

# Modélisation et identification expérimentale de l'endommagement de thermoplastiques renforcés sous chargement cyclique

## Modelling and experimental identification of fatigue damage for glass fibre reinforced thermoplastics

Hedi Nouri<sup>1</sup>, Fodil Meraghni<sup>1</sup>, Christophe Czarnota<sup>2</sup> and Pierre Lory<sup>3</sup>

1 : Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux LPMM UMR-FRE 3236  
Arts et Métiers ParisTech, CER Metz, 4 Rue Augustin Fresnel F-57078 Metz, FRANCE.  
E-mail : [hedi.nouri@metz.ensam.fr](mailto:hedi.nouri@metz.ensam.fr)

2 : Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée,  
CNRS UMR 7563, GIP-InSIC, 27 rue d'Hellieule, 88100 Saint-Dié-des-Vosges.

3 : Technocentre Renault - TCR LAB 136 1, avenue du Golf - 78288 Guyancourt cedex

### Résumé

Dans les matériaux thermoplastiques en polypropylène (PP) et polyamide (PA-6) renforcés, les essais de fatigue à déplacement ou à effort imposé ont montré que la cinétique d'endommagement en fatigue est caractérisée par trois phases d'évolution. La première phase de cumul d'endommagement est inhérente à un adoucissement du matériau au cours des quelques milles premiers cycles [1]. Les deux autres traduisent la coalescence et l'accumulation de la microfissuration de la matrice et la rupture de renfort. Pour modéliser cette cinétique d'endommagement à trois phases et intégrer l'adoucissement du composite, un modèle phénoménologique de cumul d'endommagement par fatigue a été développé et implanté dans le code de calcul par EF ABAQUS. Le modèle est développé dans le cadre général d'un matériau orthotrope dont l'endommagement est décrit dans l'espace par cinq variables  $d_{LL}$ ,  $d_{TT}$ ,  $d_{LT}$ ,  $d_{LZ}$  et  $d_{TZ}$  [1-4].

Dans cet article, on présente le modèle développé et la méthode d'identification de ces paramètres pour le polyamide 6 renforcé par des fibres de verre (PA6-GF30). Le modèle de comportement est capable de prendre en compte la première phase d'endommagement spécifique aux matériaux composites à matrice thermoplastiques en fatigue polycyclique.

### Abstract

The present work is a contribution to the phenomenological modelling of fatigue non - linear cumulative diffuse damage in short glass fibre reinforced thermoplastic matrix composites. In such materials, fatigue damage kinetic exhibits three stages, namely: i) material softening and damage initiation, ii) coalescence and propagation of micro - cracks, iii) macroscopic cracks propagation and material failure [1-4]. The proposed model is built in the framework of the continuum damage mechanics (CDM) and aims at predicting these three stages of the damage evolution. The present paper deals with the experimental identification and validation of cumulative damage model developed for short glass fibre reinforced thermoplastic composites [1-4]. The damage parameters are identified using longitudinal and transversal fatigue tests for glass fibre reinforced Polyamid-6 (PA6). The experimental validation of the developed modelling has been performed by comparison of damage predictions with experimental data from longitudinal and transversal tension-tension fatigue tests performed at different applied strain levels.

**Mots Clés :** Fatigue, Modélisation de l'endommagement, Fibres de verre, Identification expérimentale

**Keywords:** Fatigue, Damage modelling, Glass fibre, Experimental identification.

## 1. Introduction

L'utilisation des composites organiques renforcés par des fibres de verre, dans l'industrie automobile, rend la prédiction du comportement mécanique de ces matériaux et la simulation de leur durée de vie importante pour les concepteurs et pour les bureaux d'études. En effet, un modèle de simulation du comportement mécanique d'une pièce de structure ou d'un composant automobile en service permettra de

gagner en temps de développement, minimiser les boucles d'essais/calcul et par conséquent optimiser le coût de développement.

Dans la première partie de cet article, nous présentons un nouveau modèle (3D) développé pour la prédiction de l'endommagement en fatigue de thermoplastiques renforcés par des fibres de verre. Ce nouveau modèle contribue à la modélisation phénoménologique de l'endommagement en fatigue de matériaux composites. Il est implémenté dans le code de calcul par éléments finis Abaqus, en vue d'une prédiction de la durabilité de structures.

Ensuite, une méthode inverse de type gradient proposé par Levenberg et Marquardt est appliquée pour l'identification des paramètres du nouveau modèle.

## 2. Nouveau modèle d'endommagement en fatigue de composites

Dans cette étude l'endommagement totale  $d^T$  est la somme de deux composantes : la première est liée à la montée quasi statique pour atteindre l'amplitude maximum appliquée plus une deuxième partie qui est due à la fatigue, par chargement cyclique répété  $N$  cycles. L'endommagement dans les composites thermoplastiques s'écrit alors de la manière suivante :

$$d^T = d^{qs} + d^f \quad (1.1)$$

$d^{qs}$  est déterminé expérimentalement. La nouvelle modélisation concerne l'endommagement en fatigue noté  $d^f$ .

### 2.1. Variables d'endommagement

Le nouveau modèle s'applique au cas de déformations volumiques de plaque mince ( $\sigma_{zz} = 0$ ) et introduit 5 variables d'endommagement  $d_{ij}^f$  pour caractériser la dégradation des constantes élastiques dans un volume, on utilise les variables  $d_{ij}^f$  suivantes :

- $d_{LL}^f$  : endommagement dans la direction longitudinale ;
- $d_{TT}^f$  : endommagement dans la direction transversale ;
- $d_{LT}^f$  : endommagement en cisaillement dans le plan L-T ;
- $d_{LZ}^f$  : endommagement en cisaillement dans le plan L-Z ;
- $d_{TZ}^f$  : endommagement en cisaillement dans le plan T-Z.

Les variations des modules avec l'endommagement  $d_{ij}^f$  sont décrites par :

$$\begin{cases} E_{LL} = E_{LL}^0 (1 - d_{LL}^f) \\ E_{TT} = E_{TT}^0 (1 - d_{TT}^f) \\ G_{LT} = G_{LT}^0 (1 - d_{LT}^f) \\ G_{LZ} = G_{LZ}^0 (1 - d_{LZ}^f) \\ G_{TZ} = G_{TZ}^0 (1 - d_{TZ}^f) \end{cases} \quad (1.2)$$

Précisons que l'endommagement dans la direction longitudinale n'évolue que lorsque  $\sigma_{LL} > 0$  et dans la direction transversale que lorsque  $\sigma_{TT} > 0$ .

Pour respecter la symétrie de la loi de comportement, on a :  $\frac{\nu_{LT}}{E_{LL}} = \frac{\nu_{TL}}{E_{TT}} = cste$ .

Remarques concernant les expressions (1.2) :

- Les caractéristiques du matériau à l'état vierge sont indicées par "0".

o Les coefficients de Poisson varient quand le matériau s'endommage. Pour simplifier le modèle, ces coefficients sont supposés indépendants de l'endommagement, mais la loi de symétrie est supposée toujours vérifiée.

## 2.2. Cinétiques d'endommagement

L'énergie de déformation notée  $\xi_d$  est utilisée comme marqueur de l'endommagement. L'énergie de déformation initiale (à l'état non endommagé) est définie par Ladvèze [5]. Elle s'écrit comme suit :

$$\xi_d^0 = \frac{1}{2} (\sigma_{LL} \varepsilon_{LL} + \sigma_{TT} \varepsilon_{TT} + 2\sigma_{LT} \varepsilon_{LT} + 2\sigma_{LZ} \varepsilon_{LZ} + 2\sigma_{TZ} \varepsilon_{TZ}) \quad (1.3)$$

avec :

$$\begin{aligned} \sigma_{LL} &= \frac{E_{LL}^0}{1 - \nu_{LT} \nu_{TL}} (\varepsilon_{LL} + \nu_{TL} \varepsilon_{TT}) \\ \sigma_{TT} &= \frac{E_{TT}^0}{1 - \nu_{LT} \nu_{TL}} (\varepsilon_{TT} + \nu_{LT} \varepsilon_{LL}) \\ \sigma_{LT} &= 2G_{LT}^0 \varepsilon_{LT} \\ \sigma_{LZ} &= 2G_{LZ}^0 \varepsilon_{LZ} \\ \sigma_{TZ} &= 2G_{TZ}^0 \varepsilon_{TZ} \end{aligned} \quad (1.4)$$

On déduit l'énergie de déformation sous sa formulation en déformation [6] :

$$\begin{aligned} \xi_d^0 &= \frac{1}{2} \left\{ \frac{1}{1 - \nu_{LT} \nu_{TL}} \left[ E_{LL}^0 \varepsilon_{LL} (\varepsilon_{LL} + \nu_{TL} \varepsilon_{TT}) + E_{TT}^0 \varepsilon_{TT} (\varepsilon_{TT} + \nu_{LT} \varepsilon_{LL}) \right] + 4G_{LT}^0 \varepsilon_{LT}^2 \right. \\ &\quad \left. + 4G_{LZ}^0 \varepsilon_{LZ}^2 + 4G_{TZ}^0 \varepsilon_{TZ}^2 \right\} \end{aligned} \quad (1.5)$$

L'énergie de déformation à l'état endommagé est obtenue à partir de l'équation 1.5, en remplaçant les modules élastiques  $E_{ij}^0, G_{ij}^0$  par les modules du matériau endommagé  $E_{ij}, G_{ij}$ , il vient :

$$\begin{aligned} \xi_d^0 &= \frac{1}{2} \left\{ \frac{1}{1 - \nu_{LT} \nu_{TL}} \left[ E_{LL} \varepsilon_{LL} (\varepsilon_{LL} + \nu_{TL} \varepsilon_{TT}) + E_{TT} \varepsilon_{TT} (\varepsilon_{TT} + \nu_{LT} \varepsilon_{LL}) \right] + 4G_{LT} \varepsilon_{LT}^2 \right. \\ &\quad \left. + 4G_{LZ} \varepsilon_{LZ}^2 + 4G_{TZ} \varepsilon_{TZ}^2 \right\} \end{aligned} \quad (1.6)$$

Une combinaison de 1.6 avec 1.2 conduit à :

$$\begin{aligned} \xi_d &= \frac{1}{2} \left\{ \frac{1}{1 - \nu_{LT} \nu_{TL}} \left[ E_{LL}^0 (1 - d_{LL}^f) \varepsilon_{LL} \langle \varepsilon_{LL} + \nu_{TL} \varepsilon_{TT} \rangle_+ + E_{LL}^0 \varepsilon_{LL} \langle \varepsilon_{LL} + \nu_{TL} \varepsilon_{TT} \rangle_- \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + E_{TT}^0 (1 - d_{TT}^f) \varepsilon_{TT} \langle \varepsilon_{TT} + \nu_{LT} \varepsilon_{LL} \rangle_+ + E_{TT}^0 \varepsilon_{TT} \langle \varepsilon_{TT} + \nu_{LT} \varepsilon_{LL} \rangle_- \right] \right. \\ &\quad \left. + 4G_{LT}^0 (1 - d_{LT}^f) \varepsilon_{LT}^2 + 4G_{LZ}^0 (1 - d_{LZ}^f) \varepsilon_{LZ}^2 + 4G_{TZ}^0 (1 - d_{TZ}^f) \varepsilon_{TZ}^2 \right\} \end{aligned} \quad (1.7)$$

avec  $\langle \rangle_+$  : partie positive de l'expression ;  
 $\langle \rangle_-$  : partie négative de l'expression.

Les variables duales associées à l'endommagement (Forces motrices)  $Y_{ij}$ , définies par  $Y_{ij} = -\partial \xi_d / \partial d_{ij}^f$  seront alors données par :

$$\left\{ \begin{array}{l} Y_{LL} = -\frac{\partial \xi_d}{\partial d_{LL}^f} = \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{1 - \nu_{LT} \nu_{TL}} E_{LL}^0 \varepsilon_{LL} \langle \varepsilon_{LL} + \nu_{TL} \varepsilon_{TT} \rangle_+ \right] \\ Y_{TT} = -\frac{\partial \xi_d}{\partial d_{TT}^f} = \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{1 - \nu_{LT} \nu_{TL}} E_{TT}^0 \varepsilon_{TT} \langle \varepsilon_{TT} + \nu_{LT} \varepsilon_{LL} \rangle_+ \right] \\ Y_{LT} = -\frac{\partial \xi_d}{\partial d_{LT}^f} = 2G_{LT}^0 \varepsilon_{LT}^2 \\ Y_{LZ} = -\frac{\partial \xi_d}{\partial d_{LZ}^f} = 2G_{LZ}^0 \varepsilon_{LZ}^2 \\ Y_{TZ} = -\frac{\partial \xi_d}{\partial d_{TZ}^f} = 2G_{TZ}^0 \varepsilon_{TZ}^2 \end{array} \right. \quad (1.8)$$

### 2.3. Loi de cumul d'endommagement

En se basant sur la formulation proposée par Sedrakian [7] exprimant le taux d'endommagement par une fonction puissance, une deuxième fonction en exponentielle est additionnée avec la première pour obtenir le nouveau modèle. Les taux de variation de l'endommagement du nouveau modèle  $\partial d_{ij}^f / \partial N$  sont exprimés par :

$$\frac{\partial (d_{LL}^f)}{\partial (N)} = \frac{\alpha_{LL} \beta_{LL}}{1 + \beta_{LL}} (Y_{LL})^{\beta_{LL}-1} + \lambda_{LL} (Y_{LL}) (e^{-(\delta_{LL} N)}) \quad (1.9)$$

$$\frac{\partial (d_{TT}^f)}{\partial (N)} = \frac{\alpha_{TT} \beta_{TT}}{1 + \beta_{TT}} (Y_{TT})^{\beta_{TT}-1} + \lambda_{TT} (Y_{TT}) (e^{-(\delta_{TT} N)}) \quad (1.10)$$

$$\frac{\partial (d_{LT}^f)}{\partial (N)} = \frac{\alpha_{LT} \beta_{LT}}{1 + \beta_{LT}} (Y_{LT})^{\beta_{LT}-1} + \lambda_{LT} (Y_{LT}) (e^{-(\delta_{LT} N)}) \quad (1.11)$$

$$\frac{\partial (d_{LZ}^f)}{\partial (N)} = \frac{\alpha_{LZ} \beta_{LZ}}{1 + \beta_{LZ}} (Y_{LZ})^{\beta_{LZ}-1} + \lambda_{LZ} (Y_{LZ}) (e^{-(\delta_{LZ} N)}) \quad (1.12)$$

$$\frac{\partial (d_{TZ}^f)}{\partial (N)} = \frac{\alpha_{TZ} \beta_{TZ}}{1 + \beta_{TZ}} (Y_{TZ})^{\beta_{TZ}-1} + \lambda_{TZ} (Y_{TZ}) (e^{-(\delta_{TZ} N)}) \quad (1.13)$$

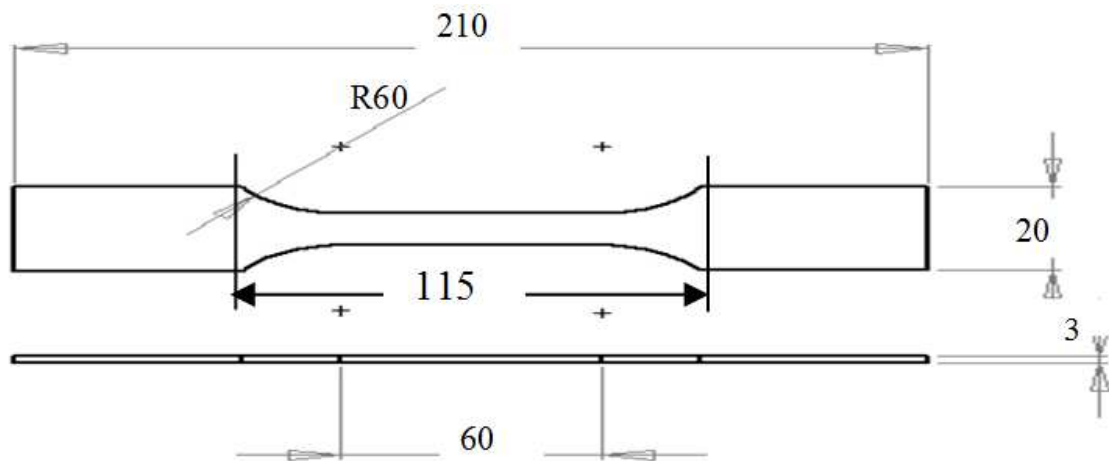
Il apparaît dans les équations 1.9 à 1.13 que les taux d'endommagement sont la somme de deux contributions. La première, faisant intervenir deux paramètres  $\alpha_{ij}, \beta_{ij}$  pour chaque endommagement  $d_{ij}^f$ , permettant de décrire les stades 2 et 3 de l'évolution de l'endommagement, généralement observées pour les thermoplastiques. La deuxième contribution (terme exponentiel) introduit 2 paramètres  $\lambda_{ij}, \delta_{ij}$  par endommagement  $d_{ij}^f$ . Celle-ci permet de reproduire la première phase d'évolution de l'endommagement : inhérente à l'adoucissement du matériau, observé pour les composites thermoplastiques renforcés par des fibres de verre.

L'utilisation du modèle dans le cadre d'une analyse tridimensionnel nécessite l'identification de vingt paramètres  $(\alpha_{LL}, \beta_{LL}, \lambda_{LL}, \delta_{LL})$ ,  $(\alpha_{TT}, \beta_{TT}, \lambda_{TT}, \delta_{TT})$ ,  $(\alpha_{LT}, \beta_{LT}, \lambda_{LT}, \delta_{LT})$ ,  $(\alpha_{LZ}, \beta_{LZ}, \lambda_{LZ}, \delta_{LZ})$  et  $(\alpha_{TZ}, \beta_{TZ}, \lambda_{TZ}, \delta_{TZ})$ . Dans ce travail nous présentons une procédure d'identification des huit paramètres dans les directions longitudinale et transversale  $(\alpha_{LL}, \beta_{LL}, \lambda_{LL}, \delta_{LL})$  et  $(\alpha_{TT}, \beta_{TT}, \lambda_{TT}, \delta_{TT})$ .

### 3. Méthode d'identification inverse

#### 3.1. Procédure expérimentale

La méthode d'identification utilisée est basée sur des essais de fatigues réalisées sur des éprouvettes en PA6-GF30 (Figure 1) usinés dans des plaques obtenues par injection, dans les directions longitudinale (L) et transversale (T). Le procédé de découpe par jet d'eau hyperbar utilisé assure une découpe à froid, sans endommagement ni déformation thermique du matériau. Le tableau 1 présente les propriétés mécaniques du PA6-GF30 issues des essais de traction statique. Le PA6-GF30 est un polyamide 6 extrudé avec addition de 30% en masse de fibres de verre courtes. Les fibres de verres considérées se présentent sous forme discontinue. Elles présentent des longueurs variant entre 300  $\mu\text{m}$  et 1200  $\mu\text{m}$ .

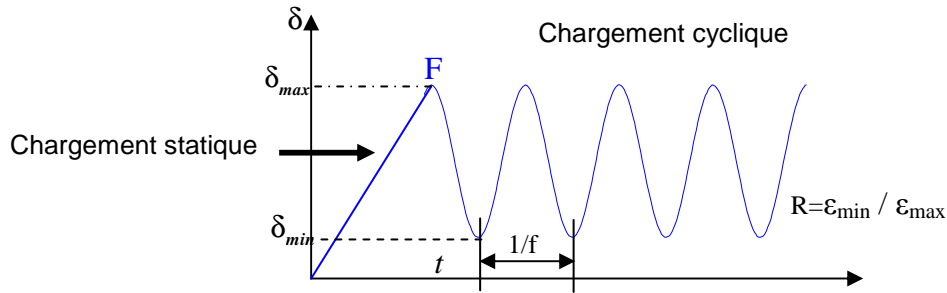


**Figure 1.** Géométrie des éprouvettes usinées et utilisées pour les essais de fatigue en traction répétée (unités en mm).

Matériau	$E^0$ (MPa)	$\varepsilon_{seuil}$ (%)	$\varepsilon_{rupture}$ (%)	$\sigma_{ultime}$ (MPa)
PA6-GF30 direction longitudinale	7042. (370)	0.7 (0.02)	5. (0.4)	114. (6)
PA6-GF30 direction transversale	3760. (689)	0.6 (0.01)	4.6 (0.6)	60.7 (3.2)

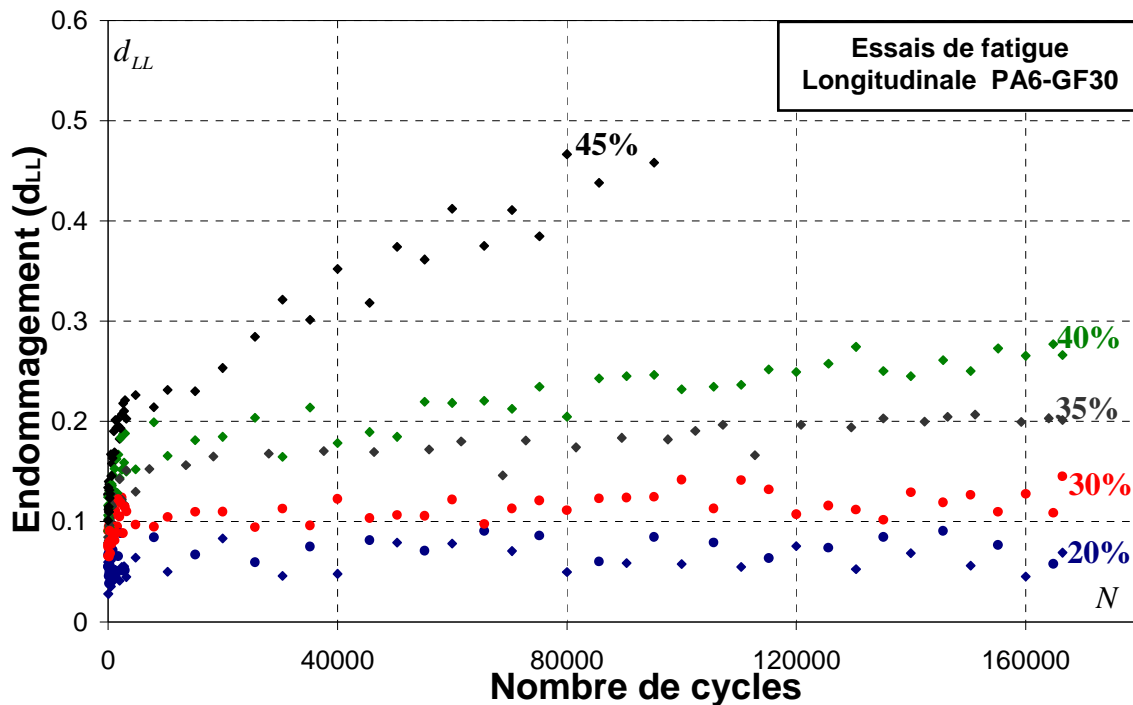
**Tableau 1** Propriétés mécaniques du PA6-GF30, dans les deux directions étudiées (L et T).

Les essais de fatigue sont réalisés à déplacement imposé en suivant le protocole d'essai présenté dans la figure 2. Au début, une traction statique est appliquée pour atteindre le niveau de déplacement ( $\delta_{max}$ ) correspondant à  $\varepsilon_{max}$  à une vitesse  $v=1\text{mm/min}$ . Ensuite l'éprouvette est soumise à un chargement cyclique entre la valeur du déplacement  $\delta_{max}$  et du déplacement  $\delta_{min}$ . Cinq niveaux de déplacement ont été considérés. Pour chaque niveau, trois éprouvettes dans chaque direction ont été testées jusqu'à 18000 cycles sous une fréquence de 2Hz et un rapport de chargement  $R=0,3$ .



**Figure 2.** Evolution du déplacement en fonction du temps pour les essais de fatigue pilotés à déplacement imposé.

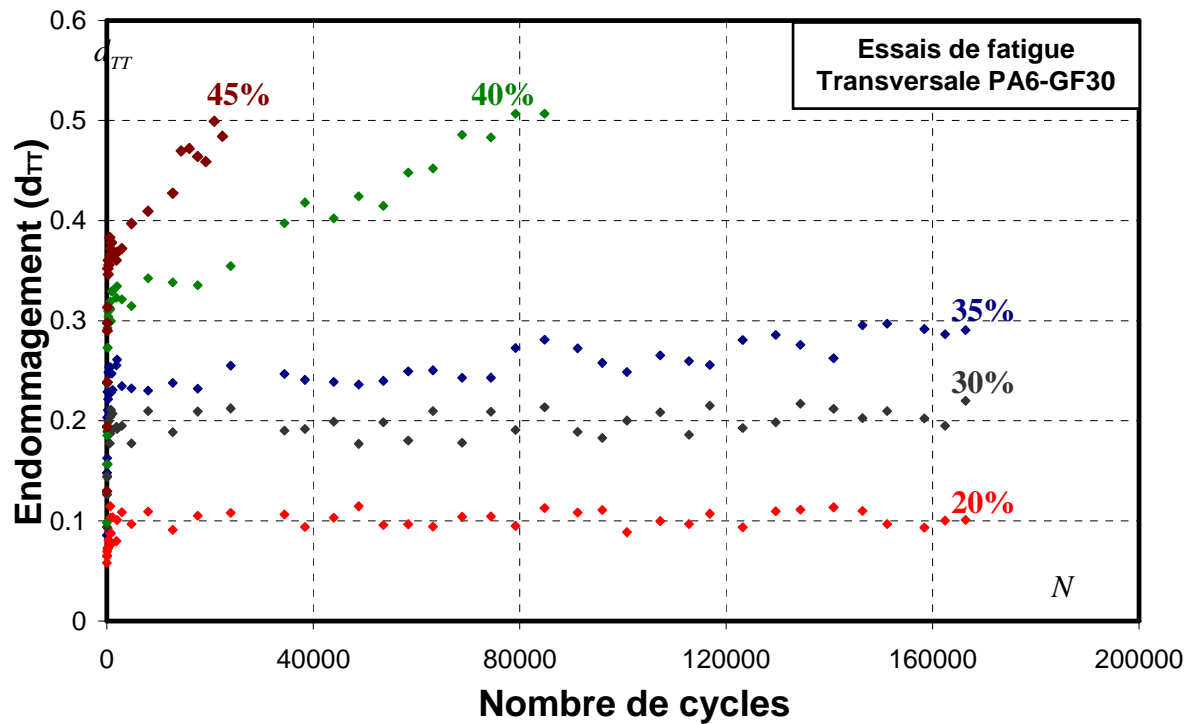
Les figures 3 et 4 montrent l'évolution de l'endommagement dans les directions longitudinale et transversale, pour l'ensemble des résultats obtenus en faisant varier les déplacements imposés équivalents à des déformations maximales imposées comprises entre 20% et 45% de la déformation à rupture.



**Figure 3.** Evolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles du PA6-GF30 dans la direction longitudinale. Cinq niveaux de déplacements imposés, équivalents à 20%, 30%, 35%, 40% et 45% de la déformation à rupture, sont appliqués.

Les figures 3 et 4 montrent une évolution en deux phases de l'endommagement en fonction du nombre de cycles. L'endommagement croît, à partir d'une valeur  $d^{qs}$ , rapidement pendant la première phase. Ensuite, il continue à augmenter avec une cinétique moins importante, la pente de cette deuxième phase est constante.

Les résultats des essais de fatigue, réalisés sur des éprouvettes usinées dans la direction longitudinale et transversale en PA6-GF30 qui sont présentés dans les tableaux 2 et 3, concernent : la moyenne des modules de Young  $E_{LL}^0$  et  $E_{TT}^0$  et la moyenne de l'endommagement dû à la montée quasi statique  $d_{LL}^{qs}$  et  $d_{TT}^{qs}$ .



**Figure 4.** Evolution de l'endommagement en fonction du nombre de cycles pour des éprouvettes en PA6-GF30 usinées dans la direction transversale. Cinq niveaux de déplacements ont été appliqués, correspondant respectivement à 20%, 30%, 35%, 40% et 45% de la déformation à rupture.

	Test 20%	Test 30%	Test 35%	Test 40%	Test 45%
$\varepsilon_{max} (\%)$ imposée	1	1,5	1,75	2	2,25
$E_{LL}^0 (MPa)$	7435	7140	7310	6900	7400
$d_{11}^{qs}$	0.05	0.08	0.09	0.11	0.12

**Tableau 2** Déformations maximales équivalentes aux déplacements appliqués, modules de Young calculés et l'endommagement quasi statique dû à la montée statique dans la direction longitudinale du PA6-GF30.

	Test 20%	Test 30%	Test 35%	Test 40%	Test 45%
$\varepsilon_{max} (\%)$ imposée	1	1,5	1,75	2	2,25
$E_{TT}^0 (MPa)$	4108	4160	3980	4320	3890
$d_{22}^{qs}$	0.06	0.08	0.09	0.10	0.12

**Tableau 3** Déformations maximales équivalentes aux déplacements appliqués, modules de Young calculés et l'endommagement quasi statique dû à la montée statique dans la direction transversale du PA6-GF30.

Ces essais de fatigue ont permis d'identifier les huit paramètres du nouveau modèle pour le PA6-GF30. La méthode de type gradient proposé par Levenberg et Marquardt est appliquée pour la résolution du problème inverse.

### 3.2. Procédure d'identification

Il s'agit d'identifier les paramètres quatre par quatre. Les paramètres  $(\alpha_{LL}, \beta_{LL}, \lambda_{LL}, \delta_{LL})$  sont identifiés avec les résultats des essais réalisés dans la direction longitudinale et les paramètres  $(\alpha_{TT}, \beta_{TT}, \lambda_{TT}, \delta_{TT})$  sont identifiés avec les résultats des essais réalisés dans la direction transversale. Les résultats des essais de fatigue sur les éprouvettes en PA6-GF30 forment la base expérimentale.

La fonction objective est construite pour minimiser les écarts au sens des moindres carrées entre l'endommagement calculé expérimentalement  $d_i^{exp}$  et l'endommagement calculé numériquement  $d_i^{num}$  :

$$F(p) = \frac{1}{2} \frac{\sum_{i=1}^m [d_i^{exp} - d_i^{num}]^2}{\sum_{i=1}^m [d_i^{exp}]^2} \quad (1.14)$$

ou  $d^{exp}$  est le vecteur contenant les valeurs des endommagements calculés à partir des résultats expérimentaux,  $m$  est la taille de ce vecteur, elle correspond au nombre de cycles choisis pour calculer expérimentalement à chaque cycle  $N_i$  une valeur  $d_i^{exp}$ . Le vecteur  $d^{num}$  contient les valeurs des endommagements calculées, pour les mêmes cycles choisis pour le calcul de  $d_i^{exp}$ , par la fonction suivante :

$$d_i^{num} = \frac{\alpha\beta}{1+\beta} (Y)^{\beta-1} N_i - \frac{\lambda}{\delta} (Y) \exp^{-\delta N_i} \quad (1.15)$$

Cette fonction est obtenue par l'intégration du nouveau modèle  $d_i^{num} = \int \dot{d} \cdot \partial N$ . L'intégration numérique est autorisée puisque l'essai est homogène et piloté à déformation imposée,  $(Y)$  est donc une constante et l'intégration ne dépend que du nombre de cycle  $N$ . La fonction  $\partial d / \partial N$  est positive ou nulle.

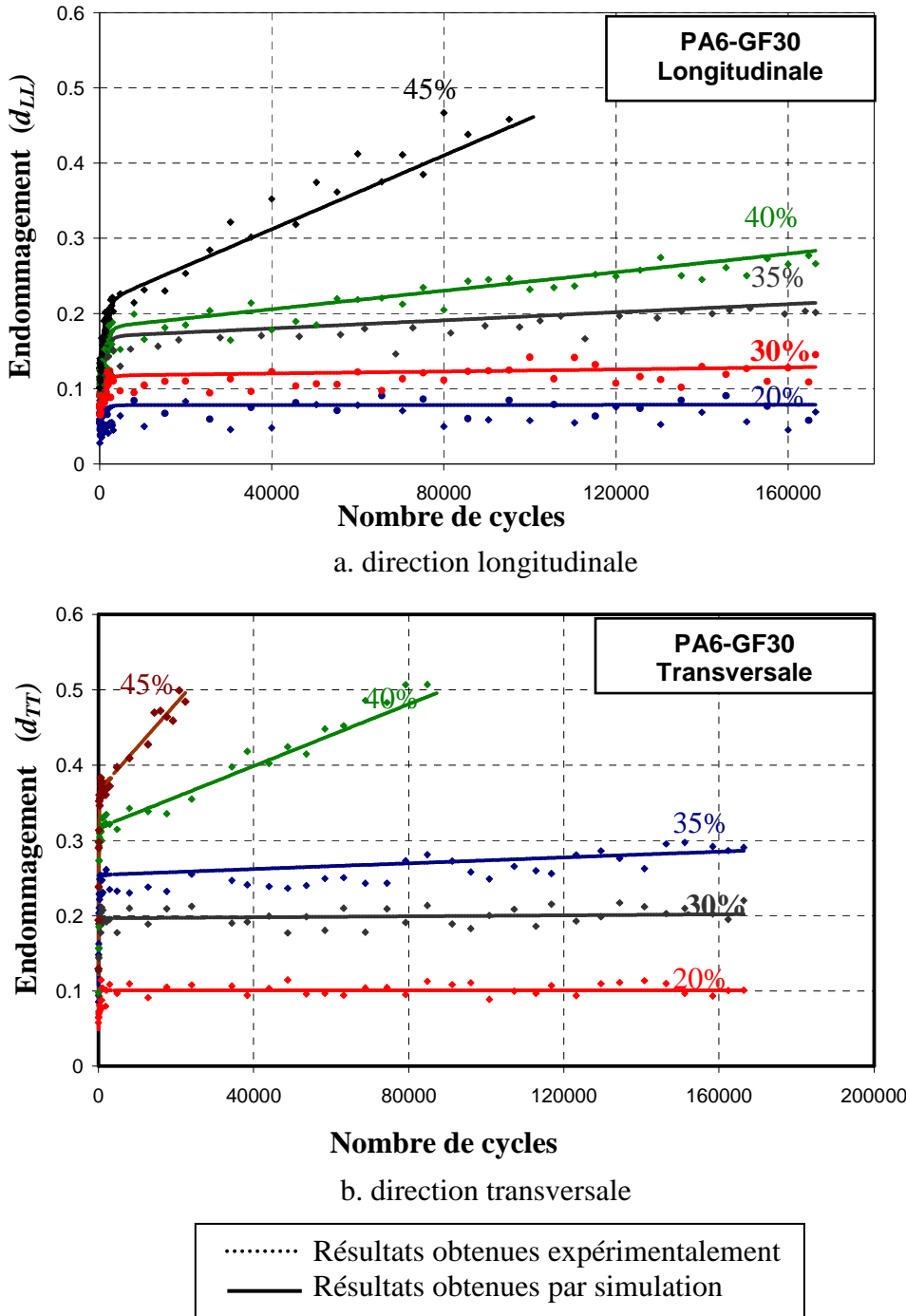
La méthode de type gradient choisi dans ce travail pour la résolution du problème est la méthode de Levenberg-Marquardt [8-9]. En voici le principe général :

1. Tant que le critère d'arrêt n'est pas satisfait, continuer
2. Choix d'une direction de descente  $\Delta p^k$
3. Recherche linéaire : détermination d'un pas  $\alpha^k > 0$  tel que  $F(p^k + \alpha^k \cdot \Delta p^k)$  soit suffisamment petit par rapport à  $F(p^k)$
4.  $p^{k+1} \leftarrow p^k + \alpha^k \cdot \Delta p^k$  puis retour à 1

Concrètement, le déroulement de l'algorithme sera le suivant : à partir de paramètres initiaux, que l'on transmettra au code de calcul de la simulation numérique. Les résultats de la simulation seront comparés aux résultats expérimentaux, et on en déduira un nouveau jeu de paramètres, à partir duquel on réalisera une nouvelle simulation, dont les résultats seront de nouveau comparés aux résultats expérimentaux, etc... On continuera ce cycle jusqu'à s'être rapproché de manière satisfaisante de la courbe expérimentale.

Cette méthode d'identification inverse a permis d'identifier Les huit paramètres  $(\alpha_{LL}, \beta_{LL}, \lambda_{LL}, \delta_{LL})$  et  $(\alpha_{TT}, \beta_{TT}, \lambda_{TT}, \delta_{TT})$  dans les deux directions longitudinale (L) et transversale (T). Les niveaux de déplacements imposés équivalents à  $(30\% \varepsilon_{rup}$  et  $40\% \varepsilon_{rup})$  sont utilisés pour identifier les paramètres dans les deux directions (L et T). Tandis que les cinq niveaux équivalents à  $(20\% \varepsilon_{rup}, 30\% \varepsilon_{rup}, 35\% \varepsilon_{rup}, 40\% \varepsilon_{rup}$  et  $45\% \varepsilon_{rup})$  ont été utilisés pour valider les paramètres identifiés. Les courbes 5.a et 5.b présentent une comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques obtenus par le nouveau modèle avec les paramètres identifiés dans les deux directions (L et T). Les résultats obtenus montrent que les courbes d'endommagement en fonction du nombre de cycle  $d^f = f(N)$  simulées par le nouveau modèle corréllent avec les résultats expérimentaux. Huit paramètres du matériau étudié (PA6-GF30), dans les directions (L et T), parmi 12 paramètres du modèle dans le cas (2D) sont identifiés et validés.

L'identification des 4 paramètres liés au cisaillement dans le plan (L-T) ( $\alpha_{LT}, \beta_{LT}, \lambda_{LT}, \delta_{LT}$ ) demandent une base expérimentale construite par l'évolution de l'endommagement  $d_{LT}^f$  en fonction du nombre de cycles. Cette base, difficile à construire, nécessite des essais de torsion ou de cisaillement, qui sont difficiles à réaliser et à exploiter. Pour cela une nouvelle méthode est développée exploitant la mesure de champs de déformations hétérogènes par corrélation d'images. Cette méthode a permis d'identifier les quatre paramètres en réalisant un seul essai de fatigue à déplacement imposé sur une géométrie d'éprouvette complexe.



**Figure 5.** Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats obtenus par simulation du nouveau modèle avec les paramètres identifiés pour les cinq niveaux de déplacement appliqués équivalents à ( $\epsilon_{\max}=20\% \epsilon_{rup}$ ,  $\epsilon_{\max}=30\% \epsilon_{rup}$ ,  $\epsilon_{\max}=35\% \epsilon_{rup}$ ,  $\epsilon_{\max}=40\% \epsilon_{rup}$  et  $\epsilon_{\max}=45\% \epsilon_{rup}$ ).  
 a. direction longitudinale, b. direction transversale.

## 4. Conclusion

Dans cet article, une nouvelle modélisation est proposée pour la simulation de l'endommagement en fatigue des composites thermoplastiques. Cette modélisation permet d'obtenir des courbes d'endommagement en fonction du nombre de cycles. Elle permet d'obtenir des courbes à trois phases d'endommagement. Le nouveau modèle développé est composé de deux fonctions. Une fonction, écrite en exponentielle, permet de simuler la première phase d'endommagement des composites thermoplastiques renforcés par des fibres de verre. C'est la phase d'adoucissement du matériau correspondante à une augmentation rapide de l'endommagement. Une deuxième fonction, écrite en puissance, présente la deuxième et la troisième phase d'endommagement des thermoplastiques renforcés par des fibres de verre. La méthode de Levenberg et Marquardt est appliquée pour la résolution du problème inverse. La fonction objective est construite pour minimiser les écarts entre l'endommagement évalué expérimentalement  $d_i^{\text{exp}}$  et l'endommagement calculé numériquement  $d_i^{\text{num}}$ . Les essais homogènes de fatigue réalisés sur les éprouvettes en PA6-GF30 ont permis d'identifier les huit paramètres ( $\varepsilon_{LL}, \beta_{LL}, \lambda_{LL}, \delta_{LL}, \varepsilon_{TT}, \beta_{TT}, \lambda_{TT}, \delta_{TT}$ ) du nouveau modèle d'endommagement dans les deux directions (L et T). Ces essais sont réalisés sous chargement cyclique à déplacement imposé. Cinq niveaux de déplacements appliqués équivalents à (20%  $\varepsilon_{rup}$ , 30%  $\varepsilon_{rup}$ , 35%  $\varepsilon_{rup}$ , 40%  $\varepsilon_{rup}$  et 45%  $\varepsilon_{rup}$ ) sont réalisés. Les niveaux équivalents à (20%  $\varepsilon_{rup}$  et 30%  $\varepsilon_{rup}$ ) ont permis d'identifier les paramètres du modèle. Les autres niveaux ont permis de valider les résultats obtenus. Cette méthode d'identification nécessite un grand nombre d'essais pour identifier et valider l'ensemble des paramètres dans le cas 2D. La même méthode d'identification couplée à un code de calcul par éléments finis (ABAQUS), utilisant les champs de déformations hétérogènes est mise en place. Les champs de déformations hétérogènes sont mesurés sur des éprouvettes à géométrie complexe par corrélation d'images. Un seul essai sur une éprouvette à géométrie complexe permet d'identifier les quatre paramètres ( $\alpha_{LT}, \beta_{LT}, \lambda_{LT}, \delta_{LT}$ ). Ce développement est en cours pour identifier les 12 paramètres du modèle en (2D) à partir des champs de déformations hétérogènes obtenues après un nombre réduit d'essai de fatigue.

## Références

- [1] H. Nouri, F. Meraghni and P. Lory "Fatigue damage model for injection-molded short glass fibre reinforced thermoplastics" *International Journal of Fatigue*, Volume 31, Issue 5, May 2009, Pages 934-942
- [2] H. Nouri, C. Czarnota, F. Meraghni and P. Lory "Formulation and Experimental Identification of a New Fatigue Damage Model for Short Glass Fibre Reinforced Thermoplastics". *13<sup>th</sup> European Conference on composite materials (ECCM13)*, Stockholm June 2008.
- [3] H. Nouri H., F. Meraghni and P. Lory "A new thermodynamical fatigue damage model for short glass fibre reinforced thermoplastic composites". *16<sup>th</sup> International Conference on composite materials, (ICCM16)* Kyoto July 2007.
- [4] H. Nouri, F. Meraghni and P. Lory "Nouveau modèle d'endommagement en fatigue des thermoplastiques renforcés par des fibres de verre". *Comptes-rendus des 15<sup>e</sup> Journées Nationales sur les Composites (JNC15)*, Marseille, 6-8 Juin 2007.
- [5] P. Ladevèze and E. Le Dantec, "Damage modelling of the elementary ply for laminated composites", *Composites Science and Technology*, 43:257-67, 1992.
- [6] C. Linhone "Un modèle de comportement élastoplastique endommageable pour les structures composites stratifiés" *La recherche Aérospatiale*, 1996, N°2.
- [7] A. Sedrakian, T. Ben Zineb and J.L. Billoet, 2002 "Contribution of industrial composite parts to fatigue behaviour simulation", *International Journal of Fatigue*, 1992, 307-318.
- [8] D. Claire, F. Hild and S. Roux "A finite element formulation to identify damage fields: the equilibrium gap method". *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2004, 61: pp 189-208.
- [9] A. Gavrus, E. Massoni and J.L. Chenot "An inverse analysing a finite element model for identification of rheological parameters" *Journal of Materials Processing Technology*, 1996, 60 447-454.