes. De plus, les Corrélations d'Images Numériques (CIN) montrent des champs de déformations inhomogènes dans les zones d'intérêt pour certaines orientations. L'objectif de cette étude est de mettre en évidence la non-trivialité des essais mécaniques hors des axes d'orthotropies et plus particulièrement sur l'utilisation de ces résultats pour l'identification d'ODM.

## 1.2. Le modèle d'endommagement ODM

Pour les matériaux isotropes, les critères de perte de linéarité de Von Mises ou de Tresca sont souvent utilisés pour le prédimensionnement des structures. Cependant, pour des matériaux anisotropes, comme celui de cette étude, ces critères n'ont plus de sens. Les modèles ODM-CMC [2, 3] et ODM-CMO [4–6] sont des modèles complexes adaptés aux composites tissés : ils prennent en compte les effets visqueux, thermiques, les déformations résiduelles et d'autres mécanismes apportant de la non-linéarité à la loi d'état. Ils ont été développés afin de décrire les différentes non-linéarités propres aux matériaux composites anisotropes permettant ainsi un bon dimensionnement. ODM [7] est une simplification des modèles ODM permettant une utilisation plus pratique dans les bureaux d'étude, notamment en fatigue, tout en garantissant des résultats tout à fait acceptables. Sa loi d'état s'écrit :

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}^{\text{eff}} : \boldsymbol{\varepsilon} - \mathbf{C}^0 : \boldsymbol{\varepsilon}^r \quad \text{avec} \quad \mathbf{C}^{\text{eff}} = \mathbf{S}^{\text{eff}^{-1}} = \left( \mathbf{S}^0 + \sum_{i=1}^3 d_i \mathbf{H}_i \right)^{-1} \quad (\text{Eq. 1})$$

Les coefficients du tenseur  $\mathbf{C}^{\text{eff}}$  sont modifiés/dégradés pendant le chargement à partir d'un certain seuil : c'est le seuil d'endommagement. Dans la suite, les déformations résiduelles  $\boldsymbol{\varepsilon}^r$  seront négligées pour simplifier les calculs. Les scalaires  $d_1$ ,  $d_2$  et  $d_3$  sont les variables d'endommagement représentant respectivement les méso-dommages matriciels orientés sens chaîne, sens trame et les décohésions inter-torons orientées dans la direction hors-plan du matériau. Les évolutions de ces variables sont définies par des équations différentielles non-linéaires (Eq. 2). Les différents paramètres de ces équations, à identifier avec des essais mécaniques, permettent de définir trois éléments essentiels : un seuil (apparition des fissures), la cinétique d'évolution de l'endommagement et les effets sur la loi de comportement. Les  $\mathbf{H}_i$  sont les tenseurs des effets. Ils sont définis de sorte que les variables d'endommagement ne soient affectées que lorsque les fissures sont ouvertes et que le matériau s'endommage. La loi d'évolution peut être écrite comme ci-dessous avec  $\mathcal{M}$  représentant la contribution statique à l'endommagement et  $\mathcal{F}$  la contribution en fatigue [8].

$$\dot{d}_i = (d_i^\infty - d_i) \dot{\mathcal{M}}_i + (d_i^\infty - d_i)^{\gamma_i} \dot{\mathcal{F}}_i ; \quad \begin{cases} \dot{\mathcal{M}}_i = \left\langle \frac{\varepsilon_{\text{eq}_i}^{\text{max}} - \varepsilon_{\text{eq}_i}^{0s}}{S_i^s} \right\rangle_+^{p_i^s} \left\langle \dot{\varepsilon}_{\text{eq}_i}^{\text{max}} \right\rangle_+ \\ \dot{\mathcal{F}}_i = \left\langle \frac{\varepsilon_{\text{eq}_i} - m\check{\varepsilon}_{\text{eq}_i} - \varepsilon_{\text{eq}_i}^{0f}}{S_i^f} \right\rangle_+^{p_i^f} \left[ \left\langle \dot{\varepsilon}_{\text{eq}_i} \right\rangle_+ - \left\langle \dot{\varepsilon}_{\text{eq}_i}^{\text{max}} \right\rangle_+ \right] \end{cases} \quad (\text{Eq. 2})$$

Ainsi définies dans Eq. 2, les deux contributions  $\mathcal{M}$  et  $\mathcal{F}$  ne peuvent pas être activées simultanément. Cette étude ne s'intéressant qu'à la contribution de l'endommagement en statique, dans un premier temps, l'évolution de l'endommagement s'écrit plus simplement :

$$\dot{d}_i = (d_i^\infty - d_i) \left\langle \frac{\varepsilon_{\text{eq}_i}^{\text{max}} - \varepsilon_{\text{eq}_i}^{0s}}{S_i^s} \right\rangle_+^{p_i^s} \left\langle \dot{\varepsilon}_{\text{eq}_i}^{\text{max}} \right\rangle_+ \quad (\text{Eq. 3})$$

Ici, ce sont les coefficients  $d_i^\infty$ ,  $\varepsilon_{\text{eq}_i}^{0s}$ ,  $S_i^s$  et  $p_i^s$  ainsi que les coefficients des tenseurs  $\mathbf{H}_i$  qui sont identifiables grâce à des essais quasi-statiques effectués dans les différentes directions du matériau.

## 2. Les essais

### 2.1. Les essais de l'ONERA

Pour identifier les modules d'élasticités du matériau dans les sens chaîne et trame, il est usuel d'effectuer des essais de traction, sens chaîne et trame. Ici, la chaîne est orientée à 0° et la trame à 90°. Le matériau est fortement déséquilibré (plus de torons dans le sens chaîne que dans le sens trame). Il est donc normal de trouver des modules très différents en fonction de l'orientation du matériau par rapport à l'effort orienté par la direction  $x$ .

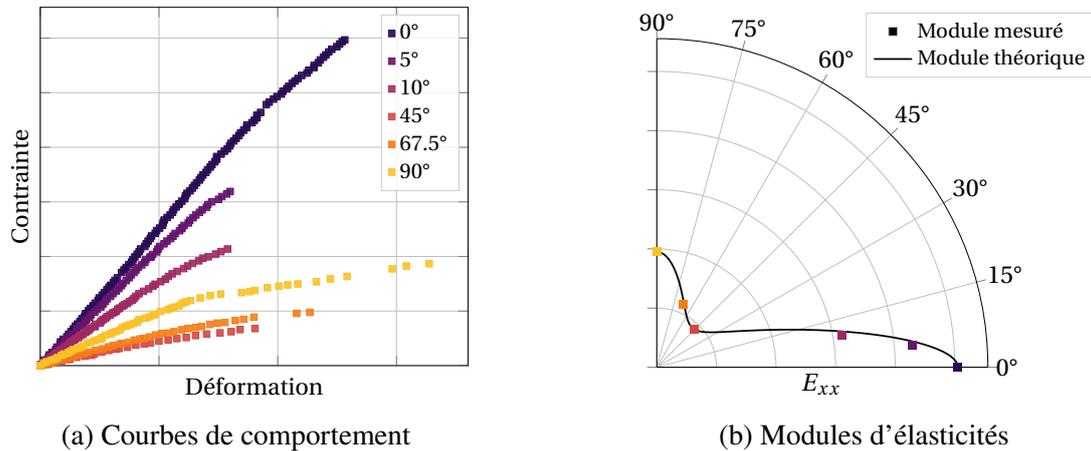


FIG. 1. – Courbes de comportement et modules d'élasticités pour différentes orientations du matériau par rapport au chargement

La Fig. 1b montre bien l'anisotropie de ce matériau. La déformation de ces éprouvettes a été calculée à partir de mesures de CIN. Des extensomètres virtuels ont été placés sur les champs de déplacement afin d'en déduire la déformation longitudinale  $\varepsilon_{xx}$  et transverse  $\varepsilon_{yy}$  de l'éprouvette.

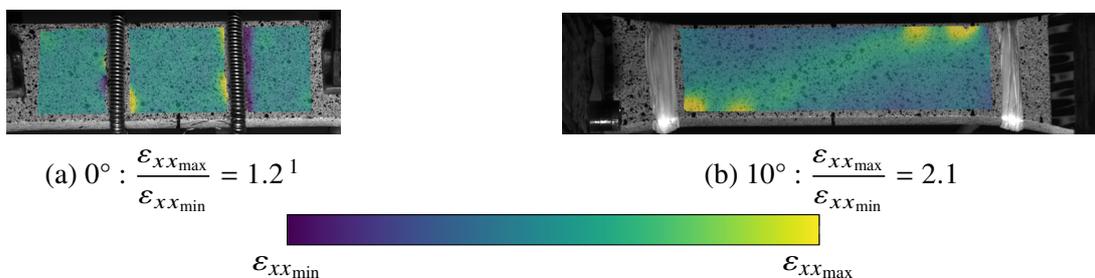


FIG. 2. – Champs de déformation  $\varepsilon_{xx}$  des éprouvettes déterminés par CIN

Sur la Fig. 2, les champs  $\varepsilon_{xx}$  ont été tracés pour les éprouvettes de traction à 0° et à 10°. Le champ de déformation est homogène pour l'éprouvette à 0° et il ne l'est pas à 10°. Des effets hors-axes apparaissent sur la Fig. 2b et viennent perturber la mesure de la déformation vraie. Ces effets génèrent une multiaxialité locale et une hétérogénéité des champs de déformation. L'hypothèse selon laquelle la contrainte dans la jauge peut être calculée par le rapport  $F/S$  n'est plus aussi évidente à justifier.

### 2.2. Protocole pour obtenir un champ de déformation homogène

Le problème de la déformation en "S" des éprouvettes lors des essais de traction hors-axes a été étudié à de nombreuses reprises et notamment par Boelher et El Aoufi [9]. Cette étude montre que

1. En réalité, ce rapport est plus élevé à cause des ressorts de l'extensomètre gênant la corrélation aux alentours. Mais, en omettant ces aberrations, on arrive bien au rapport annoncé.

les conditions aux limites appliquées à ces éprouvettes ne sont pas idéales et qu'elles induisent des couplages mécaniques et un champ de déformation hétérogène. Pour palier ce problème il est recommandé d'ajouter un degré de liberté permettant la rotation des mors. Cela évite la déformation en "S", annule le champ de cisaillement dans la surface utile et permet d'obtenir un champ de déformation uniforme dans la zone utile de l'éprouvette. Un brevet a été déposé en 1996 pour l'invention d'un dispositif permettant de réaliser ces essais pour les matériaux anisotropes [10].

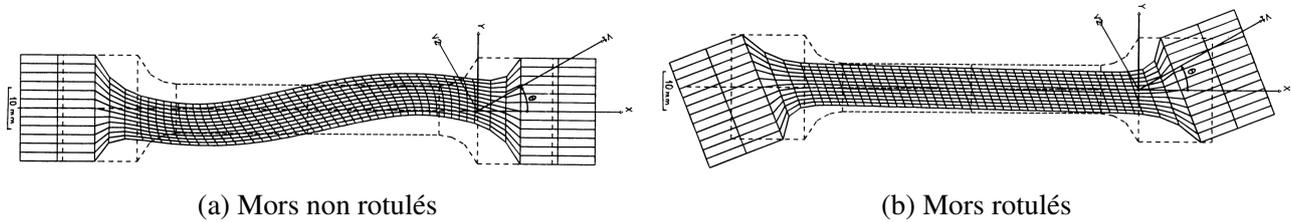


FIG. 3. – Déformées des éprouvettes de traction avec des mors rotulés ou non [9]

Malgré tout, ce protocole reste difficile à mettre en place pour transmettre des efforts importants, ce qui est nécessaire pour les éprouvettes utilisées. En effet, le matériau étudié a la particularité d'avoir un Volume Élémentaire Représentatif (VER) assez important impliquant une grande section droite dans la surface utile de l'éprouvette. Les mors utilisés sont donc imposants et ne peuvent pas être montés sur rotule. Il faut donc trouver des alternatives pour contourner le problème et une analyse avec des calculs aux éléments finis peut permettre de mieux rendre compte des phénomènes.

### 3. Les calculs aux éléments finis (EF)

L'identification directe d'un modèle de comportement ou d'endommagement continu nécessite d'utiliser des essais isostatiques de type « Élément de Volume » (EV) [11]. Ce sont des essais qui permettent d'une part, une détermination de la déformation, et d'autre part, une estimation de la contrainte à partir des efforts, indépendamment de la loi de comportement du matériau. Pour des matériaux isotropes, les essais de traction sur des éprouvettes haltères (si le rayon de raccordement est suffisamment important) ou barreaux, sont bien équivalents à des essais sur un EV. En effet, il n'y a pas de forts gradients de contrainte dus aux effets hors-axes et donc la déformation est quasiment homogène dans la zone utile de l'éprouvette. Cette zone de déformation homogène permet de remonter facilement à la loi de comportement en faisant l'hypothèse que la contrainte se déduit de la force appliquée à l'éprouvette en la divisant par la surface de la section droite. Pour les matériaux anisotropes, certains essais hors-axes tels qu'ils sont menés à l'ONERA ne sont, *à priori*, pas équivalents à des essais sur un EV. En effet, la déformation n'est pas homogène dans la zone utile et donc il n'est plus aussi évident de remonter à la loi de comportement. Les travaux qui suivent présentent une façon objective de comparer l'écart entre la réponse contrainte-déformation d'un EV avec celle d'une éprouvette de traction. Dans cet article, seule la méthode appliquée aux éprouvettes haltères sera présentée mais elle est identique pour les éprouvettes barreaux.

#### 3.1. Avec un modèle linéaire élastique

Pour comparer l'écart entre la réponse contrainte-déformation d'un EV et celle d'une éprouvette de traction, la fonction  $E_c$  a été définie.

$$E_c : \Sigma \mapsto E_c(\Sigma) = \max_{\sigma \leq \Sigma} \left| 1 - \frac{\varepsilon_H(\sigma)}{\varepsilon_{EV}(\sigma)} \right| \quad (\text{Eq. 4})$$

Il s'agit ni plus ni moins de l'écart relatif maximal entre la déformation longitudinale de l'EV et de l'éprouvette au cours du chargement. Pour un EV, la déformation est calculée par la loi de Hooke inverse. La valeur de  $E_\theta$  est déduite du tenseur de souplesse  $S^0$  pour une éprouvette orientée à  $0^\circ$  à

laquelle est appliquée une rotation  $\theta$ . La déformation de l'éprouvette est calculée en faisant la moyenne de la déformation aux nœuds inclus dans une jauge  $\Omega$ .  $N(\Omega)$  compte le nombre de nœuds dans cette jauge.

$$\varepsilon_{EV} = \frac{\sigma}{E_\theta} \quad \text{et} \quad \varepsilon_H = \frac{1}{N(\Omega)} \sum_{i \in \Omega} \varepsilon_i \quad (\text{Eq. 5})$$

La valeur de  $\varepsilon_H$  peut donc varier en fonction de  $\Omega$ . En restant dans le domaine linéaire, le rapport  $\varepsilon_H(\sigma)/\varepsilon_{EV}(\sigma)$  ne dépend plus de  $\sigma$  et donc l'écart est constant pendant le chargement. Cela revient alors à comparer les modules calculés sur l'EV avec ceux calculés en utilisant l'éprouvette. Dans un premier temps, les calculs seront réalisés avec la jauge  $\Omega_0$ , définie sur la Fig. 4, cohérente avec la taille du VER du matériau.

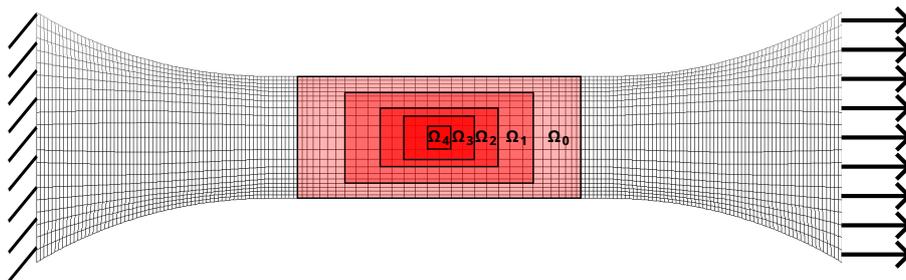


FIG. 4. – Définition du maillage de l'éprouvette de traction haltère et des jauge  $\Omega$

Une étude de convergence au maillage a été réalisée et les figures suivantes correspondent au maillage convergé. Le champ de déformation est affiché sur la Fig. 5 pour des éprouvettes à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$ . La déformation  $\varepsilon_{xx_{\min}}$  correspond au minimum du champ de déformation dans  $\Omega_0$  et  $\varepsilon_{xx_{\max}}$  au maximum de la déformation dans les congés.

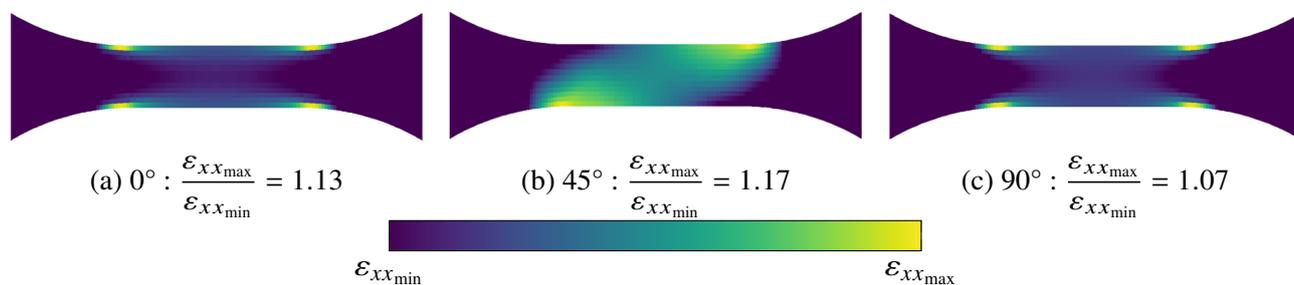


FIG. 5. – Champs de déformation  $\varepsilon_{xx}$  pour les éprouvettes à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$

On remarque que pour ces orientations le champ de déformation dans  $\Omega_0$  est globalement homogène. Pour des orientations plus exotiques comme  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  et  $67.5^\circ$  l'allure des champs de déformation, visibles sur la Fig.6, est plus hétérogène.

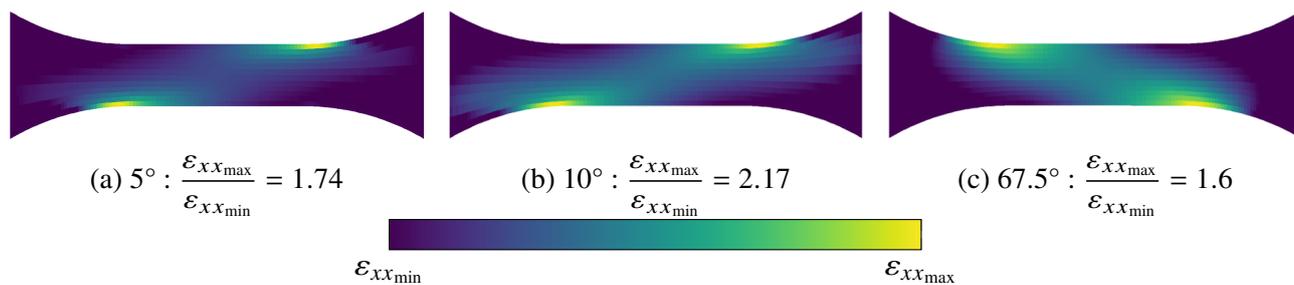


FIG. 6. – Champs de déformation  $\varepsilon_{xx}$  pour les éprouvettes à  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  et  $67.5^\circ$

En faisant l’hypothèse que la contrainte dans  $\Omega_0$  est égale à la force appliquée divisée par la section droite ( $F/S$ ) il est possible d’obtenir les courbes de la Fig. 7.

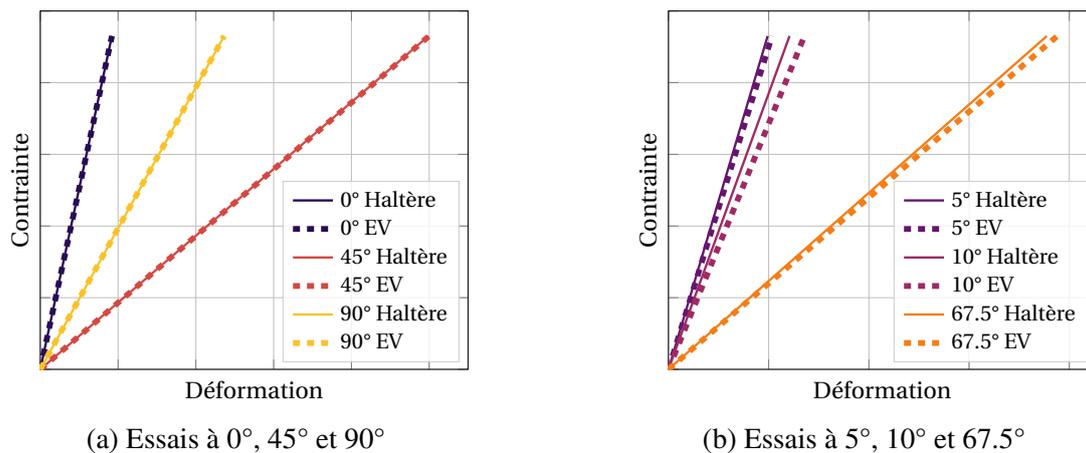


FIG. 7. – Courbes de comportement dans le domaine linéaire d’un EV et de l’éprouvette

Les essais à 0°, 45° et 90° sont quasiment équivalents à un essai sur un EV dans le domaine linéaire. En revanche pour les essais à 5°, 10° et 67.5° il y a un écart qui apparaît à cause de l’hétérogénéité des champs de déformations dans  $\Omega_0$  et des couplages de cisaillement (Fig.7b). Étudier l’évolution de cet écart en fonction de l’orientation de l’éprouvette (Fig. 8a) permet de voir quels sont les essais qui se rapprochent le plus d’un essai sur un EV. Il est clair que pour les essais à 0°, 90° et entre 40° et 60° l’écart avec la réponse d’un EV dans le domaine linéaire est faible. En revanche, pour les autres orientations, il y a un écart significatif ce qui ne permet pas d’estimer avec précision le module d’élasticité dans ces directions sans prendre de précautions particulières. On pourrait alors se demander s’il existe une manière de calculer la déformation pour ces essais hors-axes de façon à se rapprocher du résultat donné par le calcul sur un EV. En d’autres termes, existe-t-il une jauge  $\Omega$ , notée  $\Omega_{min}$ , minimisant cet écart ?

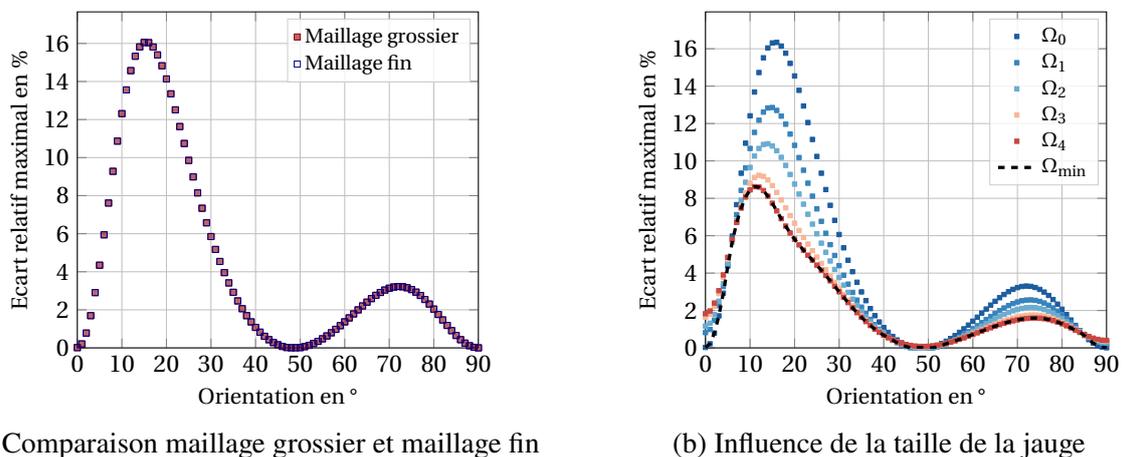


FIG. 8. – Écart relatif maximal dans le domaine linéaire en fonction de l’orientation

La Fig. 8b montre qu’il est possible d’avoir une jauge optimale qui minimise cet écart pour une orientation donnée : plus les effets hors-axes sont forts plus il est judicieux de prendre une jauge petite, au centre de l’éprouvette, comme défini sur la Fig. 4, tout en prenant en compte la taille du VER du matériau.

### 3.2. Avec ODM

Il faut donc prendre des précautions pour l’identification d’ODM hors des axes d’orthotropies. Une difficulté supplémentaire s’ajoute : la relation entre la contrainte et la déformation devient non linéaire

lorsque le matériau s'endommage. Ainsi, l'écart relatif maximal entre le comportement d'un EV et de l'éprouvette n'a plus de raison d'être constant et il se trouve qu'il augmente jusqu'à atteindre un maximum comme le montre la Fig.10. Par ailleurs, tout comme le champ de déformation des éprouvettes hors-axes, l'endommagement n'est pas uniforme dans la zone utile. À 10°, l'endommagement se concentre principalement au niveau des congés et beaucoup moins dans la zone d'intérêt (Fig.9).

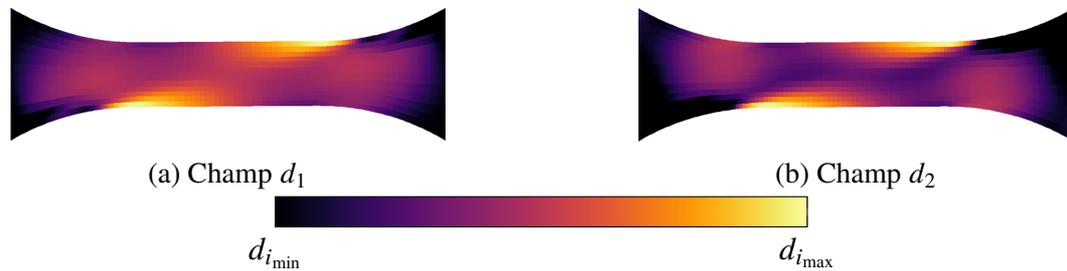


FIG. 9. – Champs des variables d'endommagement pour une éprouvette à 10° avant rupture

En réduisant la taille de la jauge il est toujours possible de se rapprocher du comportement d'un EV. Cependant, l'impact est plus faible que dans le domaine linéaire.

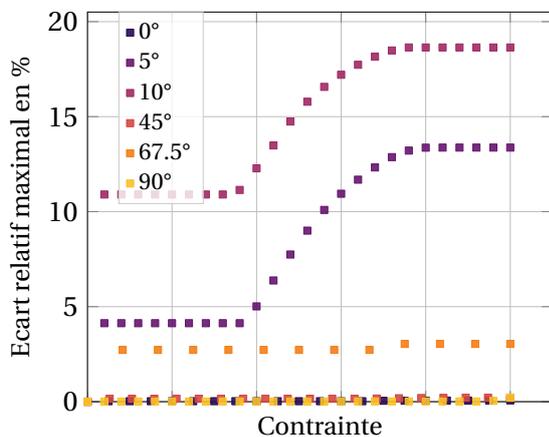


FIG. 10. – Évolution de l'écart relatif maximal au cours du chargement

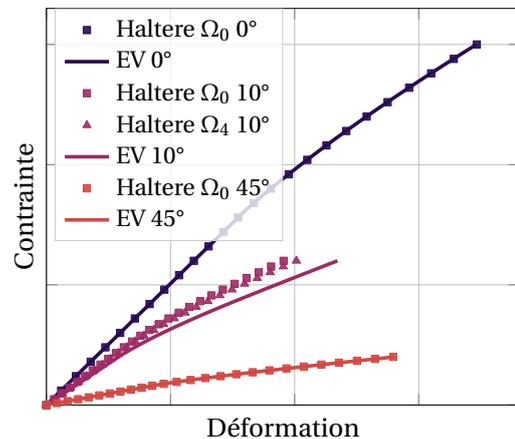


FIG. 11. – Courbes de comportement avec ODM pour différentes orientations

En effet, la Fig.11 montre un léger rapprochement avec la courbe de comportement d'un EV en prenant la jauge  $\Omega_4$ , mais la Fig.12 montre que les orientations entre 1° et 30° en sont toujours très éloignées.

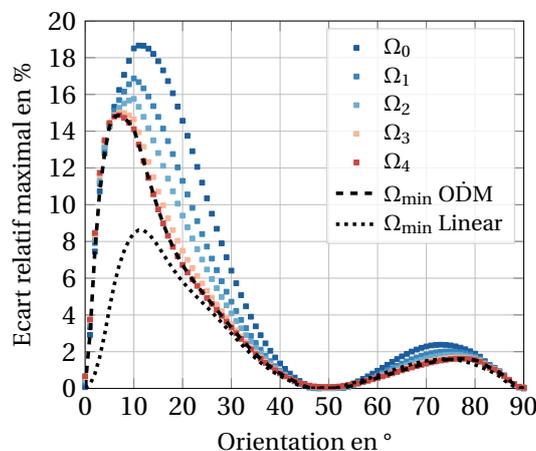


FIG. 12. – Influence de la taille de la jauge avec ODM

## 4. Conclusion

Pour le matériau de cette étude, seuls les essais à  $0^\circ$ ,  $40-60^\circ$  et  $90^\circ$  sont équivalents à des essais sur un élément de volume. Cela permet d'identifier la loi ODM sans prendre de précaution particulière sur la mesure de la déformation lors de l'essai. En revanche, pour les autres orientations, les écarts deviennent significatifs à cause des effets de couplages induisant une hétérogénéité du champ de déformation. Des protocoles expérimentaux existent pour contourner ce problème et obtenir des champs uniformes mais ils sont souvent compliqués à mettre en place pour ce genre de matériau. La solution la plus rigoureuse serait d'identifier la loi ODM directement sur le champ de déformation et non en y faisant la moyenne dans une zone définie arbitrairement. Cette méthode a un coût de calcul conséquent et n'est pas forcément adaptée à une utilisation par un industriel. La méthode usuelle semble donc la plus adéquate mais il est alors nécessaire de considérer l'éprouvette comme une structure en prenant en compte les gradients de contrainte présents, ce qui complique la démarche d'identification. Enfin, il est toujours possible d'adapter la forme de l'éprouvette pour minimiser les concentrations de contrainte et les couplages. La courbure des congés, la largeur de l'éprouvette, sa longueur et ses symétries sont autant de facteurs pouvant avoir une influence sur le champ de déformation pour les essais hors-axes.

## Références

- [1] M. Trovalet « Sur un modèle micro pour le calcul des structures en composites stratifiés », Ph.D. thesis, ENS Cachan, 2010.
- [2] E. Hemon « Modèles multi-niveaux de prévision de durées de vie en fatigue des structures composites à matrice céramique pour un usage en turbomachines aéronautique », Ph.D. thesis, Université Bordeaux 1, 2013.
- [3] C. B. Ramdane « Etude et modélisation du comportement mécanique de CMC oxyde/oxyde », Ph.D. thesis, Université de Bordeaux, 2014.
- [4] L. Marcin « Modélisation du comportement, de l'endommagement et de la rupture de matériaux composites à renforts tissés pour le dimensionnement robuste de structures », Ph.D. thesis, Université Bordeaux 1, 2010.
- [5] A. Hurmane « Analyse par un dialogue essais/calculs de la tenue en compression de structures composites tissées 3D », Ph.D. thesis, Université de Technologie de Compiègne, 2015.
- [6] C. Rakotoarisoa « Prévision de la durée de vie en fatigue des composites à matrice organique tissés interlock », Ph.D. thesis, Université de Technologie de Compiègne, 2013.
- [7] L. Angrand « Modèle d'endommagement incrémental en temps pour la prévision de la durée de vie des composites tissés 3D en fatigue cyclique et en fatigue aléatoire », Ph.D. thesis, Université Paris-Saclay, 2016.
- [8] O. Sally « Stratégies de calcul pour la prévision de durée de vie des structures composites soumises à des chargements complexes : Application aux composites Oxyde/Oxyde », Ph.D. thesis, Université Paris-Saclay, 2020.
- [9] J. Boehler, L. El Aoufi « Hétérogénéité des champs de contraintes et des déformations dans les matériaux anisotropes », CEPADUES, Toulouse, , pp. 131–150, 1986.
- [10] F. Abbe, C. Jabet, L. Emmanuel « Dispositif pour l'essai hors axes de matériaux anisotropes. EP0779505B1. », 1996.
- [11] S. Calloch, D. Dureisseix, F. Hild « Identification de modèles de comportement de matériaux solides : utilisation d'essais et de calculs », 2002.