Rôle de l'endommagement sur la durée de vie en fatigue des matériaux composites stratifiés : application au domaine éolien

Damien Caous

▶ **To cite this version:**

Damien Caous. Rôle de l'endommagement sur la durée de vie en fatigue des matériaux composites stratifiés : application au domaine éolien. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2017. Français. NNT : 2017ENAM0022 . tel-02462143v2

HAL Id: tel-02462143

https://pastel.hal.science/tel-02462143v2

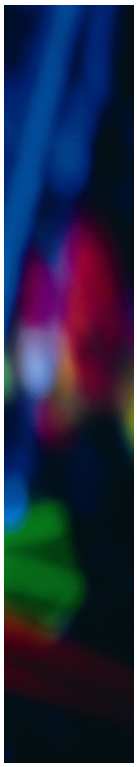
Submitted on 31 Jan 2020

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.

ParisTech
INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES
PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY

ARTS ET MÉTIERS ParisTech



2017-ENAM-0022

École doctorale n° 432 : Science des Métiers de l'ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Mécanique-matériaux "

présentée et soutenue publiquement par

Damien CAOUS

le 11 juillet 2017

Rôle de l'endommagement sur la durée de vie en fatigue des matériaux composites stratifiés : application au domaine éolien

Directeur de thèse : **Thierry PALIN-LUC**
Co-encadrement de la thèse : **Christophe BOIS et Jean-Christophe WAHL**
Encadrement industriel : **Julien VALETTE**

Jury

Mme Marie-Christine LAFARIE, Professeur, Institut P', Université de Poitiers - ENSMA	Président
M. Christian HOCHARD, Professeur, LMA, Université Aix-Marseille	Rapporteur
M. Zoheir ABOURA, Professeur, Laboratoire Roberval, UTC	Rapporteur
M. Frédéric LAURIN, Ingénieur de recherche, ONERA	Examinateur
M. Jean-Christophe WAHL, Maître de conférences, I2M, Université de Bordeaux	Examinateur
M. Christophe BOIS, Maître de conférences, I2M, Université de Bordeaux	Examinateur
M. Thierry PALIN-LUC, Professeur, I2M, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
M. Julien VALETTE, Ingénieur-Docteur, Entreprise TENSYL	Invité

T H È S E

Arts et Métiers ParisTech - Campus de Bordeaux
I2M CNRS UMR 5295
Esplanade des Arts et Métiers 33405 TALENCE Cedex

Remerciements

J'adresse avant tout mes remerciements à l'ensemble des membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail et pour la richesse de nos échanges. Je remercie particulièrement Marie-Christine Lafarie d'avoir présidé le jury, Christian Hochard et Zoheir Aboura d'avoir accepté d'être rapporteur de ce mémoire de thèse et Frédéric Laurin pour son regard d'expert sur le sujet.

J'exprime ma vive gratitude à l'ensemble de mes encadrants pour leurs conseils et la confiance qu'ils m'ont accordée. Merci particulièrement à Thierry Palin-Luc pour sa patience et sa bienveillance. Merci à Christophe Bois et Jean-Christophe Wahl pour leur disponibilité et leur aide. Enfin un grand merci à Julien Valette d'avoir été à l'origine de ce travail et d'avoir contribué à son aboutissement. Merci à tous de m'avoir guidé sans fatiguer !

Ce travail n'aurait pas pu être réalisé sans l'aide de nombreux collaborateurs à la fois au sein du laboratoire I2M à Bordeaux et chez TENSYL à La Rochelle. Je remercie particulièrement Matthias et ses petites mains : Clément, Antoine et Pierre, pour la réalisation des plaques composites. Un grand merci aussi à Alexandre de m'avoir éclairé sur le procédé d'infusion et ses variabilités et à Nicolas de m'avoir aidé pour la mise en donnée des modèles éléments finis. Merci à Jonathan, Mohamed, Matthieu, Jean-Marc, Patrice et Michel pour leur aide lors des essais. J'ai une pensée singulière pour les stagiaires que j'ai eu la chance d'encadrer : merci à Cindy, Clara, Sébastien, Tatiana et Marie pour leur participation à ce travail et pour ce qu'ils m'ont apporté personnellement. Merci enfin à tous les chercheurs du laboratoire que j'ai côtoyé durant ces quatre années pour leurs conseils et leurs remarques constructives.

Pour leur accueil quelques jours à Brest pendant que les moyens d'essais à Bordeaux n'étaient pas disponibles je tiens aussi à remercier l'équipe de l'IRDL de l'ENSTA Bretagne et plus précisément Younes Demmouche.

Pour les discussions autour du modèle que nous partageons, je remercie vivement Christian Hochard et toute son équipe du LMA.

Pour la fourniture de résine et de renforts, merci à Huntsman et Chomarat. Merci notamment à mes interlocuteurs Philippe Christou et Julie Fourel pour leur collaboration.

Le caractère CIFRE de ma thèse m'a permis de travailler parallèlement sur des projets de l'entreprise TENSYL. Je voudrais remercier l'ensemble des acteurs de ces projets qui m'ont

permis d'affiner mes connaissances du composite et/ou du domaine éolien et plus particulièrement Karine, Claire, Simon, Pierre et Denis.

J'ai réalisé une grande partie de ce travail dans les locaux du site IUT de l'I2M à Bordeaux. J'aimerais tous les remercier pour leur accueil, leur soutien, et par leur personnalité de faire de ce lieu un lieu unique. J'ai une pensée spéciale pour mes camarades doctorants : Momo, Julie, Paul, Ramzi, Eileen, Hortense, Christophe, Ernesto et tous les autres. Je garde de très bons souvenirs de moments partagés autour d'un tableau, d'un sandwich ou d'un café !

Enfin je souhaite remercier mes parents et ma famille pour leur amour et leur soutien. Je remercie également mes amis pour leur présence.

Mes dernières pensées vont à Camille dont l'amour, le soutien et la patience m'ont permis d'aller au bout de ce travail, et à Anne-Lou qui a récemment changé ma vie.

Avant propos

Ce mémoire est le fruit d'un travail de thèse réalisé dans le cadre d'une convention CIFRE entre l'entreprise TENSYL et le laboratoire I2M[1].

L'objectif de cette étude est de proposer un modèle de calcul de l'endommagement et de la durée de vie en fatigue pour les matériaux composites stratifiés, à l'échelle du pli ou de la couche composite élémentaire. Ce modèle doit décrire l'évolution des performances mécaniques au cours du chargement et permettre ainsi d'obtenir les performances résiduelles après un nombre de cycles donné. De plus, le modèle doit être implémenté et intégré à la chaîne de calcul utilisée dans l'entreprise, à l'échelle de la structure.

Le domaine d'application choisi est celui de l'éolien et plus particulièrement celui des pales d'éoliennes pour lesquelles la fatigue à grand nombre de cycles représente un chargement dimensionnant. Ces travaux ont été effectués parallèlement au projet EFFIWIND financé par la Région Nouvelle Aquitaine et l'ADEME, dans lequel TENSYL intervient, entre autres, pour le dimensionnement de trois générations de pales innovantes baptisées : G1, G2 et G3. La pale EFFIWIND-G1 en matériau composite à matrice époxy renforcée par des fibres de verre et de carbone sera souvent utilisée comme support à ce travail de thèse. Cette pale a été certifiée par l'organisme de certification DNV-GL en mars 2015.

Précisons que l'objectif du projet EFFIWIND est de permettre la mise en œuvre de matériaux composites à matrice acrylique pour la fabrication de pales d'éoliennes recyclables. Le dimensionnement des pales G2 et G3, qui intègrent le matériau composite à matrice acrylique, s'appuiera sur les méthodes développées dans le cadre de la présente étude et sur les résultats de la thèse d'Eileen Boissin, commencée en septembre 2015 à l'I2M.

I2M
Université de Bordeaux, Bat A4,
351 Cours de la Libération,
33400 TALENCE
http://i2m.u-bordeaux.fr

TENSYL
48 rue de Vaucanson
Pôle Arts et Métiers
17180 PERIGNY
info@tensyl.com / www.tensyl.com

[1] Institut de Mécanique et d'Ingénierie – Bordeaux, UMR CNRS 5295

Table des matières

Remerciements 3

Avant propos 5

Table des matières 7

Nomenclature 11

Introduction 21

Chapitre I. Fatigue des structures composites dans le contexte de l'éolien 23

I.1. Etat de l'art sur la fatigue des pales en matériaux composites 24
I.1.1. Le contexte éolien et ses enjeux 24
I.1.2. Conception des pales d'éoliennes 32
I.1.3. Défaillances, modes d'endommagements et zones critiques des pales 43
I.1.4. Conclusion sur la fatigue des pales en matériaux composites 48
I.2. Analyse de l'état de contraintes cycliques dans une pale d'éolienne 49
I.2.1. Quelques définitions à propos des matériaux composites stratifiés 49
I.2.2. Description classique d'une sollicitation cyclique uniaxiale 50
I.2.3. Proposition de description d'une sollicitation multiaxiale 50
I.2.4. Identification des sollicitations critiques à l'aide du critère de Puck 54
I.2.5. Application à une pale d'éolienne 56
I.2.6. Conclusion sur l'analyse de l'état de contraintes cycliques 67
I.3. Reproduire la sollicitation à l'échelle du matériau en laboratoire 69
I.3.1. Mise en œuvre du matériau composite 69
I.3.2. Du matériau aux essais de fatigue « classiques » 80
I.3.3. Conclusion sur la mise en œuvre et la sollicitation du matériau composite en laboratoire 86
I.4. Conclusion du chapitre 87

Chapitre II. Fatigue des matériaux composites stratifiés : des mécanismes d'endommagement à l'estimation de la durée de vie 89

II.1. Endommagement des matériaux composites stratifiés unidirectionnels 90

II.1.1. Mécanismes et cinétique d'endommagement 90
II.1.2. Effets de l'endommagement sur le comportement mécanique 93
II.1.3. Validation de la cinétique d'endommagement en traction sur le matériau de l'étude 96
II.2. Phénomènes influents sur l'endommagement et la durée de vie en fatigue 99
II.2.1. Influence du chargement 99
II.2.2. Influence des conditions extérieures 105
II.2.3. Influence du matériau 106
II.3. Dimensionnement des matériaux composites stratifiés en fatigue 114
II.3.1. Approches « limite d'endurance » 114
II.3.2. Approches basées sur l'utilisation des courbes S-N 116
II.3.3. Approches phénoménologiques basées sur la description de la rigidité et de la résistance résiduelle 121
II.3.4. Approches basées sur les mécanismes d'endommagement 124
II.4. Discussion 128

Chapitre III. Le modèle d'endommagement unifié statique-fatigue à l'échelle du pli 131

III.1. Description du modèle à l'échelle du pli 133
III.1.1. Un modèle basé sur la mécanique de l'endommagement 133
III.1.2. Lois d'évolution de la rigidité en quasi-statique 136
III.1.3. Couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres 137
III.1.4. Lois d'évolution de la rigidité en fatigue 138
III.1.5. Lois d'évolution de la déformation résiduelle 139
III.2. Résolution numérique à l'échelle du pli ou du stratifié 140
III.2.1. Chargement quasi-statique 140
III.2.2. Chargement de fatigue d'amplitude constante 142
III.3. Identification des paramètres du modèle à l'échelle du pli 147
III.3.1. Démarche générale 147
III.3.2. Effet du taux volumique de fibres sur les propriétés mécaniques initiales 151
III.3.3. Loi d'évolution de l'endommagement matriciel en quasi-statique 157
III.3.4. Couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres 163
III.3.5. Loi d'évolution de l'endommagement en fatigue 174
III.3.6. Synthèse des paramètres du modèle 182
III.4. Comparaison modèle – essais 183
III.4.1. Chargements quasi-statiques 183
III.4.2. Chargements en fatigue 190
III.5. Discussion sur le modèle 196
III.5.1. Synthèse des hypothèses 196

III.5.2. Points forts du modèle 197
III.5.3. Limites et perspectives 198
III.6. Conclusion du chapitre 200

Chapitre IV. Application au calcul de la durée de vie d'une pale d'éolienne 203

IV.1. Calcul des contraintes dans une section droite de poutre 204
IV.1.1. Hypothèses générales 204
IV.1.2. Comportement élastique linéaire 205
IV.1.3. Validation de la méthode pour un comportement élastique linéaire 210
IV.1.4. Comportement élastoplastique endommageable 215
IV.2. Méthodologie de calcul de l'endommagement à l'échelle de la structure 216
IV.2.1. Calcul de charges 216
IV.2.2. Endommagement sous chargement quasi-statique 217
IV.2.3. Endommagement sous chargement de fatigue 218
IV.3. Application à une pale d'éolienne 223
IV.3.1. Hypothèses 223
IV.3.2. Application au dimensionnement sous charge extrême 230
IV.3.3. Application au calcul en fatigue sous chargement d'amplitude constante : tour de turbine sous profil de vent normal 232
IV.3.4. Application au calcul en fatigue sous chargement d'amplitude variable : chargement réprésentatif simplifié d'une turbine de classe I 237
IV.4. Conclusion du chapitre 243

Conclusion générale et perspectives 245

Références 249

Annexes 259

Nomenclature

Conventions

x	Scalaire
$\underline{x}$	Vecteur
$\underline{\underline{x}}$	Tenseur d'ordre 2
$[x]$	Matrice
$\langle x \rangle_+$	Partie positive de x
$\langle x \rangle_-$	Partie négative de x
$\lvert x \rvert$	Valeur absolue de x
Δx	Variation de x
$\vec{\nabla} x$	Gradient de x
$\dot{x}$	Dérivée temporelle de la variable x
$\tilde{x}$	Valeur effective de la variable x
x^0	Valeur initiale de la variable x (avant endommagement)
x^e	L'exposant e désigne la part élastique de la variable x
x^p	L'exposant p désigne la part résiduelle non réversible de la variable x
x_e	L'indice e désigne l'indice de l'élément de stratifié de la section droite de poutre auquel est associé la variable x
x_c	L'indice c désigne l'indice de la cellule de la section droite de poutre de stratifié de la section à laquelle est associée la variable x
x^i	L'exposant i désigne l'indice du cycle auquel est associé la variable x
x^{seq}	L'exposant seq désigne l'indice de la séquence à laquelle est associée la variable x
x^a , $x^{a,i}$	Amplitude de la variable x sur le cycle d'indice i
x^m , $x^{m,i}$	Valeur moyenne de la variable x sur le cycle d'indice i
$x^{\max}$, $x^{\max,i}$	Valeur maximale de la variable x sur le cycle d'indice i
$x^{\min}$, $x^{\min,i}$	Valeur minimale de la variable x sur le cycle d'indice i
x^{ult} , $x^{ult(+)}$	Valeur de la variable x à rupture en traction
$x^{ult(-)}$	Valeur de la variable x à rupture en compression
x_k , $x_{k,(1,2,3)}$	Valeur de la variable x du pli d'indice k exprimée dans le repère du pli
$(x)_k$, $x_{k,(x,y,z)}$	Valeur de la variable x du pli d'indice k exprimée dans le repère du stratifié
x_{strat}	Valeur de la variable x à l'échelle du stratifié

Repères

$\left(\overrightarrow{XX}, \overrightarrow{YY}, \vec{z}_B\right)$: repère principal de la section.

$\left(\vec{x}_B, \vec{y}_B, \vec{z}_B\right)$: repère attaché à la pale (B = « Blade ») où $\vec{z}_B$ est dans l'axe de la pale, $\vec{x}_B$ est dans l'axe de rotation du rotor (pour une pale « stall ») et $\vec{y}_B$ est la direction complémentaire de manière à former un repère direct.

$\left(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z}\right)$: repère attaché au stratifié où $\vec{x}$ est dans la direction du chargement ou dans la direction de l'axe de la pale, $\vec{z}$ est dans la direction de l'épaisseur du stratifié, et $\vec{y}$ est la direction complémentaire de manière à former un repère direct.

$\left(\vec{x}_1, \vec{x}_2, \vec{x}_3\right)$: repère attaché au pli d'UD où $\vec{x}_1$ est dans la direction des fibres, $\vec{x}_2$ est dans la direction transverse aux fibres, et $\vec{x}_3$ est dans la direction de l'épaisseur du pli.

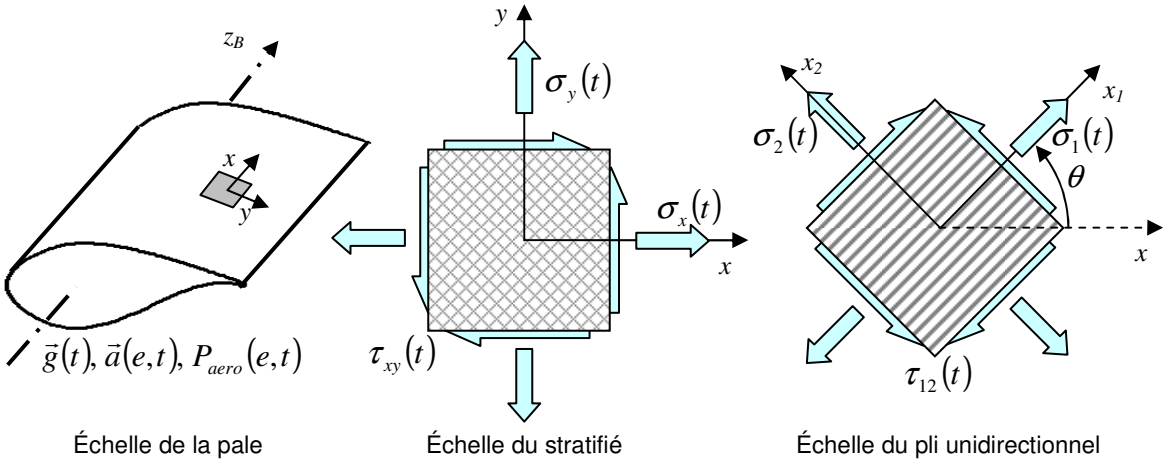


Figure 1 : Définition des repères considérés

Vocabulaire éolien

Azimuth Angle formé entre la verticale et l'axe de la pale. L'origine de l'azimut est définie lorsque la pale est en verticale en position haute.

Edgewise : la flexion « edgewise » désigne la flexion autour de $\vec{x}_B$

Flapwise : la flexion « flapwise » désigne la flexion autour de $\vec{y}_B$

Pitch : angle d'incidence des pales. Par extension, le mot « pitch » désigne aussi le mode de contrôle (actif) de la turbine

Stall : de l'anglais décrochage aérodynamique. Une turbine « stall » a un contrôle de puissance passif et ne possède pas de système de « pitch »

Yaw : angle de lacet de la nacelle. Par extension, le mot « yaw » désigne aussi le contrôle en lacet de la turbine

Sigles et acronymes

ADEME :	Agence De l'Environnement et de la Maîtrise de l'Énergie
ANRT	Association Nationale de la Recherche et de la Technologie
CENER :	Centro Nacional De Energías Renovables (Espagne)
Courbe S-N :	S = « Stress » ou « Strain » et N = « Number of cycles »
Diagramme CFL :	CFL = « Constant Fatigue Life »
DOE/MSU :	U.S. Department of Energy / Montana State University
EDF :	Électricité de France
FAST :	logiciel de calcul de charge développé par le NREL. FAST signifie : Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence
GE	General Electric
GUM :	Guide for the expression of Uncertainty in Measurements
GWEC :	Global Wind Energy Council
I2M	Institut de Mécanique et d'Ingénierie (Bordeaux)
IEC :	International Electrotechnical Commission
IEA :	International Energy Agency
NCF :	propriété d'un renfort d'unidirectionnels à ne pas être tissé (NCF = « Non Crimp Fabric »)
NREL :	National Renewable Energy Laboratory (Etats-Unis)
NWP :	Normal Wind Profile
PET :	polytéréphtalate d'éthylène
RTM :	Resin Transfert Molding (Procédé de moulage du composite par injection)
T-T / T-C / C-C	Traction-Traction / Traction-Compression / Compression-Compression
UD :	unidirectionnel

Notations

$\vec{a}$	Accélération dans le repère de la pale	[m.s^{-2}]
a	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre les forces thermodynamiques pilotant l'endommagement matriciel en statique	[MPa^{-m}]
a	Déformation axiale de la section droite de poutre	[mm/mm]
a_1	Paramètre du modèle d'endommagement : pilotage de l'endommagement en fatigue dans la direction des fibres	[MPa^{-l1-l2}]
a_2	Paramètre du modèle d'endommagement : influence de la sollicitation transverse sur l'endommagement matriciel en fatigue	[MPa^{-m1-m2}]
A	Aire de la section droite de la pale ou d'un élément de stratifié	[mm^2]
$[A]$	Matrice de raideur en membrane du stratifié	[MPa.mm]
$\left(\frac{b}{a}\right)_{i,j}$	Indicateur de multiaxialité du chargement : ouverture de l'ellipse	[-]
b	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre les forces	[MPa^{-n}]

	thermodynamiques pilotant l'endommagement matriciel en statique	
b	Déformation de flexion de la section droite de poutre	[mm^{-1}]
b_2	Paramètre du modèle d'endommagement : influence de la sollicitation de cisaillement sur l'endommagement matriciel en fatigue	[MPa^{-n1-n2}]
c	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre l'endommagement transverse et l'endommagement en cisaillement	[-]
c	Déformation de flexion de la section droite de poutre	[mm^{-1}]
d	Diamètre moyen des fibres d'un pli	[mm]
d_x	Perte de raideur longitudinale du stratifié	[-]
$\underline{d} = \underline{d}_k = \begin{Bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ d_{12} \end{Bmatrix}$	Vecteur endommagement total du pli d'indice k	[-]
$\underline{d}^f = \underline{d}_k^f = \begin{Bmatrix} d_1^f \\ d_2^f \\ d_{12}^f \end{Bmatrix}$	Vecteur endommagement en fatigue du pli d'indice k	[-]
$\underline{d}^s = \underline{d}_k^s = \begin{Bmatrix} d_2^s \\ d_{12}^s \end{Bmatrix}$	Vecteur endommagement en statique du pli d'indice k	[-]
d_1	Perte de raideur du pli d'UD dans la direction des fibres	[-]
d_2	Perte de raideur du pli d'UD dans la direction transverse	[-]
d_{12}	Perte de raideur du pli d'UD en cisaillement	[-]
d_m	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres	[-]
d_λ	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres	[-]
d^i	Endommagement associé au bloc de chargement d'indice i, représentant une période de fonctionnement	[an^{-1}]
D	Endommagement total en fatigue sur une période de fonctionnement	[an^{-1}]
$D_{i,j}$	Indicateur de multiaxialité du chargement : hauteur de l'ellipse en son milieu	[-]
e_k	Epaisseur du pli d'indice k	[mm]
$\underline{e}_F$	Seuil de convergence de la fonctionnelle	[-]
$\underline{e}_\sigma$	Seuil de convergence en contraintes	[MPa]
E	Module d'élasticité du stratifié dans la direction du chargement	[MPa]
E_D	Energie de déformation élastique	[MPa]

E_f^0	Module d'élasticité initial des fibres	[MPa]
E_m^0	Module d'élasticité initial de la matrice	[MPa]
E_1	Module d'élasticité du pli d'UD dans la direction des fibres	[MPa]
E_2	Module d'élasticité du pli d'UD dans la direction transverse	[MPa]
$<E.S>$	Rigidité en traction de la section	[kN]
$<E.I_{XX}>$	Rigidité en flexion de la section selon l'axe principal XX	[kN.m^2]
$<E.I_{YY}>$	Rigidité en flexion de la section selon l'axe principal YY	[kN.m^2]
f	Fonction de charge pilotant l'écrouissage	[-]
f	Fréquence de la sollicitation de fatigue	[Hz]
f_E	Indice de rupture du critère du Puck	[-]
$f_E^{\max}$	Indicateur de multiaxialité du chargement : valeur maximale de l'indice de rupture du critère du Puck sur le cycle	[-]
$\underline{F}$	Fonctionnelle	[-]
F_i	Effort selon la direction d'indice i	[kN]
$\vec{g}$	Gravité	[m.s^{-2}]
G_m^0	Module d'élasticité initial de cisaillement matriciel	[MPa]
G_{12}	Module d'élasticité du pli d'UD en cisaillement	[MPa]
h	Epaisseur du stratifié	[mm]
I_{ref}	Valeur attendue de l'intensité des turbulences à la hauteur du moyeu sous une vitesse de vent moyennée sur 10 min de 15 m/s	[-]
$[I]$	Matrice identité	
K	Paramètre du modèle d'endommagement : coefficient linéaire de la loi d'écrouissage cinématique	[MPa]
$[K], K_{ij}$	Matrice de raideur et terme de la matrice de raideur du pli dans le repère du pli	[MPa]
$[K]_k, (K_{ij})_k$	Matrice de raideur et terme de la matrice de raideur du pli d'indice k dans le repère du stratifié	[MPa]
l_1	Paramètre du modèle d'endommagement : influence de la sollicitation maximale sur l'endommagement en fatigue dans la direction des fibres	[-]
l_2	Paramètre du modèle d'endommagement : influence de l'amplitude de la sollicitation sur l'endommagement en fatigue dans la direction des fibres	[-]
L	Longueur moyenne du grand axe des ellipses formées par les fibres d'un pli et un plan de coupe	[mm]
m	Opposé de l'inverse de la pente de la courbe S-N dans un repère log-log	[-]
m	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre les forces thermodynamiques pilotant l'endommagement matriciel en statique	[-]
m_{of}	Grammage d'un renfort	[g/m^2]

m_1	Paramètre du modèle d'endommagement : influence de la sollicitation maximale transverse sur l'endommagement matriciel en fatigue	[-]
m_2	Paramètre du modèle d'endommagement : influence de l'amplitude de la sollicitation transverse sur l'endommagement matriciel en fatigue	[-]
M_i	Moment selon la direction d'indice i	[kN.m]
n	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre les forces thermodynamiques pilotant l'endommagement matriciel en statique	[-]
n^i	Occurrence d'un cycle i d'amplitude constante appliqué au stratifié sur une période	[cycles/an]
n_1	Paramètre du modèle d'endommagement : influence de la sollicitation maximale de cisaillement sur l'endommagement matriciel en fatigue	[-]
n_2	Paramètre du modèle d'endommagement : influence de l'amplitude de la sollicitation de cisaillement sur l'endommagement matriciel en fatigue	[-]
N	Durée de vie du stratifié en fatigue	[an^{-1}]
N^i	Durée de vie du stratifié sous un chargement cyclique i d'amplitude constante	[cycles]
$\tilde{p}$, $\tilde{p}_k$	Variable d'endommagement modélisant l'écrouissage du pli d'indice k	[mm/mm]
$p_\perp^{(+)}$	Paramètre matériau « d'inclinaison » propre à l'utilisation du critère de Puck	[-]
$p_\perp^{(-)}$	Paramètre matériau « d'inclinaison » propre à l'utilisation du critère de Puck	[-]
P_{aero}	Pression sur la surface de la pale d'origine aérodynamique	[MPa]
$P_{nominale}$	Puissance nominale de la turbine	[MW]
$P_R(V_{hub})$	Probabilité de distribution de Rayleigh (probabilité que $V<V_{hub}$)	[-]
q	Flux de cisaillement	[N/mm]
R	Rapport de charge $R = \sigma^{\min} / \sigma^{\max}$	[-]
$R(n)$	Résistance résiduelle après n cycles	[MPa]
R_0	Paramètre du modèle d'endommagement : seuil d'écrouissage	[MPa]
$R_{\perp\perp}^A$	Contrainte de compression transverse lorsque la contrainte de cisaillement maximale est atteinte au sens du critère de Puck	[MPa]
s	Abscisse curviligne	[mm]
$[S]$	Matrice de souplesse sécante	[MPa^{-1}]
t	Temps	[s]
$[Tgte_k]$	Matrice tangente du pli d'indice k dans le repère du même pli	[MPa]
$[Tgte_{strat}]$	Matrice tangente du stratifié dans le repère du stratifié	[MPa]

$[Tgte_{section}]$	Matrice tangente de la section droite de poutre dans le repère de la pale	
$[T_\varepsilon]$	Matrice de passage des déformations du repère du pli vers le repère du stratifié	[-]
$[T_\sigma]$	Matrice de passage des contraintes du repère du pli vers le repère du stratifié	[-]
$u(X)$	Incertitude type sur la variable X	
$u_C(X)$	Incertitude type combinée sur la variable X	
u_P	Position du point P dans la section de pale selon l'axe YY	[mm]
v_P	Position du point P dans la section de pale selon l'axe XX	[mm]
V	Vitesse du vent	[m/s]
V_{ave}	Vitesse moyenne du vent réel, sur une année, à la hauteur du moyeu	[m/s]
V_{hub}	Vitesse instantanée du vent réel à la hauteur du moyeu	[m/s]
V_{in}	Vitesse d'entrée (vitesse de vent réel à partir de laquelle la turbine produit de l'énergie)	[m/s]
$V_{nominale}$	Vitesse nominale (vitesse de vent réel de production nominale d'énergie)	[m/s]
V_{out}	Vitesse de coupure (vitesse de vent réel au-delà de laquelle la turbine arrête de produire de l'énergie)	[m/s]
V_{ref}	Vitesse de vent de référence (paramètre de définition des classes de vent)	[m/s]
V_{e50}	Vitesse de vent extrême attendue (moyenne sur 3s) avec une période de récurrence de 50 ans	[m/s]
V_f	Taux volumique de fibres du stratifié	[%]
Y_A	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres	[MPa]
Y_{Af}	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres	[MPa]
Y_B	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres	[MPa]
Y_{Bf}	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres	[MPa]
Y_{d1}	Force thermodynamique associée à l'endommagement en statique dans la direction des fibres	[MPa]
Y_{d1}^{ult}	Force thermodynamique à rupture dans la direction des fibres	[MPa]
Y_{d2}	Force thermodynamique associée à l'endommagement statique dans la direction transverse aux fibres	[MPa]
Y_{d12}	Force thermodynamique associée à l'endommagement statique en cisaillement plan	[MPa]
$Y_{d_i^f}$	Force thermodynamique maximale en fatigue associée à	[MPa]

	l'endommagement dans la direction *i* dans le repère du pli	
Y_{eq}	Fonction de couplage des forces thermodynamiques associées à l'endommagement matriciel en statique	[-]
Y_0	Paramètre du modèle d'endommagement : seuil d'endommagement matriciel statique	[-]
α	Paramètre du modèle d'endommagement : couplage entre la sollicitation transverse et de cisaillement pour le pilotage de la déformation résiduelle	[-]
$\alpha_{i,j}$	Indicateur de multiaxialité du chargement : tangente du rapport de l'amplitude des contraintes entre les directions *i* et *j*.	[°]
$\beta_{i,j}$	Indicateur de multiaxialité du chargement : tangente du rapport des contraintes moyennes entre les directions *i* et *j*.	[°]
δ	Résolution de la mesure	[um]
$\Delta Y_{d_i^f}$	Amplitude de la force thermodynamique en fatigue associée à l'endommagement dans la direction *i* dans le repère du pli	[MPa]
$\underline{\varepsilon}_{strat} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix}$	Déformation plane totale du stratifié dans le repère du stratifié (*x* est dans la direction du chargement)	[mm/mm]
$\underline{\varepsilon}_{k,(x,y,z)} = \begin{Bmatrix} (\varepsilon_x)_k \\ (\varepsilon_y)_k \\ (\gamma_{xy})_k \end{Bmatrix}$	Déformation plane totale du pli d'indice *k* dans le repère du stratifié (*x* est dans la direction du chargement)	[mm/mm]
$\underline{\varepsilon} = \underline{\varepsilon}_{k,(1,2,3)} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix}$	Déformation plane totale du pli d'indice *k* dans le repère du pli d'indice *k* (x_1 est dans la direction des fibres)	[mm/mm]
$\phi_{i,j}$	Indicateur de multiaxialité du chargement : déphasage de la sollicitation entre les directions i et j	[rad]
γ	Paramètre du modèle d'endommagement : exposant de la loi d'écrouissage cinématique	[-]
γ_1	Paramètre du modèle d'endommagement : influence de l'endommagement dans la direction des fibres sur le taux de croissance de l'endommagement dans la direction des fibres en fatigue	[-]
γ_2	Paramètre du modèle d'endommagement : influence de l'endommagement matriciel sur le taux de croissance de l'endommagement matriciel en fatigue	[-]
$\gamma_{i,j}$	Indicateur de multiaxialité du chargement : rapport des contraintes	[-]

	moyennes entre les directions *i* et *j*.	
γ_{Ma}	Coefficient de sécurité matériau appliqué aux contraintes moyennes pour le calcul de la durée de vie en fatigue	[-]
(γ_{Mb}/C_{1b})	Coefficient de sécurité matériau appliqué aux amplitudes de contraintes pour le calcul de la durée de vie en fatigue	[-]
$\lambda_{i,j}$	Indicateur de multiaxialité du chargement : rapport de l'amplitude des contraintes entre les directions *i* et *j*.	[-]
ν_{12}	Coefficient de Poisson entre les directions 1 et 2 du pli d'UD	[-]
ν_{21}	Coefficient de Poisson initial entre les directions 2 et 1 du pli d'UD	[-]
Θ	Indicateur de multiaxialité du chargement : angle de la direction principale de sollicitation dans le repère du pli ou du stratifié	[°]
θ	Orientation du pli par rapport à la direction du chargement	[°]
$\lvert\theta\rvert$	Désalignement moyen des fibres d'un pli	[°]
ρ_f	Masse volumique des fibres de verre	[Kg/m^3]
σ_P	Contrainte du stratifié, d'un élément *P* de la section de la pale, dans la direction $\vec{z}_B$	[MPa]
$\underline{\sigma}_{strat} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}$	Contrainte plane du stratifié dans le repère du stratifié (*x* est dans la direction du chargement)	[MPa]
$\underline{\sigma}_{k,(x,y,z)} = \begin{Bmatrix} (\sigma_x)_k \\ (\sigma_y)_k \\ (\tau_{xy})_k \end{Bmatrix}$	Contrainte plane du pli d'indice *k* dans le repère du stratifié (*x* est dans la direction du chargement)	[MPa]
$\underline{\sigma} = \underline{\sigma}_{k,(1,2,3)} = \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix}$	Contrainte plane du pli d'indice *k* dans le repère du pli d'indice *k* (x_1 est dans la direction des fibres)	[MPa]
τ	Temps	[s]
τ_{21c}	Contrainte de cisaillement maximale utilisée dans le critère de Puck	[MPa]
ω	Vitesse angulaire	[rad/s]
Ω	Aire sectorielle d'une section droite de poutre ou d'une cellule de section droite de poutre	[mm^2]
ψ	Angle de rotation d'une section droite de poutre par unité de longueur	[rad/mm]

Introduction

Motivés par des considérations environnementales, des besoins d'indépendance énergétique et de sécurité géopolitique, les pays développés préparent leur transition énergétique en investissant dans les énergies renouvelables. L'éolien fait partie de ces énergies alternatives. Les progrès réalisés dans ce domaine durant les dernières décennies permettent aujourd'hui d'installer des turbines de plusieurs MW dont le diamètre peut atteindre 180 m. Les défis maintenant posés à la filière concernent le rendement et la durabilité des machines. L'objectif est de les rendre plus compétitives que d'autres systèmes de production d'énergie.

L'introduction de matériaux composites stratifiés dans les pales d'éoliennes a fortement contribué à l'essor de la filière et à l'augmentation de la longueur des pales, notamment grâce à la tenue de ces matériaux en fatigue qui constitue un mode de chargement critique des turbines. Cependant, aujourd'hui encore, aucune méthode de prévision de la durée de vie en fatigue des matériaux et structures composites n'est unanimement acceptée par la communauté scientifique [Vassilopoulos10]. L'approche normative est donc basée sur l'utilisation de lois empiriques qui permettent de décrire de manière globale, mais non physique, l'endommagement à l'échelle des stratifiés. Ces approches sont peu coûteuses en temps de calcul et relativement simples à mettre en œuvre dans le cadre du dimensionnement d'une structure. Cependant, elles permettent difficilement de traiter des sollicitations complexes et variées dans la mesure où leur fiabilité repose sur la similitude du chargement avec celui qui a permis d'identifier les paramètres des modèles. Notons aussi que ces méthodes étant formulées à l'échelle du matériau homogénéisé, des campagnes d'essais lourdes sont nécessaires pour obtenir le comportement en fatigue des nombreux stratifiés composant une structure comme celle d'une pale d'éolienne. En pratique, ces campagnes de caractérisation ne sont pas réalisées et des hypothèses fortement conservatives sont employées. Ces hypothèses concervatives nuisent à l'optimisation de la conception des pales.

Dans ce contexte, TENSYL, en tant que bureau d'ingénierie spécialisé dans les matériaux composites, souhaite développer des outils prédictifs lui permettant de modéliser leur endommagement en fatigue à l'échelle du pli avec pour objectif de calculer la durée de vie des stratifiés. La modélisation de l'endommagement à l'échelle du pli permet de se concentrer sur l'identification du comportement des couches élémentaires à partir desquelles sont construits l'ensemble des stratifiés de la structure. Le modèle peut donc être plus riche et mieux décrire la réalité physique de l'endommagement.

La démarche proposée dans ce manuscrit pour traiter la problématique présentée est divisée en quatre étapes.

Nous nous intéresserons tout d'abord à la fatigue des structures composites dans le contexte éolien (Chapitre I). Nous verrons que les pales sont soumises à des sollicitations complexes, dont le nombre de cycles est très élevé et que l'optimisation de leur dimensionnement constitue un enjeu pour la filière. Une méthode d'analyse de l'état multiaxial des contraintes cycliques sera proposée et utilisée pour évaluer le chargement à l'échelle du matériau composite. Cette analyse mettra en évidence que des couplages entre les différents mécanismes d'endommagement du matériau composite sont activés de par l'état de chargement multiaxial et que l'étude de ces couplages est indispensable. Nous nous intéresserons donc aussi à la préparation d'échantillons de matériau représentatifs de celui des pales et à leur caractérisation mécanique. Le matériau composite choisi pour cette étude est à matrice époxy renforcée par des fibres de verre non tissées (NCF). Il est réalisé par infusion.

Ensuite, une analyse bibliographique sera proposée sur les mécanismes d'endommagement qui gouvernent la fatigue des matériaux composites stratifiés et leurs différents facteurs d'influence (Chapitre II). Ceci permettra d'avoir un regard critique sur les méthodes d'estimation de la durée de vie en fatigue qui peuvent répondre aux problématiques de dimensionnement posées par l'éolien et d'en identifier une comme prometteuse : les approches basées sur la mécanique de l'endommagement.

Suite à cette analyse, un modèle d'endommagement unifié statique-fatigue formulé à l'échelle du pli sera proposé puis identifié pour le matériau de l'étude (Chapitre III). Ce modèle est basé sur la description des pertes de rigidités et des déformations résiduelles à l'échelle du pli. Un couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance du pli dans la direction des fibres permet de modéliser l'évolution de la résistance résiduelle au cours du chargement et de calculer la durée de vie en fatigue.

La dernière étape de ce travail consistera à intégrer le modèle dans la chaîne de dimensionnement des pales d'éoliennes de l'entreprise TENSYL (Chapitre IV). Une méthode d'implémentation à l'échelle de la structure sera donc proposée. Elle se base sur un calcul à l'échelle des sections droites de poutres. Une comparaison entre le modèle d'endommagement et l'approche normative permettra de mettre en évidence les avantages de l'approche proposée et de dégager des perspectives à ce travail.

Chapitre I.
Fatigue des structures composites dans le contexte de l'éolien

Ce chapitre a pour objectif de donner des éléments de réponse à ce qu'implique l'étude en fatigue de structures en matériaux composites dans le contexte de l'éolien. Tout d'abord, un état de l'art sur la fatigue des pales en matériaux composites fera apparaître que ces dernières sont soumises à des sollicitations complexes, de nombre de cycles très élevés, et que l'optimisation de leur dimensionnement en fatigue constitue un enjeu pour la filière éolienne. Ensuite, l'état de contraintes en fatigue dans les pales sera analysé. Cet état de contraintes s'avérera être multiaxial, accroissant la complexité du chargement à l'échelle du matériau. Enfin, nous nous intéresserons à la fabrication d'éprouvettes représentatives du matériau présent dans les pales afin d'étudier son endommagement en fatigue.

Sommaire

Chapitre I. Fatigue des structures composites dans le contexte de l'éolien 23
I.1. Etat de l'art sur la fatigue des pales en matériaux composites 24
I.1.1. Le contexte éolien et ses enjeux 24
I.1.2. Conception des pales d'éoliennes 32
I.1.3. Défaillances, modes d'endommagements et zones critiques des pales 43
I.1.4. Conclusion sur la fatigue des pales en matériaux composites 48
I.2. Analyse de l'état de contraintes cycliques dans une pale d'éolienne 49
I.2.1. Quelques définitions à propos des matériaux composites stratifiés 49
I.2.2. Description classique d'une sollicitation cyclique uniaxiale 50
I.2.3. Proposition de description d'une sollicitation multiaxiale 50
I.2.4. Identification des sollicitations critiques à l'aide du critère de Puck 54
I.2.5. Application à une pale d'éolienne 56
I.2.6. Conclusion sur l'analyse de l'état de contraintes cycliques 67
I.3. Reproduire la sollicitation à l'échelle du matériau en laboratoire 69
I.3.1. Mise en œuvre du matériau composite 69
I.3.2. Du matériau aux essais de fatigue « classiques » 80
I.3.3. Conclusion sur la mise en œuvre et la sollicitation du matériau composite en laboratoire 86
I.4. Conclusion du chapitre 87

I.1. Etat de l'art sur la fatigue des pales en matériaux composites

L'état de l'art proposé sur la fatigue des pales en matériaux composites est divisé en trois parties. Nous nous intéresserons tout d'abord au contexte de l'éolien et ses enjeux, puis à la conception des pales et enfin à leurs modes d'endommagements.

I.1.1. Le contexte éolien et ses enjeux

Commençons par un rapide tour d'horizon de l'éolien et des ses enjeux.

a. Une filière en forte croissance

Voilà plusieurs millénaires déjà que l'Homme utilise le vent comme source d'énergie : à l'aide de moulins à vent pour puiser de l'eau, moudre du grain ou à l'aide de voiles pour la navigation. Après avoir été mise de côté avec l'essor des machines à vapeur, des moteurs thermiques et du réseau électrique dans les campagnes, l'énergie éolienne est devenue ces dernières années une industrie d'avenir grâce à de nombreux développements motivés par des besoins d'indépendance énergétique et de sécurité géopolitique [Burton11].

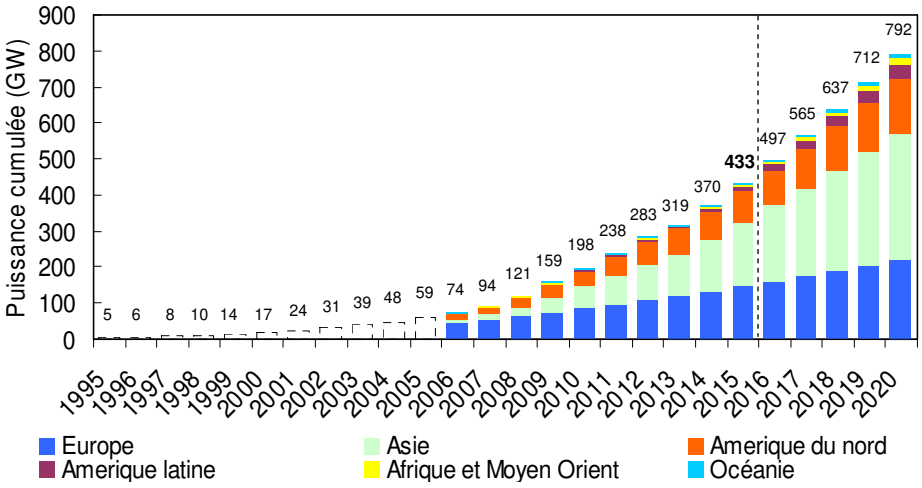


Figure I.1 : Capacité électrique de puissance d'origine éolienne dans le monde de 1995 à 2015 et prévisions [GWEC16]

L'éolien, qui fait partie des technologies clés de la transition énergétique lancée dans plusieurs états afin de limiter leurs recours aux énergies fossiles et leurs émissions de CO_2, est en forte croissance depuis la fin du XX^{ème} siècle. La capacité installée a notamment été multipliée par 90 pendant les deux dernières décennies, et par plus de 2 depuis 2010 (Figure I.1). En 2015, le marché éolien a été marqué par une année record avec une augmentation du parc éolien de 63,5 GW (dont 30 GW pour la Chine), soit une hausse de 17,2% qui place le parc mondial à une capacité cumulée de 433 GW[1] (source [GWEC16], cf. Figure I.1 & Figure I.2). Pour se donner une idée de ce que représente ce parc, en prenant en compte un facteur de charge

[1] Une capacité supérieure à la capacité nucléaire mondiale : 384 GW [IEA16].

annuel moyen de 2 200 heures par turbine, nous obtenons une production de plus de 950 TWh, soit l'équivalent de la consommation annuelle d'électricité au Japon [EurObserv'ER16]. 2015 est aussi l'année où la Chine (145 GW) a dépassé l'Union Européenne (142 GW) en matière de puissance totale installée bien que l'Europe enregistre des records d'installation[1] et de couverture de la demande annuelle[2] [Kane16a].

L'expérience acquise avec l'éolien terrestre permet aujourd'hui d'envisager le développement à grande échelle de l'éolien off-shore où des vents plus réguliers et plus forts permettent de meilleurs rendements bien qu'il faille faire face aux problématiques de transport de l'énergie (pertes en ligne), de difficulté d'accès pour l'installation et la maintenance et de fonctionnement en environnement salin très agressif. En 2015, l'éolien off-shore compte 12 GW de capacité cumulée dans le monde sur les 433 GW installés au total. Dans ce domaine, l'Europe s'affirme comme pionnière en détenant 91% du parc off-shore mondial [GWEC16]. L'enjeu des années à venir pour l'Europe sera de capitaliser son avance technologique pour garder une légitimité sur ce marché très prometteur [Kane16b].

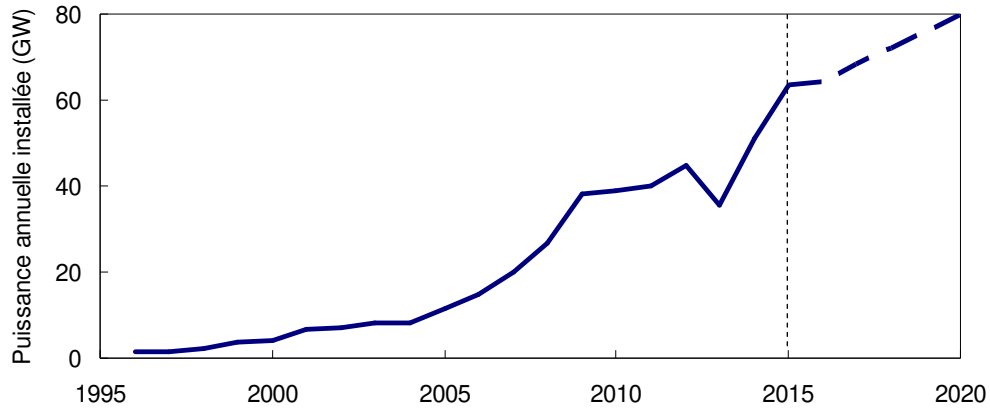


Figure I.2 : Capacité annuelle installée dans le monde de 2000 à 2015 et prévisions [GWEC16]

La France, avec 10,4 GW[3] de capacité éolienne fin 2015 (Figure I.3.b), maintient sa place de 4ème au rang européen derrière l'Allemagne (45 GW), l'Espagne (23 GW), le Royaume-Uni (13 GW) et de 8ème au rang mondial, devancée par la Chine (145 GW), les Etats-Unis (75 GW), l'Inde (25 GW) et le Canada (11 GW) [GWEC16]. Le développement de l'off-shore est en cours dans l'hexagone avec la construction prévue des 6 parcs suite aux appels d'offres de

[1] 44% des nouvelles capacités de production d'électricité installées dans l'Union Européenne en 2015 sont éoliennes [Kane16a].

[2] Avec ses 142 GW de capacité éolienne cumulée et grâce à des conditions météorologiques très favorables dans le nord, l'Union Européenne a produit 303,5 TWh* sur l'année 2015 [EurObserv'ER16]. Ceci a permis de générer à l'aide du vent 11.4% de l'électricité annuelle consommée par l'Union Européenne, et jusqu'à 42% pour le Danemark ou 13% pour le géant industriel Allemand [Kane16a].

(*) A comparer avec la production d'électricité du nucléaire en France sur l'année 2014 : 436 TWh ou avec la production hydro-électrique des Etats-Unis en 2014 : 282 TWh [IEA16].

[3] A comparer avec la capacité en France en 2015 de 63 GW pour le nucléaire ou de 25 GW pour l'hydro-électricité [IEA16].

2011 et 2013 qui devraient porter la capacité en éolien off-shore français à 3 GW à l'horizon 2020 (Figure I.3.a). Ces deux premiers appels d'offres sont suivis par un troisième lancé le 4 avril 2016, pour un parc éolien off-shore au large de Dunkerque. L'objectif du gouvernement français est d'atteindre 12 GW d'off-shore posé et 6 GW d'off-shore flottant raccordés à l'horizon 2030.

Parallèlement à l'offshore, l'autre gisement sur lequel se positionnent actuellement les turbiniers est celui des sites peu ventés désormais accessibles grâce aux progrès faits sur le rendement des machines [EurObserv'ER16].
Le coût de production de l'énergie éolienne est aujourd'hui compris entre 5 et 10 c€/kWh rendant cette énergie compétitive face aux énergies fossiles. La baisse du coût de production a été liée ces dernières années au développement de machines plus rentables, à une baisse des coûts d'installation et des taux d'intérêt. [EurObserv'ER16].

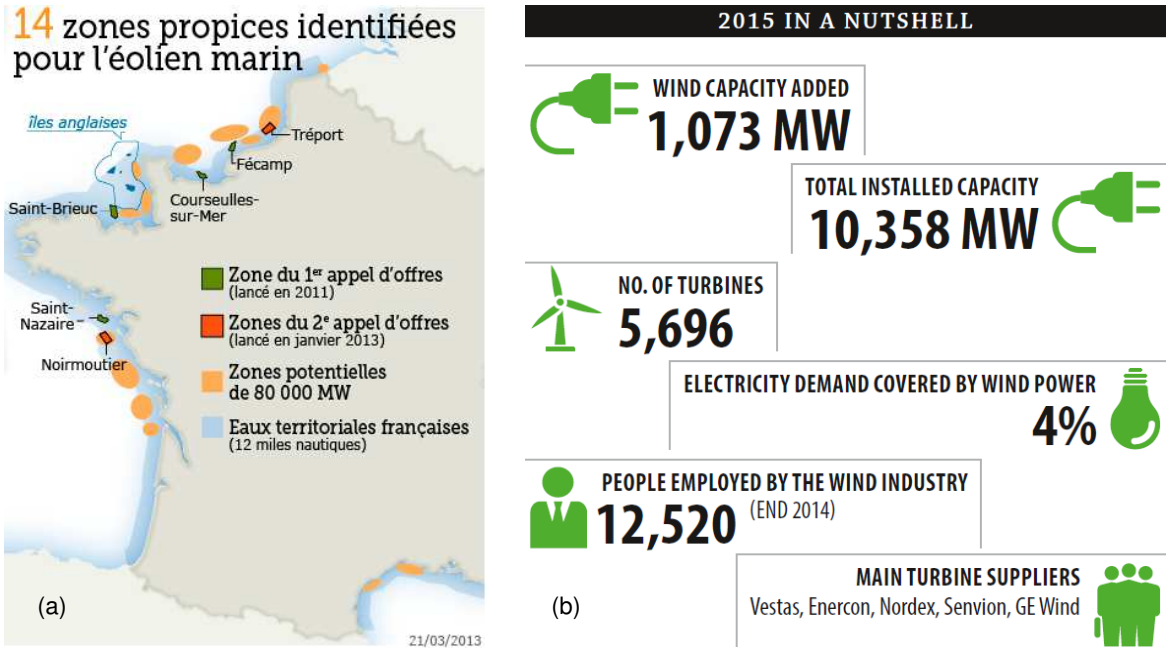


Figure I.3 : (a) Parcs off-shore français en construction et potentiels [Guichard15]
(b) L'éolien en France en 2015 [GWEC16]

Plusieurs concepts d'éoliennes existent que nous pouvons classer en deux familles : les éoliennes à axe horizontal et les éoliennes à axe vertical. Les éoliennes à axe horizontal sont les plus répandues et constituent l'essentiel de la capacité éolienne aussi bien à l'échelle française qu'européenne ou mondiale et nous nous concentrerons sur ce concept pour le travail présenté dans ce manuscrit. Notons toutefois que les éoliennes à axe vertical ont un fort potentiel pour les zones urbaines ou pour l'éolien off-shore flottant.

b. Les principaux acteurs du marché mondial de l'éolien à axe horizontal

Le marché de l'éolien terrestre est partagé entre de nombreux constructeurs qui bénéficient en général d'une assise nationale solide pour disputer et gagner des parts de marché à l'international. Citons les premiers d'entre eux qui se partagent 68% du marché mondial :

Vestas au Pays-Bas, Enercon, Senvion (anciennement RePower), Siemens, et Nordex en Allemagne, Goldwind, Guodian United Power, Mingyang, Envision, CSIC en Chine, Gamesa en Espagne et General Electric aux Etats-Unis qui a acquis en 2015 le constructeur français Alstom (Figure I.4).

En France, depuis qu'Alstom Énergie a été racheté par General Electric et qu'Areva a annoncé se retirer de l'éolien en septembre 2016, la France ne compte plus de constructeur national éolien de poids sur le marché mondial. Notons tout de même la présence dans l'hexagone de Poma Leitwind qui souhaite promouvoir le « made in France » avec déjà 310 turbines de 1 à 3 MW installées dans le monde depuis 2001, et le groupe Vergnet qui s'est spécialisé dans l'éolien de taille moyenne avec 900 éoliennes de 200 à 275 kW installées sur la planète.

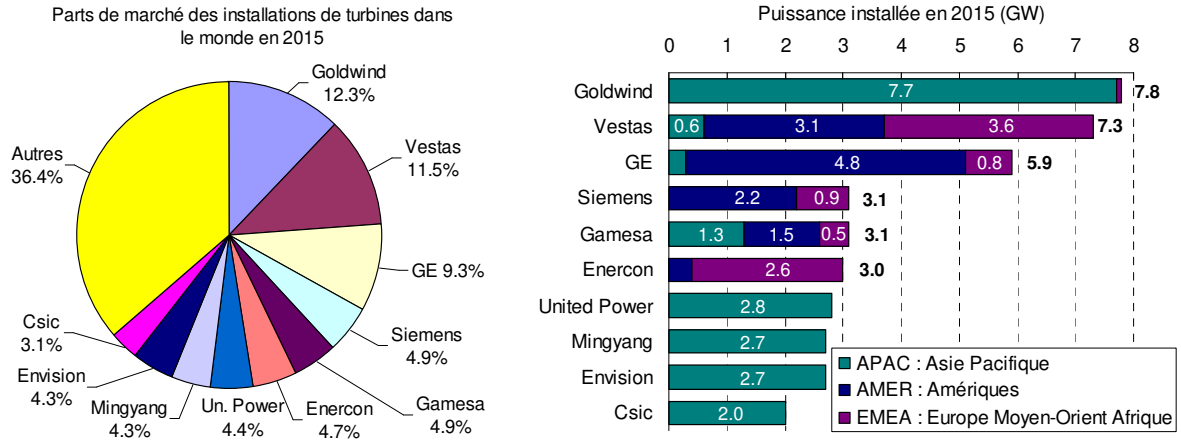


Figure I.4 : Marché des turbines installées en 2015 [Boulanger16a]

Le marché de l'éolien off-shore compte quant à lui beaucoup moins d'acteurs et ces derniers temps ont été marqués par de nombreuses manœuvres industrielles. En 2013, Vestas et Mitsubishi se sont rapprochés pour créer une filiale commune : MHI Vestas Offshore Wind Energy. En 2014 se fut au tour d'Adwen de voir le jour initialement suite au rapprochement des activités offshores d'Areva et de Gamesa. Puis suite au retrait d'Areva de l'éolien ses parts dans Adwen ont été rachetées par Siemens ; Siemens qui détenait déjà 80% des parts de marché off-shore. Et nous avons déjà parlé du rachat par GE d'Alstom Énergie qui développait l'Haliade 150 (cf Annexe A).

Ces consolidations ne se cantonnent pas à l'off-shore et concernent aussi le segment de l'éolien terrestre qui a vu deux de ses acteurs : l'allemand Nordex et l'espagnol Acciona annoncer en octobre 2015 leur intention de fusionner pour rentrer dans le top 5 mondial des constructeurs. Depuis le 17 juin 2016, Gamesa et Siemens ont annoncé leur fusion qui, si elle est validée début 2017, aurait pour conséquence la création du numéro un mondial de l'éolien [EurObserv'ER16].

c. La taille de la turbine : un enjeu majeur pour l'off-shore

Intérêt - La puissance théorique éolienne qu'une turbine peut récupérer est proportionnelle à la masse volumique de l'air, la surface balayée et le cube de la vitesse du vent [Burton11].

$$P = \frac{1}{2}\rho.S.V^3 C_p \quad \text{(I.1)}$$

Cette puissance dépend aussi de C_p : le rendement de l'éolienne ou l'efficacité dynamique dont le maximum théorique (limite de Betz) est de 59,3%. Dans la pratique, ce coefficient est inférieur à cette limite. La surface balayée par la turbine étant proportionnelle au carré de la longueur des pales, nous comprenons rapidement l'intérêt de maximiser la taille des turbines ce qui, par ailleurs, permet d'atteindre un vent de vitesse moyenne plus élevée en altitude. Aujourd'hui, alors que le secteur éolien est tourné vers l'offshore (où la taille des turbines n'est pas limitée comme pour l'éolien terrestre[1]), la puissance des turbines, et donc la dimension des pales, devient un atout stratégique pour les constructeurs afin de limiter les frais liés à l'installation, au raccordement électrique puis à la maintenance. Souvenons nous par exemple du choix du gouvernement français de confier les deux parcs du second appel d'offre éolien offshore au consortium regroupant GDF Suez et Areva (maintenant Adwen) plutôt qu'à celui composé par EDF et Alstom (maintenant GE) car les turbines d'Areva (8 MW) plus performantes que celles d'Alstom (6 MW) permettaient d'en installer moins pour une puissance égale et ainsi de diminuer les frais d'installations critiques pour un parc offshore, puis ceux liés à la maintenance [Decombe14].

Problématique – Augmenter la taille des turbines permet de les rendre plus puissantes mais l'allongement des pales pose des problèmes de résistance aux efforts. En effet, l'augmentation de la puissance (avec le carré de la longueur) est faible devant celle de la masse de la pale et des moments aérodynamiques qui augmentent avec le cube de la longueur, alors que les moments liés à la gravité suivent une loi puissance d'exposant 4 en conservant les mêmes matériaux et les mêmes concepts [Griffith11]. L'allongement des pales est donc conditionné aujourd'hui par des innovations fortes en matière de matériaux et de conception.

Etat actuel - Aujourd'hui (automne 2016), le record de la pale la plus longue[2] : 88,4 m est détenu par le fabricant LM Wind Power pour les turbines AD 8-180[3] d'Adwen qui doivent être installées dans trois des parcs off-shore français (Saint Brieuc, Le Tréport, Noirmoutier). Notons toutefois que cette pale en matériaux composites doit encore subir des essais de validation avant d'être fabriquée en série et installée. Cependant, si l'éolienne de 8 MW d'Adwen est encore en cours de développement, des pales de plus de 70 m sont déjà

[1] Limites de dimensions liées aux plafonds aériens et radars, ainsi qu'aux problématiques posées par le transport des pales jusqu'au site d'exploitation.

[2] La taille des pales est souvent comparée aux 80m d'envergure de l'A380

[3] Turbine d'ADWEN destinée à l'offshore avec une puissance nominale de 8 MW pour 180 m de diamètre de rotor (cf Annexe A)

courantes dans l'éolien off-shore pour des machines de 6 MW (Annexe A). Pour l'éolien terrestre les turbines sont actuellement de diamètre légèrement plus faible : 100 m (Figure I.5 et Annexe A).

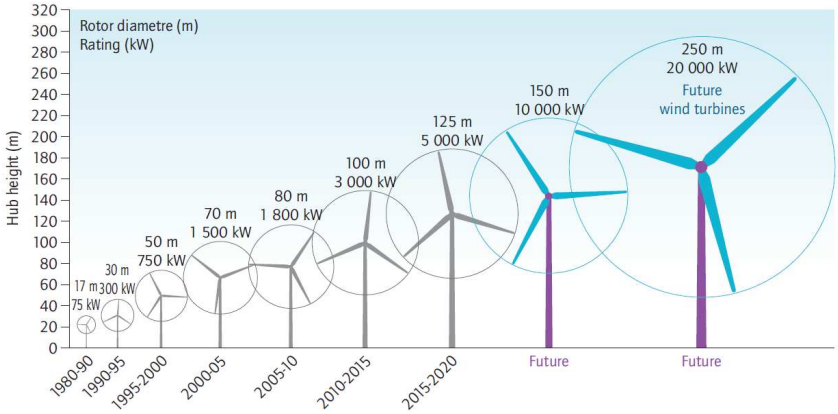


Figure I.5 : Evolution de la taille des turbines depuis 1980 et perspectives [IEA13]

Perspectives - Les instituts de recherches réfléchissent déjà à des pales de 100 m [Griffith11] ou même, plus récemment, de 200 m (Projet SUMR : Figure I.6.a). Des pales d'une telle longueur nécessiteraient alors d'être rendues « intelligentes » à l'aide de technologies actives ou passives afin de limiter les efforts qui augmentent nécessairement avec la longueur de pale. Le projet Smart Blade (Figure I.6.b) a notamment proposé des technologies actives qui consisteraient à équiper les pales de bords d'attaques et de fuites mobiles, tout comme les avions, pour réguler leur puissance alors que les technologies passives consistent a choisir judicieusement les matériaux de la pale pour que son comportement régule la charge qui lui est appliquée. En cas de charge trop importante, un couplage flexion-torsion permettrait alors de décharger la pale [Ha14] ou dans le cas de longueurs extrêmes, la pale articulée se plierait sous le vent (Projet SUMR[1]: Figure I.6.a).
Notons qu'un autre moyen d'augmenter la surface balayée par une turbine est de l'équiper de plusieurs rotors. C'est la voie sur laquelle s'est engagée Vestas avec la construction en avril 2016 d'un prototype d'éolienne de 4 turbines de 225 kW chacune (Figure I.6.c) [Boulanger16b].

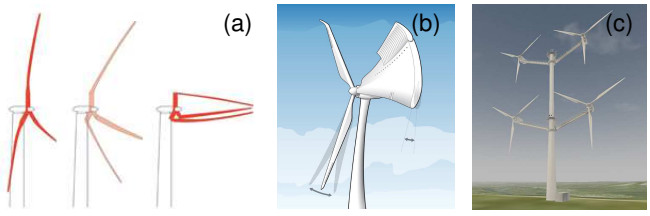


Figure I.6 : (a) Projet SUMR [SUMR16]
(b) Projet Smart Blades [Smart Blades16],
(c) Eolienne multi-rotor de Vestas [Multirotor16]

[1] Le projet SUMR (Segmented Ultralight Morphing Rotor) est un projet de recherche impliquant plusieurs équipes américaines dont le Sandia National Laboratories qui propose une pale de 200 m segmentée de façon à ce qu'elle plie sous la force du vent (cf Figure I.6.a)

d. Quelques définitions avant de poursuivre

Une turbine à axe horizontal moderne est constituée d'une tour fixée sur une fondation en béton, d'une nacelle qui contient la génératrice et la boite de vitesse si besoin, et d'un rotor constitué d'un moyeu et de 2 ou 3 pales.

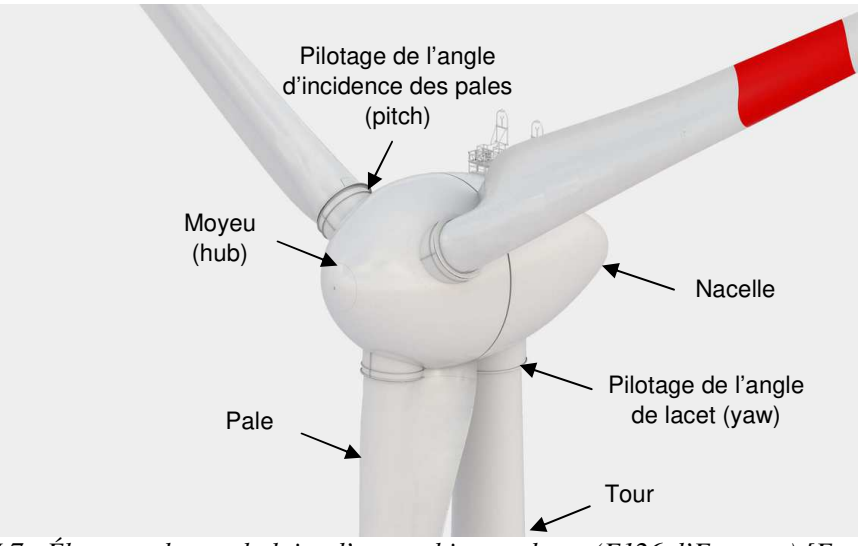


Figure I.7 : Élements de vocabulaire d'une turbine moderne (E126 d'Enercon) [Enercon16]

Le contrôle commande constitue l'ensemble du pilotage de la turbine. Tout d'abord la nacelle est pilotée par un système qui permet d'orienter le rotor face au vent. Ce système est généralement appelé « yaw » : lacet en anglais.

Il existe ensuite deux technologies de contrôle de puissance de la turbine : Le réglage de l'angle d'incidence des pales et le décrochage aérdoynamique. La première technologie appelée « pitch » est active et consiste à régler l'angle d'incidence des pales de façon à jouer sur la puissance de la turbine. Toutes les grandes turbines modernes sont équipées par ce système. La seconde technologie, passive, se dispense d'un système de réglage de l'angle d'incidence de la pale et s'appuie sur le phénomène de décrochage aérodynamique, en anglais : « stall ». Les profils spéciaux de ces dernières pales permettent quand la force du vent devient trop élevée de décrocher et ainsi, par diminution des efforts aérodynamiques, de réguler la puissance de la turbine.

Qu'elle soit « stall » ou « pitch », une turbine fonctionne pour une plage de vent donnée[1] : entre une vitesse d'entrée V_{in} et une vitesse de coupure V_{out}. La vitesse V_{in} est de l'ordre de quelques m/s et V_{out} est généralement de 25 m/s. Le contrôle de la puissance (stall ou pitch) permet de rester autour de la puissance nominale de la génératrice lorsque la vitesse de vent nominale est dépassée (Figure I.8).

La vitesse de rotation du rotor dans cette plage peut être constante ou variable en fonction de la technologie de génératrice utilisée. La variation du couple résistant de la génératrice

[1] La vitesse du vent est mesurée à la hauteur du moyeu dans le repère de la nacelle.

permet de fixer la vitesse de rotation du rotor[1]. Des freins mécaniques permettent d'arrêter le rotor. Ces freins sont aidés, pour certains cas de pales « stall », d'appendices aérodynamiques : « tip-brake ».

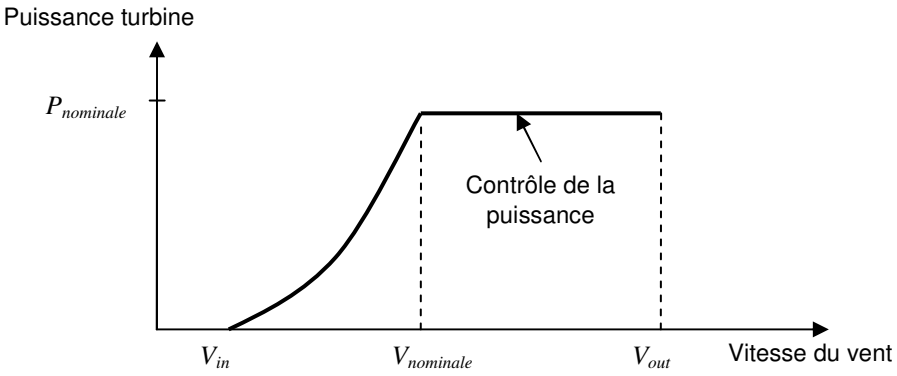


Figure I.8 : Courbe de puissance d'une turbine

Repères – La position de la pale à tout instant est donnée par son azimut : l'angle formé entre la verticale et l'axe de la pale. L'origine de l'azimut est définie lorsque la pale est en verticale en position haute.

Dans ce manuscrit le repère considéré est celui attaché à la pale tel qu'il est défini par l'organisme certificateur DNV-GL [Germanischer Lloyd10] où $\vec{z}_B$ est dans l'axe de la pale, $\vec{x}_B$ est dans l'axe de rotation du rotor (pour une pale « stall ») et $\vec{y}_B$ est la direction complémentaire de manière à former un repère direct (Figure I.9).

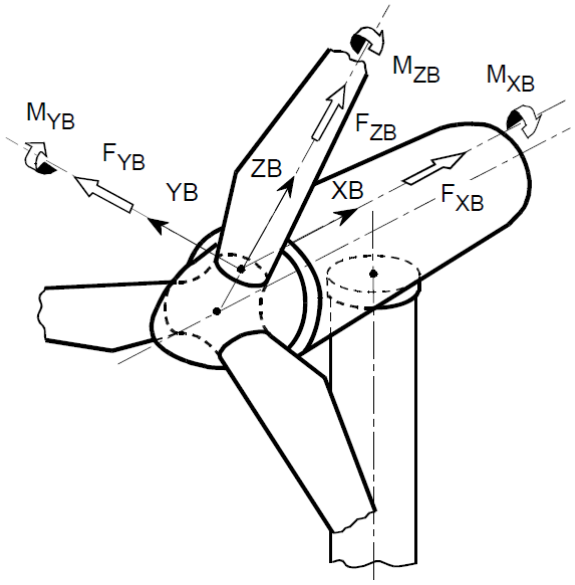


Figure I.9 : Repère de la pale (B = Blade) selon DNV-GL [Germanischer Lloyd10]

[1] Pour respecter le principe fondamental de la dynamique appliqué au rotor, si le couple résistant de la génératrice est supérieur au couple moteur du rotor, alors ce dernier décélère et inversement, si le couple résistant de la génératrice est inférieur au couple moteur du rotor, alors ce dernier accélère.

I.1.2. Conception des pales d'éoliennes

Nous avons vu précédemment que la taille des pales est un enjeu majeur pour l'éolien off-shore mais que leur allongement est conditionné par des innovations à propos de leur conception. Nous proposons donc de nous intéresser d'un peu plus près à la conception des pales.

a. Sollicitation des pales

Les pales d'éoliennes ont pour fonction de transformer l'énergie du vent en énergie mécanique qui à son tour sera transformée en énergie électrique par la génératrice. La transformation de l'énergie éolienne en énergie mécanique se fait à l'aide de profils aérodynamiques qui génèrent des efforts tout au long de pale. La transmission de ces forces radiales jusqu'en pied de pale génère un couple moteur qui, par rotation du rotor, fournit de l'énergie mécanique à la génératrice.

Comprenons bien que la pale est alors soumise à des sollicitations de différentes natures :

- Efforts aérodynamiques qui varient en fonction de la vitesse du vent et de son angle d'incidence sur les profils (Figure I.10)
- Efforts de gravité (pesanteur) dont la résultante varie dans le repère de la pale selon l'angle que forme cette dernière avec la verticale
- Efforts d'inertie liés à la vitesse et aux accélérations de rotation de la pale.
- Efforts opérationnels liés au contrôle commande (freinage, modification des angles de lacet ou « yaw » et d'incidence ou « pitch »)

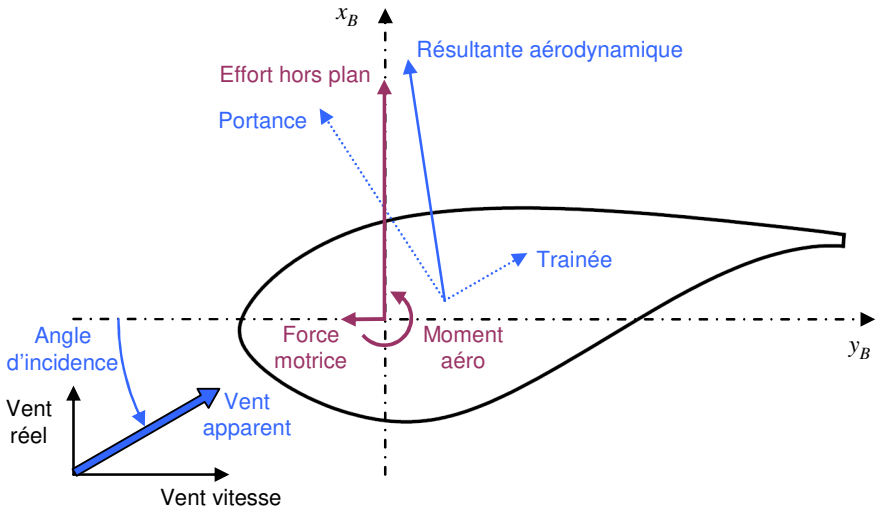


Figure I.10 : Efforts aérodynamiques

Les pales d'éoliennes sont conçues pour durer 20 ans. Cette durée de vie est associée à un nombre de cycles de 10^8 à 10^9 [Mandell92; Nijssen07] (à comparer avec 10^6 dans le domaine aéronautique) ce qui rend le comportement du matériau difficile à étudier. En effet, un essai à 10^8 cycles à 10 Hz[1] revient à 116 jours d'essais...

[1] Nous verrons que la nature des matériaux composites utilisés rend impossible la réalisation d'essais à plus haute fréquence

Ce nombre de cycles élevé associés à la nature très variable du vent fait des éoliennes des structures fortement soumises à la fatigue et rend leur dimensionnement complexe pour les durées de vie demandées (Figure I.11).

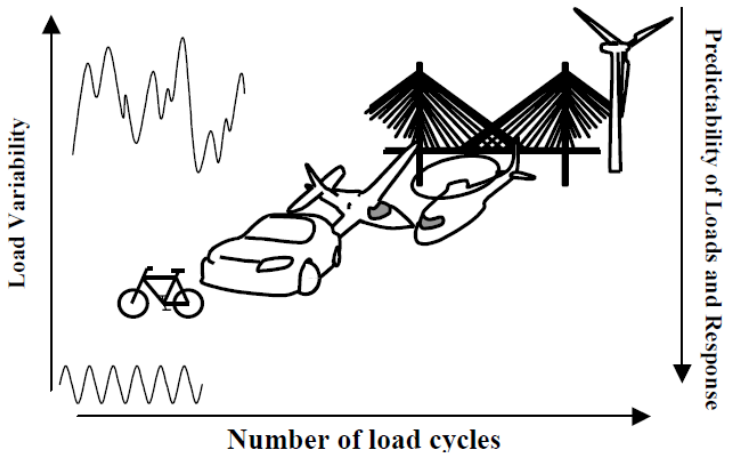


Figure I.11 : Sollicitation des pales d'éoliennes [Nijssen07]

b. Composition des pales

Matériaux - Les matériaux choisis pour composer les pales d'éoliennes doivent leur conférer suffisamment de raideur pour ne pas altérer les propriétés aérodynamiques, être les plus légers possibles afin de limiter la masse qui a un impact direct sur les charges, et enfin être résistants à la fatigue qui, comme nous l'avons vu précédemment, est un point critique du chargement. Toutes ces contraintes réunies font des matériaux composites des candidats privilégiés même si le bois et les matériaux métalliques restent utilisables. Néanmoins, le bois de module d'élasticité plus faible sera réservé aux pales de petites dimensions [Brøndsted05].
Si nous mettons de côté le petit éolien, et à l'exception d'Enercon qui fabrique ses pales en aluminium, tous les constructeurs fabriquent ou font fabriquer leurs pales en matériaux composites qui permettent un fort niveau d'optimisation à la fois à l'échelle du matériau et de la structure.

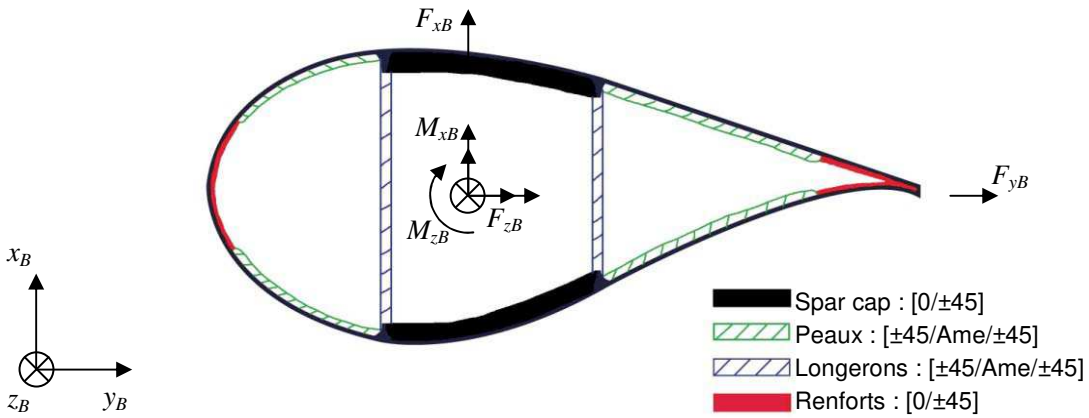


Figure I.12 : Principe de conception d'une pale d'éolienne [Griffith11]

Les pales sont soumises à des efforts axiaux notés F_{zB}, des moments de flexion notés M_{xB} et M_{yB}, des efforts tranchants notés F_{xB} et F_{yB}, des moments de torsion notés M_{zB} et nous retrouvons d'une pale à l'autre les mêmes principes de conception pour répondre au mieux à ces sollicitations (Figure I.12). Le raidisseur principal, appelé « spar cap » positionné au niveau de l'axe (z_B) de la pale sur l'intrados et l'extrados permet de reprendre la flexion hors plan (« flapwise ») et la majorité des efforts axiaux. D'autres raidisseurs unidirectionnels à 0° sont positionnés sur le bord d'attaque et le bord de fuite pour reprendre la flexion dans le plan (« edgewise »). Le flux de cisaillement généré par la torsion et les efforts tranchants sont repris par des peaux dont les renforts sont généralement orientés à ±45° présentes sur l'ensemble du profil aérodynamique et dans les longerons. Une âme est ajoutée dans les zones non renforcées par les plis à 0° pour éviter les problèmes de flambement des peaux composites ±45° qui par endroits peuvent être très fines.

Notons qu'en plus des contraintes mécaniques sur le choix des matériaux de fortes contraintes de coût s'appliquent afin de rendre l'énergie produite compétitive. Ainsi, les renforts généralement choisis sont en fibres de verre ou de carbone avec des résines thermodurcissables, principalement époxy ou polyester. Pour des raisons de coût de matière première[1], les fibres de carbone sont utilisées au minimum et dans des endroits stratégiques comme le spar cap. Les pales sont alors mixtes fibres de verre - fibres de carbone. Quelle que soit la nature des fibres, les renforts sont toujours de type non tissés (NCF[2]). Ils sont utilisés sous la forme d'uniaxiaux ([0]), de biaxiaux ([±45]) et de triaxiaux ([0/±45]) de grammages de l'ordre de 1000 g/m^2, élevés par rapport à ceux employés dans d'autres secteurs, de façon à minimiser les opérations de drapage lors de la mise en œuvre. Dans les renforts NCF, des nappes de plis d'unidirectionnels sont superposées et maintenues entres elles par un fil de couture généralement en polyester ou en PET (Figure I.13). La définition de cette couture a toute son importance car elle joue un rôle non négligeable sur la facilité d'imprégnation des renforts et sur les caractéristiques mécaniques comme nous le verrons au Chapitre II.

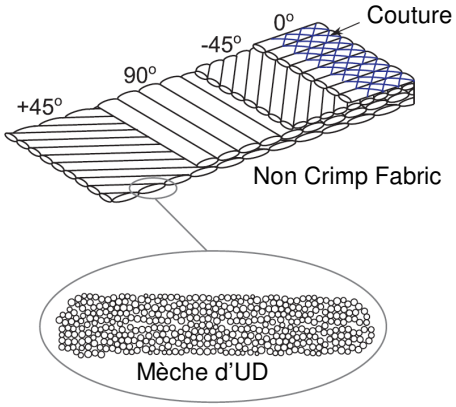


Figure I.13 : Composition d'un renfort NCF [Zangenberg14] :
Superposition de plis d'unidirectionnels cousus entre eux pour facilité leur manipulation

[1] 2 €/kg pour du verre E contre 40 €/kg à 150 €/kg pour du carbone [Gay05]
[2] Non Crimp Fabric

Les coutures sont définies par plusieurs paramètres :

- Type (tricot ou zig zag, croix, droit, etc...)
- Jauge (nombre de points de couture par pouce) qui définit la taille des mèches
- Distance entre deux points
- Tension du fil

Finalement, un renfort NCF est défini par le type de fibres, le grammage et l'orientation des plis, sa couture, et il reste à définir le « Tex » des filaments. Le « Tex » est une unité de mesure de masse linéique qui par abus de langage est utilisée comme propriété des filaments. Un « Tex » correspond à un gramme par kilomètre. Les « Tex » fréquemment utilisés sont de 300, 600, 1200 et 2400 [Vallons13]. L'utilisation de torons de « Tex » élevé dans les mèches favorise l'espace inter-mèche alors que l'utilisation d'un « Tex » faible homogénéise les mèches et a tendance à limiter l'espace inter-mèches. Une fibre de « Tex » faible est plus coûteuse qu'une fibre de Tex élevé ce qui explique pourquoi un renfort fermé est plus onéreux qu'un renfort ouvert[1].

Notons que si les renforts fermés semblent présenter de meilleures caractéristiques mécaniques que les renforts ouverts, ils rendent l'imprégnation de grandes pièces difficile et un compromis judicieux doit être fait sur ce point.

Procédé - La stratégie de fabrication peut être différente d'un constructeur à l'autre ; mais si Siemens communique sur sa capacité à produire des pales d'une seule pièce, généralement les pales sont obtenues par assemblage. L'extrados, l'intrados et les longerons sont fabriqués séparément par infusion ou pré-imprégné, puis assemblés par collage (Figure I.14).

La liaison pale - moyeu est réalisée par boulonnage. Des inserts métalliques sont donc introduits dans la pale avant ou après polymérisation.

Figure I.14 : Assemblage de la pale prototype G2 (25 m) réalisée dans le cadre du projet EFFIWIND

Les innovations sur les matériaux constituant les pales d'éoliennes se portent aujourd'hui sur l'utilisation de matrices thermoplastiques qui ont l'avantage d'être recyclables et de ne pas nécessiter de cuisson (i.e. monté en température) lors de la fabrication (Projet

[1] Nous appelons renfort ouvert un renfort présentant des espaces inter-mèches dédiés à faciliter l'imprégnation par la résine.

EFFIWIND [EFFIWIND14]) ou sur l'optimisation des angles de renforts notamment pour générer les fameux couplages flexion-torsion qui doivent permettre de gagner en longueur de pale [Ha14].

c. Dimensionnement des pales en matériaux composites

Le dimensionnement des pales d'éoliennes, dans un cadre industriel, se fait en respectant les méthodes décrites par les textes normatifs de l'IEC[1] 61400 [IEC05]. Notons que les organismes de certification peuvent apporter des exigences supplémentaires. Nous considérerons dans ce travail les exigences de l'organisme DNV-GL détaillées dans le « guideline » de 2010 dédié aux éoliennes terrestres : [Germanischer Lloyd10].

i. Le calcul de charges

Lorsque nous nous intéressons au dimensionnement d'une pale d'éolienne, la première question qui se pose est celle de la détermination des efforts qu'elle doit supporter. Ces derniers diffèrent d'une turbine à l'autre. Il s'agit du calcul de charges.

Définition des simulations - Pour ceci nous pouvons nous aider des textes normatifs comme celui de la norme IEC 61400 [IEC05] ou de l'organisme certificateur DNV-GL [Germanischer Lloyd10] qui définissent des combinaisons de conditions extérieures (vents, gel), de conditions de fonctionnement (production d'énergie, démarrage, arrêt normal, arrêt d'urgence, manutention ou maintenance) et de conditions particulières (défauts type coupure de réseau, disfonctionnement du contrôle commande, etc...) à étudier. Devant le nombre de cas à simuler (plus de 1500 dans des conditions de certifications), nous faisons appel à des modèles éléments finis de type poutres multi-corps qui permettent de modéliser les couplages aéro-servo-(hydro)-élastiques de la turbine complète et d'en déduire les sollicitations dynamiques qui s'appliquent sur chacun des composants, dont les pales. Donnons comme exemples de codes utilisés dans l'industrie : FAST[2] [Jonkman05] développé par le NREL et Bladed [Garrad Hassan13] commercialisé par Garrad Hassan, maintenant filière du groupe DNV-GL.

		Classe I	Classe II	Classe III
V_{ref}	(m/s)	50	42,5	37,5
V_{ave}	(m/s)	10	8,5	7,5
V_{e50}	(m/s)	70	59,5	52,5
A	I_{ref} (-)	0,16	0,16	0,16
B	I_{ref} (-)	0,14	0,14	0,14
C	I_{ref} (-)	0,12	0,12	0,12

Tableau I.1 : Paramètres de vents en fonction de la classe des turbines

[1] International Electrotechnical Commission

[2] FAST pour Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence

Modélisation des conditions de vent - La norme IEC 61400 [IEC05] définit des classes de turbines qui correspondent à des conditions de vent. Plus le numéro de classe est élevé, plus les vents moyens et extrêmes sont faibles. Les paramètres de vent considérés pour chaque classe sont donnés dans le Tableau I.1 où V_{ref} représente la vitesse du vent de référence, V_{ave} représente la moyenne annuelle du vent réel à la hauteur du moyeu et V_{e50} une rafale exceptionnelle de périodicité 50 ans. En plus des trois classes de vents, des catégories de turbulences A, B et C sont définies avec A qui désigne des turbulences élevées et C des turbulences faibles. Lorsqu'un site géographique ne rentre dans aucune des classes définies par la norme, la turbine est dite de classe S, c'est-à-dire spécifique à un site.
La norme IEC 61400 [IEC05] définit des modèles de vents qui permettent de décrire, en fonction d'une vitesse de vent V_{hub} au moyeu, de nombreuses conditions, du profil normal aux conditions extrêmes en passant par des rafales avec ou sans changement de direction, des profils de cisaillement et des vents turbulents. Ces modèles décrivent un champ de vent dans le temps (quelques secondes ou minutes) et l'espace pour une vitesse moyenne fixée. En considérant plusieurs vitesses moyennes (DNV-GL [Germanischer Lloyd10] préconise des pas maximum de 2 m/s entre 2 vitesses de vent simulées), nous décrivons un jeu de conditions de vent, jugé représentatif, auquel la turbine sera confrontée. La vitesse moyenne de vent étant supposée suivre une distribution de Rayleigh à hauteur du moyeu, nous pouvons décrire les conditions de vent et leur occurrence sur une année de fonctionnement de la turbine (Figure I.15).

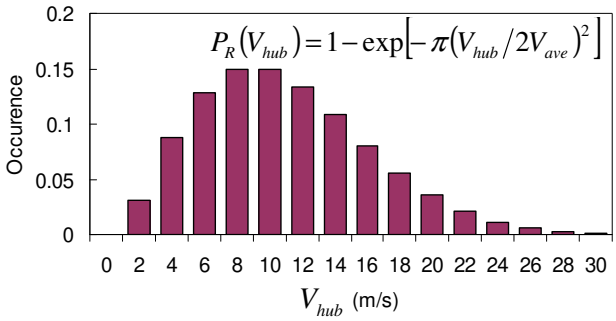


Figure I.15 : Distribution de la vitesse du vent, au moyeu, d'une turbine de classe I

Modélisation du contrôle commande – Pour une turbine avec des pales « stall », le contrôle commande est principalement lié à une relation entre le couple résistant et la vitesse de rotation, alors que pour une turbine avec des pales « pitch » un algorithme détermine l'angle d'incidence des pales en fonction de la puissance. Les différentes limites de sécurité en vitesse de rotation ou en puissance et les procédures de freinage associées doivent être définies. La réponse de la commande en lacet de la nacelle en fonction des variations de vent est aussi modélisée.

Modélisation de l'hydrodynamique – Dans le cas de l'off-shore, l'action de la houle sur le mât où sur le flotteur peut être modélisée mais nous ne nous intéresserons pas à ce comportement dans le cadre du travail présenté ici. Nous nous placerons dans le cas d'une turbine terrestre.

Modélisation de l'aéroélasticité de la turbine – La tour et les pales sont modélisées par des éléments finis de type poutres aéroélastiques. La partie élastique du modèle est renseignée par une distribution de rigidité axiale, de flexion et de torsion ainsi qu'une distribution de masse. La partie aérodynamique est quant à elle définie à l'aide de polaires à plusieurs positions de la pale qui permettent de définir les efforts de portance, de trainée et le moment aérodynamique en fonction de l'angle d'incidence et de la vitesse apparente du vent sur les profils. La vitesse apparente et l'incidence du vent sur chacun des profils dépendent de la position de la pale dans le champ de vent, et de sa déformation en flexion et en torsion. Le couplage entre les différentes physiques qui interviennent est fort et l'intérêt de la modélisation poutre est de pouvoir faire interagir ces couplages tout en offrant des temps de calcul compatibles avec le nombre de simulations dynamiques à réaliser.

Incertitude sur le chargement – Dans le cadre d'approches déterministes, l'incertitude sur le chargement est prise en compte à l'aide de coefficients de sécurité sur les charges. L'IEC [IEC05] préconise trois coefficients de sécurité différents en fonction du type de simulation. La norme distingue ainsi les conditions de fonctionnement normales, anormales (pannes) et de transport et levage (Tableau I.2). Notons que si par ailleurs la charge est favorable à la structure, un coefficient inférieur à un lui est affecté. DNV-GL [Germanischer Lloyd10] va plus loin en affectant un coefficient de sécurité différent en fonction du type d'effort. Les efforts d'inertie et de gravité, mieux maitrisés, sont pondérés par des coefficients de sécurité plus faibles que ceux d'origines aérodynamiques et opérationnels.

Situation conceptuelle	Normale	Anormale	Transport et levage
Charge défavorable	1,35	1,1	1,5
Charge favorable	0,9	0,9	0,9

Tableau I.2 : Coefficients de sécurité partiels sur les charges [IEC05]

ii. Vérification de la structure

Une fois que les charges s'appliquant à l'éolienne et plus particulièrement aux pales ont été déterminées, nous pouvons nous atteler au calcul de structure. Il convient de vérifier que la pale répond à des critères de validation concernant :

- Les modes propres
- La déflection
- Le flambement
- La tenue sous charge extrême
- La tenue en fatigue

Analyse modale – Le calcul des modes propres de la pale a pour objectif de s'assurer qu'elle ne rentrera pas en résonnance par une excitation extérieure. La fréquence de rotation du rotor des grandes turbines dépasse rarement 0,5 Hz (30 tr/min) et la fréquence propre du premier mode de flexion d'une pale est de l'ordre de quelques Hz.

Déflection – La déflection de la pale est fournie directement en sortie du calcul de charges et ne nécessite pas de calculs supplémentaires. DNV-GL [Germanischer Lloyd10] préconise que la déflection maximale de la pale ne dépasse pas 70%, lorsque le rotor tourne, et 95%, lorsque le rotor est à l'arrêt, de la distance « à vide » entre la pale et la tour.

Flambement et résistance sous charges extrêmes – L'analyse de structure « extrême » n'est pas réalisée pour l'ensemble des instants des simulations dynamiques effectuées lors du calcul de charges. Des charges extrêmes sont extraites sur le critère des moments de flexion maximale et minimale sur au moins 10 sections. L'analyse en flambement et la tenue sous charges extrêmes est réalisée pour ces enveloppes de charges extrêmes.
En statique, la théorie des stratifiés [Gay05] permet de réaliser le dimensionnement à l'échelle du pli, ce qui rend les boucles de conception rapides et performantes. Le critère multiaxial de résistance de Puck [Puck02] est recommandé par DNV-GL pour déterminer le risque de rupture vis-à-vis d'états de contraintes multiaxiaux dans le pli d'unidirectionnel. Les essais de caractérisation sont faits pour le pli d'unidirectionnel qui sera utilisé (qui varie d'une matrice, d'un renfort et d'un procédé à l'autre) et l'optimisation se fait numériquement en modifiant l'empilement jusqu'à obtenir le meilleur compromis entre la masse et la résistance sous charges extrêmes.
Notons qu'en plus des coefficients de sécurité affectés aux charges, un abattement est appliqué aux résistances des matériaux considérés pour la vérification de la résistance sous charges extrêmes de façon à tenir compte d'une certaine dispersion des caractéristiques mécaniques et de leur dérive dans le temps [Germanischer Lloyd10].

Résistance en fatigue – Le dernier point qu'il nous reste à vérifier, et qui nous intéresse particulièrement, concerne la fatigue. L'approche généralement utilisée pour justifier la tenue d'une pale vis-à-vis de la fatigue est basée sur l'utilisation de courbes S-N[1] et se place à l'échelle du stratifié. DNV-GL dans son guideline [Germanischer Lloyd10] laisse le choix de la méthode à utiliser. La méthode la plus conservative consiste à ne pas tolérer d'endommagement en fatigue et donc de vérifier que les contraintes générées par les sollicitations identifiées comme cycliques et non extrêmes comme précédemment sont inférieures à la limite d'endurance des matériaux introduits dans la pale. La seconde approche, contrairement à la première, est dite tolérante au dommage. C'est-à-dire que nous tolérons l'endommagement et vérifions qu'il n'atteint pas un niveau critique qui provoquerait la ruine de la structure. L'endommagement est alors calculé de la manière suivante dans chaque élément de stratifié de la pale [Burton11; Vallons13] :

1. Calcul de l'histoire des contraintes : L'histoire des efforts / moments est transformée en une histoire de contraintes longitudinale à l'échelle du stratifié (Figure I.16).

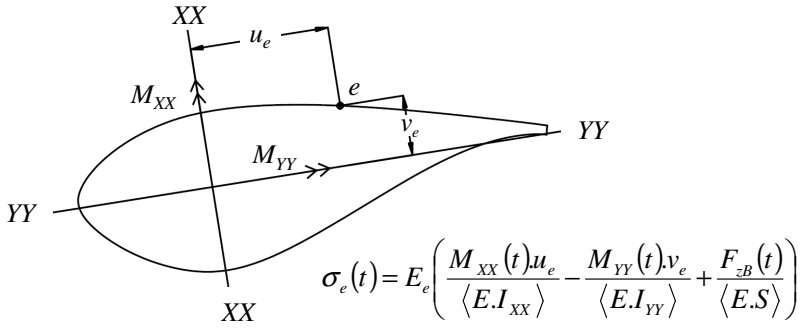


Figure I.16 : Calcul de la contrainte axiale (selon z_B) d'un élément de stratifié d'indice e à l'instant t

2. Comptage de cycles de contraintes : Afin de comparer l'histoire des contraintes calculées à des résultats d'essais, les cycles sont comptés en utilisant une méthode de comptage (Figure I.17) (généralement la méthode Rainflow [Matsuishi68; McInnes08]). Nous identifions ainsi des blocs de chargement définis par leur contrainte moyenne, leur amplitude et leur occurrence n^i sur une période (en général : 1 an).

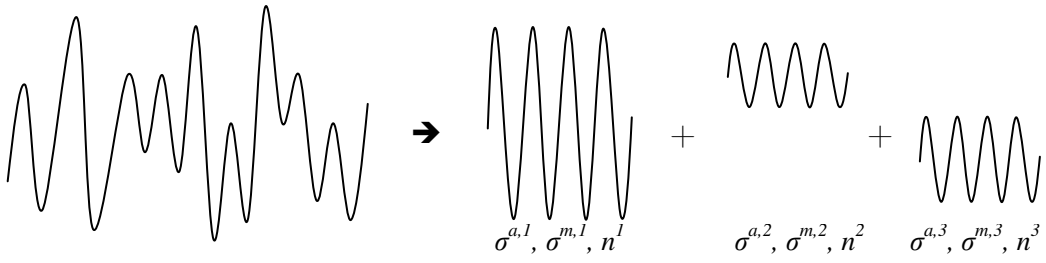


Figure I.17 : Illustration du principe du comptage des cycles

[1] Les approches d'estimation de la durée de vie sont détaillées au Chapitre II

3. Calcul de la durée de vie par bloc : A chaque bloc de chargement est associé une durée de vie N^i par interpolation des résultats d'essais uniaxiaux sous blocs d'amplitude constante effectués à l'échelle du stratifié. DNV-GL [Germanischer Lloyd10] recommande de se rapporter aux cycles de contrainte moyenne et d'amplitude testés à l'aide d'une loi linéaire de type Goodman mais dont l'axe de symétrie est décalé (Figure I.18)

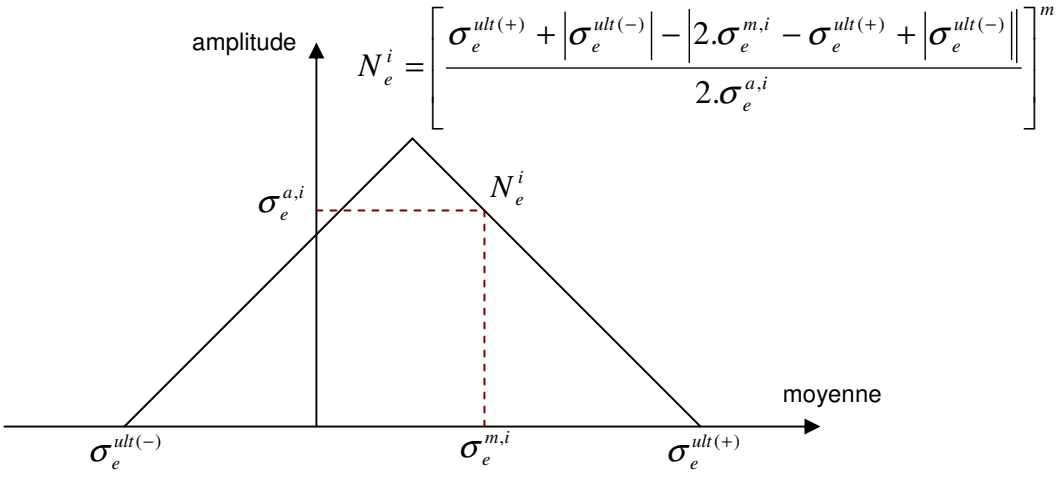


Figure I.18 : Calcul de la durée de vie selon la loi de Goodman [Germanischer Lloyd10]

4. Cumul de l'endommagement : l'endommagement est calculé à l'aide de la loi de Miner [Miner45] comme la somme de l'endommagement produit par chaque bloc de chargement sur la même période.

$$D_e = \sum_i \frac{n_e^i}{N_e^i} \tag{I.2}$$

Lorsque l'endommagement D_e de l'élément de stratifié atteint 1, la rupture est considérée comme atteinte. Si D_e est donc l'endommagement de l'élément d'indice e considéré pour un an de fonctionnement de la pale, alors la durée de vie N_e de l'élément d'indice e, exprimée en année de fonctionnement, est donnée par la relation :

$$N_e = \frac{1}{D_e} \tag{I.3}$$

Cette méthode est répétée pour l'ensemble des éléments de stratifiés de la pale et la durée de vie de la pale est finalement obtenue en considérant la durée de vie minimale calculée.
De même que pour les vérifications vis-à-vis de la résistance sous charges extrêmes, des coefficients de sécurité sont appliqués pour la tenue en fatigue sur les caractéristiques matériaux en plus des coefficients de sécurité sur les efforts (cf Chapitre IV).

Discussion sur la méthode – Il y a beaucoup de choses à dire sur la méthode de calcul en fatigue présentée ci-avant ; et une analyse détaillée de cette approche et de ses alternatives est discutée au Chapitre II. Reconnaissons toutefois, avant de la critiquer que cette méthode a l'avantage d'être simple à mettre en œuvre et peu coûteuse en temps de calcul.

Chaque étape par ses hypothèses apporte des limites à la méthode utilisée. À la première étape, l'hypothèse est faite que la section est indéformable et que la sollicitation à l'échelle du stratifié est uniaxiale. Cette hypothèse sera discutée à la Section I.2. À la deuxième étape, nous perdons la notion de séquence et d'histoire du chargement. En effet, l'ordre d'application des cycles n'a pas d'importance, ils sont cumulés uniquement en fonction de leur moyenne et de leur amplitude. Pourtant, nous verrons plus tard que l'histoire du chargement peut avoir une influence sur la durée de vie. À la troisième étape nous faisons l'hypothèse que la règle de Goodman est valide pour les matériaux composites et que tous les stratifiés de la pale obéissent à une même courbe S-N de même pente quelle que soit leur composition. Enfin, à la dernière étape, nous utilisons la règle de Miner dont la validité pour décrire le cumul de l'endommagement en fatigue des matériaux composites sera discutée au Chapitre II. Finalement, le lecteur averti se rend compte que la méthode de calcul est basée sur des lois phénoménologiques initialement définies pour les matériaux métalliques et leur utilisation pour les matériaux composites à laquelle s'ajoute de nombreuses hypothèses simplificatrices font que des coefficients de sécurité élevés et inévitables pénalisent l'optimisation des pales vis-à-vis de la fatigue.

Pour améliorer cette méthode de nombreux organismes se sont penchés sur le sujet et des modèles existent pour affiner l'estimation de la durée de vie des pales. Nous verrons cependant au Chapitre II que ces méthodes nécessitent toujours des essais à l'échelle du stratifié qui, lorsque nous voulons nous rapprocher au mieux du comportement du matériau composite, pour n'importe quelle sollicitation et n'importe quel empilement, nécessite une quantité d'essais inadaptée à un processus de conception dans un contexte industriel. Les approches qui nous semblent prometteuses sont les approches formulées à l'échelle du pli qui permettent, avec un nombre très limité d'essais sur la couche élémentaire qui constitue les stratifiés de la pale, d'estimer la durée de vie de la structure tout en apportant des informations liées à l'endommagement du matériau comme sa rigidité, sa déformation et sa résistance résiduelle.

I.1.3. Défaillances, modes d'endommagements et zones critiques des pales

Intéressons nous maintenant aux zones critiques et aux modes d'endommagements observés sur les pales d'éoliennes.

a. Défaillances

Notons tout d'abord que dans une éolienne, selon les sources disponibles, 5% à 20% des incidents semblent dus aux pales [CENER11] [Ataya13]. Parmi ces incidents le NREL [CENER11] classe les causes de ruptures en quatre catégories (Figure I.19) :

- Défauts de conception qui représente 10% des incidents (conception inappropriée, endommagements à l'arrêt des plis)
- Défauts de fabrications au niveau du stratifié qui représentent 40% des incidents (porosités, zones sèches)
- Collage qui représentent 40% des incidents (longerons, bord d'attaque, bord de fuite)
- Système de fixation au moyeu (10% des incidents)

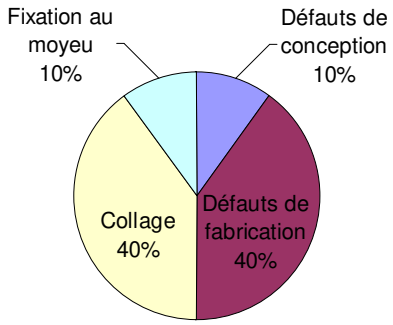


Figure I.19 : Source des incidents observés sur des pales en service

D'après le NREL, les incidents relevés sont principalement liés à des problématiques de fatigue et auraient pu être identifiés à 95% d'entre eux par des essais en fatigue. Les 5% des incidents restants auraient pu quant à eux être identifiés par des essais statiques.

b. Zones critiques et modes d'endommagements

i. Essais en laboratoires

Plusieurs pales ont été analysées par des laboratoires lors d'essais en fatigue. C'est le cas des pales CX-100, TX-100 et BSDS, de 9 m, conçues par Sandia National Laboratories pour démontrer la possibilité d'intégrer du carbone dans des pales en fibres de verre (Figure I.20). Les essais statiques sur ces pales ont permis de localiser par émission acoustique les lieux d'endommagement (Figure I.21) qui se trouvent dans la zone de transition aérodynamique. D'après le rapport d'essais monotones quasi-statiques, l'endommagement de la pale concerne principalement la colle, et il est dû au flambement des peaux en matériaux composites [Paquette07].

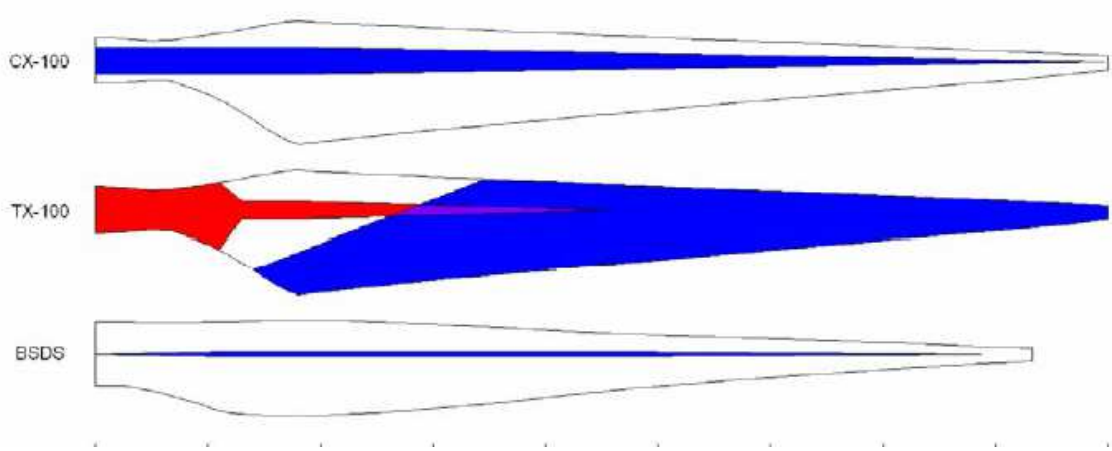


Figure I.20 : Pales CX-100, TX-100 et BSDS : Géométries et échantillonnages principaux [Paquette07]
En bleu la zone qui contient du carbone et en rouge le spar cap en fibres de verre de la TX-100

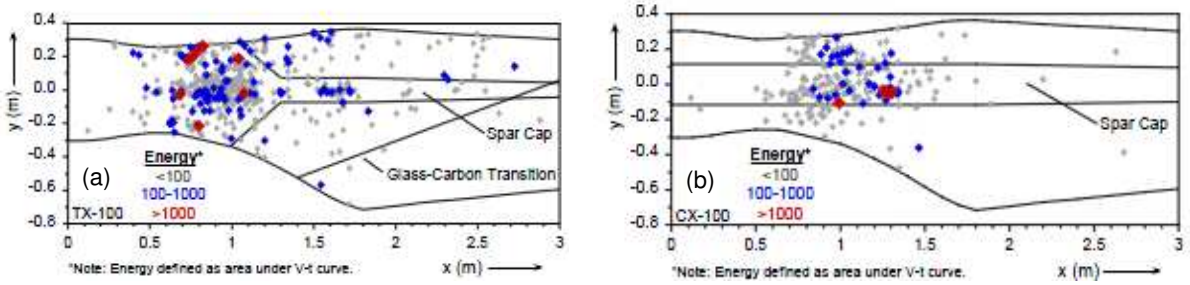


Figure I.21 : Localisation des événements acoustiques pour la pale TX100 et CX100 lors d'essais statiques [Paquette07]

Des essais en fatigue sur la pale CX-100 ont permis, en excitant celle-ci à sa fréquence de résonance (environ 4,5 Hz) d'observer sa rupture après 8,5 millions de cycles [Taylor12]. Cette rupture est matérialisée par une fissure transverse de la pale dans toute sa largeur dans la zone de transition aérodynamique (Figure I.22.a). Sur la pale TX-100, les essais en fatigue ont montré une fissuration longitudinale de la peau composite en milieu de pale (Figure I.22.b) [Rumsey08].

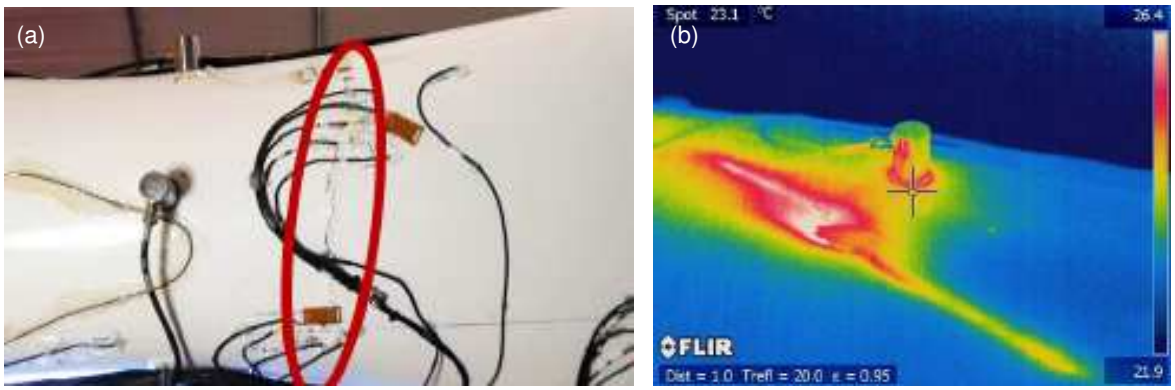


Figure I.22 : (a) Fissuration de la CX-100 sollicitée en fatigue [Taylor12]
(b) Image par thermographie infra rouge de la fissure en milieu de pale (TX-100 à 3,8 millions de cycles) [Rumsey08]

Une autre pale analysée en fatigue est la V52 par le laboratoire Riso. Il s'agit d'une pale Vestas de 25 m. Ces essais ont mis en évidence l'endommagement du joint de colle et des peaux composites en compression [Jørgensen04][Sørensen04]. Les modes d'endommagements observés sur ces pales sont détaillés Figure I.23 [Debel04].

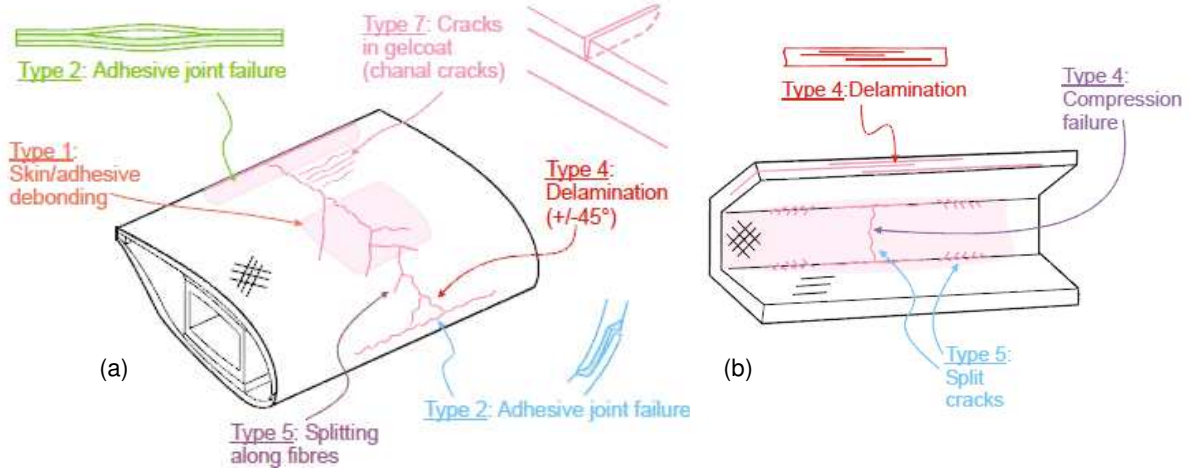


Figure I.23 : (a) Modes d'endommagement de la V52 en fatigue par compression [Debel04]
(b) Modes d'endommagement du longeron de la V52 en fatigue [Debel04]

Les modes d'endommagement relevés par Sorensen et al [Sørensen04] sont les suivant :

- Type 1 : Décollement du composite au niveau des longerons
- Type 2 : Rupture du joint de colle au bord d'attaque ou au bord de fuite
- Type 3 : Décollement peau-âme des sandwiches
- Type 4 : Délaminage des peaux composites soumises à des sollicitations en traction ou à du flambement
- Type 5 : Rupture des fibres en traction / rupture du stratifié en compression
- Type 6 : Décollement du composite au niveau des longerons dû au flambement
- Type 7 : Fissuration du gel-coat

Notons que de nombreux modes d'endommagement concernent la colle. Parmi ceux qui concernent le composite monolithique : type 4 et 5, nous relevons un mode de rupture du stratifié : le délaminage, et un mode de rupture du pli : la rupture des fibres.

Après avoir développé un nouveau système de test en fatigue de petites pales d'éoliennes [Lai11], LAI et al, relèvent deux zones de faiblesse pour les pales testées : le pied de pale et les 2/3 de la pale. Dans les deux cas, les auteurs observent une fissuration transverse de la pale qui conduit à sa ruine.

Lors d'un essai sur une pale de petite dimension [Epaarachchi04], plusieurs points intéressant sont relevés. Tout d'abord ces auteurs observent une fissuration de la pale dans la zone de transition aérodynamique sur l'intrados. Cette fissuration fait suite à un endommagement de la matrice qui entraîne une dégradation de la rigidité de la pale jusqu'à l'apparition d'une fissure qui indique la rupture complète du stratifié dans cette zone. Cependant, l'âme et l'extrados ne montrent aucun signe d'endommagement. Le second point noté par les auteurs est que l'endommagement de la matrice apparaît dans la zone où les contraintes étaient prévues maximales par un calcul par élément finis.

ii. Calculs de structure

D'autres informations nous viennent de résultats d'études de structures rendues publiques. Parmi ces résultats citons l'étude d'une pale de 100 m : SNL100-00, réalisée par Sandia National Laboratories [Griffith11]. Dans ce rapport, les auteurs présentent les résultats du calcul de la durée de vie de la pale. Ils utilisent la règle de Miner et les hypothèses classiques de calcul éolien. Ce calcul indique que la zone la plus faible de la pale est située dans la zone de transition aérodynamique et au voisinage du bord de fuite.

Dans une autre étude visant à mesurer l'influence de la longueur des pales sur leurs modes de ruptures [Jensen12], cinq modes de ruptures statiques et un mode en fatigue sont mis en évidence comme critiques pour des pales de grandes dimensions. En statique, les modes de ruptures suivant sont identifiés : cisaillement dans les sections dû à la distorsion causée par des moments de flexion « edgewise »[1] importants et des forces aérodynamiques extrêmes, délaminage des peaux composite, flambement, rupture des joints de colle et rupture des longerons. En fatigue, ce rapport donne comme zone critique la zone de transition aérodynamique entre le pied de pale et la corde maximale.

iii. Observations sur des pales en service

La dernière source d'information concerne les observations menées sur les pales après plusieurs années de service.

Ainsi, dans une étude menée sur 15 pales de 300 kW et sur 81 pales de 100 kW après 16 à 22 ans de service [Ataya13] [Ataya11], Sabbah Ataya et Mohamed M.Z. Ahmed font l'inventaire des défauts et essaient d'en identifier la cause.

Les auteurs classent les défauts en trois catégories : les fissures (longitudinales, transverses ou de surface), les endommagements le long du bord de fuite, et les endommagements de surface (gel-coat). D'après les résultats de l'étude [Ataya11] les fissures longitudinales sont principalement présentes dans la zone de transition aérodynamique et les fissures transverses, dans le troisième tiers de la pale au voisinage du bord de fuite. Les fissures longitudinales peuvent aller jusqu'à 59 cm de longueur. Les fissures et le décollement du bord de fuite interviennent plutôt dans la première moitié des pales et les endommagements de surface sont principalement situés sur le bord d'attaque à cause de l'érosion.

Une inspection de 47 pales de l'exploitant Statoil en 2008 [CENER11] montre que deux tiers des pales ont des fissures transverses sur l'intrados et que 4 pales ont de longues fissures qualifiées de critiques sur l'extrados. Toutes les pales ont leur joint de colle du bord de fuite fissuré et pour 13 pales, des fissures sur le bord de fuite apparaissent comme critiques. De plus, l'exploitant note que quelques pales ont été frappées par la foudre en bout de pale.

Lors de l'inspection des endommagements détectés dans des pales de 300 kW [Marín09], J.C.Marín met en évidence la nature des endommagements qui se révèlent être dus à une sollicitation en fatigue. Il remarque que les endommagements sont caractérisés par des fissures dans la zone de transition aérodynamique de la pale et étudie alors leurs causes.

[1] La flexion edgewise désigne la flexion autour de l'axe x_B alors que la flexion « flapwise » désigne la flexion autour de l'axe y_B.

L'auteur en identifie trois : le changement brutal d'épaisseur, la géométrie particulière de cette zone qui génère des concentrations de contraintes et enfin les défauts de fabrication comme la présence de zone sèches ou des défauts de collage.

c. Conclusion sur les modes d'endommagements et les zones critiques des pales

D'après les études disponibles, la zone d'initiation de l'endommagement en fatigue peut être la même qu'en statique [Taylor12][Epaarachchi04] tout comme elle peut être différente [Rumsey08].

Si une pale est susceptible de s'endommager tout le long de l'envergure [Ataya11] [Rumsey08], notons que trois zones d'endommagement sont privilégiées : Le pied de pale [Lai11], la zone de transition aérodynamique [Jensen12] [Taylor12] [Marín09] [Ataya11] [Griffith11] [Epaarachchi04] et les 2/3 de la pale [Ataya11][Lai11].

Lorsque l'endommagement concerne les matériaux composites, la rupture se matérialise par des fissures dans la largeur de la pale [CENER11] [Taylor12] [Ataya11] [Lai11] [Sørensen04] [Debel04], des fissures dans sa longueur [CENER11] [Ataya11] [Rumsey08] ou du délaminage [Sørensen04] [Debel04].

Un auteur met en évidence des modes d'endommagement des matériaux composites par compression [Sørensen04] mais des fissures relevées sur l'intrados [CENER11][Epaarachchi04] indiquent que la fatigue peut aussi être causée par des sollicitations en traction.

Nous en déduisons que l'endommagement en fatigue des pales d'éoliennes concerne toutes les zones de la pale : la partie monolithique, les peaux des parties en sandwich, les zones collées et varie d'une pale à l'autre. Précisons que lorsqu'aucun mode d'endommagement du composite n'est observé, ceci peut révéler que la méthode de dimensionnement en fatigue employée pour le composite est conservative.

Pour décrire avec un seul modèle l'endommagement et la résistance en fatigue dans les pales d'éoliennes, il faudrait que celui-ci soit applicable à n'importe quelle zone de la pale et qu'il ne se limite pas à l'étude de sollicitations planes et uniaxiales.

Les modes d'endommagement, du matériau composite, à l'échelle du stratifié décrits dans cette section sont liés à des endommagements à des échelles inférieures : celle des constituants (échelle microscopique) et celle des plis (échelle mésoscopique). Ces modes d'endommagement et leur scénario d'évolution sont détaillés au Chapitre II.

I.1.4. Conclusion sur la fatigue des pales en matériaux composites

L'état de l'art montre que l'optimisation des pales d'éoliennes, en matière de conception, est un enjeu majeur pour le secteur de l'éolien aujourd'hui. Augmenter la résistance des pales tout en minimisant voire en diminuant leur masse constitue en effet le triple avantage de pouvoir augmenter la taille des turbines, enjeu de l'éolien off-shore d'une part, de pouvoir développer des éoliennes destinées à des zones peu ventées, enjeu de l'éolien terrestre d'autre part, mais aussi de proposer des turbines plus performantes en remplacement des turbines existantes dont les pales arrivent en fin de vie après 20 ans de service.

Pour répondre à ces problématiques d'optimisation, dans un contexte de sollicitations cycliques complexes au nombre de cycles élevé, les matériaux composites semblent tout indiqués. Nous avons pu voir que la grande majorité des pales sont aujourd'hui fabriquées entièrement à l'aide de stratifiés avec des fibres de verre, fibres de carbone, par infusion ou pré-imprégnés qui permettent déjà d'optimiser à l'échelle du matériau la résistance dans des directions privilégiée pour une masse moindre.

Si l'optimisation de la conception des pales passe par le développement de nouveaux matériaux et de nouveaux procédés, elle passe aussi par l'amélioration des méthodes utilisées pour le dimensionnement. En ce qui concerne le dimensionnement des pales vis-à-vis de la fatigue, de vraies opportunités sont à saisir alors que des modèles d'endommagement formulés à l'échelle du pli sont proposés actuellement dans la littérature (Chapitre II) et permettent de décrire l'endommagement du matériau composite tout en nécessitant un nombre limité d'essais de caractérisation en fatigue.

Nous voyons que le collage des pales semble aussi constituer un point d'intérêt pour fiabiliser la tenue des pales en fatigue. Cependant, nous avons choisi dans ce travail de nous focaliser sur l'amélioration du dimensionnement en fatigue des matériaux composites stratifiés avec des fibres de verre car leur utilisation est conséquente dans les pales et que la réduction des marges de sécurité sur ce point constituerait, comme nous l'avons mis en évidence, un avantage incontestable pour l'éolien de demain.

I.2. Analyse de l'état de contraintes cycliques dans une pale d'éolienne

Nous cherchons à améliorer l'estimation de l'endommagement du matériau composite constituant une pale d'éolienne sollicitée en fatigue. La première question qui se pose concerne la sollicitation subie par le matériau aussi bien à l'échelle du stratifié qu'à celle des plis qui le constituent. La connaissance de cette sollicitation permettra de caractériser le matériau en fonction des sollicitations qu'il subira sur une pièce en service et d'identifier un modèle d'endommagement valide pour décrire un cas réel. Nous considérons pour cette analyse que les déformations sont suffisamment petites pour que le comportement des matériaux soit élastique linéaire.

I.2.1. Quelques définitions à propos des matériaux composites stratifiés

Rappelons qu'un stratifié est un empilement de plusieurs couches de matériaux. Deux types de stratifiés existent : les monolithiques composés uniquement de plis de composites renfort-matrice et les sandwichs composés de deux monolithiques entre lesquels est introduit un matériau d'âme pour augmenter sa rigidité en flexion. Le comportement du stratifié est lié au comportement de chacun des plis qui le compose. En petites déformations (avant de s'endommager) le comportement du matériau composite, à l'échelle du pli ou du stratifié peut être considéré comme élastique linéaire. La relation entre le comportement des plis et celui du stratifié dans de telles conditions est connue sous le nom de théorie des stratifiés que nous présentons en Annexe B. Notons que la théorie des stratifiés fait l'hypothèse que les interfaces entre plis sont parfaites et que l'état de contraintes est plan.

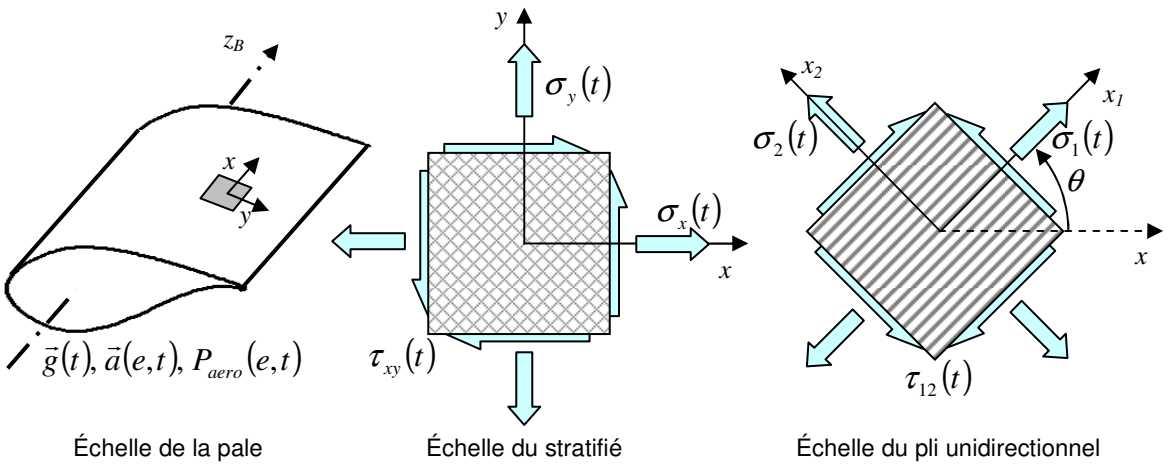


Figure I.24 : Définition des repères considérés

Les contraintes et déformations à l'échelle du stratifié et du pli sont respectivement exprimées dans les repères $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ et $(\vec{x}_1, \vec{x}_2, \vec{x}_3)$ (Figure I.24). L'axe $\vec{x}$ du stratifié est aligné avec l'axe longitudinal de la pale ($\vec{z}_B$) et dirigé vers le bout de pale, l'axe $\vec{z}$ est normal à la surface de la pale et orienté vers l'intérieur de la pale ; et l'axe $\vec{y}$ est le complémentaire de façon à former un repère direct. À l'échelle du pli d'unidirectionnel, l'axe

$\vec{x}_1$ est aligné avec les fibres, l'axe $\vec{x}_2$ est perpendiculaire aux fibres dans le plan du pli ; et l'axe $\vec{x}_3$ est le complémentaire de façon à former un repère direct. L'angle θ qui définit l'orientation du pli dans le repère du stratifié est défini entre $\vec{x}$ et $\vec{x}_1$ (Figure I.24).

I.2.2. Description classique d'une sollicitation cyclique uniaxiale

Une sollicitation cyclique uniaxiale, comme celle présentée en Figure I.25, est toujours décrite au minimum à l'aide d'un couple de deux paramètres. Les couples souvent utilisés sont :

- La contrainte moyenne σ_x^m et l'amplitude σ_x^a
- La contrainte max $\sigma_x^{\max}$ et le rapport de charge R

Pour que la description soit complète on renseigne aussi la forme du signal (souvent sinusoïdal), sa fréquence et le nombre de cycles.

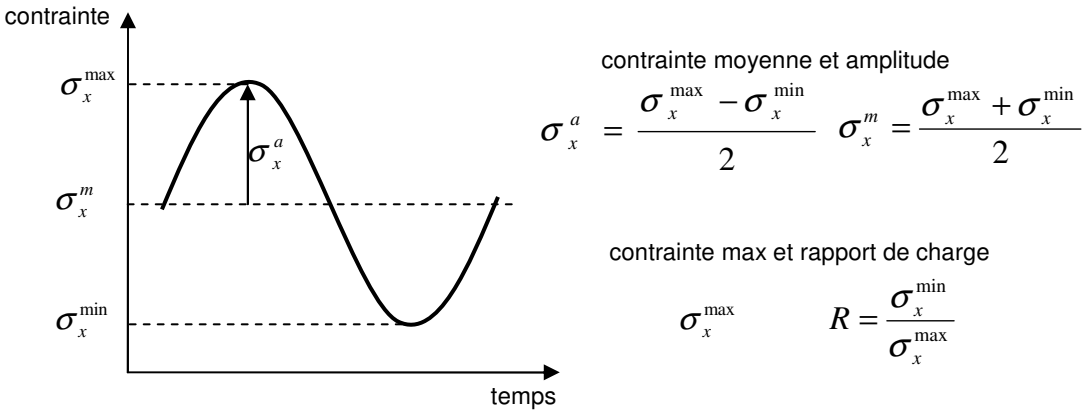


Figure I.25 : Description d'une sollicitation uniaxiale à l'échelle du stratifié

I.2.3. Proposition de description d'une sollicitation multiaxiale

Le chargement d'une pale d'éolienne étant issu de différents facteurs (gravité, accélérations, forces aérodynamiques, contrôle commande). La sollicitation à l'échelle du stratifié a de fortes chances d'être multiaxiale (Figure I.26).

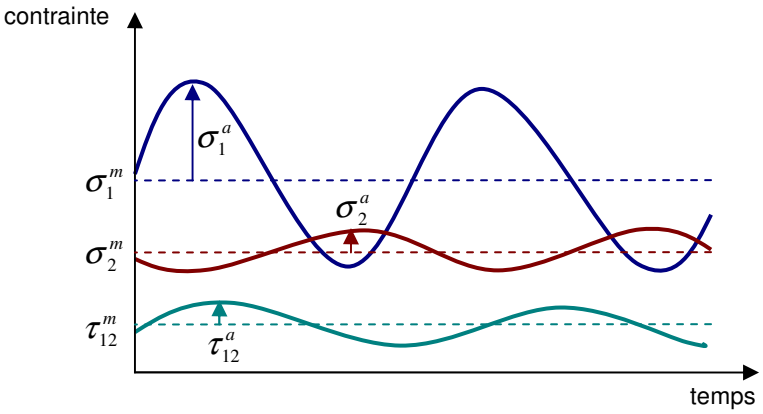


Figure I.26 : Exemple de sollicitation multiaxiale à l'échelle du pli

Son appréhension est donc plus complexe qu'une sollicitation uniaxiale. Nous proposons ici

des indicateurs qui permettent de décrire cet état de contraintes multiaxial cyclique, l'objectif étant de pouvoir décrire un cycle multiaxial avec un nombre limité de scalaires. Ces indicateurs s'appliquent sur tout échantillon ou structure dont l'évolution des contraintes sur un cycle est connue à l'échelle du stratifié mais aussi à l'échelle des plis.

a. Evolution de l'angle de la direction principale de sollicitation

Rappelons que pour tout état de contraintes, il est possible de trouver un repère, appelé repère principal, dans lequel la contrainte de cisaillement est nulle. La direction du repère principal la plus proche de l'axe $\vec{x}_1$ du repère du pli, ou l'axe $\vec{x}$ du repère du stratifié en fonction de l'échelle considérée, est appelée direction principale de sollicitation. L'angle formé à un instant donné entre l'axe $\vec{x}_1$ du repère du pli, ou l'axe $\vec{x}$ du repère du stratifié, et la direction principale de sollicitation est noté Θ et nous le calculons de manière classique à chaque instant t à l'aide de la relation :

$$\Theta(t) = \frac{1}{2} atan\left(\frac{2\tau_{xy}(t)}{\sigma_x(t) - \sigma_y(t)} \right) \text{ ou } \Theta(t) = \frac{1}{2} atan\left(\frac{2\tau_{12}(t)}{\sigma_1(t) - \sigma_2(t)} \right) \tag{I.4}$$

L'évolution individuelle de la valeur de chacune des composantes de l'état de contraintes dans le temps (sur le cycle) entraine une variation de l'angle de la direction principale de sollicitation (Figure I.27).

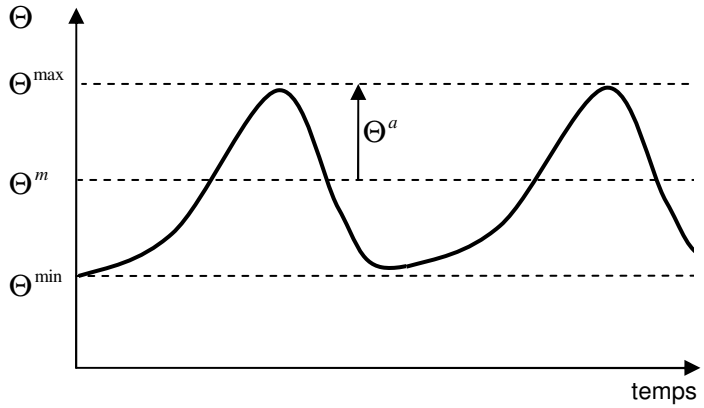


Figure I.27 : Exemple d'évolution de la direction principale de sollicitation au cours du temps

Afin d'obtenir une information scalaire sur le cycle, nous définissons l'angle moyen Θ^m de la direction principale de sollicitation et l'amplitude Θ^a de l'angle de la direction principale de sollicitation sur le cycle de la façon suivante :

$$\Theta^m = \frac{\Theta^{\max} + \Theta^{\min}}{2} \tag{I.5}$$

$$\Theta^a = \frac{\Theta^{\max} - \Theta^{\min}}{2} \tag{I.6}$$

où $\Theta^{\max}$ et $\Theta^{\min}$ sont la valeur maximale et minimale de l'angle de la direction principale de sollicitation sur le cycle.

L'attention du lecteur doit être attirée sur le fait que la définition mathématique de $\Theta(t)$ par l'Equation (I.4) fait de $\Theta(t)$ un indicateur discontinu (entre -45° et +45°) d'un phénomène continu (la direction principale oscille entre 0° et 90°). Cette discontinuité entraine le passage brutal de $\Theta(t)$ de +45° à -45°, ou inversement, qui fausse l'analyse des indicateurs proposés en Equations (I.5) et (I.6). Si la modification de la définition mathématique de $\Theta(t)$ sera discutée dans les perspective à ce travail, l'analyse de l'angle moyen Θ^m de la direction principale de sollicitation sur le cycle a tout de même du sens lorsque Θ^a n'est pas égal à 45°.

Les indicateurs proposés basés sur l'analyse de la direction principale de sollicitation Θ^m et Θ^a donnent une indication respectivement sur la multiaxialité, et sur la proportionnalité, du chargement. Cependant la quantification de niveau de multiaxialité semble hasardeuse avec ces paramètres et nous définissons ci-dessous des indicateurs de biaxialité.

b. Analyse de la biaxialité

Nous supposons que les composantes de l'état de contraintes du stratifié suivent une loi sinusoïdale définie de la manière suivante :

$$\begin{cases} \sigma_x(t) = \sigma_x^m + \sigma_x^a \sin(\omega t) \\ \sigma_y(t) = \sigma_y^m + \sigma_y^a \sin(\omega t - \phi_{y,x}) \\ \tau_{xy}(t) = \tau_{xy}^m + \tau_{xy}^a \sin(\omega t - \phi_{xy,x}) \end{cases} \quad \text{(I.7)}$$

où les indices *m* et *a* décrivent respectivement la moyenne et l'amplitude, ω est la pulsation supposée égale pour chaque composante et $\phi_{y,x}$ et $\phi_{xy,x}$ sont les déphasages respectivement entre $\sigma_y(t)$ et $\sigma_x(t)$ et entre $\tau_{xy}(t)$ et $\sigma_x(t)$. Il est possible de montrer à l'aide de la théorie des stratifiés [Gay05] que sous la sollicitation décrite par l'équation (I.7), les composantes de l'état de contraintes à l'échelle du pli peuvent s'écrire d'une façon similaire :

$$\begin{cases} \sigma_1(t) = \sigma_1^m + \sigma_1^a \sin(\omega t) \\ \sigma_2(t) = \sigma_2^m + \sigma_2^a \sin(\omega t - \phi_{2,1}) \\ \tau_{12}(t) = \tau_{12}^m + \tau_{12}^a \sin(\omega t - \phi_{12,1}) \end{cases} \quad \text{(I.8)}$$

où les indices *m* et *a* décrivent respectivement la moyenne et l'amplitude, ω est la pulsation supposée égale pour chaque composante et $\phi_{2,1}$ et $\phi_{12,1}$ sont les déphasages respectivement entre $\sigma_2(t)$ et $\sigma_1(t)$ et entre $\tau_{12}(t)$ et $\sigma_1(t)$

Nous définissons dans ce qui suit des scalaires qui nous permettent de comparer deux composantes de l'état de contraintes, l'une par rapport à l'autre. Une interprétation graphique de ces scalaires est proposée en Figure I.28.

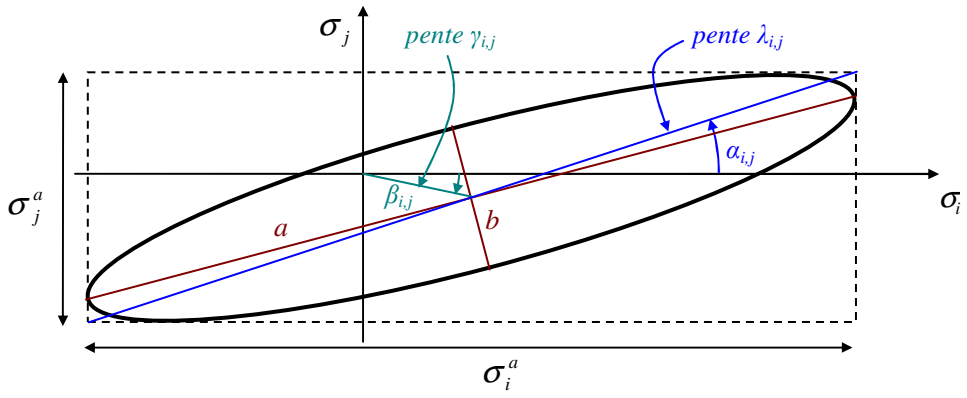


Figure I.28 : Paramètres utiles pour décrire la biaxialité d'un état de contraintes

i. Ratio des amplitudes

Le premier indicateur de biaxialité étudié est le ratio de fatigue biaxiale défini, comme proposé par [Quaresimin10] comme le ratio des amplitudes

$$\lambda_{i,j} = \frac{\sigma_i^a}{\sigma_j^a} \tag{I.9}$$

où i et j correspondent aux indices des directions des contraintes.
Afin d'éviter l'analyse de variables dont les valeurs peuvent tendre vers l'infini, nous travaillerons avec des angles plutôt que des pentes :

$$\alpha_{i,j} = atan\left(\lambda_{i,j}\right) \tag{I.10}$$

ii. Ratio des moyennes

Le deuxième indicateur de biaxialité utilisé est le rapport des moyennes

$$\gamma_{i,j} = \frac{\sigma_i^m}{\sigma_j^m} \tag{I.11}$$

Comme pour le ratio des amplitudes, nous définissons l'angle $\beta_{i,j}$ qui nous permet de travailler avec des valeurs finies.

$$\beta_{i,j} = atan\left(\gamma_{i,j}\right) \tag{I.12}$$

iii. Déphasage

Le troisième indicateur de biaxialité est tout simplement le déphasage des composantes transverses et de cisaillement par rapport à la composante axiale.
Plusieurs méthodes sont possibles pour déterminer le déphasage d'un signal par rapport à un autre. Nous avons choisi d'utiliser la forme du trajet du chargement dans le plan σ_i, σ_j. En effet, il est possible de montrer que la hauteur $D_{i,j}$ de l'ellipse en son milieu est proportionnelle au produit de l'amplitude de la composante en ordonnée avec le sinus du déphasage (Annexe C).

$$\left|\phi_{i,j}\right| = \arcsin\left(\frac{D_{i,j}}{2.\sigma_i^a}\right) \tag{I.13}$$

Une hauteur $D_{i,j}$ d'ellipse correspond à quatre valeurs possibles de déphasage (Figure I.29). La valeur finale est donc déterminée à l'aide de la pente et du sens de parcours de l'ellipse.

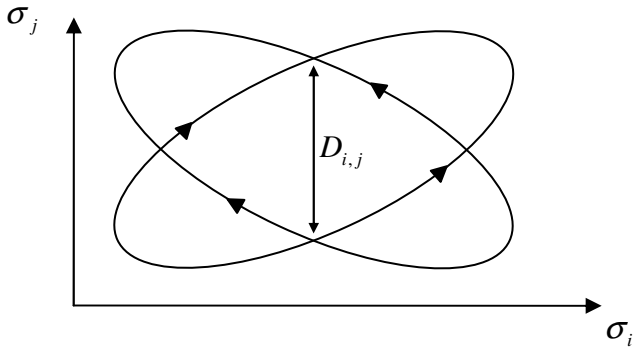


Figure I.29 : Mise en évidence qu'à une distance $D_{i,j}$ correspond 4 déphasages $\phi_{i,j}$ différents

iv. Ouverture ellipse

Le quatrième indicateur de biaxialité que nous utiliserons est l'ouverture de l'ellipse qui nous donne une information sur la proportionnalité de la sollicitation. L'ouverture de l'ellipse, définie comme le ratio du petit axe de l'ellipse sur le grand axe, peut être obtenue à partir du déphasage et du ratio des amplitudes [Harwood43] :

$$\left(\frac{b}{a}\right)_{i,j} = \sqrt{\frac{\left(1+\lambda_{i,j}{}^2\right)\sqrt{\left(1-\lambda_{i,j}{}^2\right)^2+4.\lambda_{i,j}{}^2.\cos^2\phi_{i,j}}-\left(1-\lambda_{i,j}{}^2\right)^2-4.\lambda_{i,j}{}^2.\cos^2\phi_{i,j}}{\left(1+\lambda_{i,j}{}^2\right)\sqrt{\left(1-\lambda_{i,j}{}^2\right)^2+4.\lambda_{i,j}{}^2.\cos^2\phi_{i,j}}+\left(1-\lambda_{i,j}{}^2\right)^2+4.\lambda_{i,j}{}^2.\cos^2\phi_{i,j}}} \qquad \text{(I.14)}$$

I.2.4. Identification des sollicitations critiques à l'aide du critère de Puck

Les indicateurs que nous avons présentés précédemment nous renseignent sur le niveau de multiaxialité mais pas sur la criticité de la sollicitation. Le choix d'un critère pour étudier la criticité du chargement multiaxial en fatigue est délicat et nous avons choisi de nous appuyer sur l'utilisation du critère statique de Puck [Puck02], utilisé dans l'éolien pour le dimensionnement des pièces en matériaux composites à l'échelle du pli [Germanischer Lloyd10]. Bien que ce critère de rupture ait été défini en statique, nous verrons au Chapitre II qu'il est aussi employé en fatigue.

Le critère de Puck nous donne une indication sur la criticité du chargement à chaque instant du cycle et c'est ce résultat que nous allons exploiter. Avec cette approche nous ne quantifions pas la criticité de la sollicitation en matière de fatigue cyclique mais la criticité de chaque cycle en évaluant la criticité des états de contraintes que le matériau supporte, instant après instant, à l'aide du critère de rupture de Puck. Nous garderons donc à l'esprit que les résultats donné par ce critère et l'indicateur qui en découle pour l'analyse d'une sollicitation en fatigue sont à prendre avec beaucoup de précaution.

L'indice de rupture f_E selon le critère du Puck est calculé à chaque instant dans la direction des fibres selon la relation (I.15) et dans la direction matricielle selon la relation (I.16).

$$\begin{cases} f_E = \dfrac{\sigma_1}{\sigma_1^{ult(+)}} & pour\ \sigma_1 \geq 0 \\ f_E = \left| \dfrac{\sigma_1}{\sigma_1^{ult(-)}} \right| & pour\ \sigma_1 < 0 \end{cases} \tag{I.15}$$

$$\begin{cases} f_E = \sqrt{\left(\dfrac{\tau_{21}}{\tau_{12}^{ult}}\right)^2 + \left(1 - p_\perp^{(+)} . \dfrac{\sigma_2^{ult(+)}}{\tau_{12}^{ult}}\right)^2 \left(\dfrac{\sigma_2}{\sigma_2^{ult(+)}}\right)^2} + p_\perp^{(+)} . \dfrac{\sigma_2}{\tau_{12}^{ult}} & si\ \sigma_2 \geq 0 \\ f_E = \dfrac{1}{\tau_{12}^{ult}} \left(\sqrt{\tau_{21}^2 + \left(p_\perp^{(-)} \sigma_2\right)^2} + p_\perp^{(-)} \sigma_2 \right) & si\ \sigma_2 < 0 \quad et \quad \left|\dfrac{\tau_{21}}{\sigma_2}\right| \geq \dfrac{|\tau_{21c}|}{R_{\perp\perp}^A} \\ f_E = \left[\left(\dfrac{\tau_{21}}{2\left(\tau_{12}^{ult} + p_\perp^{(-)} . R_{\perp\perp}^A\right)} \right)^2 + \left(\dfrac{\sigma_2}{\sigma_2^{ult(-)}} \right)^2 \right] \left| \dfrac{\sigma_2^{ult(-)}}{\sigma_2} \right| & si\ \sigma_2 < 0 \quad et \quad \left|\dfrac{\tau_{21}}{\sigma_2}\right| \leq \dfrac{|\tau_{21c}|}{R_{\perp\perp}^A} \end{cases} \tag{I.16}$$

où $\sigma_1^{ult(+)}, \sigma_1^{ult(-)}, \sigma_2^{ult(+)}, \sigma_2^{ult(-)}, \tau_{12}^{ult}$ sont respectivement la résistance en traction et en compression dans la direction des fibres, la résistance en traction et en compression dans la direction transverse, et la résistance en cisaillement ; $p_\perp^{(+)}$ et $p_\perp^{(-)}$ sont des paramètres matériaux propres au critère de Puck ; et τ_{21c} et $R_{\perp\perp}^A$ sont donnés par les relations (I.17) et (I.18).

$$\tau_{21c} = \tau_{12}^{ult} . \sqrt{1 + 2 . p_\perp^{(-)} \frac{R_{\perp\perp}^A}{\tau_{12}^{ult}}} \tag{I.17}$$

$$R_{\perp\perp}^A = \frac{\tau_{12}^{ult}}{2 p_\perp^{(-)}} \left(\sqrt{1 + 2 p_\perp^{(-)} \frac{\sigma_2^{ult(-)}}{\tau_{12}^{ult}}} - 1 \right) \tag{I.18}$$

L'indice de rupture f_E est toujours positif et augmente avec la criticité de l'état de contraintes jusqu'à atteindre 1 (synonyme de la rupture du pli). Il est calculé à chaque instant du cycle et la valeur maximale $f_E^{\max}$ sur le cycle est retenue pour évaluer la criticité de ce dernier.

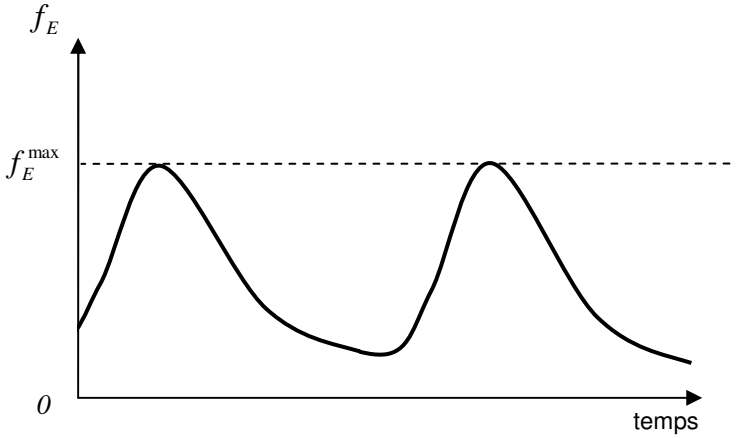


Figure I.30 : Exemple d'évolution de l'indice de rupture de Puck f_E sur deux cycles

I.2.5. Application à une pale d'éolienne

Nous proposons d'étudier le champ de contraintes cyclique dans une pale d'éolienne de 23 mètres sur un tour de turbine pour des conditions de vent normales.

a. Pale et cas de fonctionnement choisi

La pale EFFIWIND-G1 considérée pour cette étude est une pale mixte carbone-verre-époxy, redimensionnée par Tensyl dans le cadre du projet EFFIWIND. Ce projet regroupe un consortium d'entreprises de la région Nouvelle Aquitaine et a pour objectif de démontrer l'intérêt d'introduire des matériaux performants dans des pales d'éoliennes. La pale G1 a été certifiée en classe IA par DNV-GL pour une turbine de 750 kW en 2015. Cette pale est constituée d'un spar-cap en pultrudé carbone et de raidisseurs secondaires à proximité du bord de fuite pour reprendre le moment de flexion « flapwise » M_{yB} et les efforts axiaux F_{zB}. Des bandes d'unidirectionnels sur le bord d'attaque et de fuite reprennent le moment de flexion « edgewise » M_{xB} (Figure I.31). La torsion et les efforts tranchants sont repris par les peaux composites de ±45° présentes sur les longerons et l'ensemble du profil aérodynamique. Une âme en mousse PET est introduite afin de prévenir le flambement des peaux dont l'épaisseur peut être proche du millimètre.

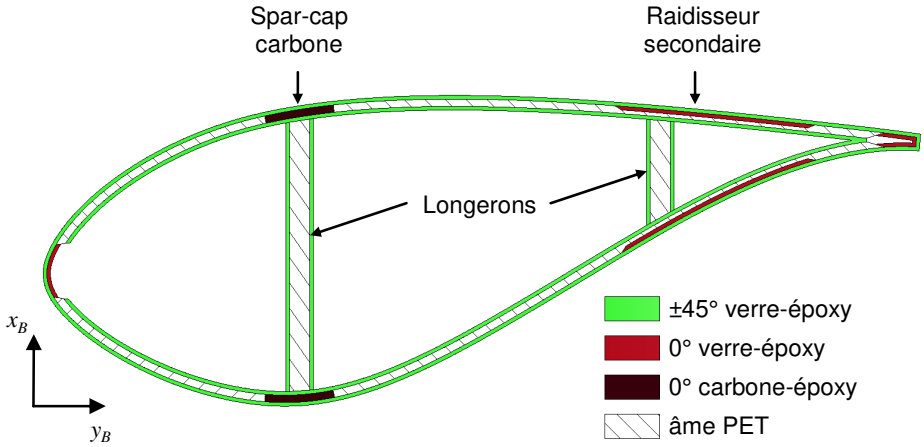


Figure I.31 : Composition de la pale G1

Nous nous intéressons dans cette étude à l'évolution du champ de contraintes planes dans les peaux composites verre-époxy. Le pli d'UD en verre-époxy est modélisé comme un matériau orthotrope 2D. Ses propriétés mécaniques sont reportées dans le Tableau I.3.

	V_f [%]	E_1 [MPa]	E_2 [MPa]	G_{12} [MPa]	ν_{12} [-]
UD verre-époxy	50%	39400	9030	3490	0,3

Tableau I.3 : Propriétés mécaniques du pli d'UD utilisées pour la certification de la pale G1

Le cas de fonctionnement choisi est celui d'une rotation dans des conditions normales de production d'énergie sous un vent normal à la vitesse moyenne de la classe I (Tableau I.1). Le profil de vent normal est normalisé par les organismes de certification [IEC05;

Germanischer Lloyd10]. Il s'agit du profil NWP (Normal Wind Profile) qui suppose que la vitesse du vent V dépend uniquement de l'altitude z suivant une loi puissance d'exposant $\alpha = 0{,}2$.

$$V(z) = V_{hub}\left(z / z_{hub}\right)^{\alpha} \tag{I.19}$$

La vitesse V_{hub} à hauteur du moyeu, $z_{hub} = 46$ m, est choisie comme la vitesse moyenne d'une turbine de classe I : $V_{hub} = 10$ m/s.

Sous ces conditions, la turbine fonctionne en régime permanent à une vitesse de rotation qui est donc constante. Les observations suivantes peuvent alors être faites à propos des actions extérieures :

- Les pressions générées par le vent varient en fonction du passage devant la tour et du vent apparent sur chaque profil (l'angle d'incidence et la vitesse du vent dépendent de la position du profil en altitude)
- La gravité applique un effort sinusoïdal dans le repère de la pale lié à la position de cette dernière par rapport à la verticale
- Les efforts d'inerties se limitent à la force centrifuge dont la valeur dépend uniquement de la position le long de la pale
- Le contrôle commande ne génère pas d'effort, à l'exception d'un couple résistant, pour ce cas de fonctionnement en régime permanent mais permet dans une phase transitoire en début de simulation de déterminer la vitesse de rotation de la pale en fonction de la loi couple résistant – vitesse de rotation de la turbine

La procédure utilisée pour simuler ce cas de fonctionnement est la même que celle utilisée couramment dans l'éolien dans le cadre du calcul de charges. Un modèle élément fini poutre servo-aéro-élastique est utilisé pour déterminer la réponse dynamique de la pale en couplant le comportement élastique de la turbine complète avec l'ensemble des actions extérieures et le contrôle commande. Le logiciel FAST a été utilisé. Une fois les efforts déterminés sur le modèle poutre de la pale au cours du temps, ces efforts sont introduits instant par instant dans un modèle élément fini coque composite afin de réaliser un calcul détaillé du champ de contraintes dans chacun des plis.

Le transport des efforts du modèle poutre vers le modèle coque est réalisé à l'aide d'une méthode continue [Caous18]. Les efforts aérodynamiques sont appliqués sous forme d'une pression sur les peaux extérieures de la pale alors que les efforts liés à la gravité et l'inertie sont appliqués par des forces volumiques, donc proportionnelles à la masse des éléments. Contrairement à une méthode d'application discrète des efforts, la méthode utilisée permet de ne pas modifier localement l'état de contraintes et ainsi de permettre son analyse sur l'ensemble de la pale. Le modèle coque compte environ 164 000 éléments, soit environ 1 000 000 degrés de liberté. La fixation du pied de pale est modélisée par l'encastrement des nœuds sur tout le tour du pied de pale. Une vue du maillage de la pale G1 est proposée en Figure I.32.

Le calcul éléments finis coques est réalisé avec le solveur NX NASTRAN à chaque instant du cycle avec des hypothèses de comportement élastique linéaire en petites déformations. Les contraintes dans chaque plis sont obtenues selon la théorie classique des stratifiés.

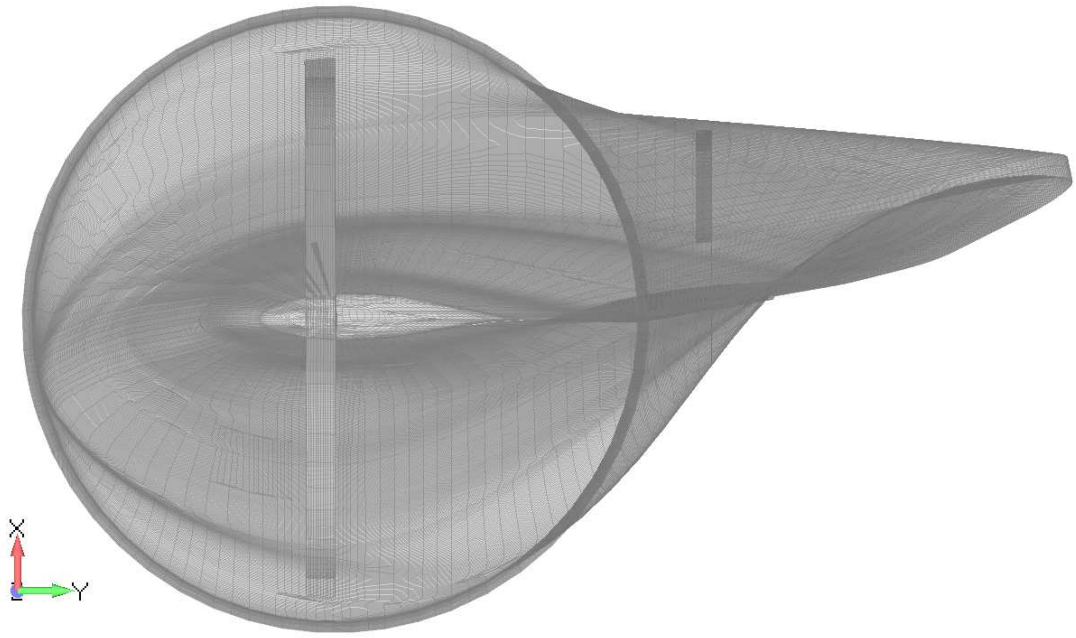
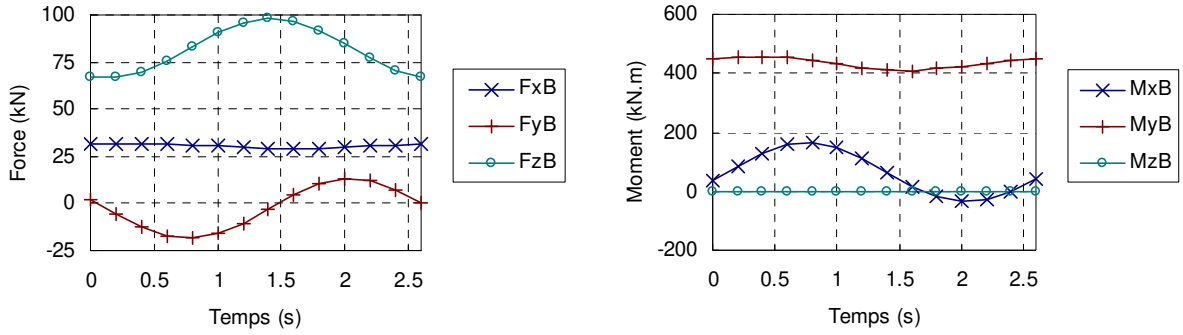


Figure I.32 : Maillage du modèle éléments finis coques composites

Les efforts et moments internes observés en pied de pale sont décrits en Figure I.33 où l'origine de l'axe du temps est pris quand la pale passe par la verticale en position haute. Notons rapidement que l'amplitude des efforts selon x_B, principalement liés à l'aérodynamique, est faible devant les amplitudes selon y_B et z_B (Figure I.33.a). Selon y_B, l'effort alterne entre une valeur positive et négative. Cette alternance est principalement liée à la variation de la direction de la gravité dans le repère de la pale. Selon z_B, la composante constante de l'effort est principalement liée à la force centrifuge alors que la composante alternative est liée de même que pour y_B à la rotation de la pale dans le champ de gravité.
Concernant les moments (Figure I.33.b), le moment de torsion M_{zB} est très faible devant les autres composantes. Le moment M_{yB} de flexion « flapwise », principalement lié à la pression aérodynamique a une variation faible devant le moment M_{xB} de flexion « edgewise » mais sa valeur moyenne est plus importante. La variation de M_{xB} est quant à elle principalement liée à la gravité et sa valeur moyenne positive, liée aux efforts aérodynamiques permet de produire de l'énergie.
Remarquons enfin que les composantes de la sollicitation sont déphasées. Le chargement de la pale est donc non proportionnel et nous retrouverons surement ce déphasage à l'échelle du matériau.



(a) (b)

Figure I.33 : (a) Efforts et (b) moments internes en pied de pale

b. Exploitation des résultats

Nous proposons d'analyser l'état de contraintes du cycle simulé en deux temps. Dans un premier temps nous utiliserons des grandeurs classiques (Figure I.25) pour décrire l'état de contraintes comme s'il était uniaxial. Nous nous placerons alors à l'échelle du stratifié et la direction considérée sera celle de la pale.

Dans un second temps, nous utiliserons les indicateurs définis dans ce document pour décrire la multiaxialité de l'état de contraintes. Nous nous placerons alors aussi bien à l'échelle du stratifié qu'à celle du pli.

i. Analyse uniaxiale

Rapport de charge longitudinal - Un premier résultat dont l'interprétation permet de bien comprendre la façon dont la pale est sollicitée mais qui cependant n'a de sens que si la sollicitation est uniaxiale est celui du rapport de charge $R = \sigma_x^{\min} / \sigma_x^{\max}$. Une visualisation du rapport de charge longitudinal à l'échelle du stratifié est proposée en Figure I.34. Sur cette figure seule une section est représentée. Le résultat sur l'ensemble de la pale est donné en Annexe D, en Figure D.1.

Un rapport de charge compris entre moins l'infini et 0 décrit une sollicitation de traction-compression (T-C : couleurs chaudes de l'échelle), lorsque sa valeur est comprise entre 0 et 1, il décrit une sollicitation de traction-traction (T-T : couleurs vertes de l'échelle) et lorsqu'il est compris entre 1 et l'infini, il décrit une sollicitation en compression-compression (C-C : couleurs bleues de l'échelle). D'après les résultats de la Figure I.34, nous en déduisons que l'extrados travaille en compression-compression alors que l'intrados travaille en traction-traction pour le cas simulé. En effet, les efforts aérodynamiques génèrent un moment de flexion « flapwise » (M_{yB}) toujours positif qui explique ces modes de sollicitation. Concernant le bord d'attaque et le bord de fuite, le moment de flexion « edgewise » (M_{xB}), principalement dû à la gravité, alterne entre une valeur positive et négative ce qui entraine une sollicitation de traction-compression.

Notons que pour une grande partie de la pale côté extrados et intrados, l'amplitude est faible devant la valeur moyenne car le rapport de charge est proche de 1.

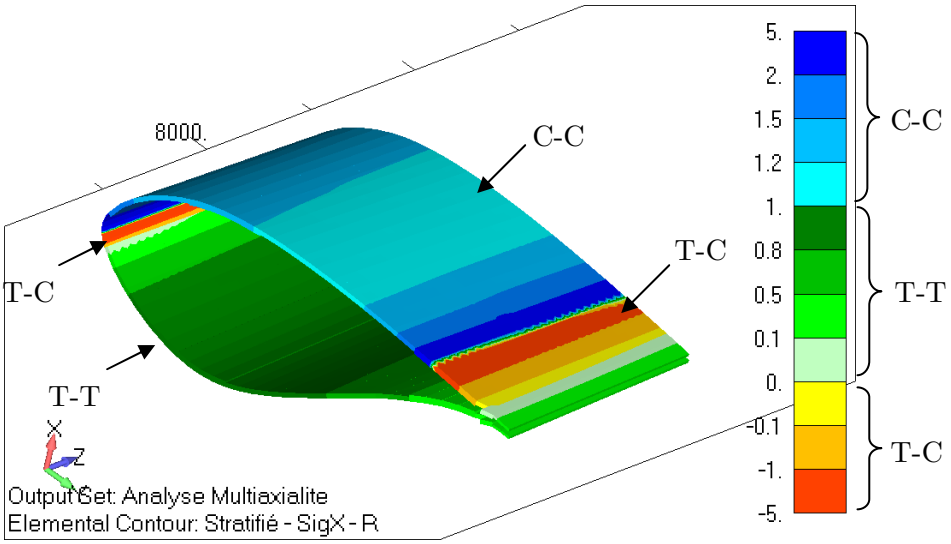


Figure I.34 : Rapport de charge dans la direction x à l'échelle du stratifié à 8 m d'envergure (échelle non linéaire)

Une visualisation de la valeur du rapport de charge sur l'ensemble de la pale est proposée sous forme d'un histogramme normalisé par le nombre d'éléments en Figure I.35. Cet histogramme met en évidence qu'une majorité d'éléments travaille en traction-traction ou compression-compression et que les sollicitations en traction-compression sont moins répandues sur la pale.

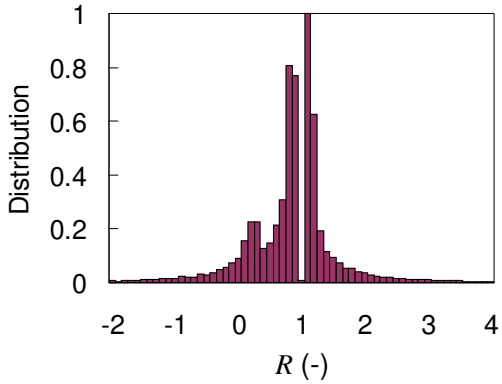


Figure I.35 : Distribution du rapport de charge dans la direction x à l'échelle du stratifié pour l'ensemble des éléments de la pale

Contraintes maximale longitudinale - Afin de compléter l'analyse de ces premiers résultats et parce que le rapport de charge est souvent associé à la contrainte maximale, nous proposons de regarder la distribution sur la pale de la contrainte maximale longitudinale sur le cycle simulé (Figure I.36).

Tout d'abord, nous pouvons observer que le spar-cap carbone remplit sa fonction et reprend la majeure partie de la sollicitation ce qui décharge les peaux environnantes. Notons aussi que pour ce cas de fonctionnement l'extrados voit une contrainte maximale en compression alors que l'intrados voit une contrainte maximale en traction ce qui est cohérent avec les observations précédentes. Notons enfin que le pied de pale, sur l'extrados et l'intrados, est plus sollicité au sens de la contrainte maximale que le reste de la pale.

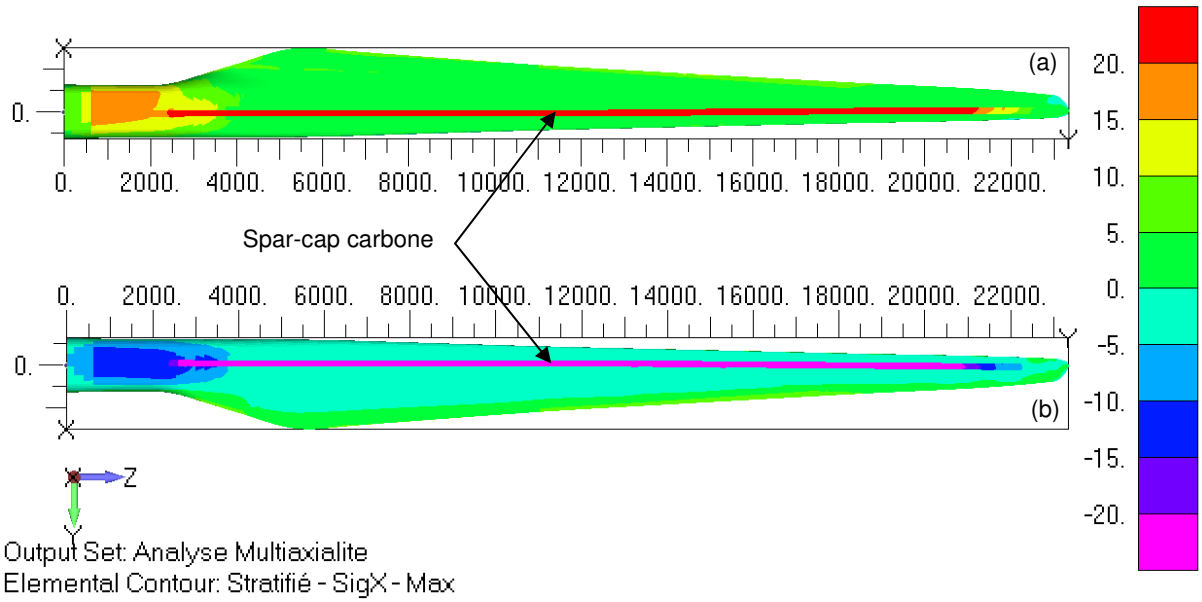


Figure I.36 : Contrainte max longitudinale à l'échelle du stratifié (a) Intrados (b) Extrados (MPa)

Amplitude de la contrainte longitudinale - Le dernier résultat que nous traiterons pour l'analyse du cycle avec une hypothèse de contrainte uniaxiale est celui de l'amplitude de la contrainte longitudinale qui met en évidence qu'outre le spar-cap carbone, les bords d'attaque et de fuite, notamment en pied de pale, dans la zone de transition aérodynamique et aux 2/3 de l'envergure, voient une amplitude plus grande que le reste de la pale (Figure I.37), ce qui correspond aux zones critiques que nous avons mises en avant dans la Section I.1.3.

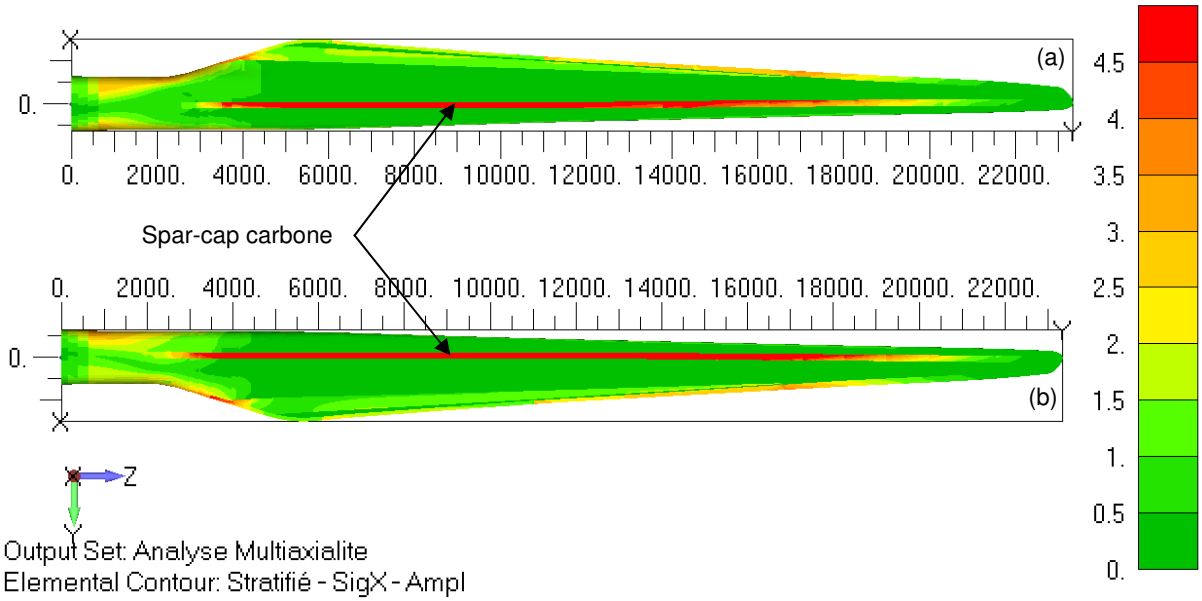


Figure I.37 : Amplitude de contrainte longitudinale à l'échelle du stratifié (a) Intrados (b) Extrados (MPa)

ii. Analyse multiaxiale

Remarque sur le caractère anisotrope des matériaux étudiés - Dans les paragraphes qui suivent nous proposons une analyse de l'état de contraintes en essayant de quantifier son caractère multiaxial. L'attention du lecteur doit être portée sur le fait que l'analyse se fait en comparant les valeurs des contraintes dans des matériaux fortement anisotropes. En effet, pour un pli d'unidirectionnel verre-époxy, le module d'élasticité dans la direction des fibres est environ 4 fois plus important que le module d'élasticité transverse et environ 10 fois plus important que celui de cisaillement (Tableau I.3). Le matériau a donc naturellement tendance à transmettre plus de contraintes dans la direction des fibres.
Si l'anisotropie a tendance à charger principalement le pli dans la direction de ses fibres, le fait est qu'il est moins résistant dans la direction transverse et de cisaillement. Un faible désaxage de la sollicitation peut donc réduire de façon significative sa résistance aussi bien en statique qu'en fatigue [Quaresimin10, 13].

Direction principale de sollicitation - La direction principale de sollicitation est calculée à chaque instant du cycle de fonctionnement à l'échelle du stratifié et de chacun des plis. Les angles maximum et minimum sur le cycle sont extraits pour chaque élément composant la pale, puis la moyenne ainsi que l'amplitude sont calculées selon les équations (I.5) et (I.6). La distribution de ces deux derniers indicateurs est tracée à l'échelle du stratifié sur la Figure I.38 (en vert pour les stratifiés composés uniquement des plis à ±45° et en rouge pour les stratifiés contenant aussi des plis à 0°). La Figure I.39 représente les mêmes grandeurs à l'échelle du pli (en rouge pour les plis de 0°, en vert pour les plis de -45° et en bleu pour les plis de +45°). Les histogrammes sont normalisés séparément par leur nombre d'éléments et superposés pour faciliter l'analyse. Les vues en iso couleurs associées à ces histogrammes sont disponibles en Annexe D, de la Figure D.4 à la Figure D.11.

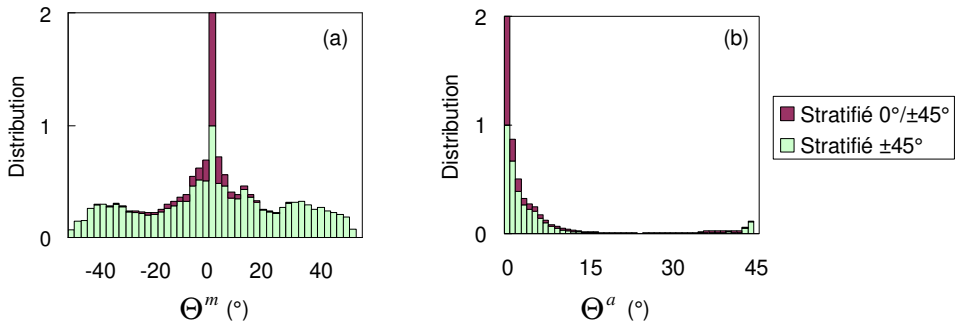


Figure I.38 : Echelle du stratifié – Distributions, pour tous les éléments de la pale, sur le cycle, de (a) l'angle moyen de la direction principale de sollicitation Θ^m (b) l'amplitude de l'angle de la direction principale de sollicitation Θ^a

A l'échelle du stratifié (Figure I.38), nous distinguons deux comportements différents qui dépendent de la présence de renforts à 0° dans l'empilement. Dans les stratifiés [0/±45], l'angle moyen et l'amplitude de l'oscillation de la direction de sollicitation sont proches de zéro. Nous en déduisons que la sollicitation est plutôt dirigée dans la direction des fibres et

qu'elle a tendance à être proportionnelle bien que des états de contraintes multiaxiaux non proportionnels soient aussi observés mais moins répandus sur la pale. Dans les stratifiés [±45], l'angle moyen de la direction principale prend toutes les valeurs entre -45° et 45° synonyme d'un niveau de multiaxialité élevé dans ces stratifiés. L'amplitude de l'oscillation de la direction principale suggère une sollicitation non proportionnelle.

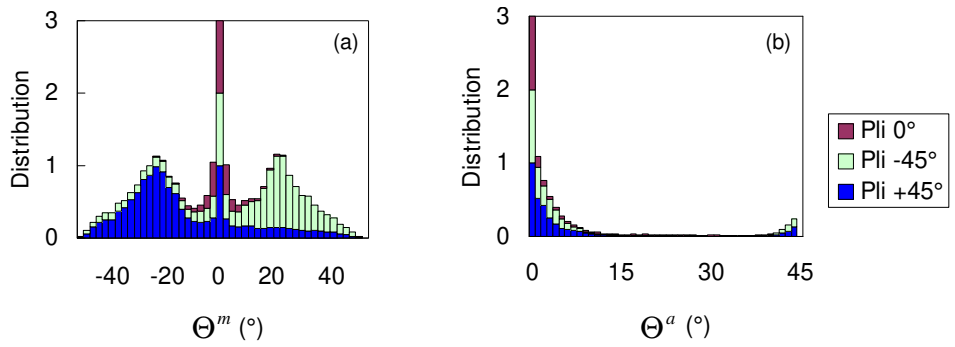


Figure I.39 : Echelle du pli – Distributions, pour tous les éléments de la pale, sur le cycle, de (a) l'angle moyen de la direction principale de sollicitation Θ^m (b) l'amplitude de l'angle de la direction principale de sollicitation Θ^a

A l'échelle du pli (Figure I.39), nous distinguons aussi deux tendances. Dans les plis à 0° la sollicitation semble plutôt uniaxiale et proportionnelle alors que dans les plis de +45° et -45° la direction principale de sollicitation est centrée autour d'une direction à ±18° des fibres mais peut prendre toutes les valeurs entre -45° et +45°. Nous en déduisons que le niveau de multiaxialité est élevé dans ces plis, et donc que les directions matricielles sont sollicitées. De plus la sollicitation semble non proportionnelle. Notons que le pic de valeur moyenne en zéro pour les plis de ±45° correspond aux amplitudes maximales de 45° et doit donc être regardé avec prudence car il est lié à une discontinuité de l'indicateur qui n'a pas de sens physique (cf Paragraphe I.2.3.a).

Analyse de la biaxialité – La distribution des quatre indicateurs définis à la Section I.2.3 est calculée à l'échelle du stratifié et tracée pour tous les éléments de la pale en Figure I.40 pour σ_y par rapport à σ_x et en Figure I.41 pour τ_{xy} par rapport à σ_x. L'analyse est menée de cette manière car la présence de composantes de contraintes transverses ou de cisaillement dans l'état de contraintes est connue pour réduire la tenue en fatigue des matériaux composites et donc de la pale. Les vues en iso couleurs associées aux histogrammes sont disponibles en Annexe D, de la Figure D.12 à la Figure D.19.

Le premier comportement que nous pouvons mettre en avant est celui des stratifiés [0/±45] qui semblent principalement sollicités dans la direction des plis à 0° (histogrammes rouges de la Figure I.40 et de la Figure I.41).

Le comportement des stratifiés [±45] est plus intéressant en matière de multiaxialité. Nous observons notamment que les composantes de contraintes transverse et de cisaillement atteignent des proportions significatives de la contrainte axiale aussi bien en valeur moyenne (Figure I.40.b & Figure I.41.b) qu'en valeur alternée (Figure I.40.a & Figure I.41.a). Notons que pour une grande partie des éléments de la pale, la composante de cisaillement est

supérieure à la composante axiale, lorsque α et β sont supérieurs à 45°. Notons aussi que le déphasage prend toutes les valeurs entre -180° et 180° et que l'ouverture de l'ellipse nous renseigne sur la non proportionnalité de la sollicitation.

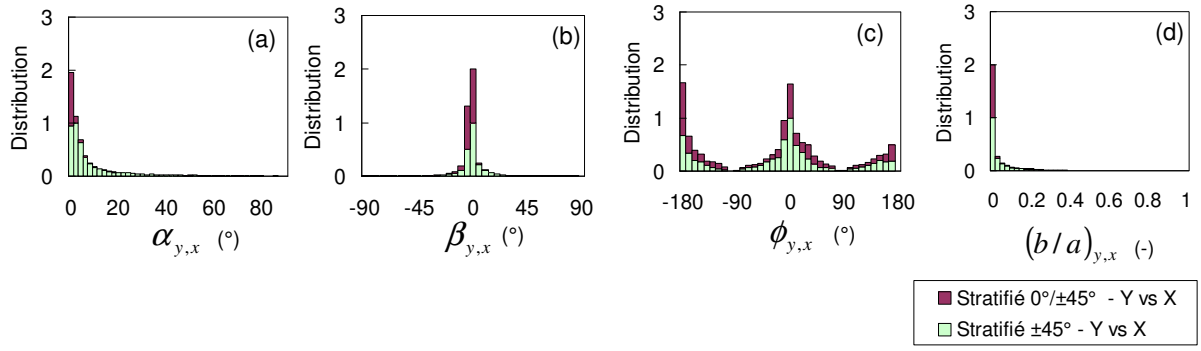


Figure I.40 : Biaxialité à l'échelle du stratifié - σ_y par rapport à σ_x

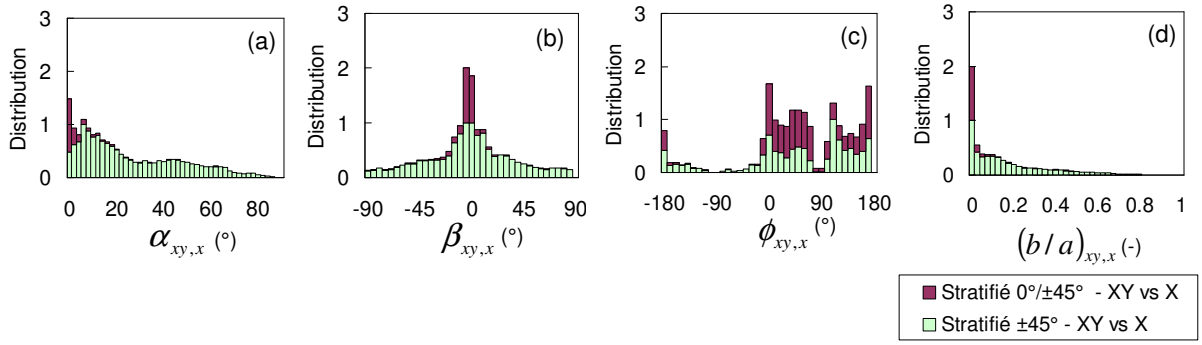


Figure I.41 : Biaxialité à l'échelle du stratifié - τ_{xy} par rapport à σ_x

La même méthode d'analyse est appliquée à l'échelle du pli. Les indicateurs de multiaxialité sont calculés et leurs distributions sont tracées pour tous les éléments de la pale en Figure I.42 pour σ_2 par rapport à σ_1 et en Figure I.43 pour τ_{12} par rapport à σ_1. Les vues en iso couleurs associées aux histogrammes sont disponibles en Annexe D, de la Figure D.20 à la Figure D.35.

Commençons par nous intéresser aux plis de verre-époxy à 0° dont les distributions sont affichées en rouge. Les plis orientés dans l'axe de la pale sont principalement sollicités de façon uniaxiale et dans la direction des fibres. Dans ces plis la contrainte moyenne ou alternée transverse ou de cisaillement est négligeable devant la contrainte axiale (Figure I.42 (a-b) & Figure I.43 (a-b)).

Lorsque nous nous intéressons aux résultats concernant les plis de ±45°, en bleu et vert sur les graphiques, il apparait que la distribution de la proportion de contrainte transverse ou de cisaillement aussi bien en valeur moyenne qu'alternée est centrées autour d'un angle de 16° qui correspond à des valeurs de λ et γ d'environ 0,3 (Figure I.44). Notons que λ et γ peuvent atteindre 1,75 dans les queues de distributions (α et $\beta = 60°$) (Figure I.42 (a-b) & Figure I.43 (a-b)).

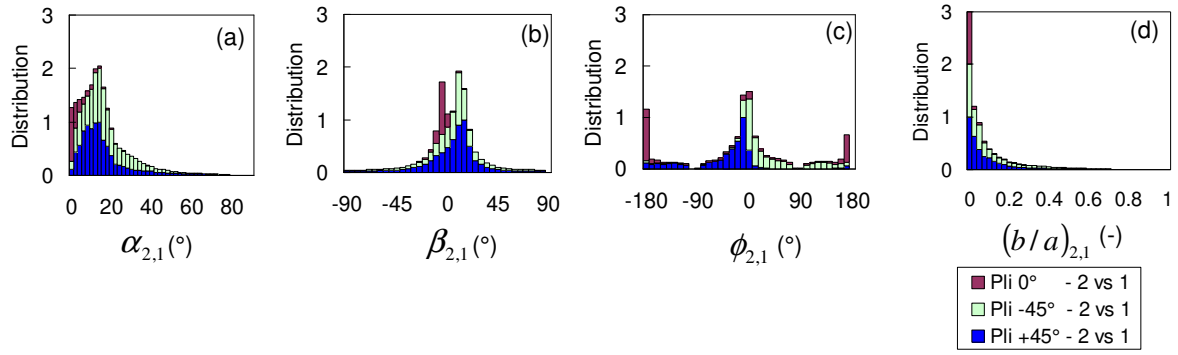


Figure I.42 : Biaxialité à l'échelle du pli - σ_2 par rapport à σ_1

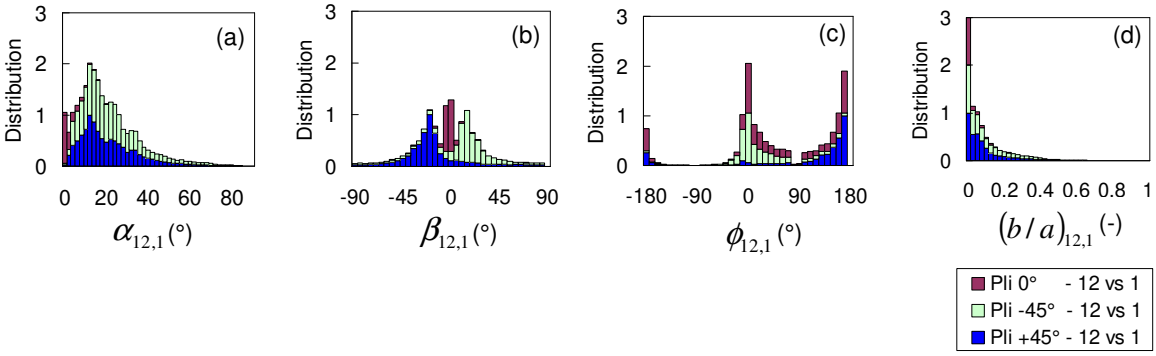


Figure I.43 : Biaxialité à l'échelle du pli - τ_{12} par rapport à σ_1

Dans l'analyse à l'échelle du pli, seuls les plis de verre à 0° ont été présentés (mais à l'échelle du stratifié, les $[0/\pm45]$ incluent les plis de carbone à 0°). En effet, la rigidité supérieure du carbone au verre dans la direction des fibres rend sa sollicitation encore plus axiale et la résistance en fatigue des produits utilisés les rendent moins critiques au regard des sollicitations cycliques.

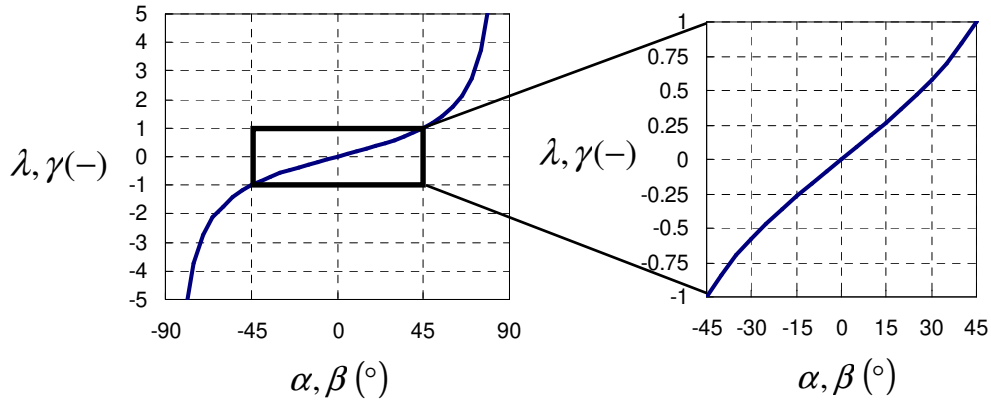


Figure I.44 : Fonction tangente : Conversion de α et β en λ et γ

Analyse du critère de Puck – L'indice de rupture au regard du critère de Puck a été calculé à chaque instant du cycle dans tous les plis avec les propriétés indiquées dans le Tableau I.4. Nous retenons sa valeur maximale $f_E^{\max}$ sur le cycle pour avoir une information sur la criticité de l'état de contraintes multiaxial. Les vues en iso couleurs qui donnent $f_E^{\max}$ pour les plis à 0°, +45° et -45° sont disponibles en Annexe D, de la Figure D.36 à la Figure D.38. L'indice de rupture maximal de Puck $f_E^{\max}$ est tracé en Figure I.45 en fonction de l'angle moyen de la direction principale de sollicitation Θ^m pour les plis à 0° et à +45°, et en fonction de $\alpha_{12,1}$ en Figure I.46. Notons que l'analyse de l'influence de la proportionnalité de la sollicitation sur sa criticité avec le critère retenu n'aurait pas de sens et nous nous limiterons donc à l'analyse de la criticité de la sollicitation en fonction de son niveau de multiaxialité.

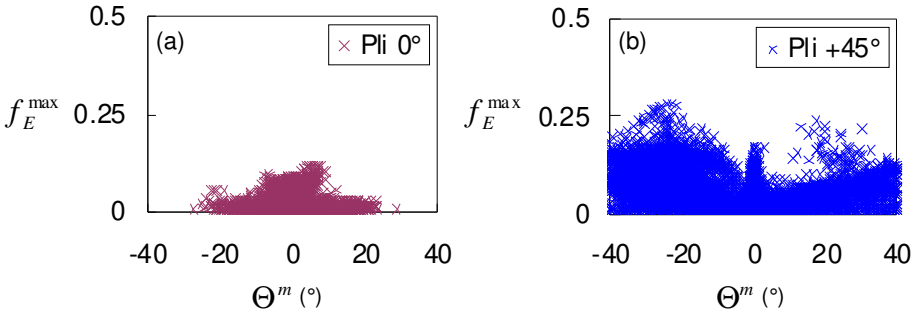


Figure I.45 : Indice de rupture maximum de Puck, sur le cycle, des plis à (a) 0° et (b) +45° en fonction de l'angle moyen de la direction principale de sollicitation Θ^m du pli

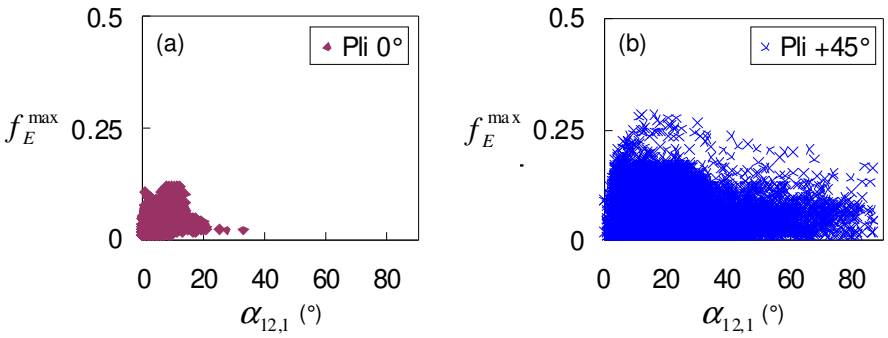


Figure I.46 : Indice de rupture maximum de Puck, sur le cycle, des plis à (a) 0° et (b) +45° en fonction de la proportion en amplitude de cisaillement par rapport à la contrainte dans la direction des fibres $\alpha_{12,1}$

Il apparait tout d'abord que le critère utilisé ne permet pas d'identifier un état de contraintes comme plus critique qu'un autre. Au regard des distributions présentées en Figure I.39 et en Figure I.43, nous constatons que les états de contraintes présents dans les queues de distribution peuvent donc avoir une criticité tout aussi importante (d'après le critère utilisé) que les états de contraintes identifiés par les pics de distribution. Les états de contraintes les plus courants (spatialement) dans la pale ne sont donc pas nécessairement les plus critiques.
Notons ensuite que les plis à ±45° ont un indice de rupture maximum supérieur à celui des plis à 0° et qu'ils seront donc susceptibles de s'endommager plus rapidement.

Toutefois une analyse complémentaire semble nécessaire sur le sujet de la criticité de la sollicitation. En effet, le critère du Puck utilisé est un critère statique et pour étudier la criticité de l'état de contraintes en fatigue un critère en fatigue mériterait d'être mis en œuvre. Cependant, si de tels critères existent, ils ne semblent pas décrire parfaitement la criticité de tous les modes de sollicitations [Quaresimin10]. En matière de perspectives notons qu'un modèle d'endommagement en fatigue à l'échelle du pli comme celui qui sera exposé au Chapitre III permettrait d'obtenir une indication sur la criticité du chargement cyclique en fonction de plusieurs critères comme la perte de raideur, de résistance ou l'augmentation de la déformation résiduelle.

	$\sigma_1^{ult(+)}$	$\sigma_1^{ult(-)}$	$\sigma_2^{ult(+)}$	$\sigma_2^{ult(-)}$	τ_{12}^{ult}	$p_\perp^{(+)}$	$p_\perp^{(-)}$
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[-]	[-]
UD verre-époxy	591	532	45	135	52	0,30	0,25

Tableau I.4 : Données de résistance du pli d'UD utilisées pour la certification de la pale G1

I.2.6. Conclusion sur l'analyse de l'état de contraintes cycliques

Résultats – Une méthodologie d'analyse de l'état de contraintes multiaxial et cyclique a été proposée. Deux indicateurs de multiaxialité et quatre indicateurs de biaxialité ont été définis. Ils s'appliquent aussi bien à l'échelle du pli qu'à celle du stratifié. Cette méthodologie a ensuite été appliquée à une pale d'éolienne en rotation dans des conditions de vents normales de vitesse moyenne. Ces conditions ont été choisies car ayant une occurrence élevée dans la vie d'une turbine, elles participent à l'endommagement par fatigue (Figure I.15).

A l'échelle du stratifié, deux comportements sont apparus dépendant de la présence de plis à 0° dans l'empilement. L'état de contraintes dans les stratifiés [0/±45] est principalement uniaxial. Ces stratifiés reprennent principalement les efforts axiaux et les moments de flexion. Dans les stratifiés [±45], un état de contraintes multiaxial et non proportionnel est observé avec une part très importante de cisaillement. Ces stratifiés reprennent principalement la torsion et les efforts tranchants.

A l'échelle du pli, nous pouvons distinguer les plis à 0° des plis à ±45°. Les plis à 0°, semblent sollicités de façon uniaxiale alors que les plis à ±45° sont sollicités hors axe avec un rapport entre les composantes de cisaillement (ou de contrainte transverse) et de contrainte dans la direction des fibres de l'ordre de 30% pour la plupart des éléments mais nous avons noté que ce ratio peut atteindre 175%.

Les contraintes de cisaillement sont connues pour affecter la tenue en fatigue des unidirectionnels [Quaresimin10, 13], nous en reparlerons en détail en Chapitre II. Cependant, le critère statique de Puck utilisé pour mettre en avant des états de contraintes critiques ne permet pas de mettre en évidence ce résultat. En effet, l'augmentation de la proportion de cisaillement dans l'état de contraintes ne se traduit pas par une augmentation de l'indice de rupture maximal. Néanmoins, le critère utilisé a permis de mettre en évidence que les plis à ±45° étaient sollicités de manière plus critique que les plis à 0° et que les états de contraintes

les moins représentés dans la pale peuvent être tout aussi critique que les états de contraintes les plus représentés.

Intérêt de la démarche – Il semble intéressant dans le cadre de l'identification d'un modèle d'endommagement de connaître les sollicitations qui sont amenées à générer cet endommagement. Ceci nous permettant de valider ensuite le modèle d'endommagement vis-à-vis des sollicitations vues par la pièce.
Avec un autre regard, une telle démarche peut nous permettre d'optimiser la conception en modifiant la composition des stratifiés de façon à faire passer un maximum des flux d'effort dans la direction des fibres, notamment dans les zones critiques.
Notons enfin que la méthode d'analyse proposée est générale et peut s'appliquer à d'autres domaines que l'éolien et qu'une partie des indicateurs peuvent être étendus à l'analyse de sollicitations non sinusoïdales.

Limites et perspectives – Nous avons étudié l'état de contraintes sous une rotation de turbine sous vent normal de vitesse moyenne. Pour avoir une meilleure appréciation de l'état de contraintes, d'autres cas de fonctionnement cycliques devraient être analysés, comme des cas d'arrêts, de démarrage, des cas de fonctionnement dans des vents turbulents, etc...
Le critère de Puck utilisé pour juger de la criticité de la sollicitation est un critère statique et un travail complémentaire sur ce sujet devra être réalisé en considérant des critères multiaxiaux adaptés à la fatigue. Il faudrait, si possible, que ces critères soient valables pour une sollicitation aussi bien proportionnelle que non proportionnelle.
L'analyse de la direction principale de la sollicitation est faussée lorsqu'elle passe par 45° par une définition (mathématique) non continue du phénomène physique qui lui est continu. Ce point mérite d'être corrigé pour faciliter l'analyse des indicateurs sur la direction principale de la sollicitation, bien que les cas de non continuité (qui correspondent à un indicateur Θ^a proche de 45°) aient été peu observés.
Les contraintes résiduelles liées à la fabrication n'ont pas été modélisées et il serait intéressant de quantifier leur impact sur les résultats observés ici.

Communication – Ce travail d'analyse de l'état de contraintes cycliques a fait l'objet d'une communication, mais de manière moins détaillée, lors de l'ICCM20 [Caous15].

I.3. Reproduire la sollicitation à l'échelle du matériau en laboratoire

Maintenant que nous avons une idée des sollicitations qui s'appliquent dans le matériau composite des pales d'éoliennes, nous avons prévu de mettre en œuvre des essais afin de caractériser son endommagement à l'échelle du pli dans des conditions représentatives du chargement observé dans la structure.

I.3.1. Mise en œuvre du matériau composite

a. Choix des matériaux

Nous avons vu que le matériau composite présent dans les pales d'éoliennes était de type stratifié monolithique ou sandwich avec des fibres de verre et localement des fibres de carbone. Les matrices sont de type époxy ou polyester et la mise en œuvre est effectuée par infusion ou pré-imprégné. De nombreuses bases de données existent (OPTIDAT [Nijssen14], DOE/MSU [Mandell97], etc...) concernant le comportement en fatigue des matériaux utilisés par le domaine éolien. Malheureusement ces essais sont réalisés de manière à nourrir des modèles formulés à l'échelle du stratifié. Rappelons que notre étude est motivée par les possibilités qu'offre une modélisation à l'échelle du pli, pour laquelle peu de données sont disponibles. Nous allons donc avoir besoin de réaliser des essais pour les déterminer.
Pour notre étude expérimentale, nous avons choisi de nous restreindre aux monolithiques. Nous faisons en effet l'hypothèse que le comportement en fatigue d'un sandwich est principalement piloté par celui de ses peaux [Payan04], ce qui exclut certains modes de défaillance des pales. Nous nous limiterons aussi à l'étude des stratifiés à fibres de verre et à matrice époxy fabriqués par infusion. La fibre de verre a été choisie car bien plus répandue dans les pales que le carbone. La résine époxy a été choisie pour ses caractéristiques mécaniques meilleures que le polyester. Nous nous inscrivons en effet dans une démarche d'optimisation de la conception, donc de choix de matériaux performants. Le procédé d'infusion a été choisi pour des raisons de débouchés industriels de l'étude. En effet, le procédé d'infusion avec des renforts verre est aussi couramment utilisé dans le nautisme et le ferroviaire.

Référence	Renforts	Grammage [g/m²]	Tex fibre [Tex]	Stabilisation
UD1135	[0]	1135	2400	[90] - 68 tex – 35 g/m^2
UD600	[0]	565	1200	[90] - 200 tex – 39 g/m^2
BX45-600	[±45]	598	300	Sans stabilisation
BX45-602	[±45]	602	300	[0] - 68 tex - 7 g/m^2
BX45-1000	[±45]	1004	1200	[0] - 68 tex - 4 g/m^2
BX25-600	[±25]	612	300	Sans stabilisation

Tableau I.5 : Caractéristiques des renforts utilisés pour l'étude

La résine choisie pour cette étude est certifiée par le Germanischer Lloyd et couramment utilisée pour réaliser des pales d'éoliennes. Elle nous a été fournie par Huntsman et les renforts NCF verre ont été fournis par Chomarat, également fournisseur du marché éolien. Les caractéristiques des renforts utilisés sont indiquées dans le Tableau I.5.
Notons que certains renforts ont des fils de stabilisation. Les fils de stabilisation sont à 90° dans les renforts [0] et permettent la cohésion de la nappe d'UD à 0° avant imprégnation. Ils sont à 0° dans les renforts [±45] et permettent de conserver l'orientation ±45° lorsque le rouleau de renfort est déroulé sur des longueurs de plusieurs dizaines de mètres.

b. Fabrication du matériau composite par infusion

Pour comprendre le comportement en fatigue des matériaux constituant une pale d'éolienne, il n'est pas question de réaliser des essais de fatigue sur plusieurs pales, ou d'extraire des éprouvettes d'une pale complète. Il s'agit donc de reproduire le matériau de façon à ce qu'il soit représentatif de celui mis en œuvre dans les pales, afin de réaliser nos essais. Des plaques de [0], [±45], [±25] (éprouvettes [±65]), [0/90], [0/±45] de dimensions 350 x 350 mm sont donc réalisées par infusion (Figure I.47 & Figure I.48).

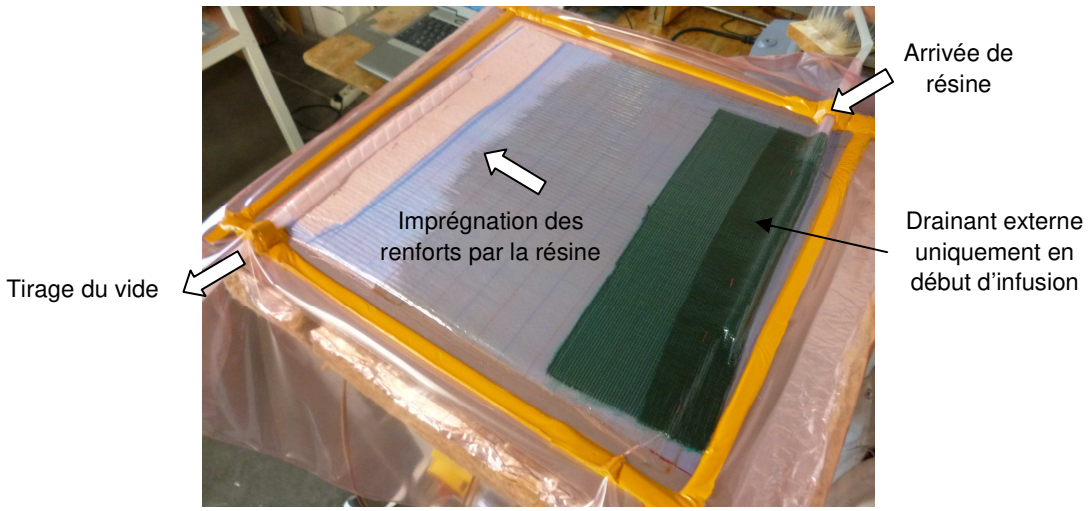


Figure I.47 : Fabrication des plaques par infusion

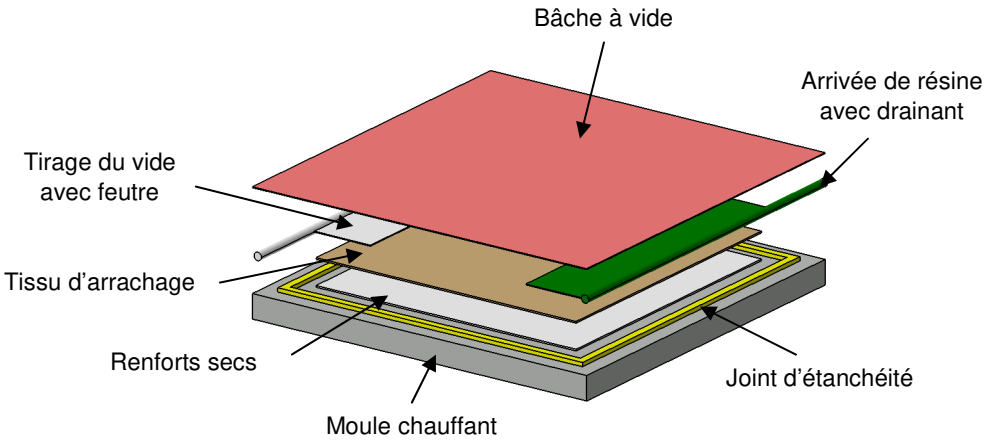


Figure I.48 : Illustration des éléments techniques à utiliser pour réaliser une plaque par infusion

Les plaques de [0/90] nécessaires à notre étude seront fabriquées en infusant un renfort BX45-600 ou BX45-602 à 45°. Le [0/±45] sera quant à lui fabriqué à l'aide des renforts UD600 et BX45-1000.
La mise en œuvre sur marbre chauffant permet de réaliser l'infusion à température contrôlée puis de cuire la plaque de la même manière qu'une pale. Le contrôle de la température imposée à la résine lors de l'infusion, nous permet de s'assurer que la viscosité est la même de plaque en plaque et ainsi de gagner en répétabilité du procédé.

c. Santé matière

Suite à la réalisation des plaques, plusieurs contrôles peuvent être effectués. Nous nous attacherons ici à donner quelques observations en terme de santé matière.

i. Analyse de la microstructure

Un moyen simple d'analyser un matériau composite consiste à s'intéresser à sa microstructure par micrographies. Le matériau est découpé et poli sur la tranche. La procédure de polissage utilisée pour le verre-époxy est décrite dans le Tableau I.6.

Abrasif	Durée du polissage
Papier carbure de silicium P240	1-2 min
Papier carbure de silicium P600	1-2 min
Papier carbure de silicium P1200	1-2 min
Papier carbure de silicium P2400	1-2 min
Drap trident avec solution diamantée 3um	5-10 min

Tableau I.6 : Procédure de polissage du matériau verre-époxy

L'observation par microscope optique donne ensuite des images comme celle de la Figure I.49. Sur une telle micrographie, où nous voyons le stratifié dans l'épaisseur, la première chose visible est l'empilement des plis. Nous voyons par exemple ici les plis successifs d'unidirectionnels [0/90/0/90/90/0/90/0] où les plis à 0° sont parallèles au plan de coupe. Nous pouvons apprécier la qualité de sa fabrication en nous intéressant aux porosités, aux épaisseurs de plis, à leur ondulation, au taux volumique moyen de fibres, à la présence de poches de résines, etc... Son endommagement est quant à lui observable par la présence de fissures dans les plis où à l'interface entre plis : on parle alors de délaminage.

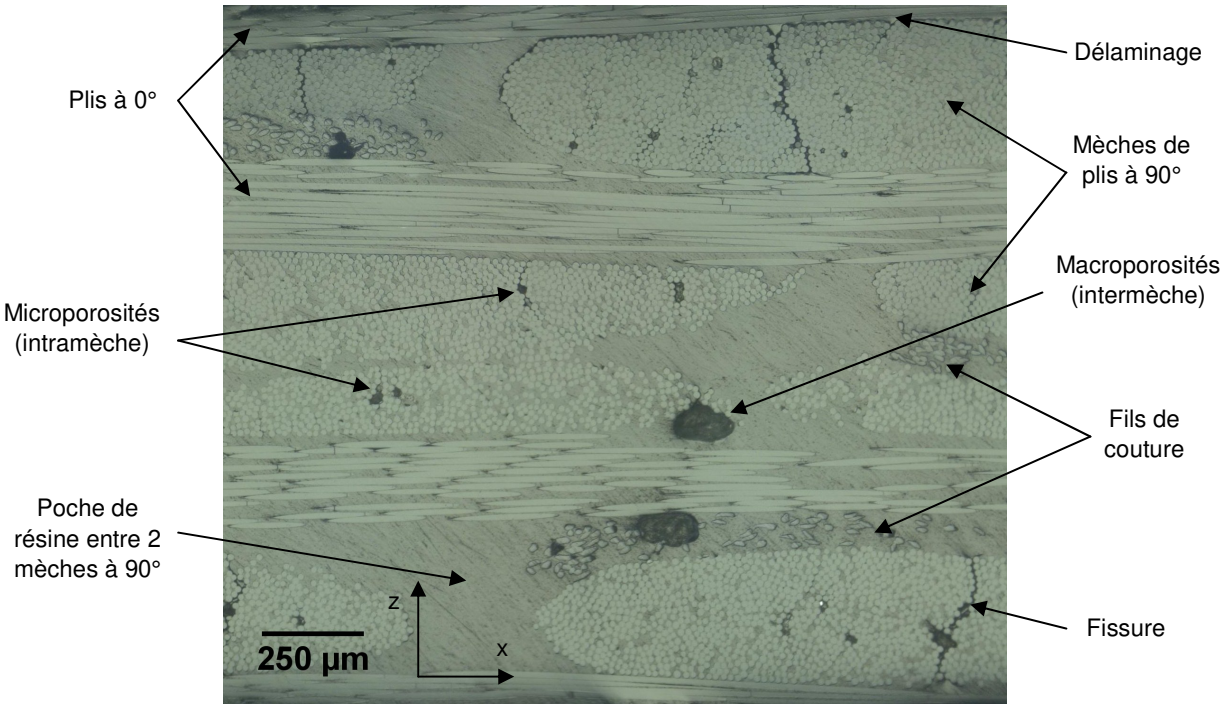


Figure I.49 : Micrographie d'un $[0/90]_{2s}$ endommagé en quasi-statique sous 200 MPa

ii. Variation du taux de porosités

Il est courant d'observer après une infusion des poches de vide dans le matériau. Ces poches de vides sont appelées porosités. Une variation de leur taux et de leur taille en fonction de la position dans la longueur de l'infusion a été observée.

Pour réaliser ces observations, des échantillons de 25 mm de long par 15 mm de large ont été prélevés sur le côté des plaques (Figure I.50).

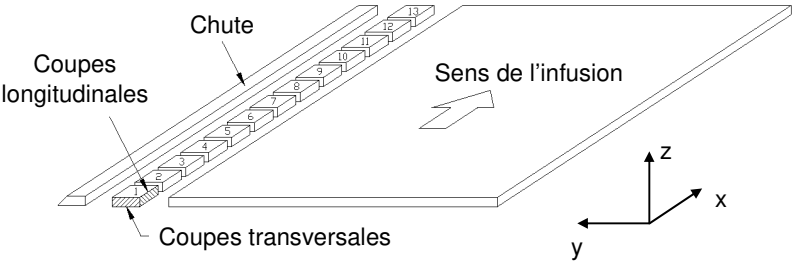


Figure I.50 : Découpe des échantillons pour observation des porosités

Les échantillons prélevés sont enrobés de résine puis polis (selon la procédure décrite dans le Tableau I.6), dans la longueur et sur la tranche (Figure I.50), afin de réaliser des observations au microscope optique avec une résolution de l'ordre du µm[1]. Une analyse d'image est ensuite réalisée à l'aide du logiciel ImageJ pour déterminer le taux de porosités que nous mesurons alors comme le nombre de pixels associés à des porosités par rapport au

[1] Les fibres ayant un diamètre de l'ordre de 10 µm, cette résolution nous permet d'avoir 10 pixels dans le diamètre des fibres

nombre de pixels de la zone étudiée [Pilato11; El moussaid16]. Il s'agit donc d'un taux surfacique de porosités.

Les mesures effectuées montrent que le taux surfacique de porosités est constant dans la première moitié de la plaque puis augmente en fin de plaque (Figure I.51).

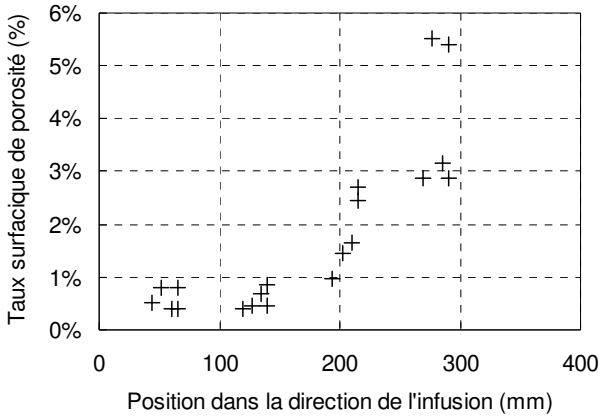


Figure I.51 : Taux surfacique de porosités dans la direction de l'infusion d'un $[0/90]_{5s}$ épais (10 plis de BX45-600)

Nous constatons que l'augmentation du taux de porosités semble liée à une augmentation de la taille des porosités. En effet, la dimension maximale des porosités augmente avec la position dans la longueur d'infusion (Figure I.52.a) alors que la densité de porosités ne montre pas d'évolution significative (Figure I.52.b). La dimension maximale des porosités illustrée en Figure I.52.a est définie comme la valeur maximale de la racine de la surface des porosités de l'échantillon observé. La densité de porosités illustrée en Figure I.52.b est définie comme rapport du nombre de porosités observées sur l'échantillon par la surface d'observation. La Figure I.53 montre qu'en début d'infusion (en termes de position) les porosités sont de type microporosité localisées dans les mèches de fibres alors qu'en fin d'infusion elles sont de type macroporosité localisées dans la matrice, dans les espaces inter-mèches.

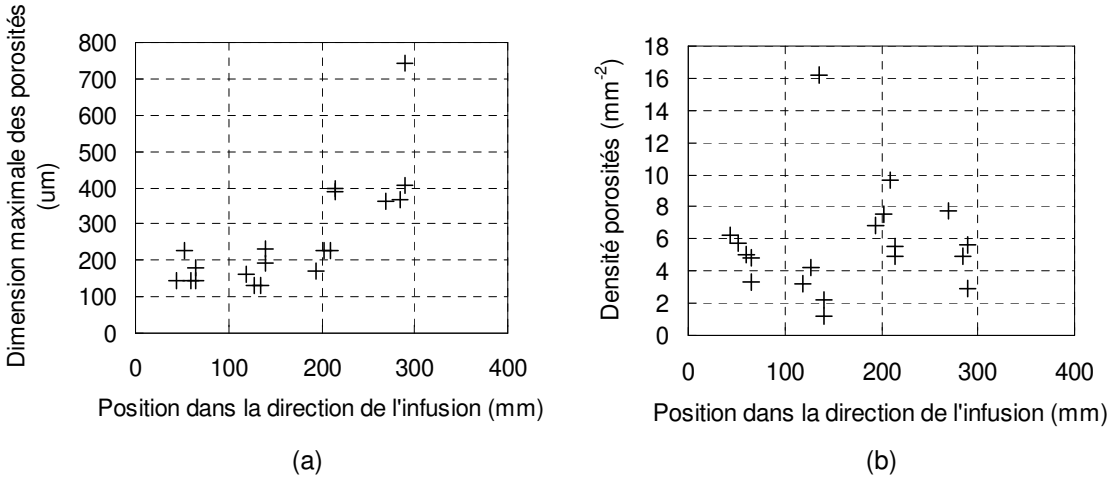


Figure I.52 : Evolution quantitative (a) de la dimension maximale des porosités et (b) de la densité de porosités dans la direction de l'infusion d'un $[0/90]_{5s}$ épais (10 plis de BX45-600)

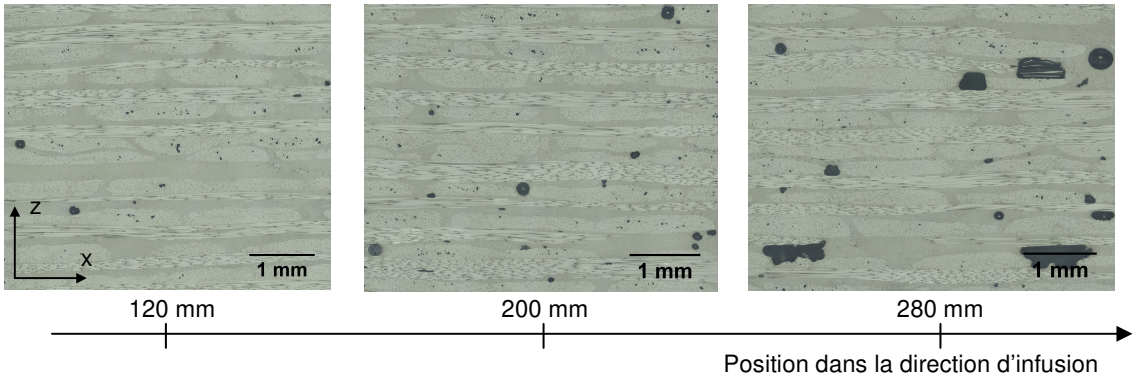


Figure I.53 : Evolution qualitative de la taille des porosités dans la longueur de l'infusion d'un $[0/90]_{5s}$ épais (10 plis de BX45-600)

La taille et la localisation des porosités dans les procédés par voie humide dépendent principalement de la vitesse d'imprégnation [Ruiz06; Ledru09]. Lorsque la résine progresse rapidement, elle a tendance à passer entre les mèches et peut laisser des microporosités au cœur des torons en piégeant de l'air. Au contraire, lorsque l'imprégnation se fait lentement, la résine progresse par capillarité dans les mèches. Ainsi les mèches sont bien imprégnées, mais les espaces inter-mèches sont vides de résine et des macroporosités sont alors observées (Figure I.54).

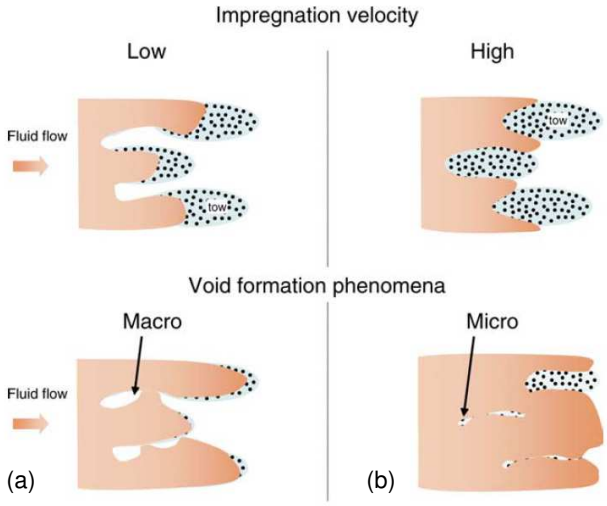


Figure I.54 : Mécanismes d'imprégnation dans une préforme fibreuse [Ruiz06]
(a) formation de macroporosités à cause des effets capillaires
(b) formation de microporosités à cause des effets visqueux

La vitesse d'imprégnation est liée à de nombreux facteurs : perméabilité et compaction des renforts, viscosité de la résine, etc... La particularité du procédé d'infusion est que cette vitesse varie dans la longueur d'infusion. En début d'infusion, la résine progresse vite dans les renforts, et au fur et à mesure de sa progression dans les renforts, la résine est ralentie par sa viscosité, au regard de la longueur l'écoulement. Ceci peut donc expliquer la variation observée du taux de porosités dans la direction d'infusion.
Nous nous attacherons donc à prélever nos éprouvettes dans la partie inférieure des plaques où le taux de porosités est plutôt constant et plus faible que dans la zone du tirage du vide.

iii. Variations d'épaisseurs

L'infusion est un procédé en moule fermé qui met en œuvre un moule (rigide) dans lequel sont déposés les renforts et un contre-moule souple (la bâche) qui ne permet pas de garantir une épaisseur constante et contrôlée de la pièce comme les procédés avec contre moules rigides (RTM par exemple). Des mesures d'épaisseurs au profilomètre optique ont révélées les variations d'épaisseurs reportées en Figure I.55 en fonction de la position dans la direction d'infusion.

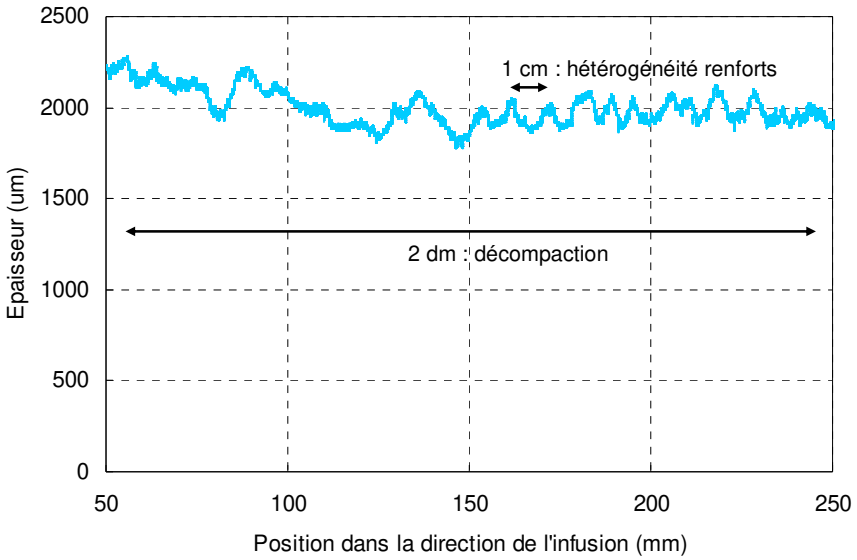


Figure I.55 : Mesure de l'épaisseur dans la longueur d'une éprouvette $[0/90]_{2s}$ au profilomètre optique

Les mesures révèlent trois types de variation d'épaisseur que nous pouvons classer selon leurs « longueur d'onde » :

- Ordre de grandeur du mm : texture liée à l'empreinte du tissu d'arrachage sur la résine en surface
- Ordre de grandeur du cm : variations liées aux espaces inter-mèches
- Ordre de grandeur du dm : variation liée à la décompaction après passage du front de résine pendant l'infusion

La première variation observée est négligeable à l'échelle de l'éprouvette et correspond à un marquage de la résine en surface.

La deuxième variation d'épaisseur est liée au fait que chaque renfort déposé lors du drapage de la pièce épouse la forme du renfort déposés précédemment. Ainsi, le premier renfort déposé sur le moule est rectiligne, mais le pli suivant, en appui sur les mèches du premier, ondule faiblement si les espaces inter-mèches (nécessaires pour l'imprégnation de la résine) le permettent. Le phénomène est ainsi amplifié de pli en pli jusqu'à la bâche à vide qui épouse la forme finale et accentue l'amplitude lorsque le vide est fait. Cette ondulation est peut-être la plus critique car elle entraine une orientation des fibres en dehors du plan du stratifié et aura des conséquences sur les mécanismes d'endommagement (cf Chapitre II).

La troisième variation s'observe sur la longueur totale de l'infusion et correspond à une diminution progressive de l'épaisseur moyenne, liée à la décompaction des renforts après

passage du front de résine. En effet, avant passage de la résine, le vide est fait dans les renforts et la pression atmosphérique qui s'applique sur la bâche compacte la préforme. La résine, quant à elle est à pression atmosphérique et lorsqu'elle avance dans les renforts annule la pression exercée sur la bâche ce qui permet la décompaction des renforts. Cette décompaction n'étant pas instantanée, le début de l'infusion (en termes de position) a eu plus de temps pour décompacter que la fin de l'infusion qui a vu la résine arriver plus tard. Ainsi, l'épaisseur de stratifié est plus importante en début de plaque qu'en fin de plaque. Cette différence d'épaisseur s'accompagne d'une variation de quantité de résine et donc du volume de fibres qui peut aussi avoir une conséquence sur les caractéristiques mécaniques du matériau. A titre d'exemple, le matériau dont la variation d'épaisseur sur 200 mm est illustrée en Figure I.55 voit son épaisseur varier d'environ 10% dans la longueur d'infusion. Dans ce même matériau la variation du volume de fibres sera donc de l'ordre de 10%. Une correction des caractéristiques mécaniques en fonction du taux volumique de fibres sera proposée au Chapitre III.

iv. Désalignement des plis à 0°

Le comportement mécanique des matériaux composites stratifiés est très dépendant de la direction de chacun de ses plis [Gay05]. Le procédé de mise en œuvre étant source de variabilité, nous souhaitons quantifier le désalignement des plis à 0° dans les éprouvettes testées.

Méthode de mesure - Après infusion puis découpe des éprouvettes dans les plaques, les bords sont polis selon la procédure décrite dans le Tableau I.6. Des images de la tranche sont ensuite réalisées au microscope optique, avec une résolution de 1 µm, à différentes positions dans la longueur.

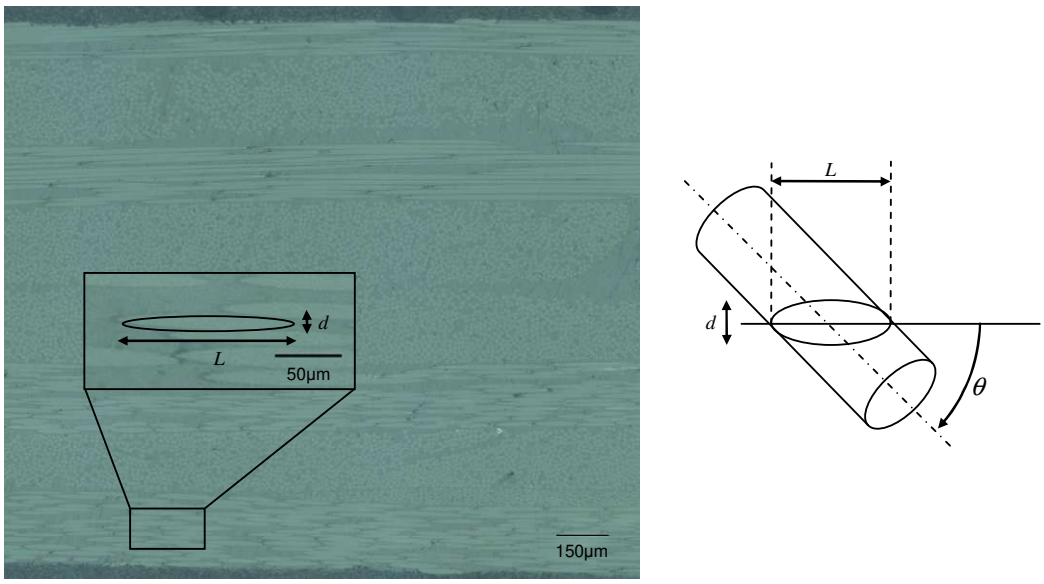


Figure I.56 : Mesure du désalignement des plis à 0° dans un $[0/90]_{2s}$

Un exemple d'image sur l'épaisseur totale d'une éprouvette $[0/90]_{2s}$ est donné en Figure I.56. Sur cette figure nous voyons apparaitre les 8 plis unidirectionnels qui composent le stratifié

dans l'ordre suivant : [0/90/0/90/90/0/90/0] et il apparait que les fibres à 0° dessinent des ellipses dans le plan de l'image ce qui signifie qu'elles ne sont pas parfaitement alignées avec le plan de coupe. Le désalignement des plis est quantifié en calculant la longueur moyenne L et le diamètre moyen d sur au moins 50 fibres par pli, sur une fenêtre d'observation de la hauteur du pli sur 1 à 2 mm de long. Le désalignement moyen $|\theta|$, sur quelques millimètres de long, entre la direction des fibres et l'axe x du stratifié est obtenu à l'aide de la relation suivante :

$$|\theta| = \arcsin\left(\frac{d}{L}\right) \tag{I.20}$$

En réalité le diamètre des fibres d est mesuré dans un pli à 90° pour avoir une meilleure précision de mesure alors que la longueur moyenne des ellipses est mesurée dans chaque pli à 0°.

Nous attirons l'attention du lecteur sur le fait que l'orientation exacte du pli ne peut être mesurée avec cette méthode qui donne seulement accès à la moyenne des valeurs absolues de l'orientation des fibres dans le pli. Par exemple, un pli dont l'orientation ondule entre +1 et -1 degrés donnera une valeur de $|\theta|$ non proche de zéro. Ceci vient du fait que le ratio d/L mesuré est toujours positif, que l'orientation de la fibre soit positive ou négative. Pour ces raisons nous préférons parler de désalignement que nous notons $\overline{|\theta|}$ plutôt que d'orientation absolue notée θ dans ce manuscrit. Nous surestimons donc le désalignement lorsque qu'un pli ondule autour de la direction du plan de coupe. Le désalignement mesuré est global (sur les quelques mm de la fenêtre d'observation) et ne décrit pas les ondulations locales.

Afin de déterminer la plage de validité de la méthode décrite ici, nous proposons de nous intéresser à l'incertitude liée à cette méthode de mesure

L'incertitude liée à cette méthode de mesure sera exprimée, comme proposé dans le GUM[1] [JCGM-WG108], par une incertitude-type qui peut être comprise comme l'écart type associé à la mesure. Les variables L et d ne sont pas corrélées car la mesure n'est pas effectuée dans les mêmes plis. L'incertitude type composée $u_c(|\theta|)$ sur $|\theta|$ peut donc s'exprimer en fonction des incertitudes types $u(L)$ et $u(d)$ sur les mesures respectives de L et d selon la relation suivante [JCGM-WG108] :

$$u_C{}^2(|\theta|) = \left[\frac{\partial|\theta|}{\partial d}u(d)\right]^2 + \left[\frac{\partial|\theta|}{\partial L}u(L)\right]^2 \tag{I.21}$$

Tout d'abord, intéressons nous à l'incertitude liée à la résolution de l'image. Pour ceci nous supposons que L et d suivent une loi de probabilité rectangulaire. En effet, si la résolution de mesure est δ, la valeur du mesurande qui produit une indication X peut se situer avec une égale probabilité à n'importe quel endroit de l'intervalle allant de $X - \delta/2$ à $X + \delta/2$. Le

[1] Guide for the expression of Uncertainty in Measurements

mesurande peut donc être décrit par une loi rectangulaire d'incertitude type $u = \delta/2\sqrt{3}$ pour toute indication.

L'incertitude type $u_c(|\theta|)$ est tracée en fonction de $|\theta|$ et de la résolution δ en Figure I.57. Sur cette figure nous observons que pour notre résolution de 1 µm, l'incertitude type de mesure est inférieure à 0,3° pour un désalignement inférieur à 10° et l'incertitude type est inférieure à 0,5° pour un désalignement jusqu'à 5°. Ces observations nous permettent de considérer que l'effet sur le désalignement des fibres de l'incertitude de mesure liée à la résolution est négligeable devant la dispersion sur le diamètre des fibres et leur désalignement comme montré ci-après. Les incertitudes types $u(L)$ et $u(d)$ sur les mesures de L et d seront donc prises par la suite égales à l'écart type sur les 50 mesures qui permettent de déterminer la moyenne.

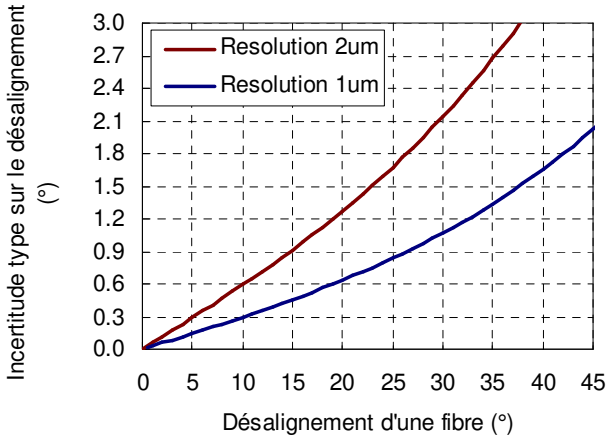


Figure I.57 : Incertitude type sur la mesure du désalignement d'une fibre en fonction de la résolution

Cette méthode, au regard de l'incertitude de mesure (Figure I.57), n'est donc pas adaptée à la mesure du désalignement de plis autres que ceux orientés dans le plan de coupe.

Diamètre des fibres - Avant de nous intéresser aux résultats de mesure du désalignement d'un pli à 0°, observons la dispersion du diamètre des fibres dans un pli à 90° (Figure I.58). Les mesures sur 50 fibres donnent une valeur moyenne de 12 µm, une valeur minimale de 8,3 µm et une valeur maximale de 15 µm.

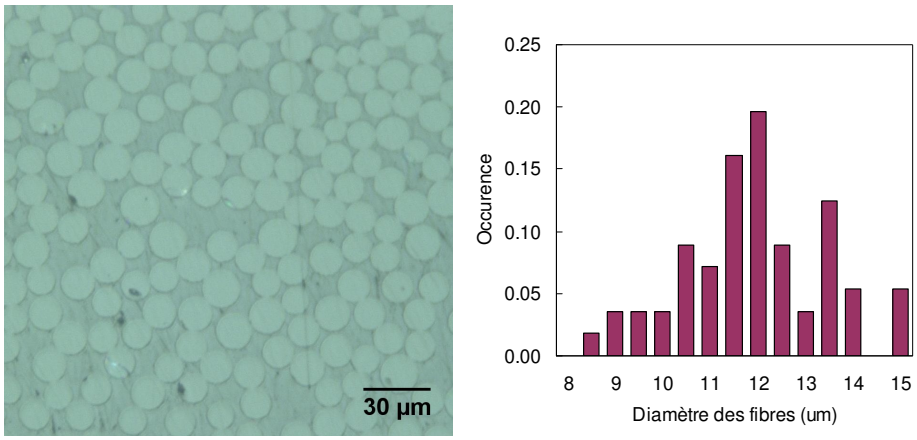


Figure I.58 : Dispersion du diamètre des fibres

Le désalignement des plis à 0° a été mesuré pli par pli à 4 positions le long d'une plaque $[0/90]_{2s}$. Les résultats sont tracés en Figure I.59. Prenons comme exemple la position la plus proche de zéro de la Figure I.59.a. Cette position correspond à l'image fournie en Figure I.56. Sur cette première position nous pouvons voir que le désalignement du premier pli à 0° (pli 1, en position inférieure sur la Figure I.56) est plus élevé que le désalignement du dernier pli à 0° (pli 4, en position supérieure sur la Figure I.56).

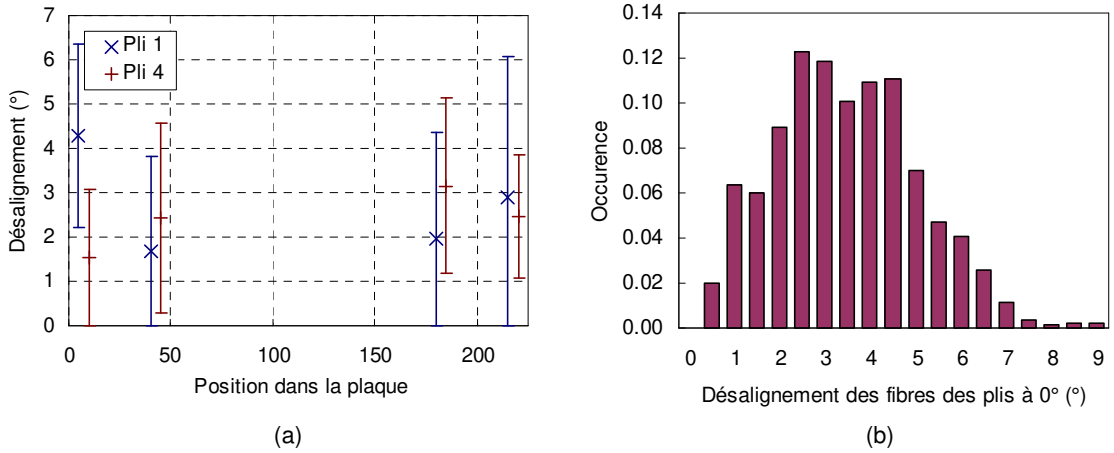


Figure I.59 : Désalignement des plis à 0° dans un $[0/90]_{2s}$ après découpe :
(a) en fonction de la position dans la longueur de la plaque (b) distribution du désalignement des fibres

Il apparait en Figure I.59.a que l'orientation des fibres est soumise à une forte dispersion aussi bien à une même position (mesure sur quelques mm) que sur la longueur des plaques (plus de 200 mm). Cette dispersion est caractérisée par un écart type qui peut dépasser les 3° pour un même pli dans la longueur de la plaque. Notons que toutes les mesures du désalignement des plis à 0° que nous avons effectuées ont donné un désalignement inférieur à 5°. Nous n'étudierons donc pas l'influence de l'ondulation des plis sur le comportement

mécanique et nous considérerons, pour le post traitement des essais, que le désalignement est nul.

I.3.2. Du matériau aux essais de fatigue « classiques »

Nous présentons ici quelques points qu'il faut avoir à l'esprit lorsqu'on souhaite caractériser la résistance en fatigue des matériaux composites stratifiés, de façon classique. Ces remarques expérimentales sont présentées très rapidement mais ont constitué une réelle difficulté pour ce travail de thèse et constituent désormais un savoir faire précieux aussi bien pour le laboratoire que pour l'entreprise. Les détails techniques d'essais spécifiques mis en œuvre dans le cadre de cette thèse seront abordés au Chapitre III.

a. Quels essais de fatigue pour les matériaux composites stratifiés ?

De nombreux types d'essais permettent de caractériser le comportement des matériaux composites en fatigue. Pour identifier l'essai à mettre en œuvre nous devons nous poser trois questions:

- Quel phénomène physique souhaitons-nous mettre en évidence ?
- A quelle échelle ?
- Sous quel mode de chargement ?

En termes d'échelle, il est possible de réaliser des essais à l'échelle des constituants élémentaires (les fibres, la matrice), à l'échelle du pli ou de la couche élémentaire (par exemple le $[\pm 45]$), à l'échelle du stratifié (par exemple un $[0/\pm 45]$) ou à l'échelle de la structure. En ce qui nous concerne, l'objectif étant de construire un modèle à l'échelle du pli, nous réaliserons nos essais à l'échelle du pli ou de la couche élémentaire ainsi qu'à l'échelle du stratifié. Toutefois, des observations à l'échelle inférieure (des constituants) seront réalisées pour comprendre les mécanismes d'endommagement.

Nous nous intéressons à l'évolution du comportement du matériau composite et à sa durée de vie avec des hypothèses de contraintes planes à l'échelle du pli et du stratifié. Ce comportement concerne un matériau éloigné des zones d'assemblage et de changement d'épaisseur dans la structure et met de côté tout essai sur assemblage ou matériau de géométrie non uniforme.

En ce qui concerne le mode de sollicitation, nous avons montré au début de ce Chapitre I que le matériau composite dans la pale est soumis à des sollicitations multiaxiales non proportionnelles. Cependant, pour des raisons de simplification des campagnes d'essais seuls des essais uniaxiaux seront réalisés. Une approche particulière a été utilisée pour aborder la multiaxialité dont nous parlerons en Chapitre III.

Finalement, en mettant de côté pour l'instant les essais multiaxiaux, il nous reste comme possibilités : des essais de traction ou de cisaillement sur éprouvettes droites, des essais de flexion sur sandwichs, des essais sur tubes.

Les essais sur tubes sont à vrai dire plutôt dédiés à l'étude de la fatigue multiaxiale et la complexité de ces essais justifie que nous ne les retenions pas pour des essais uniaxiaux. Les essais de flexion sur sandwich permettent d'obtenir un état de contraintes planes dans les peaux composites. Un travail sur ce type d'essais a été réalisé mais nous ne nous servirons

pas de ces résultats dans ce manuscrit. Notons tout de même que les montages de fatigue en flexion sont très simples à mettre en œuvre avec des moyens limités (sans machine électromagnétique ou hydraulique), par exemple avec un système bielle manivelle, et qu'ils sont propices à l'étude des peaux en compression. Cependant, ils ont l'inconvénient (sauf montage complexe) de se réduire à l'application de sollicitations à déplacement imposé et que toutes les stratifications ne peuvent pas facilement être testées.
Reste donc les essais sur éprouvettes droites simples à mettre en œuvre car ils sont réalisés sur des machines de fatigue conventionnelles : hydrauliques ou électromagnétiques. Les éprouvettes peuvent être sollicitées en traction ou en cisaillement mais nous réduirons notre étude à la traction à l'échelle du stratifié.

b. Géométries des éprouvettes de traction

De manière générale deux géométries d'éprouvettes seront utilisées dans ce travail. La première géométrie, de type droite (Figure I.60.a), est utilisée pour l'ensemble des stratifications qui ne contiennent pas de plis à 0° (sauf le [0/90] en statique seulement et le 0° pur qui est testé avec cette géométrie mais dont le mode de rupture en fatigue est particulier : cf Annexe E). Nous utiliserons cette géométrie pour les essais sur du [±45], [±65], [0], [0/90].
La seconde géométrie (Figure I.60.b), de type échancrée [De Baere11], est utilisée pour étudier le comportement à rupture de stratifiés qui contiennent des plis à 0°, de façon à éloigner la rupture des talons. Cette géométrie sera utilisée pour les essais sur du [0], [0/90] et les stratifiés [0/±45].

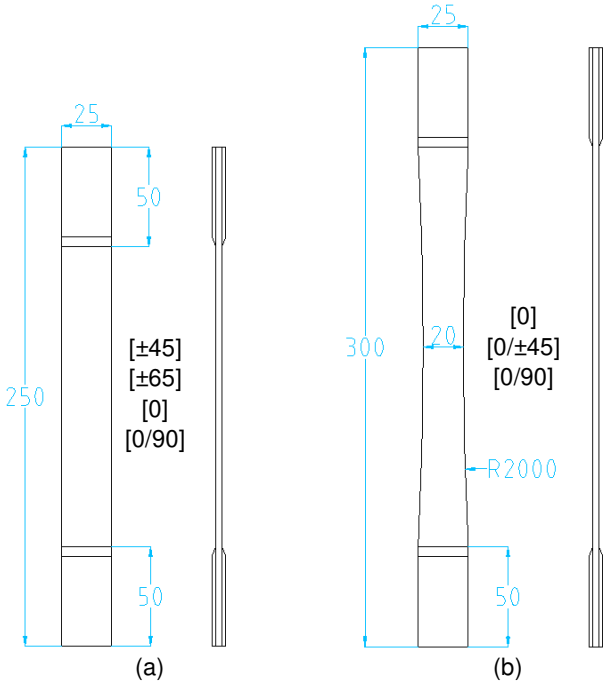


Figure I.60 : Principales géométries d'éprouvettes testées (a) droite, (b) échancrée

Quelle que soit la géométrie des éprouvettes, les talons sont indispensables en fatigue pour éviter une rupture des éprouvettes à proximité des mors qui induisent un champ de

contrainte particulier dans le matériau. Ces talons sont réalisés en verre-époxy avec des renforts [±45] de manière à distribuer le cisaillement et seront systématiquement biseautés pour les essais en fatigue contrairement à ce que recommandent certaines normes. Dans notre cas, les talons sont aussi réalisés par infusion et nous utilisons des renforts réguliers de façon à éviter les variations d'épaisseurs qui empêcheraient un serrage efficace dans les mors. Les talons sont collés sur les plaques avant la découpe des éprouvettes qui se fait à l'aide d'un disque diamant pour les éprouvettes droites et par jet d'eau pour les éprouvettes échancrées.

c. Mesure de la déformation des stratifiés en fatigue

Problématique des jauges de déformations - La mesure de la déformation au cours d'un essai de fatigue sur certaines stratifications comme le [±45] soumises à de fortes déformations se révèle impossible avec des jauges de déformation dont les grilles métalliques ont une durée de vie plus faible, à même niveau de déformation, que celle du matériau composite.
Si l'utilisation de jauges extensométriques se révèle indispensable, il est alors souhaitable d'utiliser des jauges de 350 Ω plutôt que 120 Ω alimentées avec une tension maximale de 2 V pour limiter l'échauffement du matériau. En effet, le matériau composite verre-époxy est beaucoup moins conducteur de la chaleur que les matériaux métalliques et la chaleur dissipée par la jauge est difficilement évacuée.

Base de mesure – Le matériau composite étant fortement hétérogène, la question de la base de mesure se pose pour que la mesure de la déformation soit représentative, que nous utilisions une jauge extensométrique ou un autre instrument. Sur la Figure I.61 sont affichées les mesures de la déformation longitudinale d'un essai sur éprouvette [±45] chargée en statique à une déformation apparente de 0,5%. Le champ de déformations, mesuré par corrélation d'images, est affiché en Figure I.61.b.

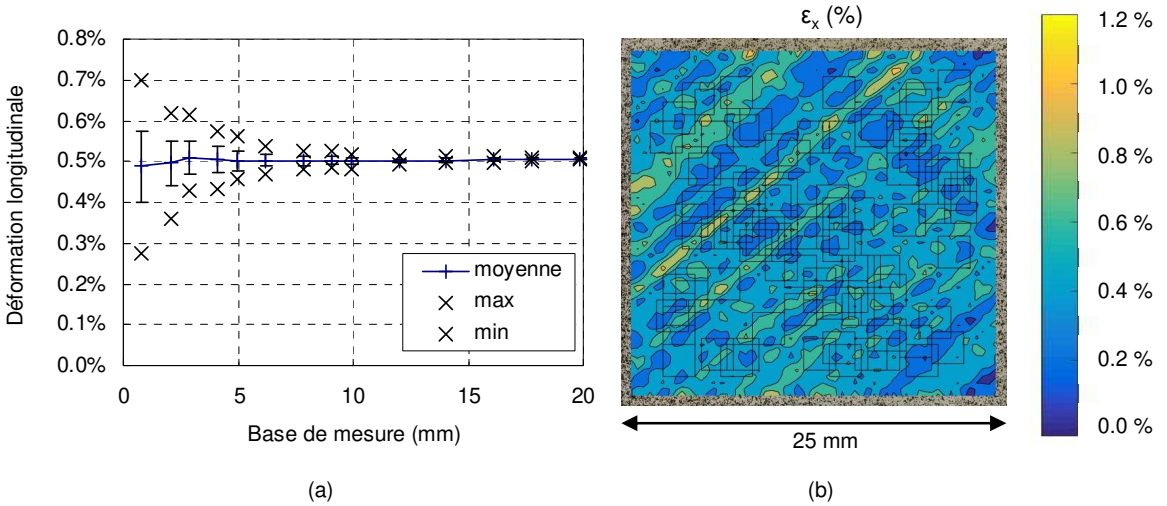


Figure I.61 : Déformation longitudinale locale d'un [±45] sollicité en traction statique sous une déformation longitudinale apparente de 0,5%
(a) Mesure de la déformation (sur 100 valeurs) en fonction de la base de mesure
(b) Visualisation de la position des 100 zones de mesure pour une base de mesure de 2 mm

Il apparait que ce champ est fortement hétérogène. Nous choisissons de mesurer la déformation moyenne sur des zones carrées de tailles variables. Les 100 zones carrées considérées pour la taille 2 x 2 mm sont visibles en Figure I.61.b. La déformation moyenne sur les 100 zones mesurées, ainsi que les valeurs minimales, maximales et les écarts types sont affichés en Figure I.61.a en fonction de la taille des zones de mesure que nous avons fait varier de 0,8 à 20 mm. Nous observons que les mesures sont reproductibles à partir de 10 mm ce qui correspond à 1 ou 2 motifs élémentaires du matériau.

La solution choisie pour enregistrer la déformation au cours des essais en fatigue à donc consisté à utiliser un extensomètre longitudinal éventuellement associé à un extensomètre transversal lorsque la mesure de cette déformation se révélait nécessaire. L'extensomètre longitudinal a une base de 20 mm alors que l'extensomètre transversal (dont le modèle dépend de la largeur de l'éprouvette) a une base de 25 mm.
D'autres alternatives comme la corrélation d'images ou l'extensométrie laser ont aussi été mises en œuvre mais pour des besoins très spécifiques.

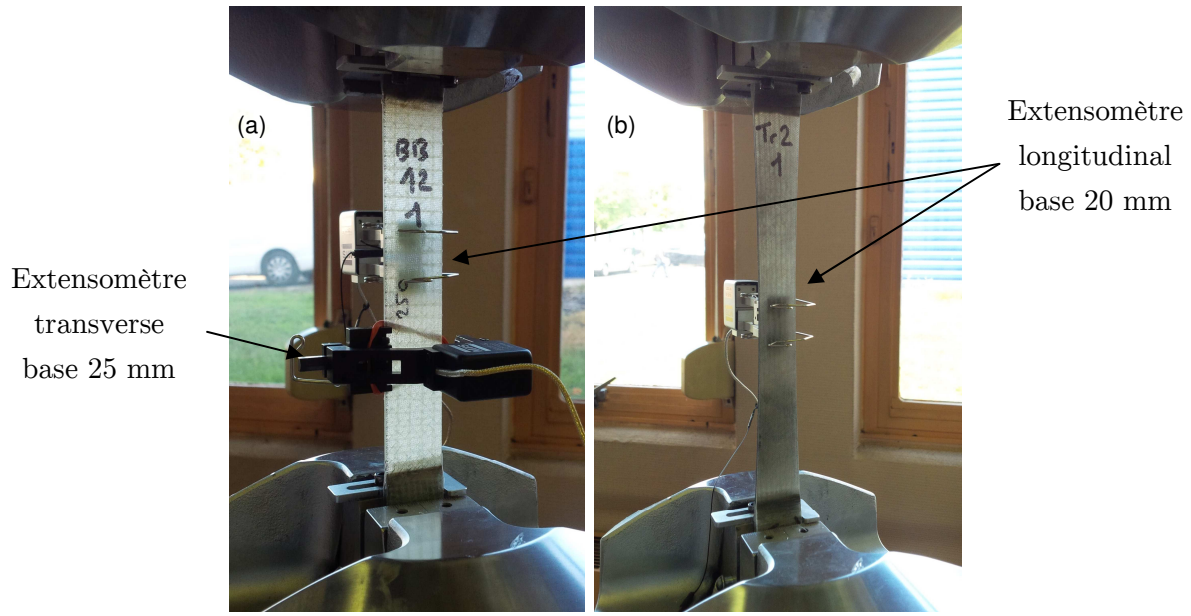


Figure I.62 : Instrumentation d'une éprouvette (a) droite [±45] et (b) échancrée [0/90] pour la mesure de la déformation en fatigue

d. Fréquence de sollicitation

Les matériaux composites à matrice organique ont un comportement viscoélastique notamment marqué lorsque les plis sont sollicités en cisaillement. Ceci se matérialise en fatigue par un dégagement de chaleur qui génère un échauffement du matériau à cause de ses faibles propriétés de conduction (cf Chapitre II). Pour éviter d'avoir des élévations de températures trop importantes[1], les fréquences de sollicitations dépassent rarement 10 Hz voir 5 Hz ou 3 Hz pour des stratifications comme le [±45], qui rendent les essais longs.

[1] En général nous cherchons à limiter l'échauffement du matériau à 10°C de manière à ce que la température soit suffisamment faible devant la température de transition vitreuse de la matrice : 80°C

e. Les effets de bords

L'inconvénient majeur des éprouvettes droites, comparé par exemple à des tubes, est d'introduire des effets de bords. Nous verrons au chapitre suivant que ces effets de bord sont fortement dépendants de la stratification. L'endommagement du matériau dégageant de la chaleur, nous avons utilisé une camera infrarouge pour vérifier si l'endommagement des éprouvettes était plutôt diffus ou piloté par les bords.

Eprouvette $[0/90]_{2s}$ échancrée en statique – Un essai de traction monotone quasi-statique a été réalisé sur une éprouvette $[0/90]_{2s}$ échancrée (Figure I.63). Une éprouvette témoin (non sollicitée) permet de comparer la chaleur dégagée. En début d'essai (Figure I.63.a), l'éprouvette sollicitée apparait plus sombre, donc plus froide que l'éprouvette témoin. Ceci est lié à la thermo-élasticité. L'image Figure I.63.b précède de quelques dixièmes de secondes la rupture (Figure I.63.c) et nous voyons clairement que celle-ci est initiée au bord de l'éprouvette dans la zone de largeur minimale. Cependant, même si la rupture part du bord, nous ne pouvons pas rendre ce dernier responsable d'une rupture précoce de l'éprouvette.
Notons que dans cet essai seuls les mécanismes d'endommagement de type rupture de fibre qui interviennent en fin d'essai semblent dégager suffisamment d'énergie pour être observés.

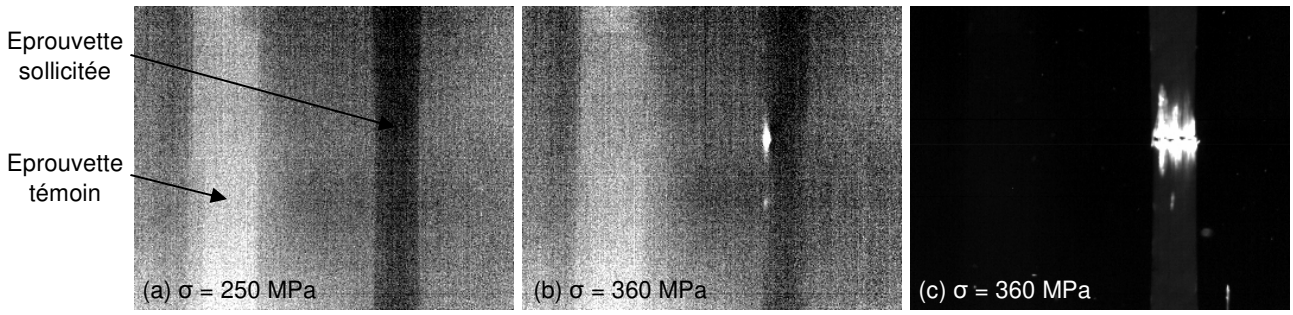


Figure I.63 : Observation par caméra infrarouge d'une éprouvette $[0/90]_{2s}$ échancrée chargée en quasi-statique jusqu'à rupture

Eprouvette $[0]_3$ échancrée en statique – Un essai a été réalisé en quasi-statique sur une éprouvette $[0]_3$ échancrée (Figure I.64). Comme précédemment, une éprouvette témoin permet de comparer la chaleur dégagée. En début d'essai (Figure I.64.a), l'éprouvette sollicitée apparait rapidement plus froide que l'éprouvette témoin, à cause de la thermo-élasticité. Très tôt pendant l'essai (Figure I.64.b), l'endommagement se localise sur les bords de l'éprouvette et nous observons des décohésions des mèches extérieures, d'abord à proximité des talons puis sur la totalité de l'éprouvette causant sa rupture (Figure I.64.c). Contrairement à l'éprouvette précédente, nous pouvons ici conclure que la rupture de l'éprouvette est liée à des effets de bord et nous recommandons donc l'utilisation d'éprouvettes droites pour les essais sur du [0]. Notons cependant qu'aucune différence n'a été observée, sur la durée de vie en fatigue, entre les deux géométries d'éprouvettes.

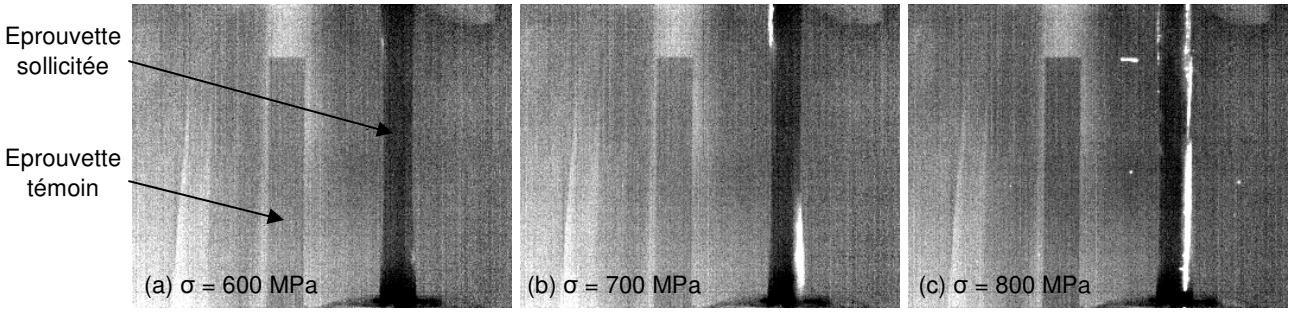


Figure I.64 : Observation par caméra infrarouge d'une éprouvette [0] échancrée chargée en quasi-statique jusqu'à rupture

Eprouvette [±45] droite en fatigue – Un essai a été réalisé en fatigue sur une éprouvette [±45] droite (Figure I.65). Comme précédemment, une éprouvette témoin permet de comparer la chaleur dégagée. En début d'essai (Figure I.65.a), l'endommagement semble diffus dans l'éprouvette. Finalement, l'endommagement fini par se localiser à un endroit (Figure I.65.b) qui provoquera la rupture (Figure I.65.c). Sur cet essai il est difficile de se prononcer sur le rôle des bords dans la rupture finale du matériau.

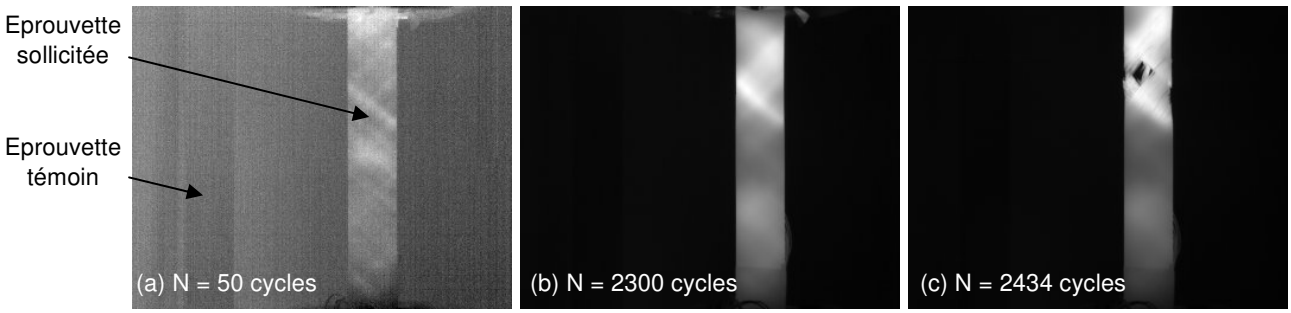


Figure I.65 : Observation par caméra infrarouge d'une éprouvette [±45] droite sollicitée en fatigue sous σ_x^{max} = 60 MPa, R = 0,1, f = 5 Hz jusqu'à rupture

I.3.3. Conclusion sur la mise en œuvre et la sollicitation du matériau composite en laboratoire

Nous avons sélectionné un matériau pour l'étude : les stratifiés monolithiques NCF en fibres de verre et matrice époxy réalisé par infusion. Après avoir donné les caractéristiques des matériaux et du procédé utilisées, une étude de santé matière a révélé que le matériau fabriqué était sujet à :

- des porosités dont le taux surfacique est compris entre 0,5% et 5%
- une épaisseur variable et donc un volume de fibres variable
- un désalignement variable des fibres à 0° mais qui reste en deçà de 5°

Cependant notons que :

- la zone de prélèvement des éprouvettes dans les plaques permet de limiter le taux de porosités dans le matériau à 3%.
- la variation du volume de fibres et son influence sur les caractéristiques mécaniques sera traité au Chapitre III
- le désalignement des fibres des plis à 0° étant variable mais faible nous supposerons que ces plis sont alignés dans la direction du chargement pour le post-traitement des résultats d'essais.

Le domaine de validité de nos travaux a été fixé et se restreint à des zones de la structure éloignées des zones d'assemblage et de changement d'épaisseur car nous avons choisi de travailler avec des hypothèses de contraintes planes. Aussi, nous concentrerons notre étude sur le comportement en traction à l'échelle du stratifié. En jouant sur l'orientation des plis dans les stratifiés, différents modes de sollicitation proportionnels peuvent être générés à l'échelle du pli. Le niveau de multiaxialité dans chacun des plis est cependant imposé par la stratification testée.

Les géométries des éprouvettes de traction uniaxiale utilisées dans cette étude ont été présentées ainsi que quelques précautions expérimentales. La base de mesure de la déformation, sera prise supérieure à 10 mm, et la fréquence de sollicitation sera inférieure à 10 Hz, voir 3 ou 5 Hz pour des stratifiés comme le [±45]. Quelques essais avec caméra infrarouge ont été présentés pour apprécier l'effet des bords sur l'endommagement en statique et en fatigue mais des travaux complémentaires sur ce sujet devront être menés. En effet, il faudrait étendre les mesures thermiques à l'ensemble des stratifications et géométries d'éprouvettes testées et coupler les analyses avec d'autres méthodes de mesures permettant d'observer les modes d'endommagement qui dissipent peu d'énergie.

I.4. Conclusion du chapitre

En nous intéressant aux enjeux de la filière éolienne, nous avons constaté que l'optimisation des pales, en termes de conception, était de premier intérêt aussi bien pour l'éolien off-shore que l'éolien terrestre. L'utilisation de concepts innovants et le travail sur le couple matériau – dimensionnement constituent les deux leviers identifiés pour améliorer la performance des turbines. Notons que nous nous intéresserons dans ce travail uniquement au second levier, a priori applicable à d'autres secteurs d'activités que l'éolien.
Nous avons montré que les matériaux composites stratifiés permettent de répondre aux contraintes liées à la conception des pales, notamment par leur raideur, leur faible densité, leurs propriétés en fatigue et leurs coûts matières. Néanmoins un verrou subsiste concernant la modélisation de l'endommagement en fatigue de ces matériaux qui empêche d'aller plus loin dans l'optimisation de ces structures. En effet, l'approche utilisée, formulée à l'échelle du stratifié, constitue un frein à l'optimisation car nécessite soit des hypothèses très conservatives, soit un nombre d'essais incompatible avec la réalité industrielle pour décrire le comportement de tous les stratifiés utilisés dans la pale vis-à-vis de la plupart des nombreux états de sollicitations vus par le matériau, et ceci pour des nombres de cycles de l'ordre de 10^8.
Une solution pour lever ce verrou serait d'utiliser un modèle qui, à partir d'essais sur l'élément clé des stratifiés, c'est-à-dire le pli d'unidirectionnel, serait capable d'estimer la durée de vie de tout stratifié quels que soient l'ordre et l'orientation des plis dont nous connaîtrions le comportement en fatigue. Nous verrons dans le chapitre suivant si une telle approche est envisageable et quelles en sont les limites.

En nous intéressant dans un second temps à l'état de contraintes cyclique vu par le matériau composite dans les pales, il est apparu qu'il était fortement multiaxial et non proportionnel à l'échelle du pli. Cette multiaxialité est susceptible de générer des couplages forts entre les mécanismes de dégradation aux différentes échelles du matériau et leurs études semblent donc indispensables.

Pour étudier les mécanismes d'endommagement à l'échelle du pli et à celle du stratifié, des éprouvettes ont été réalisées en utilisant un matériau et un procédé de l'éolien : le verre-époxy obtenu par infusion. Une étude sur la santé matière des échantillons fabriqués a montré que le matériau était sujet à des variabilités en matière de porosités, d'épaisseur, de volume de fibres et d'orientation des plis dont nous tiendrons compte. Ces variabilités sont liées au compromis, propre au domaine éolien, fait entre le coût de production, la facilité d'imprégnation et la qualité mécanique du matériau composite. Les paramètres expérimentaux comme la fréquence de sollicitation, la base de mesure des déformations et les géométries d'éprouvettes ont été justifiées et fixées pour la suite des travaux.

Chapitre II.
Fatigue des matériaux composites stratifiés : des mécanismes d'endommagement à l'estimation de la durée de vie

L'analyse du contexte éolien a mis en évidence que le dimensionnement des matériaux composites en fatigue était un enjeu important de la filière éolienne et que les sollicitations observées étaient susceptibles d'activer de nombreux mécanismes d'endommagement ainsi que des couplages éventuels. Nous nous intéressons donc dans ce chapitre aux mécanismes d'endommagement qui gouvernent la fatigue des matériaux composites stratifiés et aux différents facteurs d'influence afin d'avoir un regard critique sur les méthodes d'estimation de la durée de vie en fatigue qui peuvent répondre aux problématiques de dimensionnement posées par l'éolien.

Sommaire

Chapitre II. Fatigue des matériaux composites stratifiés : des mécanismes d'endommagement à l'estimation de la durée de vie 89
II.1. Endommagement des matériaux composites stratifiés unidirectionnels 90
II.1.1. Mécanismes et cinétique d'endommagement 90
II.1.2. Effets de l'endommagement sur le comportement mécanique 93
II.1.3. Validation de la cinétique d'endommagement en traction sur le matériau de l'étude 96
II.2. Phénomènes influents sur l'endommagement et la durée de vie en fatigue 99
II.2.1. Influence du chargement 99
II.2.2. Influence des conditions extérieures 105
II.2.3. Influence du matériau 106
II.3. Dimensionnement des matériaux composites stratifiés en fatigue 114
II.3.1. Approches « limite d'endurance » 114
II.3.2. Approches basées sur l'utilisation des courbes S-N 116
II.3.3. Approches phénoménologiques basées sur la description de la rigidité et de la résistance résiduelle 121
II.3.4. Approches basées sur les mécanismes d'endommagement 124
II.4. Discussion 128

II.1. Endommagement des matériaux composites stratifiés unidirectionnels

Avant de nous intéresser au comportement en fatigue et à l'estimation de la durée de vie des matéraiux composites stratifiés à plis d'unidirectionnels, il est important de comprendre les mécanismes d'endommagement qui les gouvernent. Nous vérifierons ensuite que le matériau de l'étude est soumis aux mêmes mécanismes.

II.1.1. Mécanismes et cinétique d'endommagement

a. Les mécanismes d'endommagement

Un matériau composite peut être assimilé à une structure composée de plusieurs matériaux agencés selon une certaine architecture. Les mécanismes d'endommagement des matériaux composites sont liés aux mécanismes d'endommagement propres aux constituants qui le composent, aux mécanismes d'endommagement des interfaces entre ces matériaux et à ceux liés à la micro- et la méso-structure du composite. Ces mécanismes interagissent à différentes échelles et s'accumulent jusqu'à la ruine.
Dans le cas des matériaux composites stratifiés à plis d'unidirectionnels, ces mécanismes d'endommagement sont bien connus [Huchette05; Revest11]. Ils se caractérisent par des décohésions fibres-matrice, de la fissuration matricielle, des délaminages et des ruptures de fibres (Figure II.1).

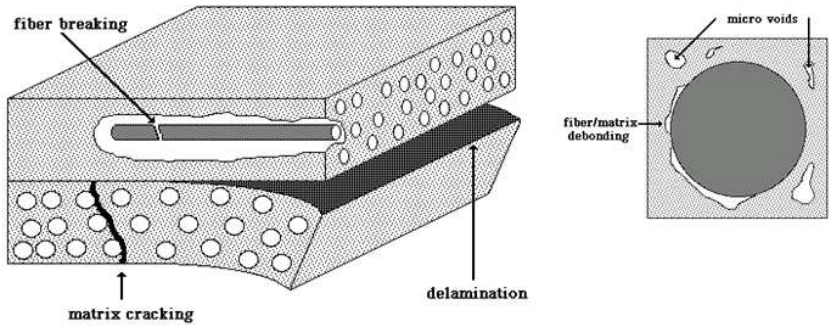


Figure II.1 : Les différents mécanismes d'endommagement d'un matériau composite stratifié [Revest11]

Si tous les mécanismes d'endommagement cités ici sont observables dans les matériaux composites stratifiés, ils n'ont pas tous la même occurrence ou la même criticité, et chacun joue un rôle différent dans la tenue de la structure. Les stratifiés sont conçus pour que le chargement soit principalement repris par les fibres des différents plis, les ruptures de fibres ont donc un impact direct sur la capacité de la structure à résister au chargement et impliquent souvent sa ruine. Les endommagements de types matriciels jouent quant à eux un rôle indirect. La matrice a en général pour rôle principal de maintenir les fibres dans leur position et de distribuer le chargement entre elles. Son endommagement, qu'il soit de type décohésion fibre-matrice, fissure transverse ou délaminage, pénalise les transferts de charge entre les fibres ou les plis sollicités et nuit donc à la résistance du composite, sans pour autant mettre directement sa tenue ou sa durée de vie en jeu.

b. Cinétique de l'endommagement

i. Traction

En traction monotone ou cyclique, l'endommagement s'initie à l'échelle microscopique par des microfissurations matricielles ou des décohésions fibres-matrice qui peuvent coalescer en fissures (Figure II.2.a). L'évolution de ces fissures est fortement liée à l'architecture du composite [Rakotoarisoa14] et dans les stratifiés unidirectionnels, elles se propagent parallèlement aux fibres dans les plis [Smith89]. On parle alors de fissures transverses.
Lorsque les stratifiés sont composés de plusieurs plis d'orientations différentes, les fissures ont tendance à s'initier dans les plis d'unidirectionnels les plus désorientés de la direction du chargement. Ainsi, les plis à 90° s'endommagent les premiers, suivis des plis à 45°, etc... [Mandell92].

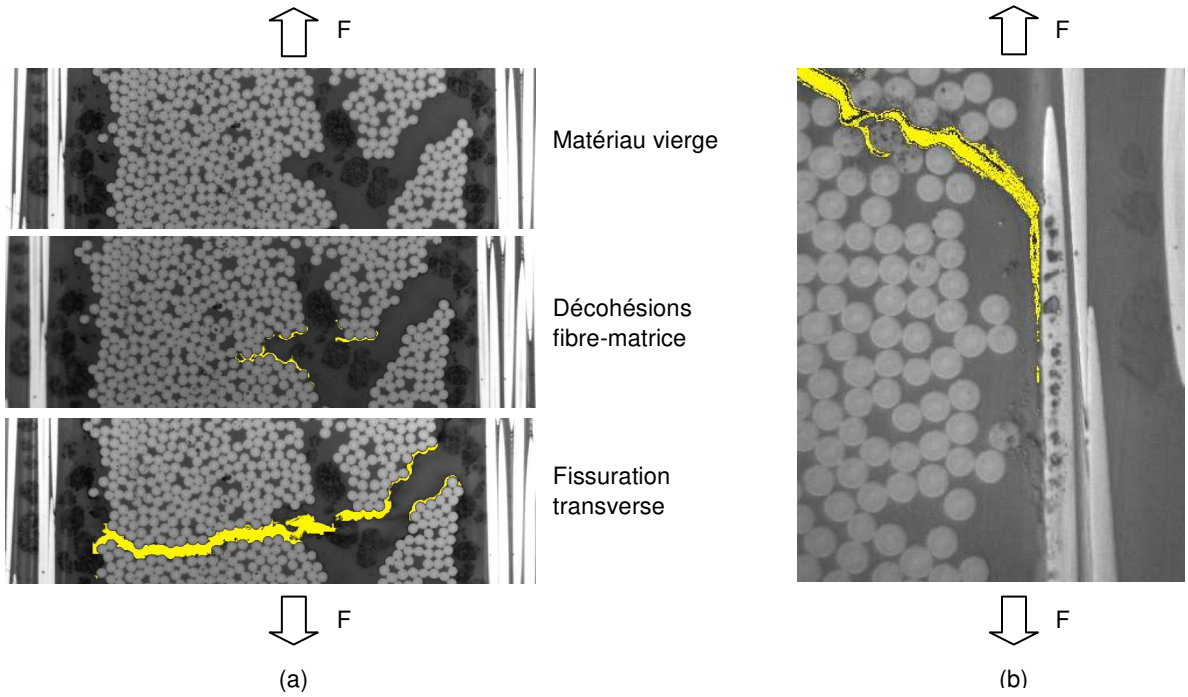


Figure II.2 : (a) Développement des microdommages et amorçage de la fissuration transverse dans un $[0_2/90_{1/2}]_s$ carbone (b) Microdélaminage en pointe de fissure transverse à cœur d'un $[0_2/90_3]_s$ carbone [Huchette05]

La fissuration transverse se propage dans la largeur et dans l'épaisseur des plis jusqu'à atteindre un pli d'une orientation différente. Le changement de pli suffit en général à stopper la propagation des fissures. On peut alors souvent constater l'initiation d'un délaminage en pointe de fissure (Figure II.2.b). Ce délaminage n'est pas lié à un effet de bord car il est observé à cœur de l'éprouvette après découpe et polissage, avant la rupture de l'éprouvette [Huchette05]. Le délaminage peut aussi s'amorcer en bord de pièce, dans les zones d'arrêt des plis ou suite à un choc, en raison des contraintes hors plan (cf Section II.2.3).
La rupture finale est obtenue par rupture des fibres dans les plis orientés dans la direction du chargement. La rupture des fibres peut être favorisée par l'endommagement matriciel du pli (fissuration transverse, décohésions fibres-matrice) ou l'endommagement interplis

(délaminages qui pénalisent les transferts de charge. Elle peut aussi être favorisée par l'endommagement des plis voisins. Par exemple, la présence de fissures transverses dans les plis voisins peut favoriser l'apparition de ruptures de fibres en créant des zones de concentration de contraintes en pointes de fissures [Stinchcomb86] (Figure II.3).

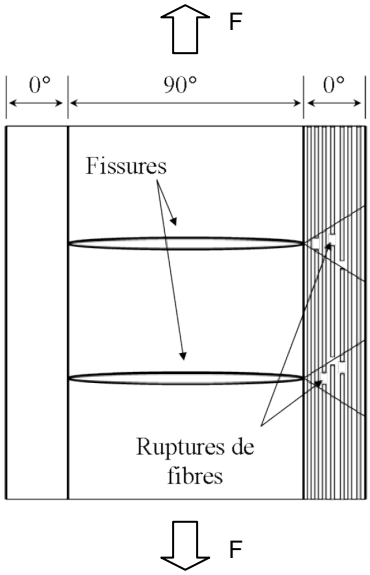


Figure II.3 : Représentation schématique de l'interaction entre la fissuration transverse et les ruptures de fibres dans un [0/90] carbone époxy [Stinchcomb86; Revest11]

Pour illustrer la cinétique d'endommagement des matériaux composites stratifiés, l'exemple du [0/90] est souvent donné comme montré en Figure II.4. Les décohésions fibre-matrice et les microfissurations matricielles coalescent en fissures transverses dans les plis à 90°. Ensuite, des délaminages s'initient en pointe de fissures et se propagent jusqu'à la ruine du composite qui se manifeste par la rupture brutale des fibres dans les plis à 0°.

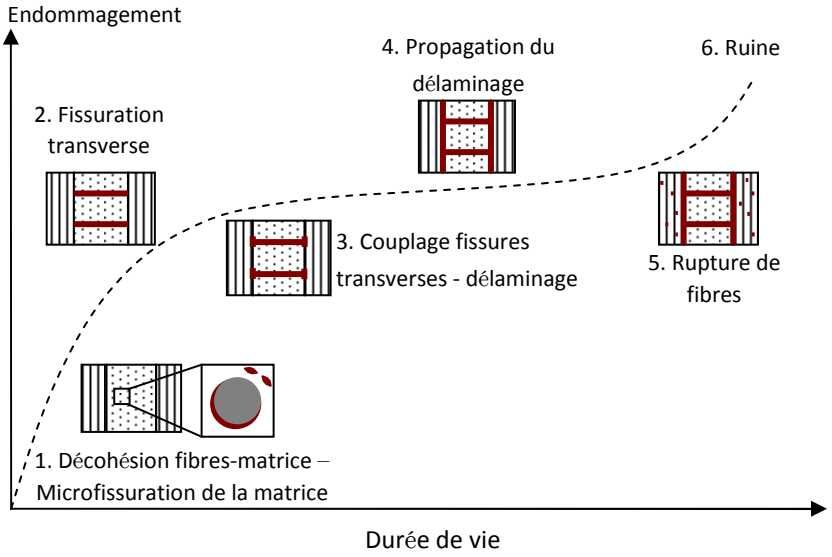


Figure II.4 : Chronologie de l'endommagement dans un [0/90] sous chargement cyclique en traction (d'après [Talreja86; Revest11])

ii. Compression

Le comportement des matériaux composites stratifiés en compression diffère du comportement en traction : la cinétique d'endommagement, les modules d'élasticité et les résistances ne sont pas les mêmes. Pour ce qui est de la cinétique d'endommagement, en compression, la rupture des plis à 0° semble être gouvernée par un phénomène de micro flambement des plis : « kinking » qui peut être lié à un délaminage voisin [Soutis91; Edgren04, 06] (Figure II.5).

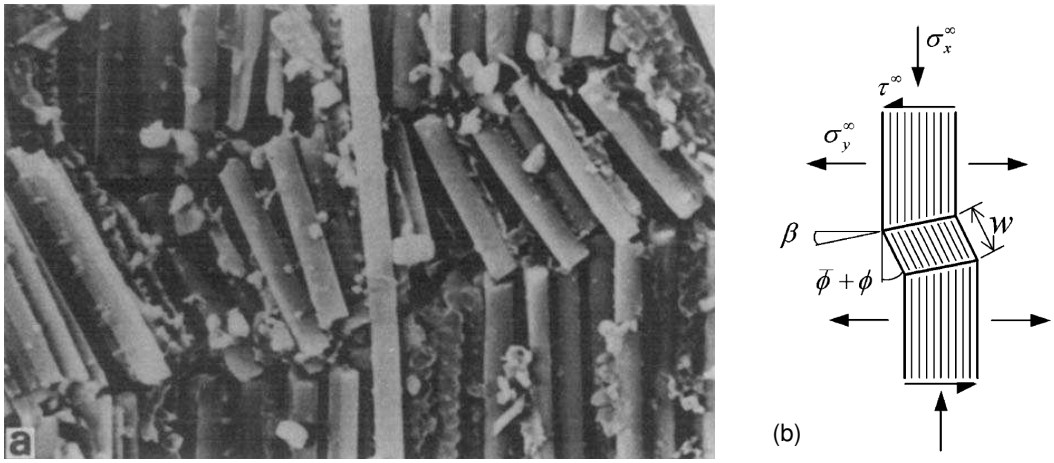


Figure II.5 : Phénomène de « kinking » des nappes d'UD sollicitées en compression (a) [Soutis91] (b) [Edgren06]

Notons que l'étude des matériaux composites en compression est complexe à cause des problématiques liées au flambement des éprouvettes et au problème de détection de la rupture. Concernant l'observation de l'endommagement, si des fissures ou des décohésions existent, elles sont plus difficiles à observer en compression qu'en traction, car elles sont alors fermées.

II.1.2. Effets de l'endommagement sur le comportement mécanique

a. Rigidité et déformation résiduelle

L'endommagement matriciel du matériau se manifeste en matière de comportement, aussi bien en quasi-statique qu'en fatigue, par une chute de la rigidité et une déformation résiduelle. Ce comportement non linéaire s'observe pour des sollicitations en cisaillement et dans la direction transverse des plis d'UD. En effet, le comportement dans la direction des fibres est plutôt élastique linéaire fragile.

En Figure II.6, nous pouvons observer le comportement non linéaire d'un unidirectionnel sollicité en cisaillement. Les charges-décharges font apparaitre une chute de la raideur et une déformation résiduelle. Ce comportement est illustré ici en cisaillement mais un comportement similaire est observé en traction et en compression transverse [Philippidis10; Eliopoulos11].

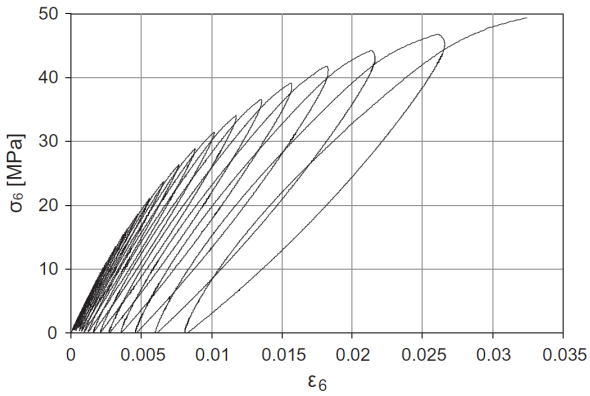


Figure II.6 : Comportement d'un unidirectionnel verre-époxy en cisaillement sous charge-décharge [Eliopoulos11]

En fatigue, les pertes de raideur des unidirectionnels dans la direction des fibres et en compression dans la direction transverse sont souvent négligées (elles sont de l'ordre de quelques %) devant les pertes de raideurs observées en cisaillement et en traction transverse [Eliopoulos11]. La Figure II.7 illustre la perte de rigidité d'un unidirectionnel verre-époxy en fatigue dans la direction transverse en traction et en compression.

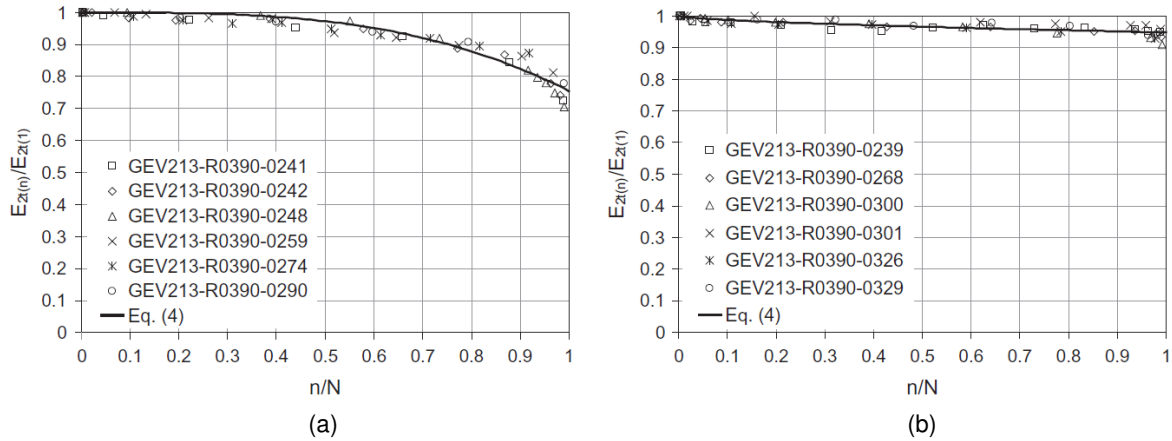


Figure II.7 : Chute de la rigidité en fatigue d'un unidirectionnel verre-époxy dans la direction transverse aux fibres (a) en traction (b) en compression [Eliopoulos11]

La déformation résiduelle est plus difficile à observer en fatigue car elle est généralement couplée avec du fluage lorsqu'une charge moyenne non nulle est appliquée [Payan04].

Si l'endommagement matriciel intrapli induit des pertes de raideur longitudinale, le délaminage, plus critique en matière de tenue mécanique, peut lui provoquer des pertes de raideur en torsion [Tang04]. Ainsi, R. Tang et al. recommandent de suivre l'évolution de la perte de raideur en torsion, plutôt que dans le plan, pour rendre compte de l'endommagement du matériau composite.

b. Résistance résiduelle

Un autre phénomène qui intervient en fatigue est celui de la chute de la résistance résiduelle. Il se caractérise par le fait qu'après avoir subi un chargement cyclique, le matériau résiste à une charge ultime plus faible que celle à laquelle il pouvait résister avant cyclage. Ce phénomène peut être représenté à l'aide des courbes de la Figure II.8 où l'auteur superpose une courbe de durée de vie (courbe S-N) avec les courbes de résistances résiduelles obtenues pour deux chargements différents. Le premier chargement à une contrainte maximale σ_I provoque une rupture au bout de Nf_I cycles et le second chargement à une contrainte maximale σ_{II} provoque une rupture au bout de Nf_{II} cycles. Si la durée de vie s'obtient pour un niveau de chargement donné de manière classique en sollicitant une éprouvette jusqu'à sa rupture, la courbe de résistance résiduelle, quant à elle, s'obtient pour un même chargement en interrompant la sollicitation en fatigue pour différents nombres de cycles et en amenant à chaque fois l'éprouvette à rupture sous charge statique. Nous comprenons alors rapidement que l'obtention des courbes de résistance résiduelle demande un effort de caractérisation important.

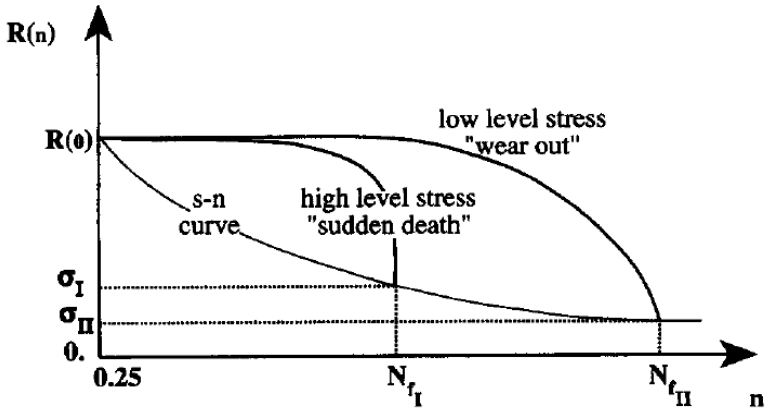


Figure II.8 : Dégradation de la résistance résiduelle en fonction du niveau de chargement [Shokrieh97a]

En Figure II.8, deux comportements de résistance résiduelle apparaissent : un abattement brutal (« sudden death ») pour des niveaux de sollicitation élevés et un abattement plus régulier (« wear out ») pour des sollicitations plus faibles. Cependant, des observations réalisées sur des matériaux composites verre-polyester dédiés à l'éolien n'ont pas montré de différence d'évolution de la perte de résistance entre les grandes et les petites durées de vies [Andersons99].

Ce comportement observé à l'échelle macroscopique s'explique à l'échelle méso et micro par l'endommagement progressif de la matrice, par décohésions fibres-matrices et fissures matricielles, qui perd progressivement sa capacité à distribuer le flux d'effort entre les fibres des plis. Une fois que les efforts ne peuvent plus être distribués entre toutes les fibres d'un pli, la dispersion des propriétés du matériau fait que des fibres sont plus chargées que d'autres. La rupture précoce de ces fibres plus chargées entraine nécessairement un abaissement de la résistance du pli [Hochard14]. Ces explications mettent en évidence l'influence de la multiaxialité du chargement sur la tenue dans la direction des fibres. En

effet, lorsque les plis sont sollicités dans les directions matricielles, la résistance dans la direction des fibres est diminuée, comme nous le verrons au Paragraphe II.2.1.d.

II.1.3. Validation de la cinétique d'endommagement en traction sur le matériau de l'étude

De manière à valider que le matériau de notre étude est soumis aux mêmes mécanismes d'endommagement que ceux observés dans la littérature, nous nous sommes attachés à observer l'endommagement visible sur le chant d'une éprouvette $[0/90]_{2s}$ en fatigue. L'attention de lecture doit être attirée sur le fait que les observations fournies ci-dessous sont effectuées au bord et peuvent ne pas être représentatives de l'endommagement au cœur de l'éprouvette [Laeuffer16]. Néanmoins, nous verrons au Paragraphe II.2.3.e que les effets de bords sont faibles pour les stratifiés $[0/90]$ et précisons que les mécanismes d'endommagement observés dans la littérature le sont souvent dans les mêmes conditions.
La sollicitation cyclique appliquée est de type traction-traction avec un pilotage en effort et un rapport de charge $R = 0{,}1$ ($\sigma_x^{min} = 0{,}1.\sigma_x^{max}$). La contrainte maximale appliquée est choisie à 50% de la contrainte à rupture statique ce qui donne une durée de vie d'environ 123 000 cycles pour l'échantillon présenté ici. La fréquence de sollicitation est fixée à 10 Hz, qui génère un échauffement inférieur à 10°C[1].
La sollicitation en fatigue est interrompue à 1, 50, 100, 200, 1000, 5000, 10 000, 20 000, 50 000, 100 000 et 120 000 cycles le temps de prendre des images, avec un microscope numérique permettant une résolution de 1 µm, du chant de l'éprouvette, préalablement poli selon la procédure décrite dans le Tableau I.6. Le montage expérimental utilisé est décrit en Figure II.9.

Figure II.9 : Montage expérimental utilisé dans ce travail pour l'observation de l'endommagement sur le chant des éprouvettes

[1] L'influence de la température est discutée à la Section II.2.2

L'endommagement est quantifié à l'aide de trois grandeurs : la densité de fissures transverses dans les plis à 90°, la densité de délaminages et la perte de rigidité. La densité de fissures transverses est définie comme le rapport de la longueur cumulée de fissures transverses (en mm) par la surface observée (mm^2). La densité de délaminage est définie par interface comme la longueur cumulée de délaminage divisée par la longueur étudiée. Nous considérerons la moyenne des six interfaces entre les plis à 0° et les plis à 90°. La perte de raideur d_x est définie par la relation (I.1) où E_x représente le module apparent en fatigue[1] et E_x^0 le module apparent initiale.

$$d_x = 1 - \frac{E_x}{E_x^0} \tag{II.1}$$

Les résultats obtenus sont tracés en Figure II.10 où les densités de fissures transverses et de délaminage ont été normalisées par rapport à leur valeur maximale.

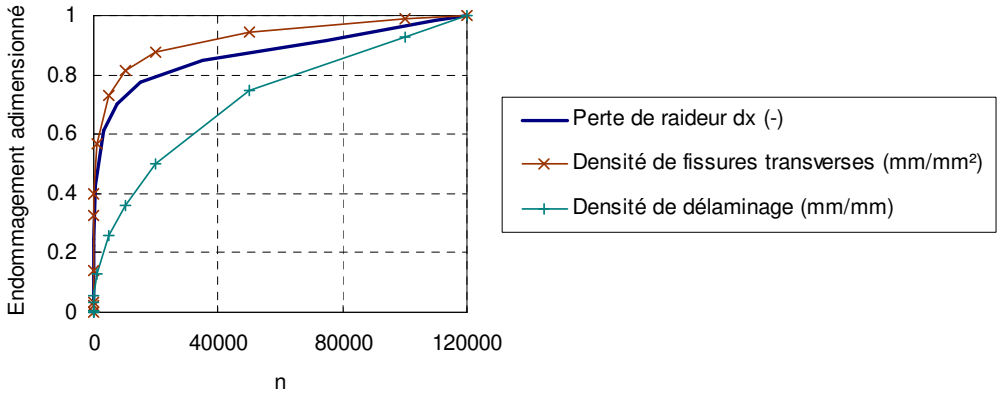


Figure II.10 : Endommagement adimensionné en fatigue, sous $\sigma_x^{max} = \sigma_x^{ult}/2$, R = 0,1, à f = 10 Hz d'un stratifié $[0/90]_{2s}$ réalisé avec le renfort BX45-600 et la résine de l'étude

Nous remarquons que la densité de fissures transverses augmente rapidement en début de sollicitation et tend à se stabiliser. D'autre part la perte de raideur semble suivre la même évolution. La seule grandeur qui évolue sans saturation jusqu'à la rupture est le délaminage.
La cinétique d'endommagement que nous pouvons observer en Figure II.11 semble correspondre aux observations de la littérature : (i) fissuration transverses des plis à 90°, puis (ii) initiation du délaminage en pointe de fissure. Alors que la densité de fissures se stabilise, le délaminage augmente jusqu'à la rupture de l'éprouvette.
A titre indicatif, pour cet essai et dans la fenêtre d'observation de 140 mm de long, la valeur maximale mesurée de perte de raideur est de 0,17, la valeur maximale de densité de délaminage cumulé mesurée est de 0,27 mm/mm, et la densité de fissures transverses maximale mesurée est de 1,53 mm/mm^2.

[1] Le module apparent en fatigue correspond au module crête à crête sur un cycle

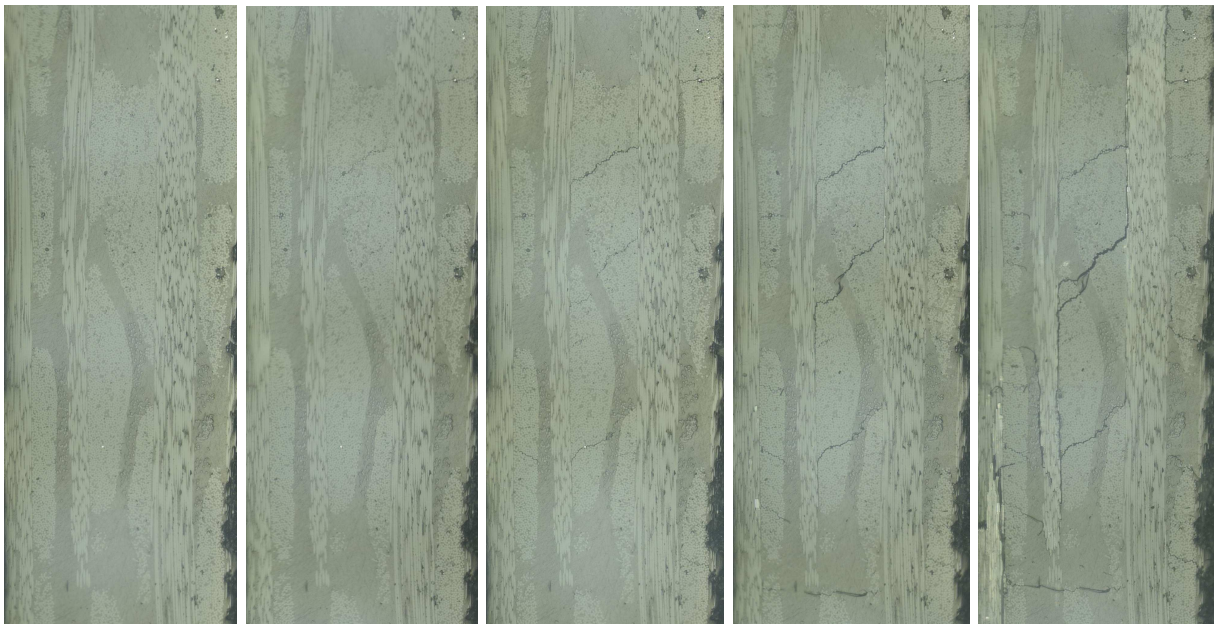


Figure II.11 : Observation de la fissuration transverse et du délaminage en fatigue, sous $\sigma^{max} = \sigma^{ult}/2$, R = 0,1, à f = 10 Hz sur le chant d'un stratifié $[0/90]_{2s}$ réalisé avec le renfort BX45-600 et la résine de l'étude

II.2. Phénomènes influents sur l'endommagement et la durée de vie en fatigue

Nous avons vu précédemment que les mécanismes d'endommagement dans les matériaux composites sont nombreux et qu'ils peuvent être couplés les uns aux autres. Nous allons voir ici que de nombreux paramètres ont une influence sur l'initiation et la propagation de l'endommagement rendant ainsi complexe la prévision du comportement en fatigue. Nous nous intéresserons à l'influence du chargement, à l'influence de quelques conditions extérieures et à l'influence du matériau.

II.2.1. Influence du chargement

Intéressons nous tout d'abord aux effets du chargement sur l'endommagement en fatigue des matériaux composites stratifiés non tissés.

a. Contrainte maximale

Le premier paramètre que nous pouvons citer comme ayant un effet sur l'endommagement et la durée de vie des matériaux composites stratifiés est la contrainte maximale ou plus généralement le niveau de sollicitation maximal. Sur ce sujet nous pouvons citer les travaux de R. Talreja qui mettent en évidence des modes d'endommagements différents en fonction du niveau de sollicitation maximal appliqué (Figure II.12) [Talreja81].

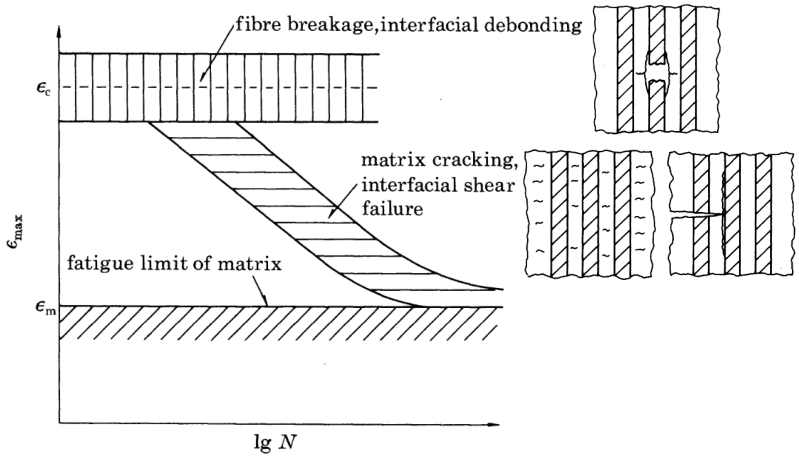


Figure II.12 : Relation entre le niveau de sollicitation et l'endommagement ou la durée de vie des matériaux composites unidirectionnels [Talreja81]

Pour des niveaux de sollicitation élevés, proches de la rupture statique, l'auteur observe un mode d'endommagement de type rupture des fibres. Lorsque le niveau de sollicitation diminue, le mode d'endommagement devient plutôt matriciel avec de la fissuration et des décohésions fibres-matrice. En dessous d'une certaine déformation, l'auteur constate que l'endommagement ne s'initie pas ou reste réduit. On parle de limite d'endurance du matériau. Au dessus du seuil d'endurance, la durée de vie décroit lorsque le niveau de sollicitation augmente. Comme pour les matériaux non structurés, la représentation de la tenue des matériaux composites en fatigue prend donc souvent la forme de courbes de Wöhler, ou courbes S-N (pour Stress ou Strain – Number of cycle) où la durée de vie est tracée en

fonction de la contrainte maximale appliquée à un stratifié donné, sollicité dans des conditions précises (Figure II.13.a).

b. Amplitude et valeur moyenne

La contrainte maximale n'est pas le seul paramètre influant sur la durée de vie. L'amplitude et la valeur moyenne de la sollicitation ont aussi de l'importance. Leur proportion est souvent quantifiée à l'aide du rapport de charge, noté R, ratio entre la contrainte minimale et la contrainte maximale appliquée (cf Section I.2.2). Le rapport de charge prend une valeur comprise entre 0 et 1 lorsque la sollicitation est de traction-traction, comprise entre $-\infty$ et 0 lorsque la sollicitation est alternée de traction-compression et comprise entre 1 et $+\infty$ lorsque la sollicitation est de compression-compression.

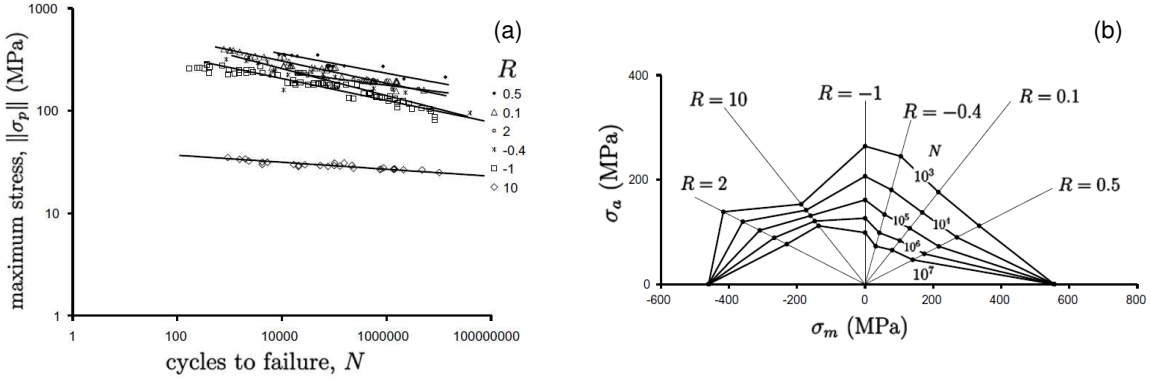


Figure II.13 : (a) Courbes S-N pour différentes valeurs de R et (b) diagramme CFL pour différentes durées de vie d'un [[±45/0]$_4$/ ±45] verre-époxy [Post08]

L'influence de l'amplitude s'apprécie généralement en traçant des courbes S-N, obtenues pour différents rapports de charges sur le même graphe (Figure II.13.a) ou à l'aide du diagramme de Haigh (appelé aussi diagramme CFL : Constant Fatigue Life) qui représente la relation qui existe entre l'amplitude et la contrainte moyenne pour atteindre une même durée de vie (Figure II.13.b). Généralement, les diagrammes CFL montrent que pour atteindre une même durée de vie, lorsque la contrainte moyenne augmente en valeur absolue, l'amplitude diminue. Une représentation schématique de la relation entre des courbes S-N et un diagramme CFL est proposée en Figure II.14.

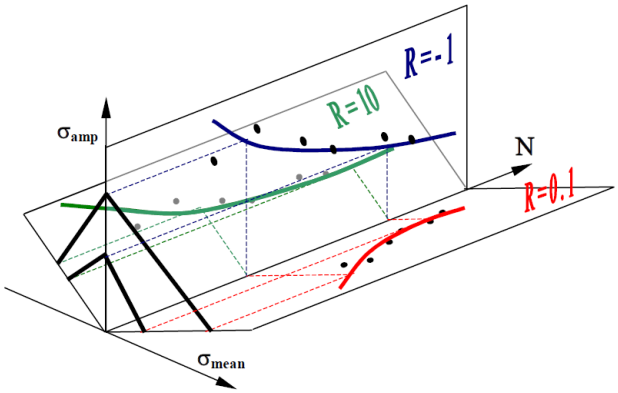


Figure II.14 : Représentation schématique de la relation entre des courbes S-N et un diagramme CFL [Nijssen07]

c. Histoire du chargement

Dans une structure, les matériaux sont soumis à des chargements cycliques de niveau de sollicitation et d'amplitude différents. Leur ordre d'apparition a une influence sur la durée de vie. Par exemple, un niveau de chargement élevé suivi d'un niveau de chargement faible est plus défavorable en termes d'endommagement et de durée de vie que l'inverse [Gamstedt02; Revest11].

E.K. Gamstedt et B.A. Sjögren mettent en évidence, sur un $[0/90]_s$ carbone époxy que les mécanismes d'endommagement, différents en fonction de l'ordre d'application de deux blocs de chargement, sont responsables de cette différence de durée de vie. Ils remarquent que les fissures transverses sont majoritaires sous un chargement de niveau de sollicitation élevé et que le délaminage est prépondérant pour des niveaux de sollicitation plus faibles. Etant donné que les fissures transverses ont tendance à initier des délaminages et qu'au contraire, le délaminage a tendance à empêcher la création de fissures transverse (par déchargement local), les séquences de chargement « high-low » provoquent des dégradations en fatigue plus rapides que les séquences « low-high » (Figure II.15).

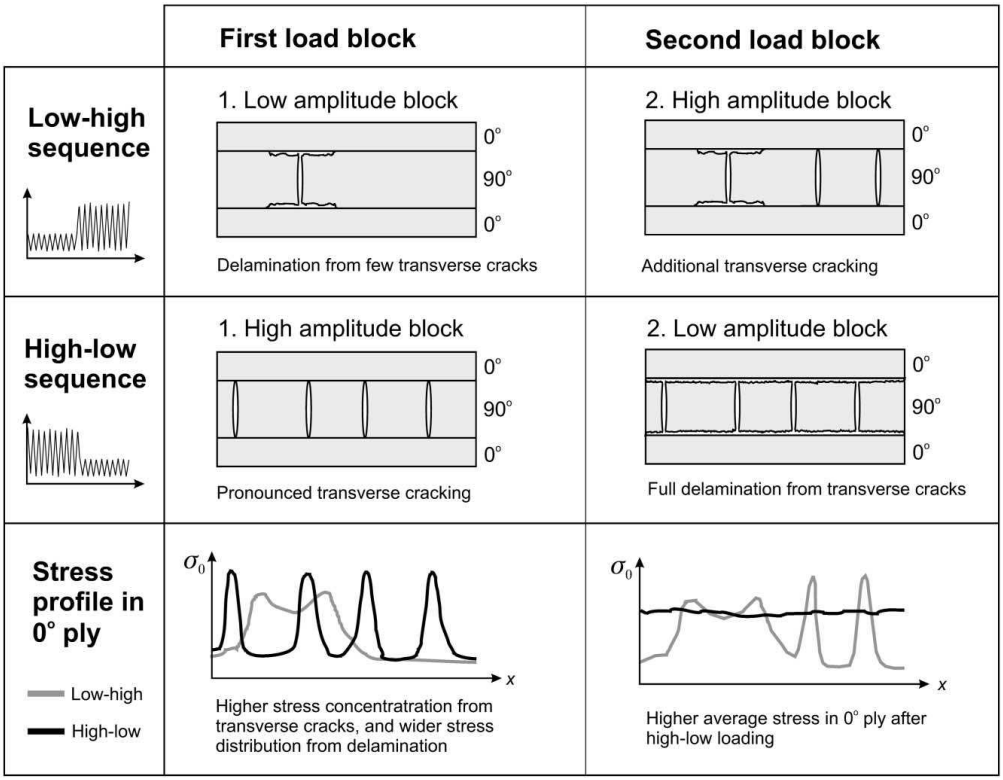


Figure II.15 : Influence de l'histoire de chargement sur l'évolution de l'endommagement d'un [0/90]s carbone époxy [Gamstedt02]

d. Multiaxialité

Les trois premiers points que nous avons évoqués concernent des sollicitations uniaxiales à l'échelle du stratifié. Cependant nous avons vu dans le Chapitre I que la sollicitation pouvait être multiaxiale, et nous allons voir ici que la multiaxialité a une influence importante sur l'évolution de l'endommagement et la durée de vie des matériaux composites.
Rappelons tout d'abord qu'un état de contraintes est dit multiaxial s'il existe au moins deux contraintes principales non nulles. Notons que dans le cas des matériaux composites stratifiés à plis d'unidirectionnels, qui sont fortement anisotropes, la direction principale de la sollicitation a aussi une grande importance sur l'endommagement. Dès lors, nous parlerons d'un état de contraintes multiaxial lorsque deux composantes de l'état de contraintes sont non nulles.
La multiaxialité à l'échelle du pli peut avoir différentes origines. Elle peut venir du chargement extérieur, lorsque des efforts s'appliquent dans plusieurs directions de manière proportionnelle ou non (Figure II.16.b et Figure II.16.c). Mais précisons qu'elle peut aussi être observée sous sollicitations extérieures uniaxiales (Figure II.16.a). En effet, dans le cas d'un stratifié, chaque pli peut induire un état de contraintes multiaxial sur les plis voisins par son anisotropie, ou dans le cas d'un unidirectionnel pur, un essai hors axe donne un état de contraintes multiaxial (la direction principale n'est pas aligné dans la direction des fibres).

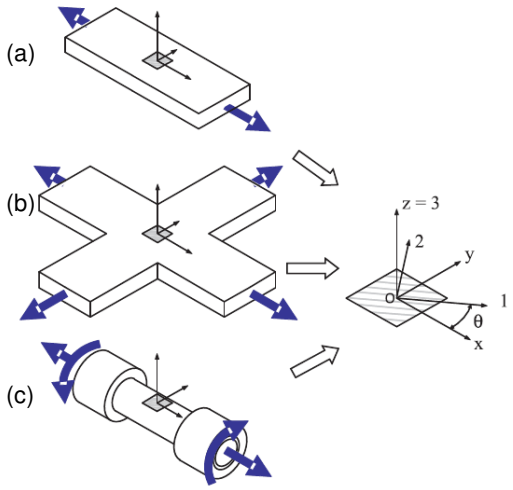


Figure II.16 : Configuration d'éprouvettes généralement utilisées pour solliciter de manière multiaxiale un composite (a) éprouvette droite (b) éprouvette en croix (c) tubes [Quaresimin13]

En **quasi-statique,** la multiaxialité est connue pour avoir une influence sur l'endommagement et la tenue mécanique des composites. Ces phénomènes sont bien décrits par de nombreux critères de rupture multiaxiaux. Citons par exemple le critère de Puck [Puck07] dédié aux pli d'unidirectionnels et très employé dans l'éolien (Figure II.17.a).
L'influence de la multiaxialité sur l'endommagement peut se mesurer par l'évolution de la rigidité. Par exemple, A.E. Antoniou et al. mettent en évidence sur des tubes verre-époxy sollicités en quasi-statique que le module de cisaillement diminue lorsque la proportion de traction transverse augmente dans l'état de contraintes (Figure II.17.b) [Antoniou09].

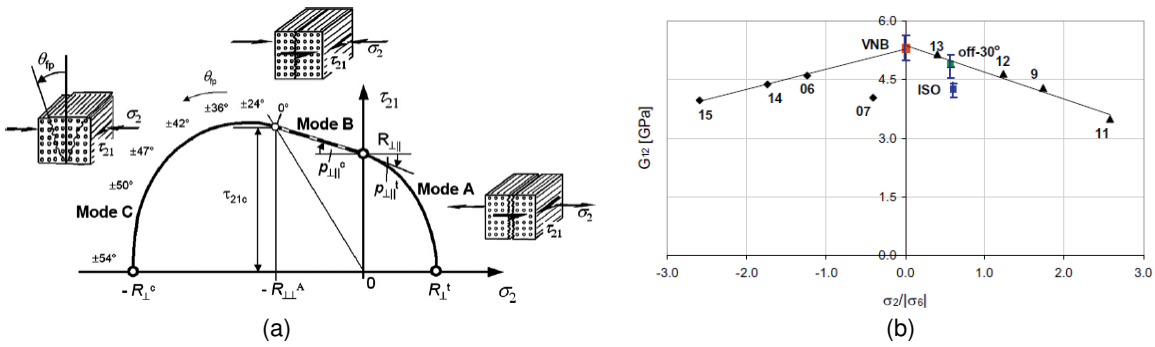


Figure II.17 : (a) Enveloppe de rupture d'un pli d'UD selon le critère de Puck et modes associés [Puck07] (b) Evolution du module de cisaillement de l'UD en fonction de la présence de traction transverse dans l'état de contraintes [Antoniou09]

En **fatigue**, la multiaxialité a aussi une influence sur l'évolution de l'endommagement et donc sur la durée de vie. M. Quaresimin et P.A. Carraro ont étudié des tubes [90] en traction-torsion et montrent que le cisaillement a une influence forte sur la durée de vie dans la direction transverse (Figure II.18), ainsi que sur l'initiation et la propagation de la fissuration [Quaresimin14b]. C. Hochard et al. montrent quant à eux qu'un endommagement provoqué par cisaillement réduit la résistance des unidirectionnels dans la direction des fibres [Hochard14].

En comparant l'endommagement et la durée de vie de tubes par rapport à des éprouvettes droites $[0/\theta_2/0/-\theta_2]_s$, M. Quaresimin et al. montrent que l'angle θ peut être choisi de manière à obtenir un état de contraintes multiaxial semblable à celui obtenu à l'échelle du pli dans les tubes. Ces résultats sont intéressants pour simplifier l'étude de la multiaxialité en fatigue car les essais pourraient alors se faire à l'aide d'un moyen d'essai uniaxial, en tout cas en ce qui concerne l'étude de la multiaxialité sous chargement proportionnel [Quaresimin14a]. A.W.Wharmby et F. Ellyin remarquent que dans les stratifiés $[0/\pm\theta_4/0]_s$, plus l'angle est marqué, plus la fissuration et la perte de raideur sont importantes. Les auteurs font le lien avec la présence de composantes de traction transverse et de cisaillement dans l'état de contraintes [Wharmby02].

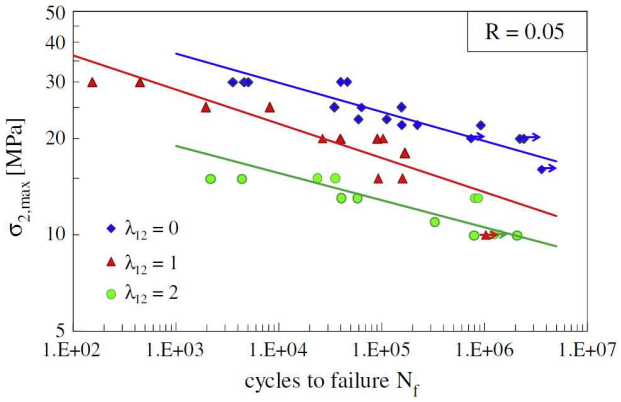


Figure II.18 : Courbes S-N de tubes $[90]_n$ sollicités en traction-torsion. $\lambda_{12} = \tau_{12}/\sigma_2$ = 0, 1 et 2 [Quaresimin14b]

e. Fréquence de chargement

La fréquence de chargement, lors de sollicitations cycliques, est responsable de deux phénomènes différents [Rakotoarisoa14]. Lorsque la fréquence est faible et la contrainte moyenne non nulle, le temps passé sous une sollicitation élevée est plus important que pour une fréquence élevée et des phénomènes de fluage peuvent être observés pour des sollicitations hors axes. Lorsque la fréquence est élevée, le comportement visqueux de la matrice et la présence d'endommagements entrainent un échauffement qui engendre une réduction de la durée de vie, à grand nombre de cycles (Figure II.19) [Kelkar09; Vallons13]. Généralement on se limite à une augmentation de la température de 10°C par rapport à la température ambiante, ce qui correspond à des fréquences entre 1 et 25 Hz en fonction des matériaux composites et des directions de sollicitation. L'échauffement de 10°C permet généralement de rester suffisamment éloigné de la température de transition vitreuse de la matrice.

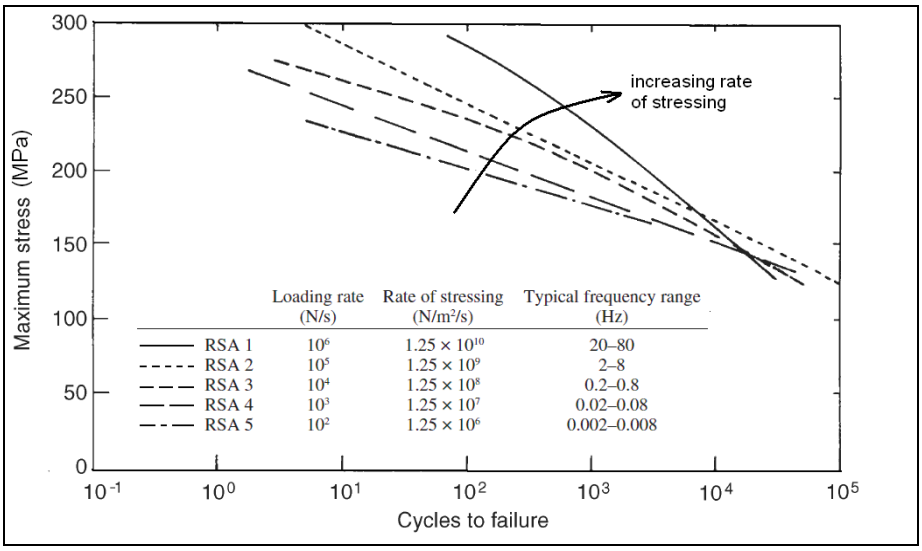


Figure II.19 : Influence de la fréquence sur la durée de vie en fatigue d'un matériau composite verre-époxy [Vallons13]

II.2.2. Influence des conditions extérieures

a. Température

La température, qu'elle soit liée à des effets visqueux comme nous venons de le voir au Paragraphe II.2.1.e, ou à d'autres sources, a une influence forte sur l'endommagement et le comportement des matériaux composites.
Tout d'abord le comportement des matrices organiques est dépendant de la température. Nous pouvons en effet observer une chute de rigidité importante de la matrice lorsque la température s'approche de ou dépasse la température de transition vitreuse. Cette chute de rigidité de la matrice s'observe donc nécessairement dans les matériaux composites sollicités en dehors de la direction des fibres. Notons que cette chute de rigidité, liée à une matrice qui devient de plus en plus ductile avec la température, s'accompagne d'un retardement de l'apparition des fissures [Vallons09].
Le second effet thermique est lié à la dilatation. Avec la température, le matériau se déforme. Or, ses propriétés thermiques étant hétérogènes dans l'épaisseur et anisotropes à l'échelle des plis, les déformations engendrent des contraintes internes. Lorsque ces contraintes sont générées lors de la fabrication des pièces, nous parlons de contraintes résiduelles qui lorsqu'elles sont élevées peuvent induire un endommagement de la microstructure avant même que la pièce ait été sollicitée mécaniquement.

b. Humidité relative

L'humidité relative entraine une dégradation du matériau composite par vieillissement. Ce vieillissement peut avoir un effet sur les modules d'élasticité, la tenue en statique et en fatigue [Shen77; Scida02; Tual15; Meng16]. La reprise hydrique peut également générer des contraintes résiduelles.

Dans cette étude nous ne tenons pas compte de l'influence des conditions extérieures par soucis de simplification.
En ce qui concerne la température, nous considérons que dans le matériau étudié les contraintes résiduelles sont limitées[1] et que les effets des variations de la température extérieure pendant les essais de fatigue sont négligeables devant ceux du chargement mécanique cyclique. Nous veillerons toutefois à ce que l'échauffement lié à la fréquence de chargement ne dépasse pas 10°C. La température de transition vitreuse de la matrice de l'étude est de 80°C.

[1] Les analyses de microstructure réalisées en bord d'éprouvettes n'ont pas montré d'endommagement de type fissuration matricielle avant chargement mécanique

En ce qui concerne l'humidité relative, toutes les éprouvettes subissent des conditions similaires en matière d'exposition à l'humidité : la durée des découpes (refroidissement à l'eau pour les éprouvettes droites et découpe jet d'eau pour les éprouvettes échancrées) est similaire d'une éprouvette à l'autre.
Les essais sont fait dans les conditions de température et d'humidité ambiante du laboratoire. Soit une humidité relative d'environ 50% et une température d'environ 20°C.

II.2.3. Influence du matériau

Une fois que le concepteur a connaissance du chargement et des conditions extérieures qui s'appliquent sur la structure considérée, il est confronté au choix d'un matériau. Dans le cas du composite il s'agit en fait plus d'un matériau-structure à concevoir que d'un matériau à choisir. Nous essayons de donner un aperçu dans ce paragraphe des paramètres à considérer lorsqu'un tel matériau-structure composite est conçu pour une pièce sollicitée en fatigue.

a. Constituants des composites

Le premier choix qui s'impose est celui des constituants du composite : fibres et matrice. Une revue de l'influence des constituants sur la tenue en fatigue est proposée par O. Konur [Konur89]. Une synthèse est présentée ci-après :

Fibres – La tenue des composites en fatigue semble directement liée à la raideur et à la déformation à rupture de ses renforts. Ainsi, les fibres de carbone ont de meilleures performances en fatigue que le verre S (haut module) qui lui-même est meilleur que le verre E (Figure II.20.a). L'aramide, quant à lui, a des performances meilleures que le carbone à faible durée de vie mais moins bonnes que le verre à grand nombre de cycles.

Matrice - Les études réalisées sur les résines montrent que les résines époxydes ont un meilleur comportement en fatigue que les résines polyester et phénolique (Figure II.20.b).

Interface - Il semble que meilleure est l'adhésion à l'interface entre la fibre et la matrice, meilleur est le comportement en fatigue. Cependant le comportement des interfaces reste mal connu.

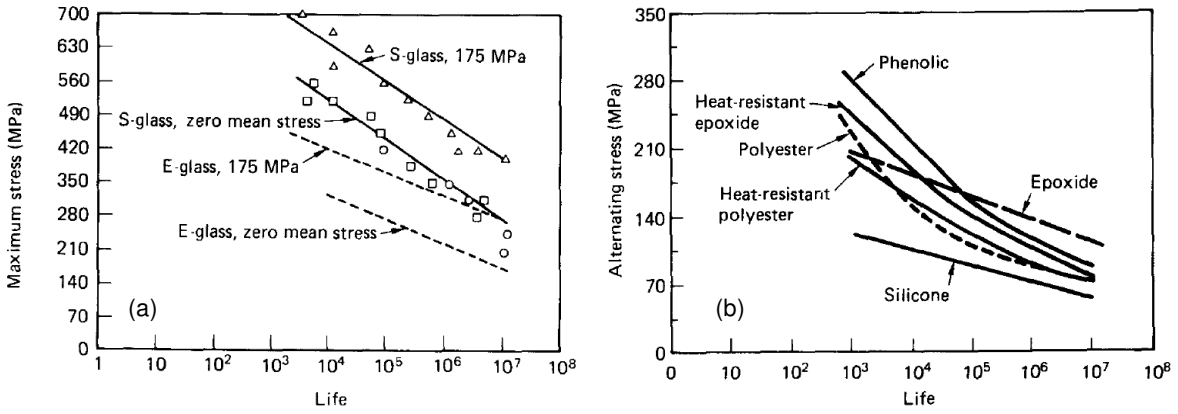


Figure II.20 : Comparaison de la tenue en fatigue (a) des verres E et S et (b) de plusieurs matrices [Konur89]

b. Architecture des renforts

Une fois que le matériau du renfort est choisi, il convient de choisir une architecture : tissé 3D, tissé 2D ou unidirectionnel non tissés (NCF) ?

Différentes architectures – Les mécanismes d'endommagement semblent être indépendants de l'architecture des renforts. Seule la cinétique d'endommagement varie d'une architecture à l'autre [Rakotoarisoa14]. Pour notre étude, retenons simplement que les stratifiés unidirectionnels semblent avoir une meilleure tenue en fatigue que les tissés, et que cette différence est plus marquée pour les composites à fibre de verre que les composites à fibre de carbone [Konur89]. Les composites tissés 2D, mais surtout 3D, apportent quant à eux une meilleure résistance au délaminage ce qui leur confère un avantage par rapport aux unidirectionnels dans des structures sujettes aux chocs ou à des sollicitations hors plan.

Influence de la couture dans les NCF – En ce qui concerne les renforts unidirectionnels NCF qui nous intéressent, l'architecture varie d'un renfort à l'autre en fonction principalement de la couture. Cette couture permet de manipuler les nappes d'unidirectionnels lors de la fabrication ou de construire des multidirectionnels pour limiter le nombre d'opérations de dépose et garantir une certaine orientation des plis. Cependant, elle semble avoir un impact sur la tenue mécanique, notamment en fatigue. En s'appuyant sur les résultats de la base de données DOE/MSU [Mandell97], K. Vallons et al. mettent en évidence que les UD NCF ont un meilleur comportement sans fil de couture qu'avec un fil de couture [Vallons13] (cf Figure II.21).

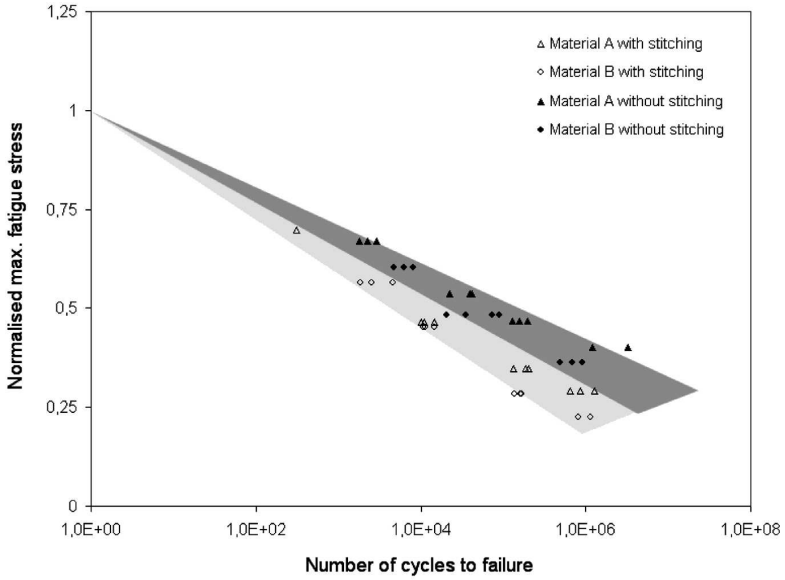


Figure II.21 : Influence de la couture sur la durée de vie des UD NCF [Vallons13] selon les résultats de la base de donnée DOE/MSU [Mandell97]

Ces différences en matière de résistance mécanique s'expliquent par exemple par la création de zones riches en résine, lorsque la couture écarte les mèches, qui favorise d'ailleurs le phénomène de « kinking » en compression [Berbinau99]. La couture peut aussi avoir un effet sur le taux volumique de fibres et l'épaisseur locale du matériau composite [Vallons14] en

modifiant notamment la perméabilité des renforts [Lundström00]. Enfin, lors de la réalisation de la couture, l'aiguille peut aussi endommager localement les fibres des nappes d'UD.

c. Taux volumique de fibres

Taux volumique de fibres - Le taux volumique de fibres est défini comme la proportion de renforts dans le volume total de matière du composite. Il a des effets très contradictoires. D'une part, un volume de fibres élevé permet d'augmenter la rigidité et la résistance du matériau en quasi-statique. Mais d'autre part, un taux volumique de fibres élevé provoque des phénomènes de confinement qui par concentrations de contraintes, favorisent l'endommagement en fatigue [Vallons13]. En s'appuyant toujours sur la base de données DOE/MSU, K. Vallons et al. montrent que la pente de la courbe S-N augmente[1] avec le volume de fibres (Figure II.22).

Taux volumique de fibres et couture - Dans le cas des NCF, la couture semble avoir un effet de confinement local. Par exemple, en Figure II.22 nous constatons que l'influence du taux volumique de fibres est plus marqué avec que sans couture.

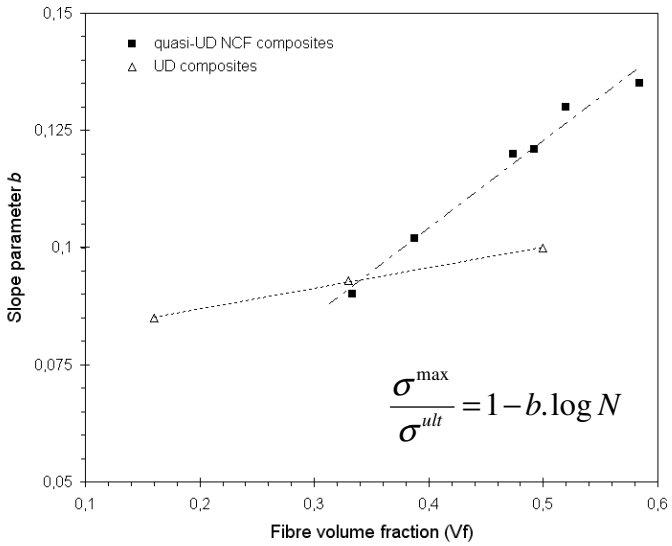


Figure II.22 : Influence du taux volumique de fibres sur la durée de vie des UD NCF [Vallons13] selon les résultats de la base de donnée DOE/MSU [Mandell97]

Notons cependant que cet effet de la couture sur l'accentuation du confinement semble valable uniquement pour de faibles taux volumiques de fibres. Par exemple, en comparant un stratifié composé de triaxes NCF (cousus) et un stratifié composé d'un empilement de pli d'unidirectionnels dans différentes directions nous pouvons remarquer que pour des taux volumiques de fibres au-delà de 50% les deux stratifiés ont une tenue en fatigue similaire. Cependant en dessous de 50% de fibres, nous retrouvons l'effet de confinement provoqué par la couture avec un stratifié triaxe qui s'endommage davantage en fatigue que le stratifié obtenu en déposant plusieurs nappes d'unidirectionnels [Mandell97, 99].

[1] Plus la pente d'une courbe S-N est élevée, plus le matériau est sensible à la fatigue.

d. Ondulations des plis d'unidirectionnels

Lors des essais réalisés sur éprouvettes [0/90], dans le cadre de cette étude, pour valider la cinétique d'endommagement (cf Section II.1.3), il est apparu que l'ondulation des plis à 0°, provoquée par l'hétérogénéité des renforts déposés précédemment dans la séquence d'empilement, favorisait l'apparition d'un délaminage précoce, fortement néfaste pour la tenue de la structure. En Figure II.23, nous voyons, avant chargement, que le troisième pli à 0° ondule fortement en milieu d'image à cause de l'absence d'une mèche à 90° dans le pli qui le précède dans la séquence d'empilement (à sa gauche). Très tôt, sous une sollicitation cyclique de type traction-traction, un délaminage apparait, visible sur l'éprouvette par une zone blanchie (Figure II.24). On voit également sur la Figure II.24 que ce délaminage n'est pas cantonné au bord de l'éprouvette mais la traverse dans la largeur. Précisons néanmoins que ce n'est pas parce que le délaminage transverse l'éprouvette dans sa largeur qu'il n'est pas lié à un effet de bord. La rupture, quant à elle, intervient pour un nombre de cycles 36% plus faible que celui atteint par une éprouvette qui ne présente pas ce type de défaut. De plus, elle se localise dans une des deux zones délaminées.

Figure II.23 : Influence de l'ondulation des plis à 0° sur l'apparition d'un délaminage en fatigue sous $\sigma_x^{max} = \sigma_x^{ult}/2$, R = 0,1, à f = 10 Hz dans un $[0/90]_{2s}$ réalisé avec le renfort BX45-600 et la résine de l'étude

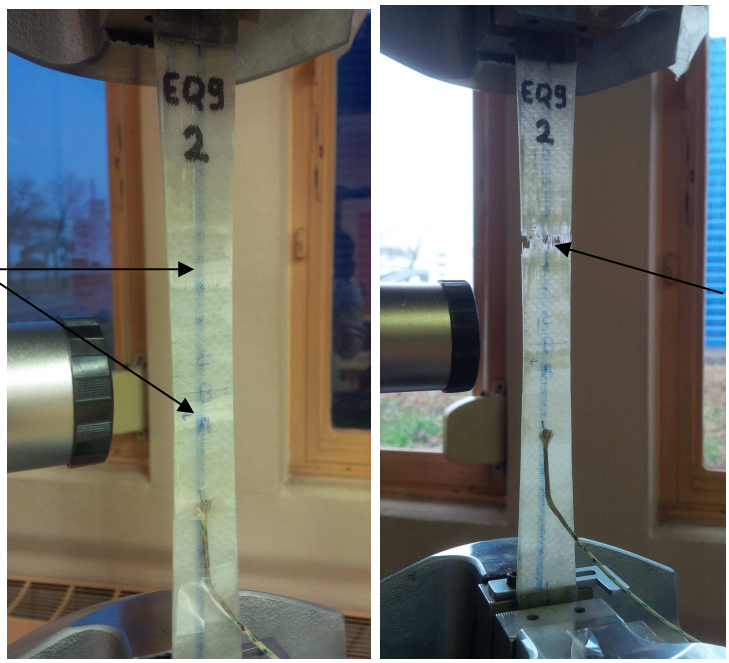


Figure II.24 : Rupture de l'éprouvette $[0/90]_{2s}$ en BX45-600 dans une zone délaminée

Les observations fournies dans la littérature vont dans le même sens. Des auteurs remarquent sur des tubes fabriqués en RTM que l'ondulation de plis n'a pas d'impact sur les fissurations ou les pertes de raideur en fatigue. Par contre elle provoque des délaminages qui engendrent une rupture précoce [Schmidt12a]. En compression, l'ondulation des plis est défavorable car elle favorise le phénomène de « kinking » [Berbinau99; Wang01].

e. Bords libres

R.B. Pipes et N.J. Pagano montrent que la contrainte de cisaillement inter-laminaire augmente localement au niveau des bords libres d'un stratifié $[\pm\theta]_s$, sous une sollicitation de traction, ce qui favorise le délaminage [Pipes70]. Les auteurs montrent que la contrainte de cisaillement interlaminaire au bord dépend de la valeur de l'angle θ (Figure II.25). Ils remarquent qu'elle est maximale pour $\theta = 35°$ et qu'elle s'annule lorsque $\theta = 60°$.

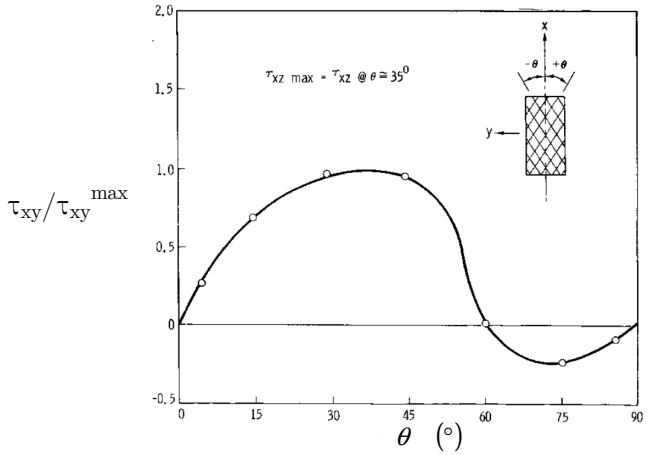


Figure II.25 : Contrainte de cisaillement inter-laminaire en bord d'éprouvette $[\pm\theta]_s$ en fonction de l'angle θ [Pipes70]

f. Epaisseur des stratifiés

Les pales d'éoliennes sont composées de matériaux composites dont l'épaisseur peut être élevée. Il est en effet courant d'obtenir des monolithiques de plus de 70 mm en pied de pale ou dans certains spar-cap. Nous nous intéressons donc ici à l'influence de l'épaisseur sur la fatigue de ce type de matériau.

Effet d'échelle - Si les matériaux composites peuvent atteindre plusieurs dizaines de millimètres d'épaisseur dans les structures, les essais de caractérisation se font généralement sur des éprouvettes de seulement quelques mm. Il est donc important de savoir si le composite est soumis à un effet d'échelle. Les auteurs qui ont essayé de répondre à cette question ont constaté que lorsque le volume de matériau testé augmente, la tenue mécanique diminue. La principale raison est liée à la probabilité de trouver un défaut critique qui augmente avec la taille du volume considéré. La réduction de la résistance et de la durée de vie semble valable pour tous les modes de sollicitation [Wisnom99; Lahuerta16]. Par exemple, l'abattement de la déformation à rupture d'un matériau composite verre-époxy en fonction du volume est donné en Figure II.26. Cependant, les observations quantitatives doivent être considérées avec prudence car des résultats contradictoires sur le sujet mettent en évidence la difficulté de mettre en œuvre des essais où seules les dimensions changent. Quoiqu'il en soit, les matériaux composites semblent soumis à un effet d'échelle et l'abattement de la tenue en fatigue reste dans la marge de sécurité fixée par les organismes certificateurs de l'éolien [Lahuerta16].
Si les résistances en quasi-statique et en fatigue sont soumises à l'effet d'échelle, notons que les modules d'élasticité, eux, sont indépendants de la taille de l'échantillon considéré, dès lors que le volume est représentatif [Wisnom99].

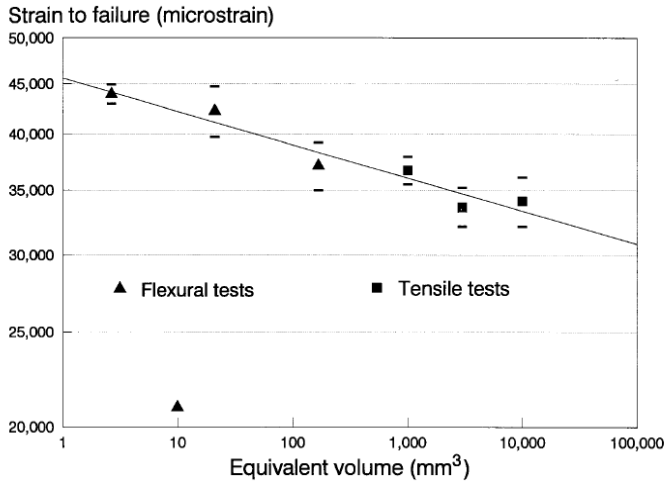


Figure II.26 : Effet d'échelle dans la direction des fibres d'un matériau composite verre-époxy [Wisnom97]

Auto-échauffement – Les matériaux composites à matrice organique et plus particulièrement à fibres de verre évacuent mal la chaleur. En fatigue, la viscoélasticité de ces matériaux provoque un échauffement et l'épaisseur a un impact direct sur la chaleur générée [Lahuerta12].

Variation des propriétés dans l'épaisseur – F. Lahuerta et al. ont infusé des plaques d'UD verre-époxy d'environ 60 mm d'épaisseur dans lesquelles ils ont introduit des tissus d'arrachage qui permettent après infusion de séparer le composite dans l'épaisseur en plusieurs couches. Des éprouvettes sont donc extraites dans l'épaisseur et testées en quasi-statique et en fatigue, en traction et en compression. Les résultats montrent qu'en traction la position dans l'épaisseur a peu d'influence. Par contre la tenue en compression en statique et en fatigue est légèrement meilleure au milieu de la plaque épaisse que sur le dessus et le dessous. Les auteurs en déduisent que les propriétés mécaniques évoluent dans l'épaisseur. Ils expliquent en partie cette évolution par des différences de températures pendant la phase de cuisson [Lahuerta15].

g. Construction du stratifié

Un pli épais ou plusieurs plis fins ? – Il semble que l'utilisation de plusieurs plis fins plutôt qu'un seul pli épais permet de limiter l'initiation et l'évolution de l'endommagement et d'améliorer aussi la tenue en statique [Parvizi78; Nairn00; Huchette05; Arteiro13] et en fatigue [Sihn07; Revest11]. Ceci est aussi valable pour l'initiation des délaminages en bord de pièce [O'Brien81]. Ces observations sont cohérentes avec les remarques sur l'effet d'échelle faites au paragraphe précédent. Un compromis doit donc être trouvé entre la tenue mécanique et la durée de l'opération de drapage pendant la fabrication.

Séquence d'empilement des plis - Les NCF en fibres de carbone $[0/90]_{2s}$ sont plus sujets à la perte de raideur en statique et ont une résistance moindre que les $[90/0]_{2s}$. Dans le premier empilement, tous les plis à 0° sont séparés par des plis à 90° alors que dans le second, 2 plis à 0° se trouvent côte à côte au milieu de l'éprouvette. Les auteurs remarquent que les délaminages et les ruptures de fibres interviennent plus favorablement lorsque les plis à 0° sont séparés par des plis à 90° [Mattsson08].

Arrêt des plis – Les zones d'arrêt de plis constituent une faiblesse de la structure [Thawre16] (Figure II.27) mais sont indispensables dès lors que la structure est soumise à des efforts internes variables qui imposent des variations d'épaisseurs, comme c'est le cas des pales d'éoliennes. Ces faiblesses sont liées à l'apparition favorisée de délaminages en traction en raison de contraintes hors plan, et de microflambement des fibres lorsque la structure entre en compression [Steeves05].

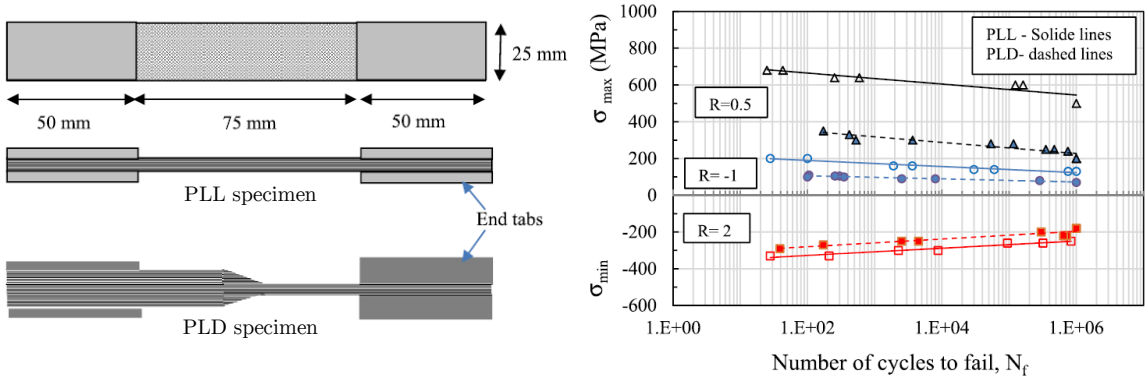


Figure II.27 : Influence des arrêts de plis sur la durée de vie en fatigue [Thawre16]

h. Porosités

Statique – Les porosités sont depuis longtemps connues pour avoir un effet sur la rigidité et sur la résistance en statique des matériaux composites à matrice organique, quels que soient le type de fibre, de matrice, le renfort, le procédé et le mode de sollicitation [Olivier95; Varna95; Wisnom96; Kosmann15].

Fatigue – En fatigue, l'étude de l'influence des porosités sur le comportement et la tenue mécanique est un peu plus récente. Citons les travaux de F. Schmidt et al. qui étudient en fatigue des tubes avec des porosités distribuées et accumulées par rapport à des tubes sains [Schmidt12b]. Ils montrent que les porosités, particulièrement lorsqu'elles sont regroupées, engendrent l'apparition de délaminages qui semblent réduire la durée de vie Sur des plaques, la présence de porosités, même en très faible proportion, favorise l'apparition de fissures transverses et réduit la durée de vie [Maragoni17]. En compression, les porosités, au même titre que les zones riches en résine, semblent favoriser le « kinking » [Berbinau99].

Nous venons de voir que de nombreux facteurs influencent l'endommagement d'un matériau composite en fatigue. Dans le cadre de cette étude nous nous limiterons à décrire l'influence de la sollicitation mécanique. Pour ceci, nous avons choisi de négliger l'influence des conditions extérieures et de fixer autant que possible les paramètres liés au matériau :

a. Tous les échantillons sont réalisés avec les mêmes fibres et la même matrice : fibres de verre E avec une résine époxy adaptée à l'éolien (faible viscosité et temps de prise en gel long)
b. En matière d'architecture des renforts, tous les stratifiés étudiés sont construits à partir des six renforts NCF décrits dans le Tableau I.5.
c. Une méthode pour déterminer de manière approchée le taux volumique de fibres sera proposée au Chapitre III. Nous verrons alors que nos échantillons ont un taux volumique de fibres compris entre 40% et 50%. L'influence du taux volumique de fibres sur les caractéristiques mécanique du matériau sera prise en compte.
d. Les défauts d'ondulation hors plan sont propres aux renforts utilisés ; nous ne les écartons pas. Nous considérons qu'ils participent à la dispersion des résultats en fatigue.
e. Les bords libres sont inévitables sur une éprouvette non tubulaire. Nous savons qu'ils ont une influence sur l'endommagement en fatigue ; nous en tennons compte dans l'analyse des résultats.
f. Les éprouvettes utilisées sont minces ce qui limite les variations des propriétés dans l'épaisseur. Nous veillerons à utiliser une base de mesure pour la déformation adaptée au matériau (cf Paragraphe I.3.2.c).
g. Nous limitons notre étude à des sollicitations dans le plan du stratifié et nous n'étudions pas les changements d'épaisseurs.
h. Le taux surfacique, la dimension et la position des porosités ont été observés après fabrication. Nous nous plaçons dans la mesure du possible dans des conditions où la variation de ce type de défaut est minimale (cf Paragraphe I.3.1.c).

II.3. Dimensionnement des matériaux composites stratifiés en fatigue

A la lumière de ce que nous avons pu comprendre (grâce à la littérature) sur les mécanismes d'endommagement qui interviennent dans les matériaux composites stratifiés, et des facteurs qui les influencent en fatigue, intéressons nous aux approches qui permettent de modéliser leur apparition et leur évolution, ou tout simplement d'estimer la durée de vie.

De manière générale, les méthodes de dimensionnement des structures se classent en deux catégories opposées : les approches qui tolèrent l'endommagement et les approches qui ne le tolèrent pas. Les approches de modélisation utilisées dans le cadre de la première catégorie s'intéressent à l'évolution de l'endommagement jusqu'à la rupture du matériau. Les structures sont alors conçues de manière à ne pas atteindre cette rupture au cours de la durée d'utilisation fixée par le cahier des charges, tout en tolérant la présence de l'endommagement. Au contraire, les approches de la seconde catégorie consistent à modéliser l'initiation de l'endommagement et à s'assurer que le matériau ne s'endommagera pas, pour la durée de vie fixée par le cahier des charges. Notons que cette seconde méthode est conservative et adaptée à un contexte sécuritaire élevé mais ne permet pas une optimisation poussée des structures.
Nous consacrerons un premier paragraphe aux approches de la deuxième catégorie dites aussi de « durée de vie sûre » ou de « limite d'endurance » qui ne tolèrent pas l'endommagement puis nous détaillerons dans trois paragraphes les approches qui permettent de modéliser l'évolution de l'endommagement en fatigue. Nous les avons classées de manière classique en trois familles : les approches bassées sur l'utilisation des courbes S-N, les approches phénoménologiques basées sur la description de la rigidité et de la résistance résiduelle et les approches basées sur les mécanismes d'endommagement.

II.3.1. Approches « limite d'endurance »

La limite d'endurance d'un matériau est définie comme le seuil (en déformation, en contrainte, en énergie, ...) en dessous duquel aucune rupture n'est observée sous une sollicitation de fatigue pour un nombre de cycles donné.
Les approches « limite d'endurance » appartiennent donc aux méthodes de dimensionnement qui ne tolèrent pas l'endommagement. L'objectif de ces approches est de prévoir la limite d'endurance du matériau et les pièces sont conçues de manière à ce que cette limite d'endurance ne soit pas dépassée.

a. Méthode classique

Dans le cadre de l'éolien, l'organisme certificateur DNV-GL [Germanischer Lloyd10] précise que si la structure est composée de plis d'unidirectionnels en fibres de verre et que la déformation est inférieure à 0,35% en traction et 0,25% en compression, alors elle sera certifiée pour fonctionner pendant 20 ans. Notons que ces limites d'endurance sont réduites à 0,24% en traction et 0,18% en compression pour les matériaux composites à fibres de carbone, ce qui met en évidence que la limite d'endurance dépend évidemment du matériau.

Cette approche est conservative de manière générale. Alors considérer les valeurs plancher d'un organisme de certification nous place dans des conditions de sécurité extrêmes, qui dans le cadre de l'éolien où la masse de la structure est une source du chargement peut nous placer dans une situation où le concepteur ne trouve pas de solution.
La détermination des limites d'endurances se fait classiquement en réalisant les courbes S-N du matériau. La sollicitation est diminuée jusqu'à ce que le matériau ne cède pas au bout d'un nombre de cycle identifié comme le nombre de cycle maximal auquel la structure sera soumise. La limite d'endurance est donc dépendante du mode de sollicitation appliqué et du choix du nombre de cycle maximal (Figure II.28.b).

b. Essais d'auto-échauffement

Si l'obtention de la limite d'endurance peut prendre du temps (notamment pour des nombres de cycles élevés alors que les fréquences de sollicitation sont limitées pour les composites), des approches plus rapides déjà appliquées pour les métaux sont en cours de développement pour les stratifiés : les méthodes d'auto-échauffement [Westphal13, 14]. Ces approches se basent sur la dissipation d'énergie, sous forme de chaleur, liée aux mécanismes d'endommagement mis en jeu sous des chargements cycliques. L'approche consiste à observer le taux de croissance de la température de l'éprouvette sous des blocs de sollicitation d'amplitude croissante. La modification du taux de croissance de la température signale l'apparition de mécanismes d'endommagement. En Figure II.28 nous pouvons voir que la valeur de la contrainte à l'intersection des pentes de la courbe d'auto-échauffement est cohérente avec la limite d'endurance observée sur une courbe S-N classique : 371 MPa.

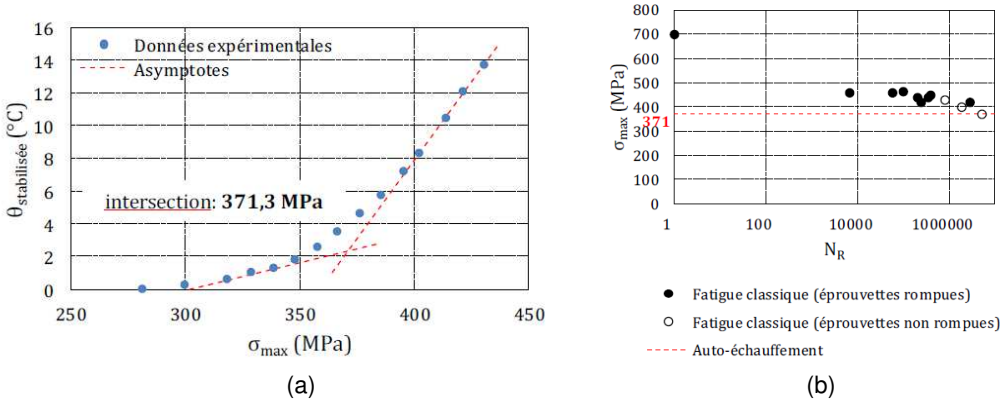


Figure II.28 : (a) Courbe d'auto-échauffement et (b) courbe S-N d'un $[45/90/0]_s$ à fibres carbone en traction-traction sous contrainte moyenne de 250 MPa [Westphal14]

Si ces approches sont prometteuses en termes de durée d'essai pour déterminer la limite d'endurance (quelques heures), notons que tous les mécanismes d'endommagement ne semblent pas être observables par dissipation thermique et que le choix des points pour tracer les pentes sur la courbe d'auto-échauffement (Figure II.28.a) reste très sensible à l'opérateur [Westphal14].

II.3.2. Approches basées sur l'utilisation des courbes S-N

Parmi les approches où l'endommagement est toléré dans le matériau et dont l'objectif est de modéliser cet endommagement pour estimer la durée de vie, la plus courante est basée sur l'utilisation des courbes S-N déterminées à l'échelle macroscopique : celle du stratifié. Elle consiste à interpoler ou extrapoler la durée de vie du matériau mesurée lors d'essais à l'aide de lois phénoménologiques.

a. Cas de la fatigue uniaxiale d'amplitude constante

Considérons tout d'abord un cas assez simple où la sollicitation est uniaxiale et d'amplitude constante. Ce type de chargement est peu probable pour une structure. Néanmoins elle est très facile à reproduire en laboratoire.
Le matériau est sollicité pour plusieurs niveaux de chargement (contrainte maximale), et pour différents rapports de charge, jusqu'à rupture. Les durées de vies obtenues, par niveau de sollicitation et par rapport de charge, sont reportées sur deux types de diagrammes : un diagramme qui donne la durée de vie en fonction de la contrainte maximale pour des rapports de charge fixés (la courbe S-N) et un diagramme qui donne l'influence du rapport de charge en fonction de la contrainte maximale à durée de vie fixée (le diagramme CFL).

Les courbes S-N sont généralement décrites à l'aide de modèles de type log-log ou semi-log. Le modèle semi-log, dit de Wöhler, s'écrit de la manière suivante :

$$\frac{\sigma^{\max}}{\sigma^{ult}} = 1 - b.\log(N) \tag{II.2}$$

où $\sigma^{\max}$ est la contrainte max imposée pendant le cyclage, σ^{ult} correspond à la contrainte de rupture statique et *-b* est la pente de la droite dans le plan σ^{max}*-log(N)*.
Le modèle log-log, dit de Basquin, s'écrit de la façon suivante :

$$\frac{\sigma^{\max}}{\sigma^{ult}} = N^{-1/m} \tag{II.3}$$

où cette fois, *-1/m* est la pente de la droite dans le plan *log(*σ^{max}*)-log(N)*.

D'autres auteurs [Tate08; Kelkar09] s'inspirent de modèles utilisés en biologie pour décrire la forme en S des courbes S-N (Figure II.29). Cette modélisation permet de mettre évidence deux domaines : la fatigue oligocyclique, dans lequel les ruptures interviennent après un nombre de cycles faible, et la fatigue polycyclique associée aux grandes durées de vie (10^5 à 10^6 ou 10^7 cycles). Cette modélisation permet aussi de représenter la limite d'endurance (lorsqu'elle existe) par une asymptote horizontale. Mathématiquement, la représentation sigmoïdale peut s'écrire de la manière suivante :

$$\frac{\sigma^{\max}}{\sigma^{ult}} = \frac{\sigma_A - \sigma_B}{1 + e^{(x - x_0)/dx}} + \sigma_B \tag{II.4}$$

où $x = \log(N)$ et σ_A, σ_B, x_0 et dx sont des paramètres à identifier. Notons tout de même que σ_A et σ_B représentent les valeurs extrêmes, à savoir la rupture statique pour σ_A et la limite d'endurance pour σ_B.

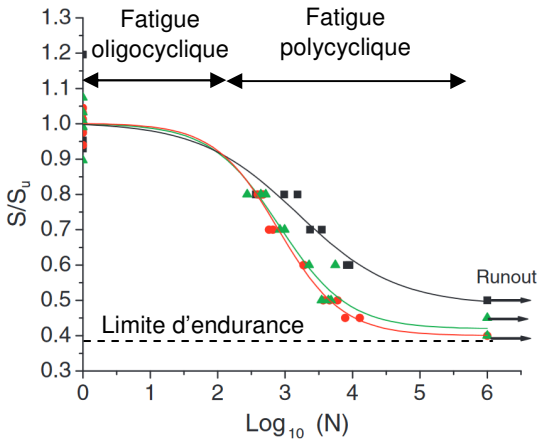


Figure II.29 : Courbe S-N sigmoïdale [Tate08]

Les courbes S-N sont généralement tracées en contrainte maximale, pour R ou σ^m fixé, mais elles peuvent aussi être tracées en amplitude de contrainte où à l'aide d'autres grandeurs comme la déformation ou l'énergie de déformation [Ellyin90].

Les diagrammes CFL, rappelons-le, représentent l'influence du rapport de charge pour une durée de vie fixée. Ils sont généralement tracés dans le plan σ^a-σ^m où σ^a représente l'amplitude en contrainte et σ^m représente la contrainte moyenne de la sollicitation cyclique. Le modèle le plus simple consiste à réaliser une interpolation linéaire : droite de Goodman, ou linéaire par morceaux lorsque plusieurs rapports de charge ont été testés. L'interpolation linéaire (Figure II.30.a) consiste souvent à réaliser des essais à un rapport de charge $R = 0,1$ (traction-traction) et d'en déduire pour toute durée de vie, une relation qui permet de passer d'une sollicitation à une autre. L'interpolation linéaire par morceaux consiste généralement à réaliser des essais à $R = 10$ (compression-compression), $R = -1$ (traction-compression) et $R = 0,1$ (traction-traction) puis une interpolation linéaire est faite entre les résultats d'essais.

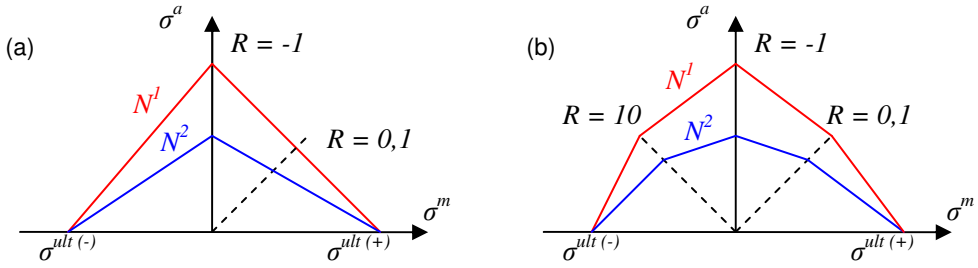


Figure II.30 : Diagrammes CFL (a) linéaire (droite de Goodman) (b) linéaire par morceau

Des modèles non linéaires sont aussi proposées dans la littérature. Citons le modèle de Gerber qui décrit un diagramme parabolique, les diagrammes en formes de cloches proposées par B.

Harris et ses collaborateurs [Harris97] (Figure II.31.b) ou les diagrammes anisomorphes proposés par M. Kawai et al. dont la particularité est de changer de forme en fonction de la durée de vie [Kawai10].

Nous pouvons en conclure qu'avec de nombreux essais sous chargement d'amplitude constante, à l'aide d'une identification de la courbe S-N et en choisissant un modèle empirique pour décrire la forme du diagramme CFL, nous sommes en mesure d'estimer la durée de vie pour n'importe quelle sollicitation de contrainte maximale et minimale constante (Figure II.31.a) qui peut aussi être définie en amplitude et contrainte moyenne (Figure II.31.b).

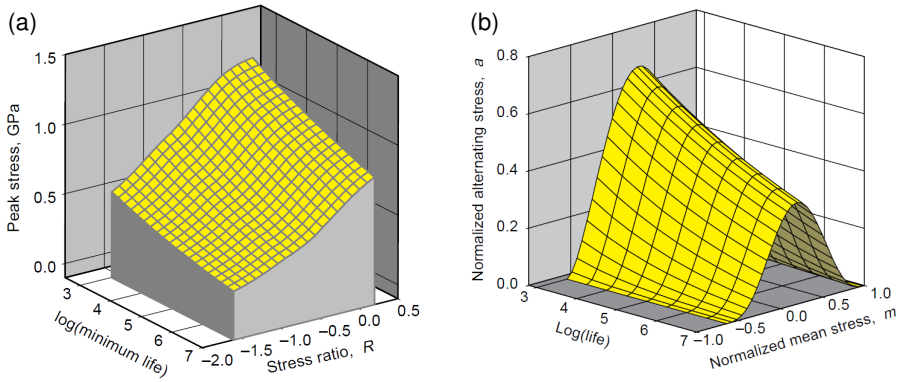


Figure II.31 : Expression de la durée de vie d'un stratifié [0/±45] carbone époxy à l'aide de courbes S-N et d'un diagramme en forme de cloche [Harris97] (a) en fonction du rapport de charge et de la contrainte maximale dans le domaine de validité du modèle (b) en fonction de la valeur moyenne et de l'amplitude

b. Cas de la fatigue uniaxiale d'amplitude variable

Comme nous l'avons déjà souligné, un chargement de fatigue réel est rarement de valeur moyenne et d'amplitude constante mais plutôt composé par une séquence de chargement que nous pouvons modéliser comme une succession de cycles d'amplitude et de valeur moyenne variable. La solution utilisée pour aborder cette problématique dans le cadre des approches de type durée de vie est de se ramener à des blocs d'amplitude constante pour lesquels nous venons de voir que nous savons estimer la durée de vie. Des méthodes de comptage sont donc utilisées pour identifiés des cycles dans le chargement. Ces cycles sont ensuite regroupés en blocs de chargement lorsque leur occurrence n^i est supérieure à 1 (Figure II.32).

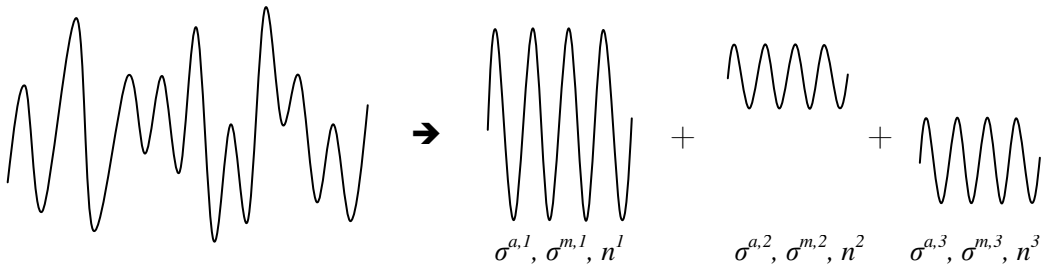


Figure II.32 : Représentation schématique du comptage de cycles

La durée de vie est ensuite calculée en cumulant l'endommagement d^i induit par chaque bloc de chargement. Cet endommagement est défini comme la proportion de durée de vie consommée par chaque bloc :

$$d^i = \frac{n^i}{N^i} \tag{II.5}$$

où n^i est l'occurrence du cycle i sur la séquence et N^i est la durée de vie sous le chargement constant i calculé comme indiqué au Paragraphe II.3.2.a. Lorsque l'endommagement atteint 1, la rupture est atteinte.

Les méthodes diffèrent ensuite sur la manière de cumuler l'endommagement. Le modèle le plus utilisé est la règle de Miner [Miner45] qui consiste à cumuler de façon linéaire l'endommagement :

$$D = \sum_i \frac{n^i}{N^i} \tag{II.6}$$

De la même manière, lorsque D atteint 1, la rupture intervient. Notons que cette règle a été postulée pour décrire la tenue en fatigue des métaux et qu'elle est peu adaptée pour décrire l'endommagement des matériaux composites sous des spectres de chargement complexes [Post08; Passipoularidis09]. Des modèles non linéaires sont proposés en remplacement dans la littérature. Citons par exemple celui [Bond99] [Bond00] :

$$D = \sum_i A\frac{n^i}{N^i} + B\left(\frac{n^i}{N^i}\right)^C \tag{II.7}$$

où A, B et C sont des paramètres à identifier, dépendants du matériau. M.J. Owen et R.J. Howe proposent de fixer $C = 2$ [Owen72].

Précisons qu'une fois que l'endommagement total D sur la séquence est déterminé, la durée de vie N, ou le nombre de répétition admissible de cette séquence est obtenu de la manière suivante :

$$N = \frac{1}{D} \tag{II.8}$$

c. Cas de la fatigue multiaxiale d'amplitude variable

Les lois que nous avons décrites dans les deux paragraphes précédents sont dédiées à des sollicitations unidirectionnelles. C'est-à-dire que la sollicitation est appliquée dans une direction unique et constante. Dans le cadre de l'approche que nous abordons, le cas des sollicitations multiaxiales est traité à l'aide de critères de ruptures multiaxiaux initialement formulés pour les chargements quasi-statiques et étendus aux sollicitations de fatigue. Citons par exemple le critère de rupture quadratique de Tsai-Hill qui s'écrit en statique :

$$\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_1^{ult}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_2^{ult}}\right)^2 - \frac{\sigma_1\sigma_2}{\sigma_1^{ult}\sigma_2^{ult}} + \left(\frac{\tau_{12}}{\tau_{12}^{ult}}\right)^2 = 1 \tag{II.9}$$

Dans cette équation, σ_1, σ_2 et τ_{12} sont les composantes de l'état de contraintes et σ_1^{ult}, σ_2^{ult} et τ_{12}^{ult} sont les contraintes ultimes statiques dans les directions associées. Ce critère est

étendu à la fatigue par T.P. Philippidis et A.P. Vassilopoulos [Philippidis99, 02, 04] qui le formulent de la manière suivante :

$$\left(\frac{\sigma_1^a}{\sigma_1^{\max}(N)}\right)^2+\left(\frac{\sigma_2^a}{\sigma_2^{\max}(N)}\right)^2-\frac{\sigma_1^a\sigma_2^a}{\sigma_1^{\max}(N)\sigma_2^{\max}(N)}+\left(\frac{\tau_{12}^a}{\tau_{12}^{\max}(N)}\right)^2=1 \qquad \text{(II.10)}$$

où σ_1^a, σ_2^a et τ_{12}^a sont les amplitudes des composantes de l'état de contraintes cyclique et $\sigma_1^{\max}(N)$, $\sigma_2^{\max}(N)$, $\tau_{12}^{\max}(N)$ sont les courbes S-N dans les directions associées sous les mêmes rapports de charge. Par résolution de l'équation (II.10), la durée de vie *N* sous un bloc de chargement d'amplitude constante peut être déterminée. En utilisant un modèle de cumul de l'endommagement comme ceux présentées dans le paragraphe précédent nous sommes en mesure d'estimer l'endommagement pour une sollicitation multiaxiale d'amplitude variable.

D'autres critères en contrainte sont utilisables en contrainte comme celui de Z.Hashin et A.Rotem [Hashin73] ou en énergie [Shokrieh06]. Ces méthodes sont cependant limitées aux sollicitations multiaxiales proportionnelles.

Comme nous venons de le voir, les approches basées sur l'utilisation de courbes S-N peuvent être appliquées à l'échelle du pli, mais les hypothèses auxquelles elles font appel, notamment que les plis ont une raideur constante, ou que la résistance sous un chargement dans une direction est indépendante du chargement dans les autres directions sont discutables. Ces approches sont donc principalement utilisée à l'échelle du stratifié. Et notons que l'identification des courbes S-N et des diagrammes CFL pour l'ensemble des stratifiés qui composent une structure comme une pale d'éolienne nécessitent de lourdes campagnes d'essais.

II.3.3. Approches phénoménologiques basées sur la description de la rigidité et de la résistance résiduelle

Toujours parmi les méthodes de dimensionnement qui s'intéressent à l'évolution de l'endommagement en fatigue, une deuxième famille d'approches regroupe les modèles phénoménologiques basés sur la description de la rigidité et de la résistance résiduelle. Ces approches décrivent l'évolution de ces grandeurs au cours du chargement, ce qui permet de modéliser la tenue en fatigue à l'échelle du pli et du stratifié.

a. Approches basées sur la description de la rigidité résiduelle

Les modèles basés sur la description de la rigidité résiduelle décrivent l'évolution du module d'élasticité résiduel au cours de la sollicitation. La perte de rigidité est décrite à l'aide d'une variable D telle que $E = E^0(1-D)$ avec E^0 le module d'élasticité initial et E le module d'élasticité résiduel. La caractéristique des modèles phénoménologiques est liée à leur forte dépendance aux sollicitations avec lesquelles ils sont identifiés.

Citons par exemple le modèle de W. Van Paepegem et J. Degrieck, utilisable à l'échelle du pli ou du stratifié, qui distingue la traction de la compression pour des tissés verre-époxy sollicités en flexion [Van Paepegem01a] :

$$\frac{dD}{dn} = \begin{cases} \dfrac{A\left(\Delta\sigma/\sigma^{ult}\right)^c}{\left(1-D\right)^b} & \text{en traction} \\ 0 & \text{en compression} \end{cases} \tag{II.11}$$

Dans cette loi, A, b et c sont des paramètres à identifier, dépendants du matériau.

Notons que la rigidité résiduelle et la déformation résiduelle semblent répondre aux mêmes mécanismes d'endommagement et que les lois qui les modélisent sont donc souvent couplées. Les mêmes auteurs proposent un couplage avec la perte de raideur en cisaillement :

$$\frac{d\varepsilon^p}{dn} = \begin{cases} c_6\varepsilon\dfrac{dD_{12}}{dn} & \text{en traction} \\ 0 & \text{en compression} \end{cases} \tag{II.12}$$

où ε^p, ε et c_6 sont respectivement : la déformation résiduelle permanentes, la déformation résiduelle totale et un paramètre matériau à identifier [Van Paepegem03].

Si les modèles de rigidité résiduelle décrivent très bien la perte de raideur pour des sollicitations données, l'estimation de la durée de vie n'est pas leur but premier ; celle-ci se fait donc de manière indirecte. La rupture peut être définie par une certaine valeur du paramètre D, par exemple $D = 1$, bien qu'au moment de la rupture le module d'élasticité résiduel du matériau soit non nul. La rupture peut aussi être atteinte lorsqu'un pli désorienté de la direction du chargement à perdu suffisamment de raideur pour que la charge transférée sur ses plis voisins dépasse la charge ultime (statique) et génère une rupture. Mais cette dernière solution ne fonctionnerait pas pour tous les stratifiés. Une approche finalement souvent adoptée consiste à considérer que la section est endommagée et que la contrainte que

subit le matériau est supérieure à la contrainte moyenne calculée à partir de la section initiale (non endommagée). On parle alors de contrainte effective notée $\tilde{\sigma}$:

$$\tilde{\sigma} = E^0.\varepsilon = \frac{\sigma}{1-D} \tag{II.13}$$

En considérant les contraintes effectives à la place des contraintes homogènes dans un critère de rupture statique, certains auteurs essaient d'estimer la rupture [Van Paepegem03].

b. Approches basées sur la résistance résiduelle

De la même manière que des modèles décrivent l'évolution de la rigidité au cours de la durée de vie, d'autres modèles décrivent l'évolution de la résistance. Rappelons que la rigidité résiduelle concerne principalement les directions matricielles alors que la résistance résiduelle concerne principalement la direction des fibres. Ces modèles de résistance résiduelle sont dits phénoménologiques lorsqu'ils s'expriment en fonction de la résistance ultime (résistance résiduelle initiale), de la sollicitation, du nombre de cycles et de la durée de vie sous cette même sollicitation :

$$R = f\left(\sigma^{ult}, \sigma, n, N\right) \tag{II.14}$$

Citons par exemple le modèle linéaire de Broutman et Sahu Figure II.33.

$$R\left(n^i\right) = \sigma^{ult} - \left(\sigma^{ult} - \sigma^{\max,i}\right)\frac{n^i}{N^i} \tag{II.15}$$

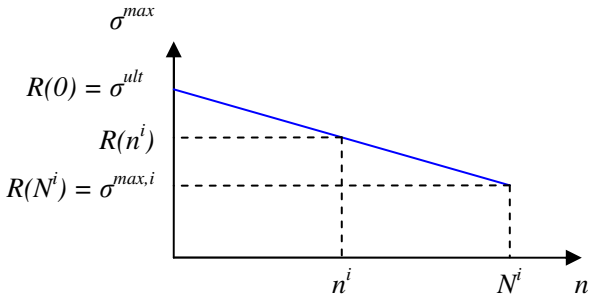


Figure II.33 : Représentation schématique du modèle linéaire de résistance résiduelle de Broutman et Sahu

Citons aussi le modèle proposé par M.M. Shokrieh et L.B. Lessard [Shokrieh97b] qui nous permet de mettre en évidence que ces modèles sont identifiés pour une sollicitation fixée et qu'ils dépendent donc du rapport de charge :

$$R\left(n,\sigma^{\max},R\right) = \left[1 - \left(\frac{\log(n) - \log(0.25)}{\log(N) - \log(0.25)}\right)^{\beta}\right]^{\frac{1}{\alpha}} - \left(\sigma^{ult} - \sigma^{\max}\right) + \sigma^{\max} \tag{II.16}$$

Dans cette relation, α et β sont des paramètres matériau à identifier. Les auteurs utilisent la loi de B. Harris et collaborateurs [Harris97] pour passer d'un rapport de charge R à un autre. Les auteurs intègrent ensuite la résistance résiduelle qu'ils calculent dans le critère de rupture de Tsai-Hill pour estimer la rupture en fatigue sous sollicitation multiaxiale [Diao99] :

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{R_{11}\left(n,\sigma_{11},R\right)}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{22}}{R_{22}\left(n,\sigma_{22},R\right)}\right)^2 - \frac{\sigma_{11}\sigma_{22}}{R_{11}\left(n,\sigma_{11},R\right)^2} + \left(\frac{\tau_{12}}{R_{12}\left(n,\sigma_{11},R\right)}\right)^2 = 1 \tag{II.17}$$

c. Modèles couplant rigidité et résistance résiduelle

Si les modèles de résistance ou de rigidité résiduelle peuvent être utilisés seuls, comme nous venons de le voir, ils sont généralement couplés de manière à confronter une contrainte évaluée à partir d'une rigidité résiduelle, avec une résistance résiduelle, au cours de la sollicitation de fatigue pour estimer la rupture finale. L'avantage de ces modèles, couplant rigidité et résistance résiduelle, comparées aux méthodes basées sur l'utilisation des courbes S-N, est de tenir compte des pertes de raideur des plis pour estimer la durée de vie du stratifié (Figure II.34).

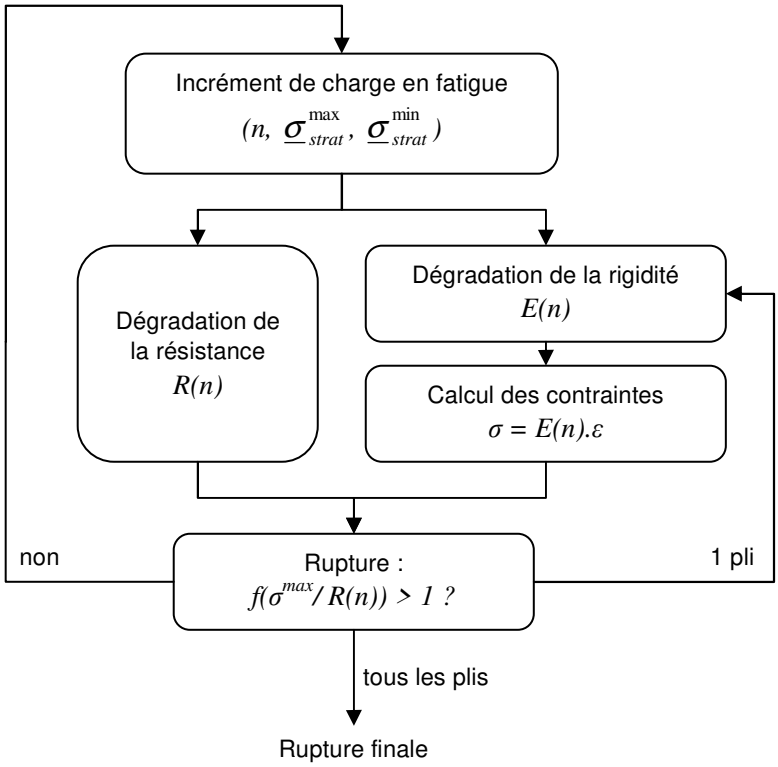


Figure II.34 : Algorithme schématique illustrant l'estimation de la durée de vie à l'aide d'approches phénoménologiques

Un incrément de chargement en fatigue est appliqué qui génère une dégradation de la résistance résiduelle et de la rigidité. Ces dégradations, comme nous l'avons précisé, peuvent s'effectuer pli par pli. La dégradation de la rigidité des plis génère une mise à jour de l'état de contraintes. En effet, certains plis se déchargent et génèrent un surplus de sollicitation dans les plis voisins. Enfin un critère de rupture est appliqué. Si aucune rupture n'est détectée, l'algorithme passe à l'incrément de chargement suivant. Si une rupture est détectée uniquement dans un pli, la rigidité est mise à jour et un nouveau calcul de contraintes est réalisé de manière à redistribuer la charge suite à la rupture du pli. Enfin, si tous les plis sont rompus, le stratifié est considéré ruiné et la durée de vie est obtenue.
De telles approches sont proposées par de nombreux auteurs [Lian10; Eliopoulos11], qui utilisent souvent le critère de rupture multiaxial du Puck pour les plis d'unidirectionnels

[Kennedy13; Dong16], et les lois de résistance linéaire de Broutman et Sahu [Passipoularidis11].
Notons finalement, et c'est la caractéristique des approches que nous appelons phénoménologiques, que la variable qui pilote les lois de dégradation est le nombre de cycles et que la plupart du temps la durée de vie doit être connue. Ces approches sont donc fortement liées aux approches basées sur l'utilisation des courbes S-N dans la mesure où la durée de vie doit pouvoir être estimée à partir d'une sollicitation cyclique et que l'influence de la contrainte moyenne est prise à l'aide des mêmes diagrammes CFL que ceux présentés à la Section II.3.2.

II.3.4. Approches basées sur les mécanismes d'endommagement

Les deux familles d'approches que nous venons de présenter : les approches basées sur l'utilisation des courbes S-N et les approches phénoménologiques basées sur la description de la rigidité et de la résistance résiduelle formulent toutes deux des lois de prévision de la durée de vie dites phénoménologiques. Elles ne s'intéressent pas aux mécanismes d'endommagement et sont donc limitées dans la description du comportement en fatigue sous sollicitation complexes : lorsque des couplages non observés lors des essais de caractérisation interviennent. Les approches que nous présentons ci-après s'intéressent au contraire à l'évolution de l'endommagement dans le matériau en fonction d'un état de contraintes local : à l'échelle microscopique (des constituants) ou mésoscopique (du pli). Ces approches peuvent donc, a priori, traiter des sollicitations extérieures complexes.
Nous diviserons ces approches en deux familles : les approches basées sur la mécanique de la rupture qui modélisent de manière « discrète » l'évolution de chaque fissure et les approches utilisant un formalisme thermodynamique représentant l'état d'endommagement, homogénéisé ou moyen sur un volume représentatif, par des variables internes.

a. Approches basées sur la mécanique de la rupture

Les approches basées sur la mécanique de la rupture décrivent la propagation locale d'endommagements de type fissure dans le matériau. Ces approches s'intéressent aussi bien à la prévision de l'évolution des fissures transverses qu'à celle des délaminages et font appel à des modélisations qui considèrent une discontinuité du déplacement pour modéliser les fissures.

i. Prévision de l'évolution des fissures transverses

Quelques auteurs se sont penchés sur la prévision de la fissuration transverse en s'appuyant sur la mécanique de la rupture. Citons par exemple les travaux J.F. Caron et A. Ehrlacher [Caron97, 99] qui modélisent l'évolution de la fissuration transverse dans les plis à 90° d'un $[0/90]_s$ carbone à l'aide d'une loi d'évolution de type Paris appliquée à la résistance transverse :

$$\frac{dR_e}{dN} = -CR_e^{3-\eta}\Delta S^{\eta} \qquad \text{(II.18)}$$

Dans cette loi, R_e est la résistance résiduelle du pli transverse, ΔS est l'amplitude de la sollicitation et C et η sont les paramètres de la loi de Paris. De manière à obtenir une évolution progressive du nombre de fissures, une distribution aléatoire des résistances initiales est appliquée. Notons qu'une telle modélisation n'est possible que si le pli à 90° est initialement divisé en plusieurs cellules définissant ainsi la position des fissures potentielles.

ii. Prévision de l'évolution du délaminage

Les approches basées sur la mécanique de la rupture ou les zones cohésives sont principalement dédiées à la prévision de l'évolution des délaminages pour lesquels l'anticipation de la position est moins hasardeuse que pour des fissures transverses. Une revue récente des modèles de prévision du délaminage en fatigue est donnée par J.A. Pascoe et al. [Pascoe13] et B.L.V. Bak [Bak14].

Anticiper la position des fissures transverses que celles des délaminages,

Dans le cadre de la **mécanique de la rupture**, ces modèles s'écrivent souvent sous la forme d'une loi de Paris :

$$\frac{da}{dN} = C.f(G)^n \tag{II.19}$$

où da représente l'augmentation de la surface délaminée lorsque le nombre de cycle augmente de dN. Dans cette même relation, C et n sont les paramètres de la loi de Paris (à identifier) et $f(G)$ est une fonction du taux de restitution d'énergie sur le cycle [Pascoe13]. Le calcul numérique se fait par incréments de cycles sur un maillage qui permet une dissociation des nœuds à l'endroit où la fissure se propage (Figure II.35). L'inconvénient de ces méthodes repose alors sur leur dépendance forte au maillage qui doit par ailleurs être très fin.

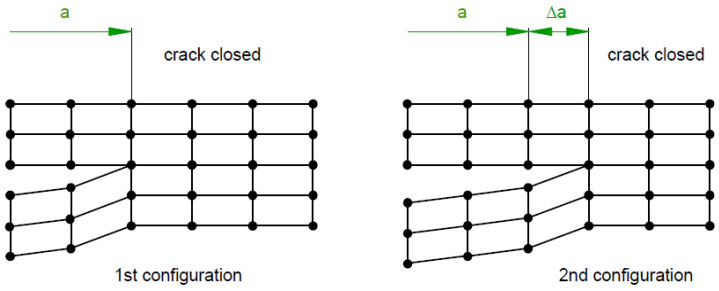


Figure II.35 : Modélisation numérique de l'ouverture d'une fissure dans le cadre de la mécanique de la rupture [Krueger04]

Dans le cadre de la modélisation par des **zones cohésives**, moins dépendante de la taille du maillage que les approches de type mécanique de la rupture, des interfaces sont introduites entre les plis. Le comportement de ces interfaces, ou zones cohésives est modélisé par une loi élastique linéaire jusqu'à un certain seuil à partir duquel la raideur, notée K en Figure II.36 se dégrade jusqu'à devenir nulle.

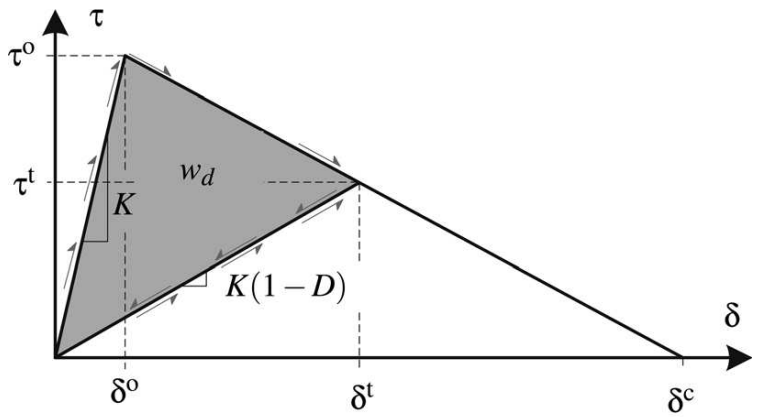


Figure II.36 : Comportement d'une zone cohésive dont la dégradation s'exprime au moyen de la perte de raideur de l'interface [Bak14]

La modélisation du délaminage en fatigue à l'aide de zones cohésives revient donc généralement à écrire une loi dans laquelle l'endommagement D dépend du chargement et du nombre de cycles. Par exemple, citons la loi proposée par P. Robinson et al. [Robinson05] dans laquelle le taux de croissance de la perte de raideur D de l'interface, liée à la fatigue, est supposée suivre par la relation suivante :

$$\frac{dD}{dn} = \frac{C}{1+\beta} e^{\lambda D} \delta^{1+\beta} \tag{II.20}$$

où δ correspond à l'ouverture de l'interface, et C, β et λ sont des paramètres à identifier.

b. Approches utilisant un formalisme thermodynamique

Par opposition aux approches discrètes, les approches qui utilisent le formalisme thermodynamique décrivent l'état du matériau à l'aide de variables internes. Ces variables peuvent être liées à la description physique des endommagements sous forme de densité par exemple, ou liées à la loi de comportement du matériau. Cette dernière approche est appelée « mécanique de l'endommagement ».

i. Description physique des défauts

R. Talreja propose de décrire les défauts de type fissure par une variable interne vectorielle qui représente la direction et la taille des endommagements [Talreja86]. Dans l'équation suivante, la variable interne scalaire $V^{(\alpha)}$ est définie par la direction $n^{(\alpha)}$ normale au plan des fissures de mode α et par l'endommagement $D^{(\alpha)}$ qui rend compte de la taille et de la dimension caractéristique des fissures dans ce plan.

$$V^{(\alpha)} = D^{(\alpha)} n^{(\alpha)} \tag{II.21}$$

La variable vectorielle est obtenue en considérant les directions possibles de la fissuration. L'auteur déduit ensuite la rigidité du matériau à partir de son état de fissuration. Cette approche a été reprise par A. Thionnet et J. Renard, et plus tard par N. Revest qui proposent des lois d'évolutions de la densité de fissures transverses à l'aide d'un seuil A^c [Thionnet93, 94; Revest11] :

$$A^c(\alpha,m,N,R,f)=-b(m,N,R,f)\exp\left(\frac{\ln\left[-\ln\left(1-\frac{\alpha}{c(m,N,R,f)}\right)\right]}{a(m,N,R,f)}\right) \tag{II.22}$$

où α représente maintenant la densité de fissures normalisée par l'épaisseur des plis, a, b et c sont des paramètres matériau à identifier, m représente le mode de fissuration et N, R et f définissent la nombre de cycles, le rapport de charge et la fréquence.

ii. Mécanique de l'endommagement

P. Ladeveze et E. Le Dantec proposent quant à eux de décrire l'endommagement dans le composite à l'échelle du pli à l'aide de variables internes qui représentent la perte de raideur dans la direction transverse (d'indice 2), et de cisaillement (d'indice 12) [Ladevèze92]. :

$$\begin{aligned} d_2 &= 1-\frac{E_2}{E_2^0} \\ d_{12} &= 1-\frac{G_{12}}{G_{12}^0} \end{aligned} \tag{II.23}$$

Les travaux effectués au LMA-Marseille ont permis d'étendre à la fatigue cette approche initialement définie sous chargement statique en considérant que l'endommagement total est composé en partie par un endommagement quasi-statique et en partie par un endommagement de fatigue [Payan02, 04] :

$$\begin{aligned} d_2 &= d_2^s + d_2^f \\ d_{12} &= c d_2 \end{aligned} \tag{II.24}$$

Dans cette approche, l'évolution de l'endommagement est pilotée par les forces thermodynamiques associées [Hochard10, 14] :

$$d_2^s = \left\langle 1-e^{-\left(a\left(Y_{d_2^s}\right)^n+b\left(Y_{d_{12}^s}\right)^m-Y_0^s\right)} \right\rangle \tag{II.25}$$

$$\frac{\partial d_2^f}{\partial N} = \left(1-d_2\right)^\gamma \left\langle a_f \left(Y_{d_2^f}\right)^{\beta_1}\left(\Delta Y_{d_2^f}\right)^{\beta_2} + b_f \left(Y_{d_{12}^f}\right)^{\beta_3}\left(\Delta Y_{d_{12}^f}\right)^{\beta_4} - Y_0^f \right\rangle_+ \tag{II.26}$$

où a, a_f, b, b_f, m, n, γ, β_1, β_2, β_3, β_4, sont des paramètres dépendant du matériaux, qui permettent de modéliser l'influence de la sollicitation transverse et de cisaillement sur l'endommagement matriciel en statique ou en fatigue, Y_0^s, Y_0^f sont les seuils d'endommagement en statique et en fatigue et Y_{d_i}, $Y_{d_i^f}$, $\Delta Y_{d_i^f}$ sont les forces thermodynamiques qui pilotent l'endommagement. En statique, les forces thermodynamiques dérivent du potentiel élastique comme nous le verrons au Chapitre III. Elles s'expriment de la manière suivante :

$$Y_{d_i^s} = \frac{\sigma_i^{\,2}}{2E_i^0\left(1-d_i\right)^2} \tag{II.27}$$

Par analogie, les forces thermodynamiques qui pilotent l'endommagement en fatigue sont liées à la valeur maximale et à l'amplitude de la sollicitation :

$$Y_{d_i^f} = \frac{\sigma_i^{\max 2}}{2E_i^0(1-d_i)^2} \tag{II.28}$$

$$\Delta Y_{d_i^f} = \frac{\left(\sigma_i^{\max} - \sigma_i^{\min}\right)^2}{2E_i^0(1-d_i)^2} \tag{II.29}$$

Notons que ces approches s'intéressent aussi à la description de la déformation résiduelle. La rupture du pli est obtenue par instabilité dans la direction matricielle et par un seuil de rupture dans la direction des fibres. Les auteurs montrent que le seuil de rupture dans la direction des fibres est piloté par l'endommagement matriciel d_2.

Les approches basées sur la mécanique de l'endommagement avec un cumul statique-fatigue sont aussi utilisées par l'Onera dans des modèles dans lesquels les forces motrices qui pilotent l'évolution de l'endommagement sont exprimées en fonction des déformations [Rakotoarisoa14].

Notons finalement que les variables d_2 et d_{12} sont définies à l'échelle mésoscopique (échelle du pli) et que des modèles multi-échelles avec des variables d'endommagement à l'échelle mésoscopique mais aussi à l'échelle microscopiques (échelle des constituants) permettent de décrire avec plus de précision les mécanismes d'endommagement qui entrent en jeu dans les matériaux composites stratifiés [Ladevèze01; Huchette06; Laurin13]. Cependant de tels modèles restent peu exploités en fatigue.

II.4. Discussion

Trois approches de modélisation de l'évolution de l'endommagement en fatigue ont été présentées. Les approches basées sur l'utilisation des courbes S-N permettent de décrire de manière globale, mais non physique, l'endommagement à l'aide de modèles empiriques. Ces approches sont peu coûteuses en temps de calcul et simples à mettre en œuvre dans le cadre du dimensionnement d'une structure. Cependant, elles permettent difficilement de traiter des sollicitations complexes et variées dans la mesure où leur fiabilité repose sur la similitude du chargement avec celui qui a permis d'identifier les paramètres des modèles. Notons aussi que ces méthodes étant formulées à l'échelle du matériau considéré comme homogène, des campagnes d'essais lourdes sont nécessaires pour obtenir le comportement en fatigue des nombreux stratifiés composant une structure comme celle d'une pale d'éolienne. Si des formulations sont possibles à l'échelle du pli pour limiter les campagnes d'essais, les hypothèses sur lesquelles elles reposent (notamment que les plis ont une raideur constante, ou que la résistance sous un chargement dans une direction est indépendante du chargement dans les autres directions) sont discutables.

Les approches phénoménologiques basées sur la description de la rigidité et de la résistance résiduelle permettent, elles, de formuler un modèle à l'échelle du pli valable pour tout empilement à condition que les phénomènes d'endommagement interplis soient négligeables. Néanmoins ces approches présentent toujours une dépendance forte à la sollicitation qui a permis d'identifier les paramètres des modèles, et la résistance sous un chargement dans une direction est toujours considérée indépendante du chargement dans les autres directions.

La dépendance à la sollicitation extérieure (macroscopique) est appelée à s'effacer lorsqu'on utilise des modèles formulés à l'échelle microscopique (fibre-matrice) ou mésoscopique (plis) qui ne s'expriment plus en fonction d'un nombre de cycles mais d'une sollicitation à l'échelle où le modèle est formulé. Il s'agit des approches de type endommagement. Nous avons présenté parmi ces approches, des lois dérivant de la mécanique de la rupture mais qui ne sont pas adaptées au dimensionnement de structures complètes à cause d'un niveau de description numérique de la structure bien trop élevé. Les lois basées sur le formalisme thermodynamique et qui utilisent des variables d'endommagement interne représentent alors une alternative intéressante. Elles permettent de décrire le niveau d'endommagement dans les stratifiés à l'aide d'une campagne de caractérisation effectuée à l'échelle du pli. Parmi ces modèles nous avons présenté des modèles basés sur la description physique des endommagements et des modèles basés sur la mécanique de l'endommagement. Si pour les premiers, le lien entre la densité de fissures et la durée de vie n'est pas évident, les seconds permettent tout à fait d'estimer la durée de vie des stratifiés et d'une structure. C'est donc ce type d'approches que nous avons choisi d'utiliser dans le cadre de ce travail en approfondissant la relation entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres.

Une synthèse des diverses approches de prévision de la durée de vie des stratifiés que nous avons présentées est proposée en Figure II.37. Dans cette figure, les grandeurs N, E et R représentent respectivement la durée de vie à l'échelle du stratifié, la rigidité et la résistance. Les variables n, a, D, α et d représentent respectivement le nombre de cycles, une longueur de fissures, l'endommagement d'une zone cohésive, une densité de fissuration, et une perte de raideur.

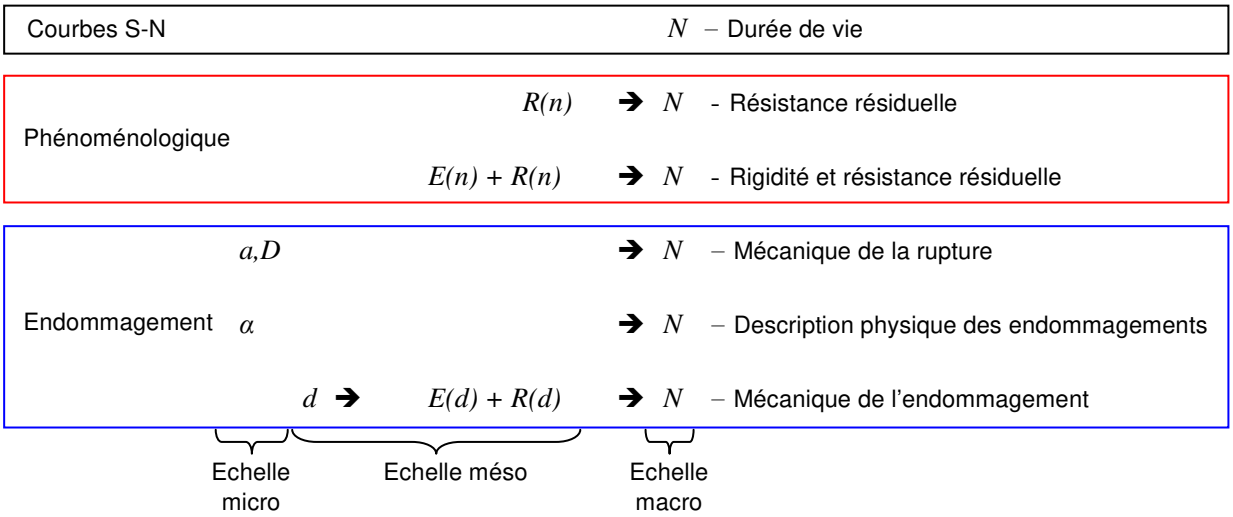


Figure II.37 : Représentation schématique des approches de détermination de la durée de vie en fatigue d'un matériau composite stratifié

Chapitre III.
Le modèle d'endommagement unifié statique-fatigue à l'échelle du pli

L'analyse des approches proposées dans la littérature pour décrire l'endommagement des matériaux composites et leur durée de vie en fatigue nous a permis d'en identifier une comme prometteuse pour le dimensionnement des pales d'éoliennes : les approches basées sur la mécanique de l'endommagement. Un modèle d'endommagement unifié statique-fatigue formulé à l'échelle du pli est donc proposé puis identifié pour le matériau de l'étude : le verre-époxy NCF réalisé par infusion. Ce modèle est basé sur la description des pertes de rigidités et de la déformation résiduelle à l'échelle du pli. Un couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres permet de modéliser la résistance résiduelle.

Sommaire

Chapitre III. Le modèle d'endommagement unifié statique-fatigue à l'échelle du pli 131
III.1. Description du modèle à l'échelle du pli 133
III.1.1. Un modèle basé sur la mécanique de l'endommagement 133
III.1.2. Lois d'évolution de la rigidité en quasi-statique 136
III.1.3. Couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres 137
III.1.4. Lois d'évolution de la rigidité en fatigue 138
III.1.5. Lois d'évolution de la déformation résiduelle 139
III.2. Résolution numérique à l'échelle du pli ou du stratifié 140
III.2.1. Chargement quasi-statique 140
III.2.2. Chargement de fatigue d'amplitude constante 142
III.3. Identification des paramètres du modèle à l'échelle du pli 147
III.3.1. Démarche générale 147
III.3.2. Effet du taux volumique de fibres sur les propriétés mécaniques initiales 151
III.3.3. Loi d'évolution de l'endommagement matriciel en quasi-statique 157
III.3.4. Couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres 163
III.3.5. Loi d'évolution de l'endommagement en fatigue 174
III.3.6. Synthèse des paramètres du modèle 182

III.4. Comparaison modèle – essais 183
III.4.1. Chargements quasi-statiques 183
III.4.2. Chargements en fatigue 190
III.5. Discussion sur le modèle 196
III.5.1. Synthèse des hypothèses 196
III.5.2. Points forts du modèle 197
III.5.3. Limites et perspectives 198
III.6. Conclusion du chapitre 200

III.1.Description du modèle à l'échelle du pli

Commençons par exposer le modèle d'endommagement unifié à l'échelle du pli que nous considérons. Ce modèle, basé sur la mécanique de l'endommagement est de type élasto-plastique endommageable avec un endommagement cumulé statique-fatigue. Les lois qui le régissent décrivent l'évolution de la rigidité et de la déformation résiduelle à l'aide de variables internes.

III.1.1. Un modèle basé sur la mécanique de l'endommagement

a. Historique

Le modèle exposé ci-dessous s'appuie sur de nombreuses contributions et nous souhaitons donc commencer par un rapide historique de son développement.
En 1992, Pierre Ladevèze et Eric Le Dantec du LMT-Cachan proposent un modèle pour décrire la rigidité et la déformation résiduelle des matériaux composites en fibres de carbones sous chargement quasi-statique [Ladevèze92]. Au début des années 2000, ce modèle est repris au LMA-Marseille par l'équipe de Christian Hochard, avec notamment les travaux de thèse de Juliette Payan qui étend ce modèle à la fatigue des matériaux composites tissés en fibres de carbone et lui confère ainsi sont caractère unifié [Payan02, 04]. En 2014, les travaux de thèse de Stéphanie Miot [Miot09] et Yannick Thollon [Thollon09] consacrés aux matériaux composites tissés en fibre de verre et matrice époxy permettent de définir une loi d'évolution de l'endommagement en statique adaptée au matériau composites à fibres de verre. La loi d'évolution de l'endommagement en fatigue est complétée et des essais de torsion-traction sur tubes d'UD sont proposés pour déterminer l'influence de l'endommagement matriciel sur la rupture dans la direction des fibres [Hochard14].

b. Comportement élasto-plastique endommageable du pli

L'endommagement du pli d'UD est décrit à l'aide de 4 variables internes :

- $\tilde{p}$ la déformation plastique cumulée qui décrit l'écrouissage isotrope transverse et induit les déformations résiduelles ε_2^p et γ_{12}^p
- d_1, d_2 et d_{12} qui décrivent la perte de rigidité du pli.

Chacune des trois variables : d_1, d_2 et d_{12} est affectée à un des trois modules d'élasticité qui décrivent le comportement isotrope transverse du pli d'unidirectionnel sous hypothèses de contraintes planes :

$$\begin{cases} E_1 = E_1^0(1-d_1) & \\ E_2 = E_2^0 & pour\ \sigma_2 < 0 \\ E_2 = E_2^0(1-d_2) & pour\ \sigma_2 \geq 0 \\ G_{12} = G_{12}^0(1-d_{12}) & \end{cases} \quad \text{(III.1)}$$

Dans l'expression précédente, E_1^0, E_2^0 et G_{12}^0 décrivent le module initial du pli respectivement dans la direction des fibres, transverse aux fibres et de cisaillement.

Ainsi :

- d_1 permet de modéliser le comportement élastique linéaire dans la direction des fibres et la rupture fragile.
- d_2 permet de modéliser la perte de raideur transverse observée sous sollicitation transverse et de cisaillement.
- d_{12} permet de modéliser la perte de raideur en cisaillement observée sous sollicitation transverse et de cisaillement.

Le modèle prévoit qu'en compression transverse, lorsque les fissures se referment, le pli retrouve sa rigidité initiale.

Avec les hypothèses précédentes et en négligeant les phénomènes d'origine thermique, l'énergie de déformation élastique du matériau endommagé s'écrit :

$$E_D = \frac{1}{2}\left[\frac{\sigma_1^2}{E_1^0(1-d_1)} - 2\frac{\nu_{12}{}^0\sigma_1\sigma_2}{E_1^0} + \frac{\langle\sigma_2\rangle_+^2}{E_2^0(1-d_2)} + \frac{\langle\sigma_2\rangle_-^2}{E_2^0} + \frac{\tau_{12}{}^2}{G_{12}^0(1-d_{12})}\right] \tag{III.2}$$

Les déformations élastiques sont obtenues en dérivant l'énergie de déformation par rapport aux contraintes :

$$\underline{\varepsilon}^e = \left.\frac{\partial E_D}{\partial \underline{\sigma}}\right|_{d_1,d_2,d_{12}} = [K]^{-1}\underline{\sigma} \tag{III.3}$$

Ce qui donne la matrice de souplesse $[K]^{-1}$ suivante dans le repère du pli :

$$\begin{cases} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1^e \\ \varepsilon_2^e \\ \gamma_{12}^e \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1^0(1-d_1)} & -\frac{\nu_{12}^0}{E_1^0} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}^0}{E_1^0} & \frac{1}{E_2^0(1-d_2)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}^0(1-d_{12})} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} & si\ \sigma_2 \geq 0 \\ \begin{Bmatrix} \varepsilon_1^e \\ \varepsilon_2^e \\ \gamma_{12}^e \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1^0(1-d_1)} & -\frac{\nu_{12}^0}{E_1^0} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}^0}{E_1^0} & \frac{1}{E_2^0} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}^0(1-d_{12})} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} & si\ \sigma_2 < 0 \end{cases} \tag{III.4}$$

Notons que pour vérifier l'égalité : $\frac{\nu_{12}}{E_1} = \frac{\nu_{21}}{E_2}$, nous avons nécessairement :

$$\begin{cases} \nu_{21} = \nu_{21}^0(1-d_2) & si\ \sigma_2 \geq 0 \\ \nu_{21} = \nu_{21}^0 & si\ \sigma_2 < 0 \end{cases} \tag{III.5}$$

À chaque variable d'endommagement d_i est associée une force thermodynamique Y_{di} qui s'obtient en dérivant l'énergie de déformation par rapport aux variables d'endommagement :

$$\begin{cases} Y_{d1} = \left.\dfrac{\partial E_D}{\partial d_1}\right|_{\sigma_1,d_1} = \dfrac{{\sigma_1}^2}{2E_1^0(1-d_1)^2} \\ Y_{d2} = \left.\dfrac{\partial E_D}{\partial d_2}\right|_{\sigma_2,d_2} = \dfrac{\langle\sigma_2\rangle_+^{\,2}}{2E_2^0(1-d_2)^2} \\ Y_{d12} = \left.\dfrac{\partial E_D}{\partial d_{12}}\right|_{\tau_{12},d_{12}} = \dfrac{{\tau_{12}}^2}{2G_{12}^0(1-d_{12})^2} \end{cases} \quad \text{(III.6)}$$

c. Hypothèse d'endommagement cumulé statique-fatigue et couplage matriciel

L'endommagement décrit par les variables d_1, d_2 et d_{12} peut être généré par des sollicitations monotones ou cycliques. Nous faisons l'hypothèse, comme proposé dans les travaux de Juliette Payan [Payan04], que les endommagements générés par des chargements monotones et cycliques se cumulent. Ceci s'appuie sur le fait que les mécanismes d'endommagement sous chargement quasi-statique et de fatigue sont les mêmes pour les matériaux composites stratifiés étudiés.

De plus, les pertes de raideurs transverses et de cisaillement étant liées à des mécanismes d'endommagement similaires (endommagement matriciel), un couplage entre les variables d_2 et d_{12} est proposé [Ladevèze92; Hochard14]. Ces hypothèses se traduisent mathématiquement par les relations suivantes :

$$\begin{cases} d_1 = d_1^s + d_1^f \\ d_2 = d_2^s + d_2^f \\ d_{12} = c.d_2 \end{cases} \quad \text{(III.7)}$$

où d_i^s est l'endommagement lié au chargement statique, d_i^f est l'endommagement lié au chargement de fatigue, et c le paramètre de couplage entre la perte de raideur transverse et de cisaillement qui modélisent toutes deux l'endommagement matriciel.

Dans ce modèle, la déformation résiduelle n'est pas définie comme la somme d'une composante statique et d'une composante de fatigue. Nous verrons que la déformation résiduelle est pilotée par les contraintes effectives qui dépendent directement de l'endommagement cumulé statique-fatigue.

$$\dot{\tilde{p}} = f\left(d_2^s + d_2^f\right) \quad \text{(III.8)}$$

Cette hypothèse sera discutée à la fin de ce chapitre, en Section III.5.

III.1.2. Lois d'évolution de la rigidité en quasi-statique

L'évolution des pertes de raideur sous chargement quasi-statique est pilotée par les forces thermodynamiques. La rupture dans la direction des fibres est de type fragile (Figure III.1.a) et le seuil de rupture Y_{d1}^{ult} dépend de l'endommagement matriciel :

$$\begin{cases} d_1^s(t) = 0 & si \sup_{\tau \le t}\left(Y_{d1}(\tau)\right) < Y_{d1}^{ult}(d_2) \\ d_1^s(t) + d_1^f(t) = 1 & si \sup_{\tau \le t}\left(Y_{d1}(\tau)\right) \ge Y_{d1}^{ult}(d_2) \end{cases} \quad \text{(III.9)}$$

Lorsque la force thermodynamique dans la direction des fibres devient égale au seuil de rupture $Y_{d1}^{ult}(d_2)$ la rupture se manifeste par le passage de la variable d_1^s de 0 à une valeur telle que l'endommagement total dans la direction des fibres atteigne 1 (Figure III.1.a). Le couplage entre l'endommagement matriciel et la tenue dans la direction des fibres est détaillé au paragraphe suivant.

L'endommagement matriciel d_2^s est quant à lui progressif (Figure III.1.b) :

$$d_2^s(t) = \left\langle 1 - e^{-\left(Y_{eq}(t) - Y_0\right)} \right\rangle_+ \quad \text{(III.10)}$$

Notons que cette relation [Hochard14] est choisie pour décrire au mieux les résultats expérimentaux obtenus avec le matériau de l'étude mais d'autres relations existent [Ladevèze92; Payan04]. Dans la relation précédente, Y_0 est le seuil d'initiation de l'endommagement matriciel et Y_{eq} est la fonction de couplage des forces thermodynamiques associées à l'endommagement matriciel en quasi-statique :

$$Y_{eq}(t) = \sup_{\tau \le t}\left(a\left(Y_{d_2}(\tau)\right)^m + b\left(Y_{d_{12}}(\tau)\right)^n\right) \quad \text{(III.11)}$$

Dans cette expression, a, b, m et n sont des paramètres à identifier qui dépendent du matériau. La plus grande valeur prise par cette fonction entre 0 et t pilote l'endommagement matriciel. Cette fonction est souvent appelée force thermodynamique équivalente mais l'attention du lecteur doit se porter sur le fait que cette grandeur n'est pas homogène à une force thermodynamique, tout comme Y_0.

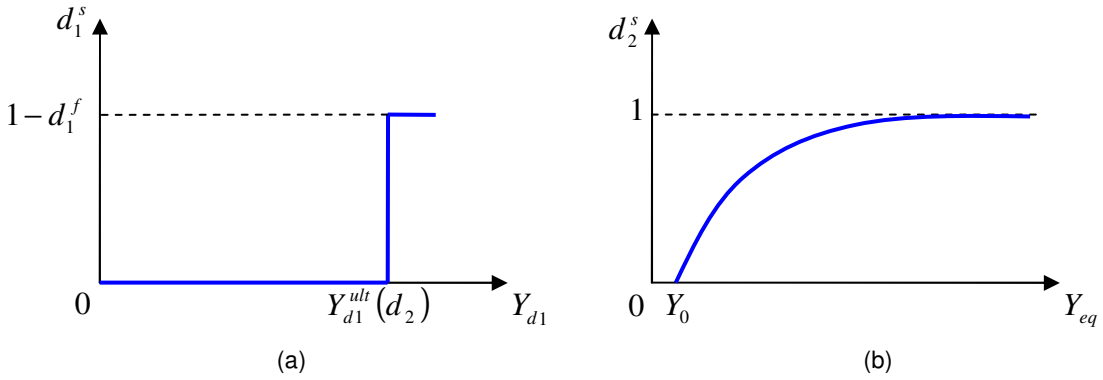


Figure III.1 : Représentation des lois d'évolution, sous chargement quasi-statique, de l'endommagement (a) dans la direction des fibres et (b) matriciel

III.1.3. Couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres

Il a été remarqué expérimentalement que l'endommagement matriciel engendrait une chute de la résistance dans la direction des fibres [Laurin13; Rakotoarisoa14; Hochard14; Eyer15]. Ceci s'explique par la dégradation des capacités de la matrice à distribuer l'effort axial entre les fibres. Nous pouvons imaginer que lorsque la matrice ne répartit plus correctement l'effort entre les fibres, dans le cas d'un matériau non idéal où des fibres sont plus chargées que d'autres, une rupture précoce intervient. En effet, en raison des variabilités de propriétés mécaniques (rigidité) et des défauts géométriques (ondulation), les fibres ne sont pas chargées uniformément. La matrice, lorsqu'elle n'est pas endommagée, permet de limiter ces effets.
Une loi d'évolution de la résistance dans la direction des fibres en fonction de l'endommagement matriciel d_2 a été identifiée à l'aide du protocole expérimental détaillé au Paragraphe III.3.4. Cette loi prend la forme suivante :

$$Y_{d1}^{ult}(d_2) = \frac{Y_A - Y_B}{1 + e^{(d_2 - d_m)/d_\lambda}} + Y_B \tag{III.12}$$

Dans cette expression, Y_A, Y_B, d_m et d_λ sont des paramètres caractéristiques du matériau à identifier (Figure III.2).

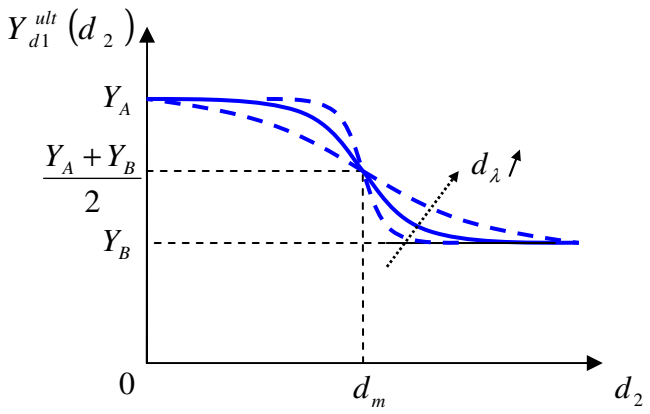


Figure III.2 : Représentation de la loi de couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres

III.1.4. Lois d'évolution de la rigidité en fatigue

Les pertes de raideur induites par un chargement de fatigue sont pilotées par les taux de croissance de l'endommagement suivants :

$$\frac{\partial d_1^f}{\partial n} = a_1 \left(1-d_1\right)^{\gamma_1} \left(Y_{d_1^f}\right)^{l_1} \left(\Delta Y_{d_1^f}\right)^{l_2} \tag{III.13}$$

$$\frac{\partial d_2^f}{\partial n} = \left(1-d_2\right)^{\gamma_2} \left(a_2 \left(Y_{d_2^f}\right)^{m_1} \left(\Delta Y_{d_2^f}\right)^{m_2} + b_2 \left(Y_{d_{12}^f}\right)^{n_1} \left(\Delta Y_{d_{12}^f}\right)^{n_2}\right) \tag{III.14}$$

Dans ces expressions, a_1, a_2, b_2, γ_1, γ_2, l_1, l_2, m_1, m_2, n_1 et n_2 sont des caractéristiques des matériaux à identifier, n est le nombre de cycles, et $Y_{d_i^f}$ et $\Delta Y_{d_i^f}$ sont définies par les relations suivantes :

$$Y_{d_1^f} = \frac{\sigma_1^{\max\,2}}{2E_1^0\left(1-d_1\right)^2},\ Y_{d_2^f} = \frac{\left\langle \sigma_2^{\max} \right\rangle_+^{\,2}}{2E_2^0\left(1-d_2\right)^2} \text{ et } Y_{d_{12}^f} = \frac{\tau_{12}^{\max\,2}}{2G_{12}^0\left(1-d_{12}\right)^2} \tag{III.15}$$

$$\Delta Y_{d_1^f} = \frac{\left(\sigma_1^{\max} - \sigma_1^{\min}\right)^2}{2E_1^0\left(1-d_1\right)^2},\ \Delta Y_{d_2^f} = \frac{\left(\left\langle \sigma_2^{\max} \right\rangle_+ - \left\langle \sigma_2^{\min} \right\rangle_+\right)^2}{2E_2^0\left(1-d_2\right)^2} \text{ et } \Delta Y_{d_{12}^f} = \frac{\left(\tau_{12}^{\max} - \tau_{12}^{\min}\right)^2}{2G_{12}^0\left(1-d_{12}\right)^2} \tag{III.16}$$

Si la perte de raideur transverse et de cisaillement est progressive en fatigue, la chute de la raideur dans la direction des fibres est très limitée sur une grande partie du chargement et devient rapide sur les derniers cycles avant la rupture (Figure III.3).

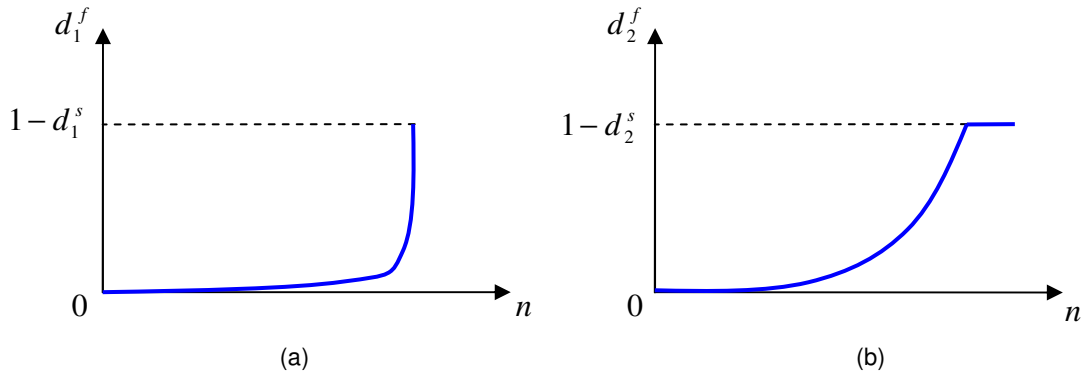


Figure III.3 : Représentation des lois d'évolution, sous chargement cyclique, de l'endommagement de fatigue (a) dans la direction des fibres, (b) matriciel

La rupture en fatigue avec le modèle proposé est obtenue par instabilité en sollicitation matricielle (lorsque la perte de raideur transverse et de cisaillement est telle qu'un incrément de déformation entraine une diminution de la contrainte transmise) ou par rupture des fibres, lorsque Y_{d1} devient égal à Y_{d1}^{ult}. Rappelons, à propos de ces deux derniers termes, que le premier augmente lorsque d_1 augmente (Equation (III.6)) et que le second diminue lorsque d_2 augmente (Figure III.2).

III.1.5. Lois d'évolution de la déformation résiduelle

La déformation résiduelle est pilotée par les quantités effectives des contraintes et des déformations :

$$\tilde{\sigma}_2 = \frac{\sigma_2}{(1-d_2)} \text{ et } \quad \dot{\tilde{\varepsilon}}_2^p = \dot{\varepsilon}_2^p (1-d_2) \quad \text{si } \sigma_2 > 0 \tag{III.17}$$

$$\tilde{\sigma}_2 = \sigma_2 \quad \text{et} \quad \dot{\tilde{\varepsilon}}_2^p = \dot{\varepsilon}_2^p \quad \text{si } \sigma_2 < 0 \tag{III.18}$$

$$\tilde{\tau}_{12} = \frac{\tau_{12}}{(1-d_{12})} \text{ et } \quad \dot{\tilde{\gamma}}_{12}^p = \dot{\gamma}_{12}^p (1-d_{12}) \tag{III.19}$$

Notons que ces relations vérifient l'équivalence en énergie :

$$\underline{\underline{\sigma}} : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^p = \tilde{\underline{\underline{\sigma}}} : \dot{\tilde{\underline{\underline{\varepsilon}}}}^p \tag{III.20}$$

La fonction de charge qui pilote l'évolution de l'écrouissage isotrope est la suivante :

$$f = \sqrt{\tilde{\tau}_{12}^{\,2} + \alpha^2 \tilde{\sigma}_2^{\,2}} - K.\tilde{p}^{\,\gamma} - R_0 \text{ avec } f \le 0 \tag{III.21}$$

Lorsque $f = 0$:

$$\tilde{p} = \left(\frac{\sqrt{\tilde{\tau}_{12}^{\,2} + \alpha^2 \tilde{\sigma}_2^{\,2}} - R_0}{K} \right)^{\frac{1}{\gamma}} \tag{III.22}$$

sinon, si $f < 0$, $\dot{\tilde{p}} = 0$.

Les règles d'écoulement donnent ensuite :

$$\begin{cases} \dot{\tilde{\varepsilon}}_2^p = \alpha^2 \dfrac{\tilde{\sigma}_2}{K.\tilde{p}^{\,\gamma} + R_0} \dot{\tilde{p}} \\ \dot{\tilde{\gamma}}_{12}^p = \dfrac{\tilde{\tau}_{12}}{K.\tilde{p}^{\,\gamma} + R_0} \dot{\tilde{p}} \end{cases} \tag{III.23}$$

Les apports de ce modèle par rapport au modèle du LMA-Marseille [Thollon09; Hochard14] se situent dans :

a. la proposition d'une loi continue pour le couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres (Equation (III.12)). Cette formulation est justifiée par les essais d'identification détaillés en Section III.3.4
b. la modélisation d'une perte de raideur dans la direction des fibres en fatigue (Equation (III.13)). Cette hypothèse permet de modéliser les durées de vies obtenues dans la direction des fibres et sera discutée lors de l'identification des paramètres de la loi.
c. la considération d'une déformation résiduelle transverse et la prise en compte de l'influence de la contrainte transverse sur l'écrouissage, comme suggéré par P. Ladevèze et E. Le Dantec [Ladevèze92]
d. la prise en compte du taux volumique de fibres dans l'identification des paramètres du modèle comme nous le verrons ensuite

III.2.Résolution numérique à l'échelle du pli ou du stratifié

Avant d'identifier les paramètres du modèle (Section III.3) exposé précédemment, et de comparer les résultats numériques avec des essais de validation (Section III.4), quelques mots sont nécessaires pour décrire la résolution numérique du modèle à l'échelle du pli et du stratifié. Celle-ci a été pensée de manière à être compatible avec l'utilisation d'un solveur éléments finis et peut être décomposée en deux algorithmes. Dans un premier temps nous décrirons l'algorithme de calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique et dans un second temps, l'algorithme de calcul de l'endommagement cumulé statique-fatigue sous chargement de fatigue.

III.2.1. Chargement quasi-statique

La fonction de l'algorithme de calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique est de décrire le comportement du pli ou du stratifié considéré sous chargement quasi-statique jusqu'à la charge souhaitée et de détecter la rupture si celle-ci survient.

L'évolution de l'endommagement de chaque pli est pilotée par les forces thermodynamiques, elles-mêmes liées à l'état de contraintes ou de déformations et à l'endommagement du pli de manière directe, et des plis voisins de manière indirecte. Ces interactions ne permettent pas de résoudre les équations du modèle de manière analytique pour n'importe quel stratifié. Un schéma de résolution implicite est donc mis en place. Le choix a été fait, dans le souci de pouvoir intégrer cette méthode de résolution à l'échelle de la structure, de réaliser deux boucles, en séparant le comportement local du pli et la sollicitation à l'échelle globale : ici, celle du stratifié.

A l'échelle locale, celle du pli, l'endommagement est déterminé pour un incrément de déformation à l'aide d'une méthode implicite à gradient de type Newton-Raphson. Nous cherchons à déterminer la variable :

$$\underline{x} = \begin{pmatrix} \underline{\sigma} \\ \underline{d}^s \\ \tilde{p} \end{pmatrix} \tag{III.24}$$

Une fonctionnelle $\underline{F}(\underline{x}, \underline{\varepsilon})$ est donc définie de manière à s'annuler lorsque l'ensemble des équations qui pilotent le comportement statique sont vérifiées. L'équation (III.25) est donc successivement résolue pour une déformation d'entrée $\underline{\varepsilon}_j$ jusqu'à ce que le résidu $\underline{F}$ devienne suffisamment petit pour considérer que la solution a convergé.

$$\underline{x}_{l+1} = \underline{x}_l - \vec{\nabla}\underline{F}(\underline{x}_l, \underline{\varepsilon}_j)^{-1}\underline{F}(\underline{x}_l, \underline{\varepsilon}_j) \tag{III.25}$$

Notons que la jacobienne $\vec{\nabla}\underline{F}(\underline{x}_l, \underline{\varepsilon}_j)$ est recalculée à chaque incrément.

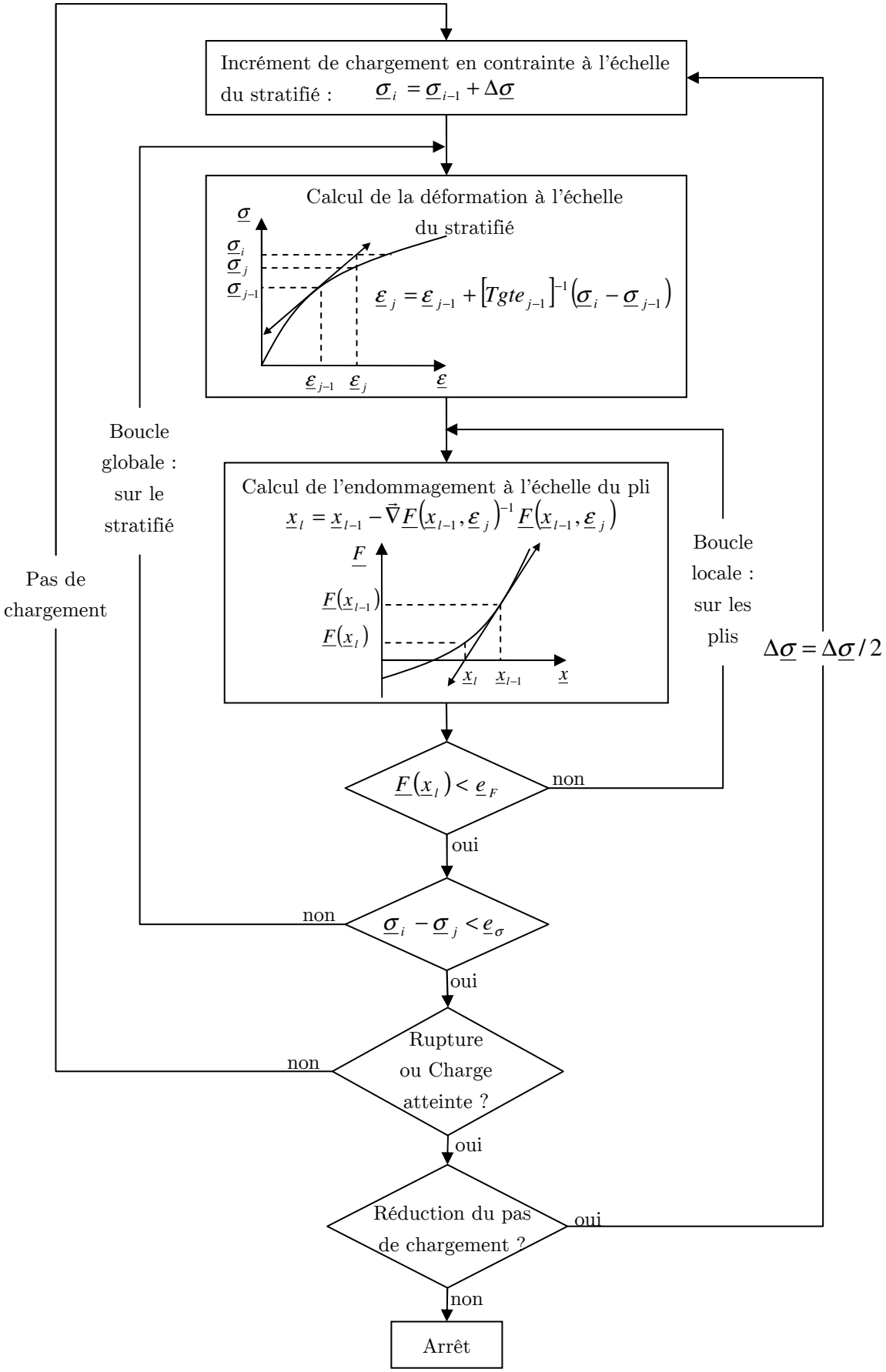


Figure III.4 : Algorithme de calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique

A l'échelle globale, celle du stratifié, le choix a été fait de piloter la sollicitation en efforts généralisés[1]. Il s'agit donc de déterminer la déformation à l'échelle du pli nécessaire au calcul de l'endommagement à l'échelle locale. Nous utilisons pour ceci aussi une méthode implicite qui s'appuie sur la détermination de la matrice tangente du stratifié :

$$\underline{\underline{\varepsilon}}_j = \underline{\underline{\varepsilon}}_{j-1} + \left(\frac{\partial \underline{\underline{\sigma}}}{\partial \underline{\underline{\varepsilon}}} \left(\underline{\underline{\varepsilon}}_{j-1}, \underline{x}_{j-1} \right) \right)^{-1} \left(\underline{\underline{\sigma}}_i - \underline{\underline{\sigma}}_{j-1} \right) \tag{III.26}$$

Le calcul de la matrice tangente est détaille en Annexe F. Rappelons que dans les conditions de contraintes planes et pour un chargement de membrane, selon les hypothèses de la théorie des stratifiés, la déformation est constante dans l'épaisseur du stratifié, donc constante d'un pli à l'autre.

En réalité seul l'endommagement matriciel est déterminé à l'échelle locale. L'endommagement dans la direction des fibres, de type fragile, est déterminé après convergence à l'échelle locale et globale. La rupture du stratifié est détectée lorsqu'un des plis présente une rupture dans la direction des fibres ($d_1 = 1$) ou lorsque le stratifié atteint une instabilité qui se manifeste par une tangente horizontale sur la courbe effort-déformation. Une fois l'instabilité atteinte, le stratifié ne peut pas supporter un effort supérieur et l'effort courant est donc considéré comme l'effort maximal à rupture du stratifié. Afin de déterminer avec précision cet effort à rupture, l'incrément de chargement est divisé par 2 lorsque la rupture est détectée jusqu'à atteindre la précision souhaitée. L'algorithme est schématisé en Figure III.4.

III.2.2. Chargement de fatigue d'amplitude constante

a. Méthode numérique

L'algorithme qui permet de calculer d'endommagement cumulé statique-fatigue sous chargement de fatigue d'amplitude constante a pour objectif de décrire, pour un chargement en effort imposé défini par une valeur maximale, une valeur minimale et un nombre de cycles, l'évolution de la raideur dans chacun des plis au cours du chargement et d'en déduire la durée de vie si une rupture intervient. Cet algorithme est illustré en Figure III.5 et détaillé ci-dessous.

Un schéma explicite avec saut de cycles est utilisé pour le calcul de l'endommagement en fatigue. Nous avons ainsi, à l'incrément i, pour chaque pli d'indice k :

$$\left(\underline{d}_k^f \right)_i = \left(\underline{d}_k^f \right)_{i-1} + \left(\frac{\partial \underline{d}_k^f}{\partial n} \right)_{i-1} \Delta n \tag{III.27}$$

où $\left(\underline{d}_k^f \right)_{i-1}$ est l'endommagement de fatigue du pli d'indice k à l'incrément $i-1$, $\left(\frac{\partial \underline{d}_k^f}{\partial n} \right)_{i-1}$ est le taux de croissance de l'endommagement calculé à l'incrément $i-1$ du pli d'indice k, décrit par les équations (III.13) et (III.14), et Δn est le saut de cycles.

[1] Efforts moyens à l'échelle du stratifié.

Notons que le taux de croissance de l'endommagement du pli d'indice k à l'incrément *i-1* dépend de l'endommagement cumulé statique-fatigue ($\underline{d}_k = \underline{d}_k^s + \underline{d}_k^f$) et de la sollicitation cyclique du pli ($\underline{\sigma}_k^{\max}, \underline{\sigma}_k^{\min}$). En faisant l'hypothèse que le chargement est proportionnel à l'échelle du stratifié (ce qui est vrai dans la zone utile des éprouvettes lors des essais d'identification et de validation utilisés dans ce chapitre), les contraintes maximales et minimales à l'échelle des plis ($\underline{\sigma}_k^{\max}, \underline{\sigma}_k^{\min}$) sont atteintes lorsque la contrainte à l'échelle du stratifié est respectivement maximale et minimale ($\underline{\sigma}_{strat}^{\max}, \underline{\sigma}_{strat}^{\min}$). L'endommagement statique dans chaque pli est quant à lui généré par le chargement initial jusqu'à charge maximale $\underline{\sigma}_{strat}^{\max}$ (ou charge minimale $\underline{\sigma}_{strat}^{\min}$ dans certains cas), à l'échelle du stratifié, mais il évolue aussi au cours du chargement de fatigue. En effet, lorsque l'endommagement cumulé statique-fatigue augmente, les forces thermodynamiques statiques associées augmentent également et l'endommagement statique est donc amené à évoluer. De plus, l'endommagement de fatigue dans un stratifié peut générer des redistributions de contraintes entre les plis et avoir ainsi un effet sur l'état d'endommagement. Avant chaque incrément de chargement en fatigue, trois chargements quasi-statiques sont simulés. Le premier jusqu'à $\underline{\sigma}_{strat}^{\max}$, le second jusqu'à $\underline{\sigma}_{strat}^{\min}$ et le troisième à nouveau jusqu'à $\underline{\sigma}_{strat}^{\max}$. Les deux premières charges statiques numériques permettent de connaître l'état d'endommagement maximal atteint dans les plis (ne sachant pas si la contrainte maximale est plus critique que la contrainte minimale). Les deux dernières charges statiques numériques permettent, pour l'état d'endommagement maximal atteint, de connaître l'état de contraintes maximal et minimal ($\underline{\sigma}_k^{\max}, \underline{\sigma}_k^{\min}$) dans chacun des plis. Nous supposerons que ces états de contraintes maximal et minimal et que l'endommagement statique restent inchangés pendant le saut de cycles Δn.

Afin de gagner en temps de calcul le choix a été fait de faire évoluer la valeur du saut de cycles Δn au cours du chargement. Cette valeur est choisie à chaque incrément de chargement de fatigue de manière à générer un incrément d'endommagement de fatigue Δd^f constant. Ainsi, le saut de cycles est élevé en début de chargement, quand l'endommagement évolue lentement, puis il devient faible au cours du chargement lorsque le taux de croissance de l'endommagement augmente.

Le saut de cycles Δn est calculé en considérant la même valeur Δd^f et la valeur maximale de taux de croissance de l'endommagement parmi chacun des plis, et dans toutes les directions :

$$\Delta n = \frac{\Delta d^f}{\max_k \left[\left(\frac{\partial \underline{d}_k^f}{\partial n} \right)_{i-1} \right]} \tag{III.28}$$

Ceci permet de s'assurer que le saut de cycles génère une augmentation de l'endommagement en fatigue dans chaque pli du stratifié qui ne dépasse pas la valeur Δd^f dans chaque direction. La valeur de Δd^f est fixée au début des calculs. L'influence de cette valeur sur le

résultat est discutée au paragraphe suivant. Toutefois, la valeur minimale de Δn considérée ne sera pas prise inférieure à 1, car même si mathématiquement rien ne l'empêche, cela n'a aucun sens en terme de modélisation des chargements cycliques.

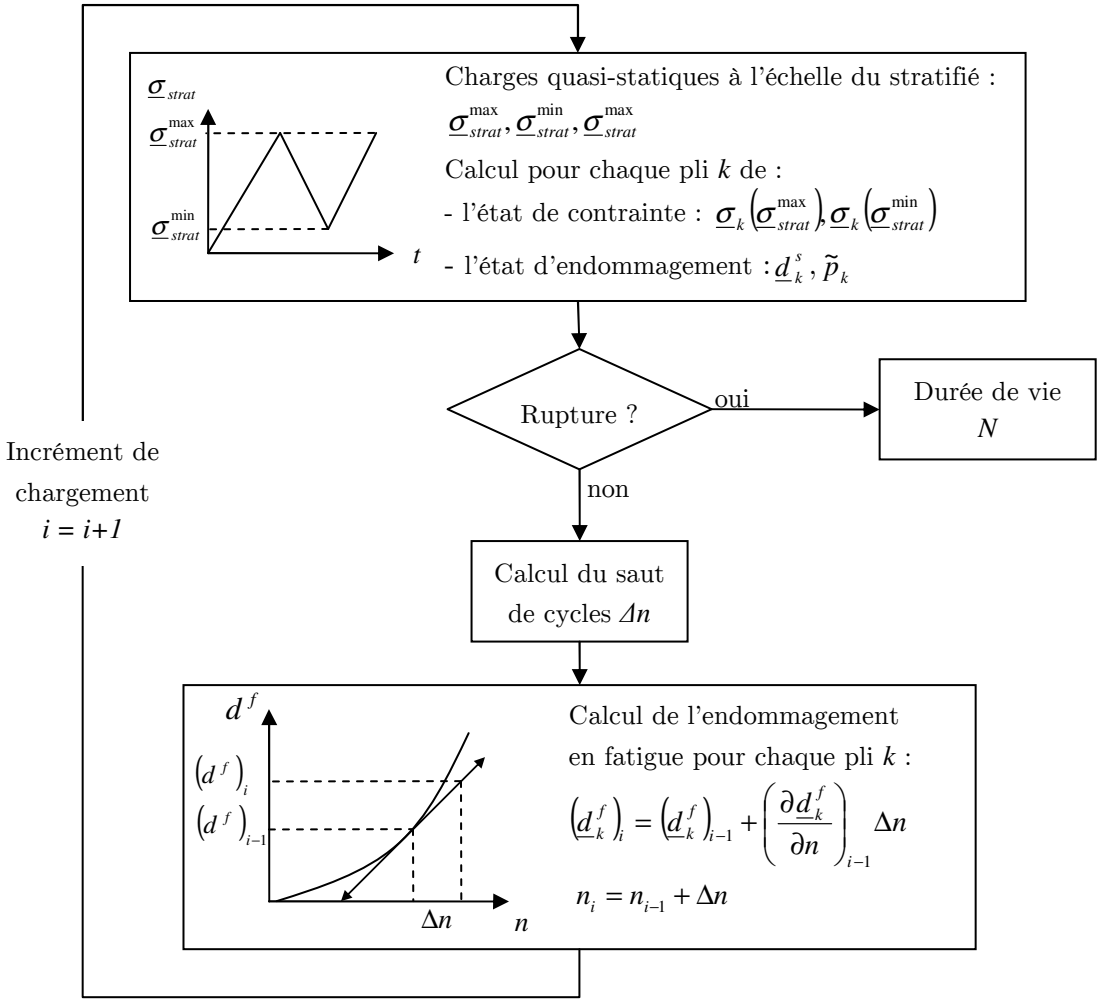


Figure III.5 : Algorithme de calcul de l'endommagement cumulé statique-fatiguesous chargement de fatigue d'amplitude constante

La description fournie à ce stade se limite à l'étude d'un chargement en fatigue sous un état de contraintes uniaxial d'amplitude constante à l'échelle du stratifié. D'autres modes de chargement seront étudiés au Chapitre IV, une fois que l'identification des paramètres du modèle sera réalisée.

Notons que les hypothèses de contraintes planes et de chargement en membrane ne permettent pas avec le modèle proposé de modéliser l'influence de la séquence d'empilement des plis dans le stratifiés.

b. Influence du saut de cycles

La nature explicite du schéma de résolution en fatigue pose la question du choix de l'incrément d'endommagement Δd^f qui a une influence sur le résultat du calcul. Pour étudier l'influence de ce paramètre numérique, les calculs suivants sont réalisés. Le modèle est exécuté avec les paramètres matériaux identifiés au Chapitre III.3 pour trois stratifiés différents :

- Un stratifié $[0]_3$ avec le renfort UD1135 et $V_f = 47\%$, sollicité sous $\sigma_x^{max} = 350$ MPa et $R = 0{,}1$
- Un stratifié $[\pm 45/0/\pm 45]$ avec les renforts UD600 et BX45-1000, $V_f = 39\%$, sollicité sous $\sigma_x^{max} = 100$ MPa et $R = 0{,}1$
- Un stratifié $[\pm 45]_{2s}$ avec le renfort BX45-600 et $V_f = 49\%$, sollicité sous $\sigma_x^{max} = 50$ MPa et $R = 0{,}1$

Pour chaque stratifié, le calcul est réalisé avec différentes valeurs de Δd^f. L'écart par rapport à la durée de vie obtenue avec la plus faible valeur[1] de Δd^f est tracé en Figure III.6.a. et donné dans le Tableau III.1.

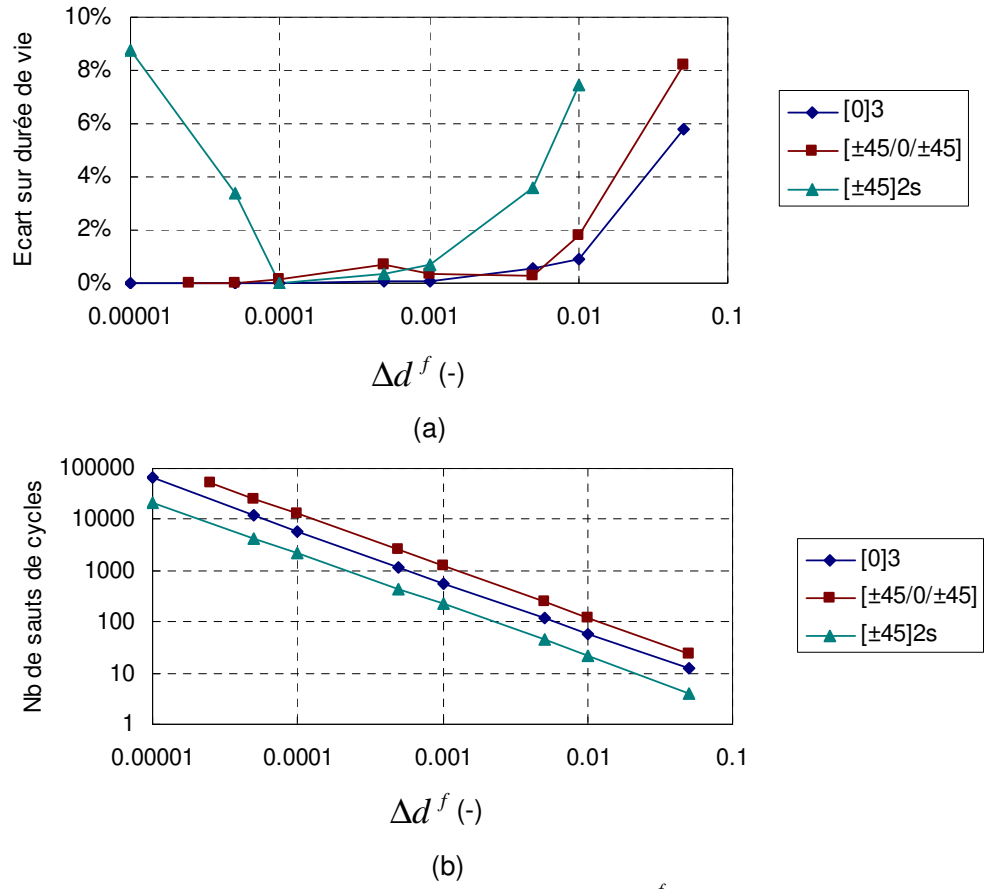


Figure III.6 : Influence de l'incrément d'endommagement Δd^f en fatigue, pour trois stratifiés, (a) sur le résultat en durée de vie et (b) sur le nombre de saut de cycles réalisés pour y parvenir

[1] Sauf pour l'empilement $[\pm 45]_{2s}$ où l'écart est calculé par rapport à la durée de vie obtenue avec $\Delta d^f = 0{,}0001$

Nous constatons que la durée de vie converge, lorsque l'incrément d'endommagement dimunue, pour les empilements $[0]_3$ et $[\pm45/0/\pm45]$. Pour l'empilement $[\pm45]_{2s}$, nous constatons une convergence du resultat jusqu'à $\Delta d^f = 0{,}0001$ puis une divergence lorsque la valeur de l'incrément d'endomagement diminuent. Ce point, d'ordre numérique, doit être éclairci dans les perspectives à cours terme.

La diminution de l'incrément d'endommagement s'accompagne nécessairement d'une augmentation du temps de calcul directement lié au nombre de sauts de cycles (cf Figure III.6.b.). Un compromis doit donc être trouvé entre la fidélité du résultat et la durée du calcul.

Pour la suite de l'étude nous prendrons un incrément d'endommagement $\Delta d^f = 0{,}005$ qui nous donne un écart sur la durée de vie respectivement de 0,5%, 0.3% et 3,6% pour les empilements $[0]_3$, $[\pm45/0/\pm45]$ et $[\pm45]_{2s}$, par rapport aux résultats obtenu avec l'incrément d'endommagement qui donne un résultat convergé. Avec cet incrément d'endommagement, selon les cas simulés, le nombre d'itérations en fatigue est compris entre 10 et 500 ce qui correspond à des temps de calcul compris entre 10 s et 4 min sur un PC avec 4 processeurs Inter® Core™ i5-5250 CPU @ 1,60 GHz.

	$[0]_3$			$[\pm45/0/\pm45]$			$[\pm45]_{2s}$		
Δd^f (-)	Sauts de cycles (-)	Durée de vie (cycles)	Ecart vs résultat convergé	Sauts de cycles (-)	Durée de vie (cycles)	Ecart vs résultat convergé	Sauts de cycles (-)	Durée de vie (cycles)	Ecart vs résultat convergé
5.0E-02	12	338277	5.8%	23	418247	8.2%	4	443485	37.0%
1.0E-02	59	322477	0.9%	115	447714	1.8%	22	347931	7.4%
5.0E-03	116	321331	0.5%	239	454592	0.3%	44	335353	3.6%
1.0E-03	579	319958	0.1%	1251	457289	0.3%	222	326139	0.7%
5.0E-04	1159	319825	0.1%	2533	458891	0.7%	442	324948	0.4%
1.0E-04	5839	319698	0.0%	12700	455274	0.1%	2179	323810	0.0%
5.0E-05	11795	319681	0.0%	25852	455753	0.0%	4343	334833	3.4%
2.5E-05	-	-	-	53915	455784	0.0%	-	-	-
1.0E-05	64317	319663	0.0%	-	-	-	22140	352195	8.8%

Tableau III.1 : Influence de l'incrément d'endommagement en fatigue sur la simulation pour trois stratifiés

III.3.Identification des paramètres du modèle à l'échelle du pli

Les algorithmes décrits précédemment ont été implémentés dans Scilab v5.5.2 de manière à réaliser l'identification des paramètres du modèle.

III.3.1. Démarche générale

a. Stratégie d'identification

La stratégie d'identification des paramètres du modèle à l'échelle du pli doit, autant que faire ce peut, permettre dans un premier temps d'isoler les mécanismes d'endommagement et leurs effets, puis d'activer les couplages dans un second temps. La chronologie adoptée s'inspire des travaux de thèse de David Lévêque [Lévêque98]. Le comportement dans la direction des fibres est tout d'abord identifié à l'aide d'essais de traction sur un stratifié $[0]_3$. Le comportement en cisaillement pur des UD est ensuite identifié par des essais sur des stratifiés $[\pm 45]_{2s}$ puis le comportement transverse et le couplage avec le cisaillement sont identifiés à l'aide d'essais sur des stratifiés $[\pm 65]_{2s}$.
Notons que l'hypothèse de cumul de l'endommagement de statique et de fatigue, nous permet d'identifier tout d'abord le comportement quasi-statique (Section III.3.3) puis celui en fatigue (Section III.3.5). L'identification du couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction fibres sera traitée de manière distincte (Section III.3.4), avant l'identification du comportement en fatigue.
Les six renforts utilisés et le procédé de fabrication des éprouvettes pour l'identification ont été décrits à la Section I.3.1. Le procédé d'infusion a la particularité de produire un matériau avec taux volumique de fibres variable. En effet, l'utilisation d'un contre moule souple ne permet pas de garantir une épaisseur constante (cf Paragraphe I.3.1.c) et donc un volume de fibres constant. Nous verrons que le volume de fibres a une influence forte sur le comportement du pli. Ce point, qui mérite une attention particulière, sera traité de manière préalable avec l'identification des caractéristiques mécaniques initiales (Section III.3.2) ainsi que lorsque nous nous intéresserons à la résistance dans la direction des fibres (Section III.3.4).

Les variables d'endommagement mésoscopiques considérées modélisent la perte de raideur et la déformation résiduelle du pli d'UD. Les essais mis en œuvres pour identifier les lois d'évolution de ces variables d'endommagement ont donc vocation à mettre en évidence la perte de raideur et la déformation résiduelle. En quasi-statique, ces grandeurs sont mesurées à l'aide d'essais de charges-décharges d'étendues croissantes (Figure III.7.a). Le module d'élasticité initial est identifié avant endommagement. Chaque boucle de décharge-charge permet d'identifier la déformation résiduelle (à charge nulle) et le module sécant de la boucle, associée au niveau de charge maximal atteint. Pour permettre le cumul de l'endommagement en statique et en fatigue, la définition et la mesure de l'endommagement doit être semblable (Figure III.7.b). Le module initial de l'éprouvette de fatigue est donc identifié avec une charge lente, dans les mêmes conditions que l'identification en statique. Un bloc de

chargement d'amplitude constante, piloté en effort est exécuté. Après ce bloc de chargement, une décharge lente puis un palier de relaxation, plus ou moins long en fonction des stratifications testées, sont effectués afin de recouvrer la déformation résiduelle réversible liée au fluage du matériau sous la charge moyenne appliquée en fatigue. Après relaxation, la déformation résiduelle irréversible est obtenue et une charge lente jusqu'à la contrainte maximale appliquée en fatigue permet de déterminer la raideur sécante du matériau après des endommagements cumulés statique et de fatigue.

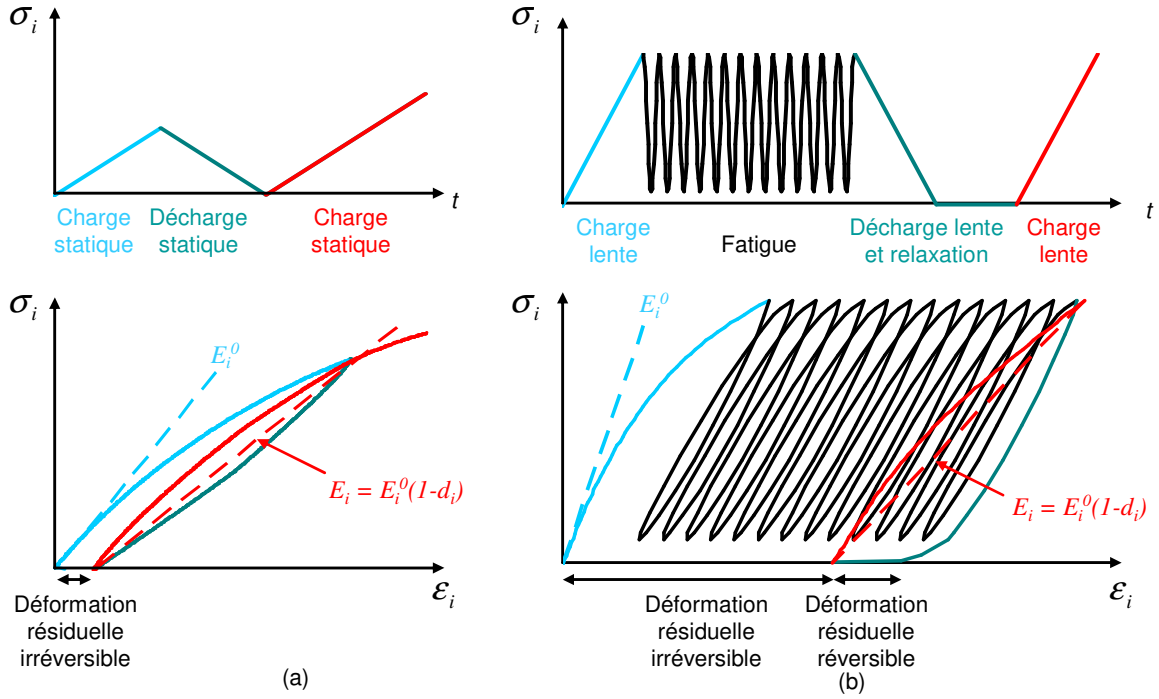


Figure III.7 : Quantification expérimentale de la perte de raideur et de la déformation résiduelle (a) en statique et (b) en fatigue

Rappelons que notre modèle est formulé à l'échelle du pli et que nous nous intéressons donc à l'évolution du comportement mécanique du pli. Si l'obtention du module sécant des UD dans un stratifié [0] est directe, l'obtention du module et de la déformation résiduelle dans les UD pour les stratifications $[\pm 45]_{2s}$ et $[\pm 65]_{2s}$ mérite quelques explications. C'est l'objet des deux paragraphes suivants.

b. Identification du comportement en cisaillement à l'aide d'essais sur stratifiés $[\pm 45]_{2s}$

L'identification du comportement en cisaillement « pur » se fait à l'aide d'essais de traction longitudinale sur un stratifié $[\pm 45]_{2s}$. Dans le cas d'un stratifié symétrique et équilibré, la déformation et la contrainte de cisaillement du pli s'obtiennent de la manière suivante :

$$\gamma_{12} = \left(\varepsilon_x - \varepsilon_y\right) \tag{III.29}$$

$$\tau_{12} = \frac{1}{2}\sigma_x \tag{III.30}$$

où $\gamma_{12} = 2\varepsilon_{12}$ et τ_{12} sont respectivement la déformation et la contrainte de cisaillement du pli unidirectionnel dans le repère du pli et ε_x, ε_y et σ_x sont respectivement la déformation longitudinale, la déformation transverse et la contrainte longitudinale homogénéisée du stratifié dans le repère du stratifié. La direction $\vec{x}$ correspond à la direction du chargement à l'échelle de l'éprouvette.

Le comportement en cisaillement du pli d'UD est donc connu à partir du comportement en traction du $[\pm 45]_{2s}$.

Nous ferons l'hypothèse que les relations (III.29) et (III.30) restent vraies pour les niveaux d'endommagement considérés. La démonstration de ces relations est donnée en Annexe G.

c. Identification du comportement couplé cisaillement-transverse à l'aide d'essais sur stratifié $[\pm 65]_{2s}$

L'identification du comportement couplé cisaillement - traction transverse à l'échelle du pli se fait à l'aide d'essais de traction sur un stratifié $[\pm 65]_{2s}$. Nous nous intéressons ci-dessous à l'extraction du comportement du pli dans le stratifié $[\pm 65]_{2s}$ à l'aide de la théorie des stratifiés.

i. Détermination du module transverse initial du pli d'UD

Selon la théorie des stratifiés, le module longitudinal initial d'un stratifié $[\pm\theta]$ s'obtient à l'aide des carcatéristiques mécaniques du pli d'UD et de l'orientation des plis :

$$E_x^0(\theta) = f_{Ex}\left(E_1^0, E_2^0, G_{12}^0, \nu_{12}^0, \theta\right) \tag{III.31}$$

Une fois les modules initiaux du pli dans la direction des fibres et en cisaillement identifiés, la quantification du module longitudinal initial du $[\pm 65]_{2s}$ nous permet donc d'obtenir le module transverse E_2^0 du pli d'UD :

$$E_2^0(\theta) = f_{E2}\left(E_x^0(\theta), E_1^0, G_{12}^0, \nu_{12}^0, \theta\right) \tag{III.32}$$

ii. Détermination des déformations élastiques et résiduelles du pli d'UD

La déformation résiduelle ou élastique à l'échelle du pli est déterminée par changement de repère, une fois la déformation résiduelle ou élastique identifiée dans le repère du stratifié :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & cs \\ s^2 & c^2 & -cs \\ -2cs & 2cs & \left(c^2 - s^2\right) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{III.33}$$

avec $c = \cos(\theta)$ et $s = \sin(\theta)$. Notons que d'après la théorie des stratifiés la déformation de cisaillement dans le repère du stratifié est nulle pour un stratifié symétrique équilibré sollicité en traction [Gay05].

iii. Détermination des pertes de raideur du pli d'UD en statique

Avec l'hypothèse de cisaillement nul à l'échelle du stratifié, les contraintes à l'échelle des plis sont obtenues, en fonction des déformations, à l'aide du système :

$$\begin{cases} \sigma_x = K_{11}\varepsilon_x^e + K_{12}\varepsilon_y^e \\ \sigma_y = K_{21}\varepsilon_x^e + K_{22}\varepsilon_y^e \end{cases} \tag{III.34}$$

où les termes de raideur dans le repère du stratifié sont fonction de paramètres connus à l'exception de d_2 et d_{12} que l'on souhaite déterminer :

$$K_{ij} = f_{ij}\left(E_1^0, E_2^0, G_{12}^0, \nu_{12}^0, \theta, d_2, d_{12}\right) \tag{III.35}$$

En effet, en quasi-statique, la variable d'endommagement d_1 est nulle jusqu'à la rupture des fibres des plis. Cette rupture (des fibres) n'a d'ailleurs pas lieu car une instabilité liée à l'endommagement matriciel est atteinte avant rupture des fibres.

Ce système d'équations peut être résolu afin d'identifier le couple d_2, d_{12} pour chaque boucle de charge-décharge :

$$\begin{Bmatrix} d_2 \\ d_{12} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f_2\left(E_1^0, E_2^0, G_{12}^0, \nu_{12}^0, \theta, \varepsilon_x^e, \varepsilon_y^e, \sigma_x\right) \\ f_{12}\left(E_1^0, E_2^0, G_{12}^0, \nu_{12}^0, \theta, \varepsilon_x^e, \varepsilon_y^e, \sigma_x\right) \end{Bmatrix} \tag{III.36}$$

Le détail de la démonstration est fourni en Annexe H.

iv. Détermination des contraintes du pli d'UD en statique

Les contraintes du pli d'UD sont ensuite obtenues par inversion de la matrice de souplesse donnée en (III.4).

III.3.2. Effet du taux volumique de fibres sur les propriétés mécaniques initiales

a. Variation du taux volumique de fibres en infusion

Le taux volumique de fibres est supposé homogène dans chaque éprouvette et il est quantifié, de manière approchée à l'aide de la relation suivante [Gay05] :

$$V_f = \frac{m_{of}}{h.\rho_f} \tag{III.37}$$

avec V_f le taux volumique de fibres, m_{of} le grammage de renforts (ie la masse de renforts par mètre carré), h l'épaisseur moyenne mesurée de l'éprouvette et ρ_f la masse volumique du verre prise égale à 2600 Kg/m^3 [Gay05].

Pour l'ensemble des éprouvettes testées dans ces travaux, le taux volumique de fibres varie entre 40% et 50%. Le choix a été fait de tenir compte de l'influence de cette variation sur les caractéristiques mécaniques autant que possible. Ceci permet d'une part la comparaison du comportement d'éprouvettes dont le taux de fibres diffère, et d'autre part d'identifier le modèle de manière indépendante du taux de fibres des éprouvettes testées. Néanmoins, les paramètres identifiés sont à utiliser pour un couple matériau procédé identique et un taux volumique de fibres qui reste compris entre 40% et 50%. Les relations utilisées pour corriger les caractéristiques mécaniques usuelles (modules d'élasticité, coefficients de Poisson, contraintes) en fonction du taux volumique de fibres sont inspirées de la loi des mélanges [Gay05].

b. Module d'élasticité initial du pli d'UD dans la direction des fibres

La loi des mélanges donne un module d'élasticité des plis d'UD dans la direction des fibres qui s'exprime en fonction du module de la fibre E_f^0, du module de la matrice E_m^0 et du taux volumique de fibres V_f [Gay05]:

$$E_1^0 = E_f^0 V_f + E_m^0 \left(1 - V_f\right) \tag{III.38}$$

En pratique $E_m^0 << E_f^0$ et comme les valeurs de V_f considérées sont comprises entre 40% et 50%, nous ferons l'approximation suivante :

$$E_1^0 = E_f^0 V_f \tag{III.39}$$

Pour l'ensemble des essais de traction longitudinale réalisés sur stratifiés $[0]_3$, avec les deux références de renfort utilisées : UD1135 et UD600, le module est mesuré entre 0,05% et 0,25% de déformation (comme préconisé par la norme ISO-527-5). Ces essais regroupent des essais quasi-statiques et de fatigue dont les éprouvettes sont droites ou échancrées (dimensions données en Figure I.60) et dont les vitesses de chargement varient entre 0,02 à 2,0 mm/min. Notons toutefois que ces deux derniers paramètres (géométrie d'éprouvette et vitesse de chargement) ont une influence négligeable sur la mesure du module longitudinal par rapport au taux volumique de fibres. La valeur du module d'élasticité du pli d'UD dans la direction des fibres est tracée en Figure III.8 en fonction du taux volumique de fibres de l'éprouvette.

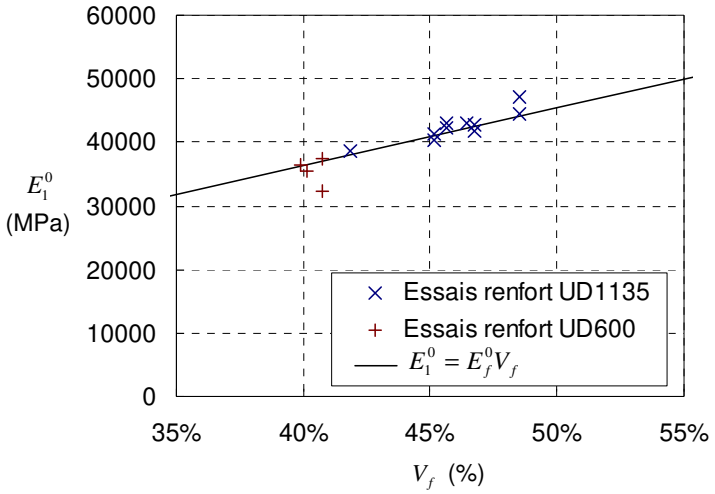


Figure III.8 : Identification du module d'élasticité du pli d'UD dans la direction des fibres en fonction du taux volumique de fibres

Les résultats montrent que le module d'élasticité du pli d'UD dans la direction des fibres est en effet très dépendant du taux volumique de fibres. Ce dernier variant entre 40% et 50%, le module d'élasticité peut varier d'une dizaine de GPa (20 à 30%) d'une éprouvette à l'autre, ce qui justifie sa correction. Le lecteur remarquera que la relation choisie pour décrire l'évolution du module d'élasticité du pli d'UD dans la direction des fibres en fonction du taux volumique de fibres est proche des résultats expérimentaux, quel que soit le renfort. Rappelons toutefois que nous ne chercherons pas à extrapoler cette relation pour des taux volumiques de fibres supérieurs à 50% ou inférieurs à 40%.

La moyenne et l'écart type sur les valeurs de E_f^0 sont donnés dans le Tableau III.2.

	Moyenne	Ecart type	Ecart relatif
E_f^0 (MPa)	90 866	3960	4,4%

Tableau III.2 : Identification du module d'élasticité initial du pli d'UD dans la direction des fibres sur 20 valeurs

c. Coefficient de Poisson initial du pli d'UD

La loi des mélanges donne un coefficient de Poisson des plis d'UD qui s'exprime en fonction du coefficient de Poisson des fibres ν_f^0, de la matrice ν_m^0, ainsi que du taux volumique de fibres V_f [Gay05]:

$$\nu_{12}^0 = \nu_f^0 V_f + \nu_m^0 \left(1 - V_f\right) \tag{III.40}$$

Nous n'avons pas réalisé suffisamment de mesure du coefficient de Poisson pour identifier les paramètres de l'équation (III.40). Nous considèrerons donc les valeurs suivantes, issues de la littérature :

	Valeur	Ecart type	Ecart relatif
ν_f^0 (-)	0,25	-	-
ν_m^0 (-)	0,40	-	-

Tableau III.3 : Coefficients de Poisson du verre E et de l'époxy [Gay05]

Une comparaison de la relation retenue avec une valeur de coefficient de Poisson quantifiée lors d'un essai de traction monotone en quasi-statique sur une éprouvette droite $[0]_3$ réalisée avec le renfort UD1135 est donnée en Figure III.9.

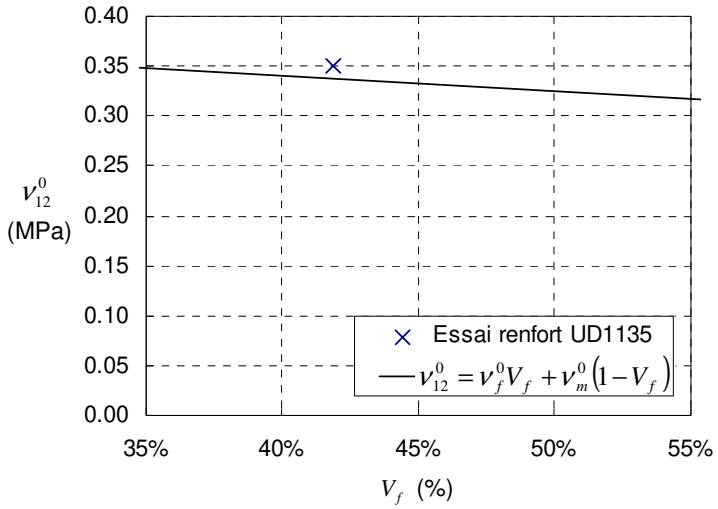


Figure III.9 : Coefficient de Poisson en fonction du taux volumique de fibres

d. Module d'élasticité initial du pli d'UD en cisaillement

Le module de cisaillement des plis d'UD s'exprime, selon la loi des mélanges, en fonction du module de cisaillement de la fibre G_f^0, de la matrice G_m^0 ainsi que du taux volumique de fibres V_f [Gay05]:

$$G_{12}^0 = \frac{G_m^0}{\left(1-V_f\right)+\frac{G_m^0}{G_f^0}V_f} \tag{III.41}$$

En pratique $G_m^0 << G_f^0$ et comme les valeurs V_f considées sont entre 40% et 50%, alors l'approximation suivante est considérée :

$$G_{12}^0 = \frac{G_m^0}{\left(1-V_f\right)} \tag{III.42}$$

Pour l'ensemble des essais de traction réalisés sur stratifiés $[\pm 45]_{2s}$, fabriqués avec le renfort BX45-600, le module de cisaillement initial est mesuré entre 0 et 0,15% de déformation de cisaillement (le module initial est mesuré avant qu'une diminution de la raideur soit observée). Ces essais regroupent des essais sous chargement quasi-statique et de fatigue dont les éprouvettes sont droites (dimensions données en Figure I.60.a) et dont les vitesses de chargement sont comprises entre 0,3 et 3,8 mm/min. Cependant nous avons observé que la vitesse de chargement avait une influence négligeable par rapport au taux volumique de fibres sur le module de cisaillement initial. Deux systèmes de mesure de la déformation ont été utilisés : jauges de déformation collées dans la direction longitudinale et transversale, ou extensomètre longitudinal et transverse. Les jauges de déformation ont une base de mesure de 6 mm. L'extensomètre longitudinal a une base de mesures de 20 mm alors que celle de l'extensomètre transverse est de 25 mm. La Figure III.10 donne pour chaque éprouvette testée la relation entre le module de cisaillement et le taux volumique de fibres.

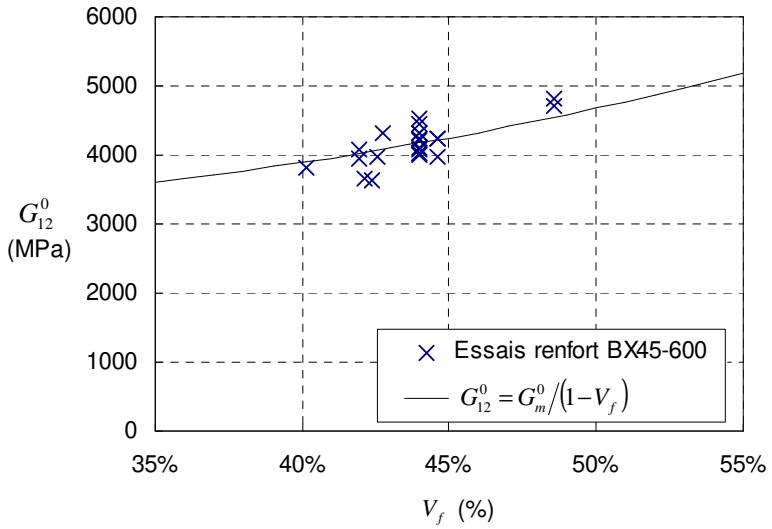


Figure III.10 : Identification du module initial de cisaillement en fonction du taux volumique de fibres

Les résultats montrent que le module de cisaillement est lui aussi dépendant du taux volumique de fibres. Sur la plage de taux de fibres testés, le module de cisaillement peut

varier d'une éprouvette à l'autre jusqu'à environ 1 GPa (20 à 25%), ce qui justifie sa correction.
La moyenne et l'écart type sur les valeurs expérimentales de G_m^0 sont donnés dans le Tableau III.4.

	Moyenne	Ecart type	Ecart relatif
G_m^0 (MPa)	2 337	116	5,0%

Tableau III.4 : Identification du module de cisaillement matriciel initial sur 22 valeurs

e. Module d'élasticité initial du pli d'UD dans la direction transverse

De la même manière, d'après la loi des mélanges, le module d'élasticité des plis d'UD dans la direction transverse s'exprime en fonction du module transverse de la fibre E_{ft}^0, du module d'élasticité de la matrice E_m^0 et du taux volumique de fibres V_f [Gay05] :

$$E_2^0 = E_m^0 \left(\frac{1}{\left(1 - V_f\right) + \frac{E_m^0}{E_{ft}^0} V_f} \right) \tag{III.43}$$

Comme pour les autres modules, cette relation est approchée par la relation suivante :

$$E_2^0 = \frac{E_m^0}{\left(1 - V_f\right)} \tag{III.44}$$

Pour l'ensemble des essais de traction réalisés sur stratifiés $[\pm 65]_{2s}$, fabriqués avec le renfort BX25-600, le module longitudinal initial est mesuré entre 0 et 0,1% de déformation. Ces essais regroupent des essais sous chargement quasi-statique et de fatigue dont les éprouvettes sont droites (dimensions données en Figure I.60.a) et dont les vitesses de chargement vont de 0,2 à 1 mm/min. La déformation longitudinale du stratifié $[\pm 65]_{2s}$ est mesurée à l'aide d'un extensomètre longitudinal de base 20 mm. Connaissant le module d'élasticité initial du pli d'UD dans la direction des fibres, celui de cisaillement et le coefficient de Poisson du pli d'UD en fonction du taux volumique de fibres de l'éprouvette $[\pm 65]_{2s}$ considérée, le module transverse du pli d'UD est obtenu à l'aide de l'équation (III.32) et tracé en fonction du taux volumique de fibres en Figure III.11.

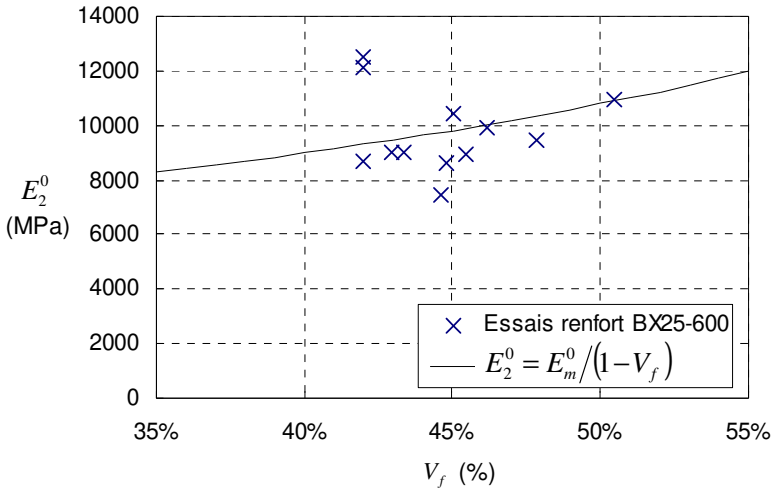


Figure III.11 : Identification du module d'élasticité transverse initial en fonction du taux volumique de fibres

Le calcul du module transverse initial est soumis aux variabilités du module initial du [±65], du coefficient de Poisson ainsi que des modules d'élasticité initiaux dans la direction des fibres et de cisaillement. Ces variabilités peuvent expliquer que la dépendance du module transverse au taux volumique de fibres apparaisse moins évidente que pour le module dans la direction des fibres et le module de cisaillement. Par souci de cohérence le module transverse ets aussi corrigé, et la valeur $E_m{}^0$ identifiée est donnée dans le tableau ci-dessous.

	Moyenne	Ecart type	Ecart relatif
$E_m{}^0$ (MPa)	5 397	910	17%

Tableau III.5 : Identification du module matriciel initial sur 12 valeurs

Notons que nous retrouvons bien que $E_m{}^0 << E_f^0$. Aussi, la fibre de verre étant supposée isotrope, son module de cisaillement G_f^0 peut être estimé facilement et nous retrouvons que $G_m{}^0 << G_f^0$ ce qui est cohérent avec les hypothèses faites dans ces quatre derniers paragraphes.

L'identification de l'influence du taux volumique de fibres sur les modules d'élasticité du pli d'UD aurait tout à fait pu être réalisée à l'aide des relations (III.38), (III.41) et (III.43). Toutefois, les simplifications proposées ont été motivées par le fait de pouvoir traiter séparément les essais sur les stratifiés [0], [±45] et [±65], et l'identification qui en découle.

III.3.3. Loi d'évolution de l'endommagement matriciel en quasi-statique

Rappelons que l'endommagement matriciel sous chargement quasi-statique est défini par les variables d_2^s, d_{12}^s et $\tilde{p}$. Les pertes de raideur sont pilotées par les relations suivantes :

$$\begin{cases} d_2^s(t) = \left\langle 1 - e^{-\left(Y_{eq}(t) - Y_0\right)} \right\rangle_+ \\ d_{12}^s(t) = c.d_2^s(t) \end{cases} \tag{III.45}$$

avec

$$Y_{eq}(t) = \sup_{\tau \le t} \left(a\left(Y_{d_2}(\tau)\right)^m + b\left(Y_{d_{12}}(\tau)\right)^n \right) \tag{III.46}$$

L'écrouissage est piloté par la fonction de charge suivante :

$$f = \sqrt{\tilde{\tau}_{12}^{\,2} + \alpha^2 \tilde{\sigma}_2^{\,2}} - K.\tilde{p}^{\,\gamma} - R_0 \quad \text{avec} \quad f \le 0 \tag{III.47}$$

a. Comportement en cisaillement « pur »

Dans un stratifié $[\pm 45]_{2s}$ sollicité en traction, les plis d'UD sont sollicités principalement en cisaillement. En effet, l'effet de la contrainte dans la direction des fibres et de la contrainte dans la direction transverse sur l'endommagement sont négligeables devant celui de la contrainte de cisaillement. Dans de telles conditions, et sous un chargement croissant, les relations traduisant l'évolution de l'endommagement deviennent :

$$d_{12}^s(t) = c.\left\langle 1 - e^{-\left(b.(Y_{d12}(t))^n - Y_0\right)} \right\rangle_+ \tag{III.48}$$

et

$$\tilde{\tau}_{12} = K.\left(\tilde{\gamma}_{12}^p\right)^\gamma + R_0 \tag{III.49}$$

Un essai quasi-statique de charges-décharges permet d'identifier sur chaque boucle la perte de raideur d_{12}^s et la déformation résiduelle effective $\tilde{\gamma}_{12}^p$ associée à la charge maximale atteinte que l'on peut exprimer à travers Y_{d12} ou $\tilde{\tau}_{12}$ (Figure III.7.a et Figure III.12).

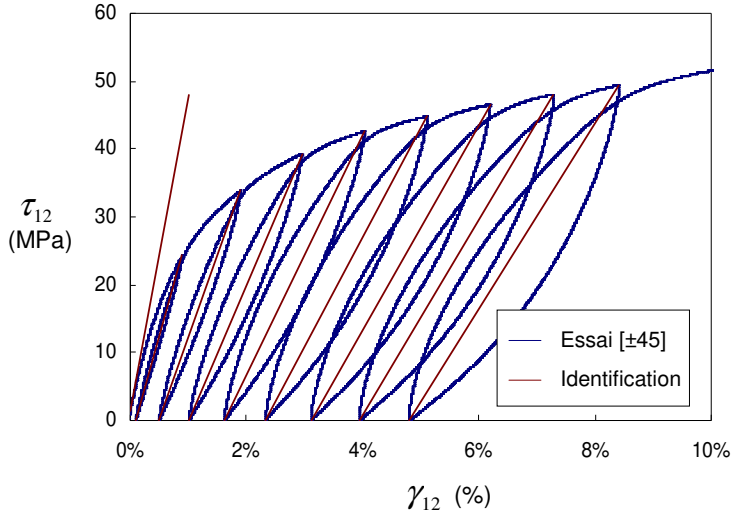


Figure III.12 : Identification de l'évolution de l'endommagement en quasi-statique à l'aide d'un essai de charges-décharges sur un stratifié $[\pm 45]_{2s}$

Nous faisons l'hypothèse que l'ensemble des paramètres de ces lois d'évolutions sont indépendants du volume de fibres à l'exception du module initial G_{12}^0. Ainsi les lois sont identifiées de manière indépendante, éprouvette par éprouvette, en considérant le module initial propre à chaque éprouvette, puis une moyenne des paramètres sera effectuée entre les éprouvettes.

Quatre éprouvettes droites en BX45-600 sont utilisées pour l'identification. La mesure de la déformation est effectuée à l'aide de jauges extensométriques et/ou de deux extensomètres : Un extensomètre longitudinal de base 20 mm et un extensomètre transversal de base 25 mm (largeur de l'éprouvette). La vitesse de chargement est de 1 mm/min et les décharges sont initiées tous les 0,5% de déformation longitudinale. Le comportement en cisaillement obtenu à l'aide des relations (III.29) et (III.30) est visible en Figure III.12.

Les paramètres c, n et Y_0 de la loi d'évolution de la perte de raideur en fonction de la force thermodynamique de cisaillement sont respectivement choisis égaux à 1, à 0,5 et à la valeur de $b.Y_{d12}{}^{n}$ à $\gamma_{12} = 0{,}15\%$: déformation avant laquelle nous supposons l'endommagement nul. Vu les résultats expérimentaux présentés en Figure III.13.a, la valeur du paramètre Y_0 étant très faible, le choix de prendre $Y_0 = 0$ aurait aussi été possible. Le paramètre b est ensuite identifié par minimisation des moindres carrés sur les contraintes. Le choix du paramètre c sera justifié dans le paragraphe suivant mais notons qu'il s'agit de la valeur considérée dans les travaux du LMA-Marseille [Thollon09; Hochard14]. Le paramètre n a été choisi de manière à décrire convenablement le comportement jusqu'à des déformations de cisaillement de l'ordre de 4%. Au-delà d'une telle déformation, le chargement n'est plus représentatif de la sollicitation observée dans une structure et les hypothèses considérées au Paragraphe III.3.1.b seraient discutables.

Le paramètre R_0 de la loi d'écrouissage est choisi égal à la valeur de $\tilde{\tau}_{12}$ pour $\gamma_{12} = 0{,}15\%$. Comme précédemment, le choix de $R_0 = 0$ aurait aussi été possible vu les résultats expérimentaux présentés en Figure III.13.b. Les paramètres K et γ sont ensuite identifiés

éprouvette par éprouvette par moindres carrés et la valeur moyenne est ensuite considérée. Une comparaison des lois identifiées avec les données expérimentales est proposée en Figure III.13.a pour la perte de raideur et Figure III.13.b pour l'écrouissage. Les paramètres identifiés et leurs valeurs sont donnés dans le Tableau III.6.

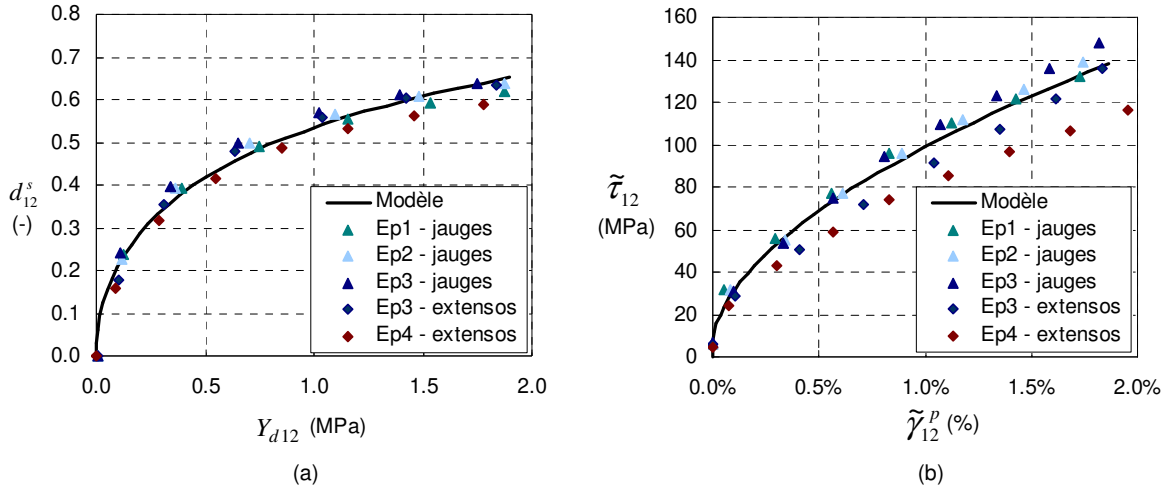


Figure III.13 : Identification sous chargement quasi-statique des paramètres de cisaillement de la loi dévolution (a) de la perte de raideur et (b) de l'écrouissage

	Valeur	Ecart type	Ecart relatif
c (-)	1,0	-	-
b (MPa^{-n})	0,819	0,066	8%
n (-)	0,50	-	-
Y_0 (-)	0,055	0,007	13%
R_0 (MPa)	5,92	0,67	11%
γ (-)	0,565	0,063	11%
K (MPa)	1250	350	28%

Tableau III.6 : Paramètres de la loi d'évolution de l'endommagement matriciel sous chargement quasi-statique réduite au cisaillement seul

b. Comportement couplé cisaillement-transverse

Des essais de charges-décharges sont réalisés sur des stratifiés $[\pm 65]_{2s}$, fabriqués avec le renfort BX25-600. Ces essais permettent d'identifier, éprouvette par éprouvette, les pertes de raideur d_2^s et d_{12}^s, les déformations résiduelles effectives $\tilde{\varepsilon}_2^p$ et $\tilde{\gamma}_{12}^p$ du pli associées à l'état de contraintes atteint dans le pli : σ_2 et τ_{12} selon la méthode décrite au Paragraphe III.3.1.c. Notons que les composantes de l'état de contraintes peuvent être respectivement écrite sous la forme Y_{d2} ou $\tilde{\sigma}_2$ et Y_{d12} ou $\tilde{\tau}_{12}$. Cinq éprouvettes droites $[\pm 65]_{2s}$ sont sollicitées en traction avec une vitesse de chargement de 0,1 mm/min. Les dimensions des éprouvettes sont données en Figure I.60.a. Les décharges ont lieu tous les 0,1% de déformation longitudinale. La mesure de la déformation est effectuée à l'aide de deux extensomètres : un extensomètre longitudinal de base 20 mm et un extensomètre transversal de base 25 mm (largeur de l'éprouvette). Le comportement longitudinal de l'éprouvette 5 est représenté en Figure III.14 et son mode de rupture est visible en Annexe E, en Figure E.5. La rupture se manifeste par une fissure transverse dans les plis à +65°.

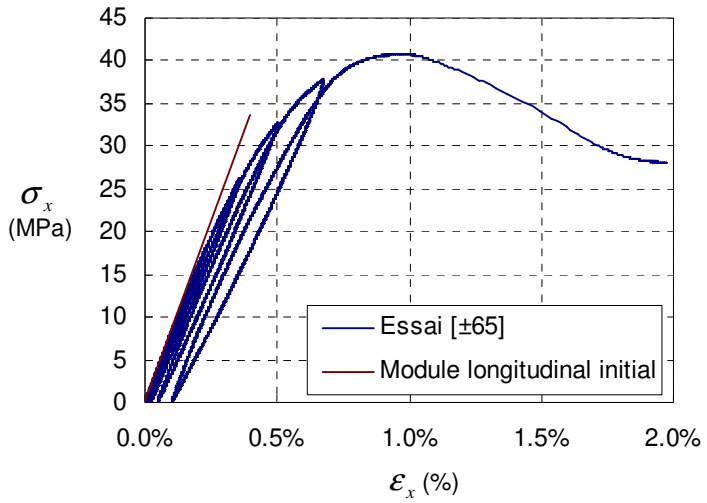


Figure III.14 : Comportement longitudinal du stratifié $[\pm 65]_{2s}$ (éprouvette 5, mesure de la déformation avec les extensomètres) sous sollicitation de charges-décharges quasi-statiques

Le paramètre *m* est choisi égal à 1,2 pour épouser la forme de la courbe $aY_{d_2}{}^m = f\left(Y_{d_2}\right)$ qui se distingue correctement pour la mesure avec extensomètres (Figure III.15.a). Les paramètres *a* et α sont ensuite identifiés par minimisation des moindre carrés et leur moyenne sera ensuite considérée. Leur valeur est donnée dans le Tableau III.7. Les différences observées entre la mesure avec les extensomètres et les jauges peut venir en partie de la différence de base de mesure mais notons que les extensomètres étaient positionnés dans la zone où l'éprouvette a rompu.

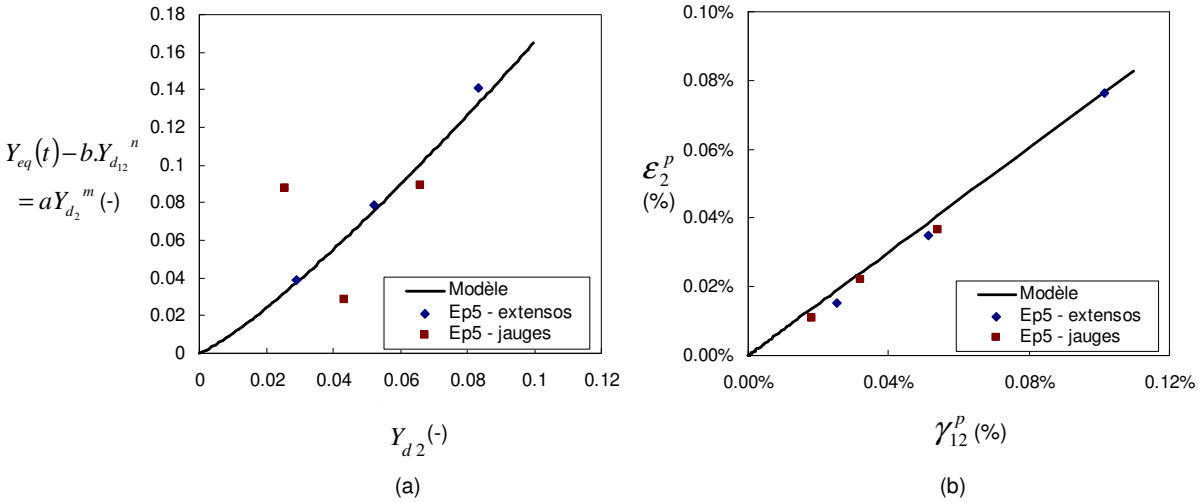


Figure III.15 : Identification sous chargement quasi-statique des paramètres de couplage cisaillement-transverse de la loi d'évolution (a) de la perte de raideur et (b) de la déformation résiduelle

	Valeur	Ecart type	Ecart relatif
a ($MPa^{-1/m}$)	2.62	0.28	11%
m (-)	1.20	-	-
α (-)	0.62	0.11	17%

Tableau III.7 : Paramètres de couplage cisaillement-transverse de la loi d'évolution de l'endommagement matriciel en quasi-statique

La détermination des paramètres d_2^s et d_{12}^s au cours du chargement nous permet de confronter les mesures expérimentales avec l'hypothèse prise au paragraphe précédent concernant la valeur de c (Figure III.16). Si la relation $c = 1$ semble décrire convenablement le comportement de l'éprouvette 5 mesuré avec les extensomètres, la détermination de la variabilité à l'aide de la méthode de Monte-Carlo montre qu'il serait hasardeux de déterminer une relation plus précise entre d_2^s et d_{12}^s avec ces essais. Les paramètres choisis pour la détermination des incertitudes sur d_2^s et d_{12}^s sont regroupés dans le Tableau III.8. L'application de la méthode de Sobol a montré que d_2^s était principalement sensible à la valeur du module transverse alors que d_{12}^s est plutôt sensible à l'angle θ du pli.

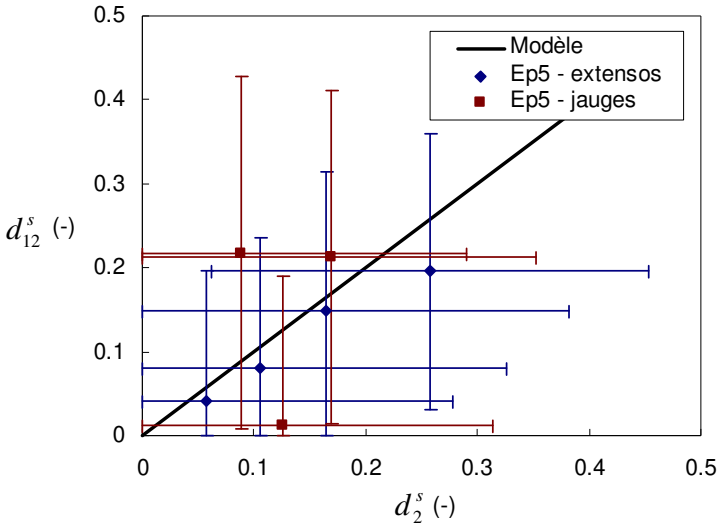


Figure III.16 : Relation entre d_{12}^s et d_2^s et mise en évidence de l'effet de la variabilité expérimentale des propriétés du matériau sur la quantification de d_{12}^s et d_2^s

	Valeur	Ecart relatif
E_f^0 (MPa)	90 866	4,4%
E_m^0 (MPa)	Propre à l'éprouvette	17%
G_m^0 (MPa)	2 337	5,0%
v_f^0 (-)	0,25	-
v_m^0 (-)	0,4	-
θ (°)	65	3%
ε_x^e (-)	Propre à la boucle	3%
ε_y^e (-)	Propre à la boucle	3%
σ_x (MPa)	Propre à la boucle	1%

Tableau III.8 : Paramètres d'entrées du calcul de la variabilité des valeurs de d_{12}^s et d_2^s à l'aide de la méthode de Monte-Carlo, en supposant que les variables suivent une loi de Gauss

III.3.4. Couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres

a. Protocole expérimental

i. Principe de l'essai

L'objectif des essais présentés ici est d'exprimer la résistance résiduelle des UD en traction en fonction de l'endommagement matriciel généré par fatigue. La fabrication de tubes étant délicate par infusion, les méthodes d'identification proposées par le LMA [Hochard14] qui s'appuient sur des essais de torsion-traction ne peuvent pas être facilement employées ici. Un protocole expérimental est donc proposé de manière à réaliser des essais sur des plaques représentatives du matériau utilisé dans les structures industrielles.

Une éprouvette large $[\pm 45]_{2s}$ est sollicitée en fatigue sous un chargement de traction-traction à force imposée de manière à générer un endommagement matriciel par cisaillement à l'échelle du pli d'UD (Figure III.17.a). L'essai de fatigue est arrêté avant d'atteindre la rupture et le niveau d'endommagement matriciel d_{12} est quantifié expérimentalement par un essai de charge-décharge quasi-statique. Des éprouvettes $[0/90]_{2s}$ sont extraites à partir de l'éprouvette large $[\pm 45]_{2s}$ (par découpe à 45° de la direction de chargement) (Figure III.17.b). Ces dernières sont sollicitées en traction monotone quasi-statique jusqu'à rupture de manière à déterminer la résistance du pli à 0° (Figure III.17.c). En générant (avec plusieurs éprouvettes larges $[\pm 45]_{2s}$) plusieurs niveaux d'endommagement matriciel, la relation définie par l'équation (III.12) peut être identifiée.

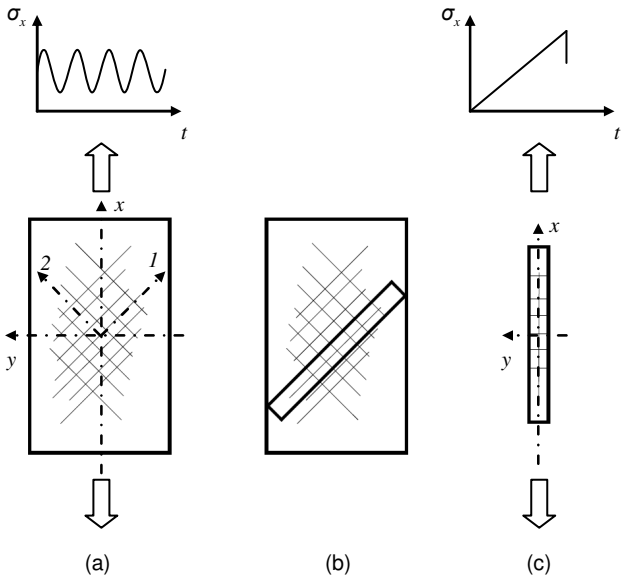


Figure III.17 : Principe de l'essai d'identification du couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance résiduelle dans la direction des fibres
(a) Sollicitation cyclique des plis d'un stratifié $[\pm 45]_{2s}$ en cisaillement (endommagement matriciel)
(b) Extraction d'éprouvettes $[0/90]_{2s}$ du stratifié $[\pm 45]_{2s}$
(c) Essais de résistance résiduelle du 0° dans le stratifié $[0/90]_{2s}$, après endommagement par cisaillement cyclique

Les géométries d'éprouvettes utilisées dans cette partie (et uniquement pour la mesure du couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres) sont données en Figure III.18.

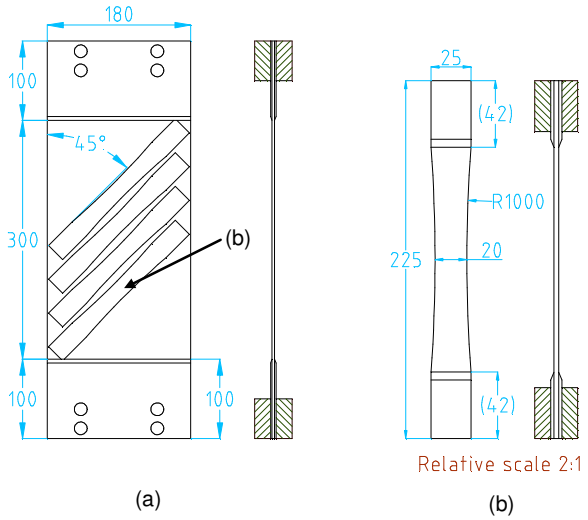


Figure III.18 : (a) Géométrie de l'éprouvette large $[\pm45]_{2s}$ pour générer l'endommagement matriciel en fatigue (b) Géométrie des éprouvettes $[0/90]_{2s}$ extraites pour déterminer la résistance résiduelle

ii. Création et quantification de l'endommagement matriciel

La stratification ±45° a été choisie pour deux raisons. Elle permet tout d'abord de générer sous un chargement de traction, une sollicitation proche du cisaillement pur dans les plis d'UD qui crée un endommagement matriciel diffus. Ensuite, la perte de raideur en cisaillement est simple à mesurer à l'échelle du stratifié (cf Chapitre III.3.1.b) et des niveaux d'endommagement élevés peuvent être atteints.

La procédure décrite au Chapitre III.3.1.a est utilisée pour quantifier la perte de raideur en fatigue. La vitesse de chargement pour la détermination des modules sécants est de 20 MPa/min et le palier de relaxation est de 1 h après le chargement de fatigue. Ce palier est nécessaire pour recouvrer la déformation de fluage générée par la contrainte moyenne positive appliquée en fatigue. Rappelons que la quantification du module sécant après chargement de fatigue doit se faire en appliquant en quasi-statique la même contrainte que la contrainte maximale appliquée en fatigue (Figure III.7.b).

Comme nous l'avons vu précédemment, la mesure de d_{12} est liée à la mesure de l'effort axial σ_x, de la déformation axiale ε_x et de la déformation transverse ε_y dans le repère du stratifié. Cependant, la largeur de l'éprouvette $[\pm45]_{2s}$ nécessaire à l'extraction d'éprouvettes $[0/90]_{2s}$, fait que l'éprouvette n'est pas assez élancée pour garantir un état de contraintes et de déformations homogène dans la zone utile. Une comparaison des champs de déformation calculés par analyse numérique entre une éprouvette $[\pm45]_{2s}$ standard élancée de dimensions : 250 mm par 25 mm et l'éprouvette $[\pm45]_{2s}$ large considérée est donnée en Figure III.19.

La géométrie de l'éprouvette $[\pm45]_{2s}$ standard élancée est celle utilisée pour les essais sous chargements quasi-statique et de fatigue dans le reste de cette étude (cf Figure I.60.a). La géométrie de l'éprouvette large $[\pm45]_{2s}$ utilisée pour générer l'endommagement matriciel en fatigue et qui est considérée pour la comparaison des champs de déformation est donnée en

Figure III.18.a. Les champs de contraintes et de déformations dans les deux éprouvettes $[\pm 45]_{2s}$ (large et élancée) sont calculés avec la méthode des éléments finis à l'aide du solveur NASTRAN avec des hypothèses de comportement élastique linéaire et des petites perturbations. Des éléments coques composites à quatre nœuds sont utilisés pour modéliser le stratifié, pli d'UD par pli d'UD. Les contraintes et déformations de chacun des plis sont obtenues selon la théorie classique des stratifiés [Gay05]. Le collage des talons est considéré parfait et l'épaisseur de colle n'est pas modélisée. Les degrés de liberté des nœuds au niveau des mors sont tous bloqués à une extréminté de l'éprouvette et tous bloqué sauf la translation dans la direction du chargement à l'autre extréminté. Un effort est appliqué de manière proportionnelle à la section de l'éprouvette de manière à générer la même contrainte moyenne. Sur la Figure III.19 nous pouvons voir qu'un élément de talon est en dehors des mors pour l'éprouvette élancée alors que pour l'éprouvette large, la longueur de talon libre est de cinq éléments pour modéliser la distance entre les mors et la fin des talons décrite en Figure III.18. Les chanfreins des talons ne sont pas modélisés.

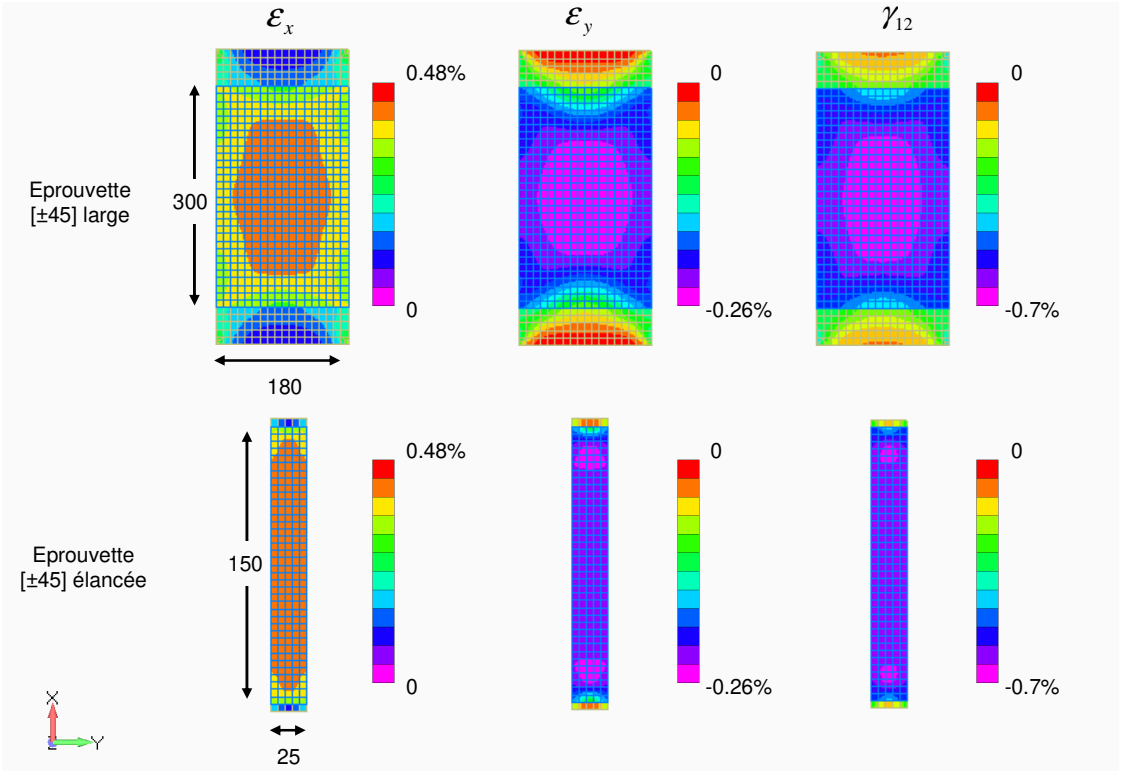


Figure III.19 : Comparaison des champs de déformation dans le pli +45° d'un [±45] sous le même niveau de contrainte dans une éprouvette large et élancée

La comparaison de la déformation de cisaillement montre un champ non homogène pour l'éprouvette large (Figure III.19). Cependant, une zone quasiment homogène au centre de l'éprouvette est suffisamment grande pour extraire les quatre éprouvettes $[0/90]_{2s}$ de résistance résiduelle et garantir des niveaux d'endommagements proches d'une éprouvette à l'autre dans la zone utile.

La mesure de la déformation axiale ε_x et transverse ε_y est réalisée par corrélation d'images numériques dans la zone décrite par un losange rouge en Figure III.20. Dans cette zone, qui

correspond à la zone utile des éprouvettes $[0/90]_{2s}$ de résistance résiduelle l'écart type sur la mesure des déformations est inférieur à 10%. Les écarts types obtenus sur les résistances résiduelles au paragraphe suivant nous confortent dans l'idée que l'endommagement est suffisamment homogène dans la zone d'extraction des éprouvettes $[0/90]_{2s}$ pour obtenir des résultats exploitables.

Les essais de fatigue ont été réalisés à l'aide d'une machine hydraulique MTS de 50 kN et la corrélation d'images a été effectuée avec le système de mesure GOM-Aramis v6.3.0. Nous tenons à remercier l'IRDL (ENSTA-Bretagne) pour nous voir permis d'effectuer une partie de ces essais dans leur locaux alors que notre machine d'essais était en panne.

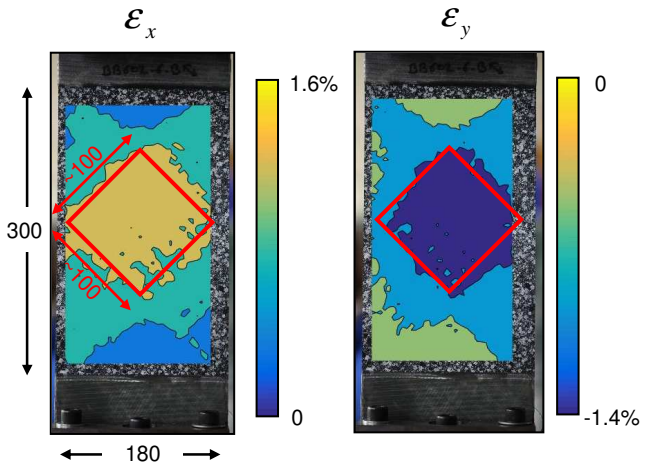


Figure III.20 : Mesure de la déformation longitudinale et transverse par corrélation d'images sur éprouvette [±45] large après endommagement par fatigue

iii. Mesure de la résistance résiduelle

Après la sollicitation en fatigue des éprouvettes $[\pm 45]_{2s}$ larges, quatre éprouvettes $[0/90]_{2s}$ sont extraites et sont chargées de manière monotone en quasi-statique jusqu'à rupture afin de mesurer la résistance résiduelle des plis à 0°. Ces essais statiques sont réalisés à l'aide d'une machine électromécanique MTS de 100 kN. Une géométrie particulière d'éprouvette est définie en Figure III.18.b de manière à obtenir une rupture loin des mors. Les éprouvettes sont découpées au jet d'eau et des talons chanfreinés $[\pm 45]_{2s}$ sont collés à chaque extrémité des éprouvettes pour limiter les concentrations de contraintes, induites par le serrage dans les mors.

La précision de la direction d'extraction des éprouvettes $[0/90]_{2s}$ est importante de manière à ne pas réaliser un essai sur une éprouvette $[\theta/\theta+90]_{2s}$. En effet un désalignement de la direction des fibres à 0° par rapport au chargement a des conséquences directes sur la mesure de la résistance statique [Gay05]. Le désalignement des plis à 0° a donc été mesuré à l'aide de la méthode décrite au Paragraphe I.3.1.c.iv. Rappelons que l'orientation des plis dans le plan et hors plan est soumise à de fortes variations liées au matériau et au procédé. La comparaison de l'orientation des plis à 0° entre éprouvettes $[0/90]_{2s}$ saines et éprouvettes $[0/90]_{2s}$ endommagées en fatigue n'a pas révélé de différence significative générée par l'endommagement en fatigue. Nous considérerons donc que les plis à 0° des éprouvettes $[0/90]_{2s}$ de résistance résiduelle sont alignés avec la direction du chargement.

b. Résultats obtenus avec le renfort BX45-602

i. Résistance résiduelle en traction monotone quasi-statique des éprouvettes $[0/90]_{2s}$

Quatre éprouvettes larges $[\pm 45]_{2s}$ ont été réalisées par infusion avec le renfort BX45-602 et testées en fatigue avec un rapport de charge $R = 0{,}1$ et une fréquence $f = 5$Hz. La résistance résiduelle en traction du $[0/90]_{2s}$ et la raideur de cisaillement résiduelle des plis d'UD sont obtenues avec la méthode décrite précédemment. La résistance résiduelle des éprouvettes $[0/90]_{2s}$ est comparée à celle du matériau non endommagé, prélevé dans les mêmes conditions dans une cinquième plaque $[\pm 45]_{2s}$ non sollicitée en fatigue. Le taux volumique de fibres des éprouvettes testées varie entre 42% et 49%. Les résultats sont donc corrigés afin de les comparer pour le volume de fibres moyen $V_f = 46\%$. Les paramètres particuliers d'essais et les résultats sont regroupés dans le Tableau III.9 et affichés en Figure III.21.

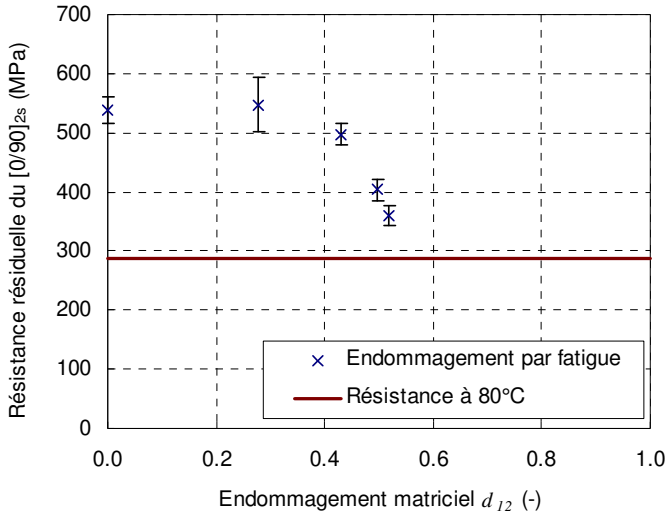


Figure III.21 : Résistance résiduelle du stratifié $[0/90]_{2s}$ avec le renfort BX45-602 en fonction de la perte de raideur en cisaillement d_{12} pour $V_f = 46\%$

Réf ép. $[\pm 45]_{2s}$	σ_x^{max} fatigue	Nb. de cycles	d_{12}	Nb. d'ép. $[0/90]_{2s}$ extraites	Résistance résiduelle moyenne	Écart type sur la résistance résiduelle	Chute de la résistance résiduelle
	(MPa)	(-)	(-)	(-)	(MPa)	(MPa/MPa)	(%)
5B	-	0	0	3	537	4,3%	-
8A	57	160 000	0,52	4	359	4,8%	33%
8B	55	65 000	0,50	4	402	4,7%	25%
9A	50	280 000	0,43	4	496	3,6%	8%
9B	40	50 000	0,28	4	546	8,3%	-2%

Tableau III.9 : Résistance résiduelle du stratifié $[0/90]_{2s}$ avec le renfort BX45-602 et variable d'endommagement d_{12} après sollicitation de fatigue en traction à $R = 0{,}1$ pour $V_f = 46\%$

Les modes de rupture observés sont présentés en Annexe E, en Figure E.8 et en Figure E.9. Ces modes de rupture sont mixtes et regroupent des ruptures et déchaussements de fibres dans les plis à 0° ainsi que du délaminage. Néanloins, il est difficile de savoir si le délaminage s'est propagé avant ou après la rupture des fibres.

Notons qu'une diminution significative de la résistance résiduelle est observée lorsque l'endommagement matriciel augmente, malgré la dispersion pour chaque niveau d'endommagement. Une manière de confirmer que la chute de résistance résiduelle est liée à l'endommagement matriciel mais aussi de déterminer la limite basse de cette chute de résistance est d'effectuer un essai de traction monotone quasi-statique à une température proche de la température de transition vitreuse de la matrice. Au cours d'un tel essai, la participation de la matrice dans la tenue mécanique est très significativement diminuée.

ii. Comparaison des résultats avec un essai de traction monotone quasi-statique sur stratifié $[0/90]_{2s}$ à 80°C

Un essai additionnel est réalisé sur une éprouvette $[0/90]_{2s}$ issue de la plaque 5B non endommagée de laquelle ont été extraites les éprouvettes $[0/90]_{2s}$ pour déterminer la résistance initiale. Cet essai de traction quasi-statique monotone est réalisé en enceinte thermique à une température de 80°C. Cette température est choisie car elle correspond à la température de transition vitreuse de la matrice. A cette température, la contribution de la matrice à la tenue mécanique du $[0/90]_{2s}$ est donc fortement réduite.
La chute de résistance mesurée avec cet essai est de 46% par rapport au matériau non endommagé testé à température ambiante (environ 20°C). Ce résultat est affiché en rouge en Figure III.21. Il confirme que la matrice joue un rôle important dans la résistance dans la direction des fibres et qu'une limite basse de résistance semble exister.

iii. Identification de la loi de résistance résiduelle des UD dans la direction des fibres

A la fin d'un essai de traction monotone quasi-statique sur un $[0/90]_{2s}$, lorsque l'éprouvette se rompt, les plis à 90° ne reprennent plus de contraintes et tout le flux d'effort passe par les plis à 0°. Ceci est lié au fait que lorsque le statifié $[0/90]_{2s}$, atteint une charge qui provoque la rupture, la densité de fissures transverses dans les plis à 90° est si élevée qu'elle ne leur permet pas de transmettre un effort axial. Ce phénomène est vrai à la rupture quel que soit le niveau d'endommagement matriciel au début de l'essai de traction. Ainsi la contrainte à rupture des plis à 0° est obtenue facilement : comme le double de la contrainte à rupture du $[0/90]_{2s}$. La force thermodynamique liée à l'endommagement dans la direction des fibres est ensuite calculée avec un endommagement $d_1 = 0$. En effet, l'endommagement dans la direction des fibres en fatigue lors de l'essai sur le $[\pm 45]_{2s}$ est supposé négligeable et l'endommagement dans la direction des fibres en quasi-statique est nul jusqu'à rupture.
Les paramètres de la loi de couplage entre la résistance résiduelle du pli d'UD et l'endommagement matriciel donnée en relation (III.12) sont donc identifiés pour un taux volumique de fibres de 46%. En considérant un paramètre de couplage $c = 1$, notons que nous avons $d_2 = d_{12}$. Le paramètre Y_A est calculé avec la contrainte à rupture du matériau sain. Le paramètre Y_B est calculé avec la contrainte à rupture à 80°C. Les paramètres d_m et d_λ sont ensuite identifiés par minimisation des moindres carrés. Les valeurs identifiées sont données dans le Tableau III.10 et la loi obtenue est comparée aux résultats d'essais en Figure III.22

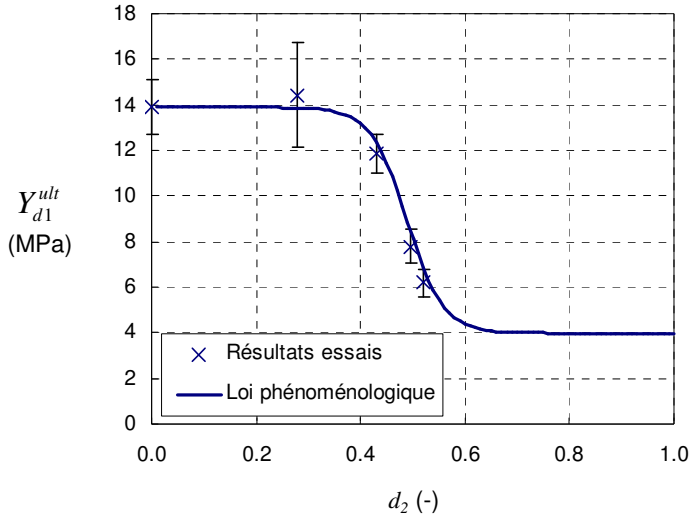


Figure III.22 : Couplage entre la résistance résiduelle du pli d'UD du BX45-602 et l'endommagement matriciel à V_f = 46% – Comparaison de la loi identifiée avec les résultats d'essais

	Valeur	Ecart relatif
Y_A (MPa)	13,9	8,6%
Y_B (MPa)	4,0	-
d_m (-)	0,49	-
d_λ (-)	0,035	-

Tableau III.10 : Paramètres de la loi de couplage entre la résistance résiduelle du pli d'UD du BX45-602 et l'endommagement matriciel à V_f = 46%

c. Corrections de Y_A et Y_B liées au taux volumique de fibres et au renfort

La résistance dans la direction des fibres est fortement liée au taux volumique de fibres, comme le module d'élasticité, mais dépend aussi fortement du renfort utilisé, contrairement aux modules d'élasticité comme nous l'avons vu précédement. Cette dépendance au renfort s'explique par une architecture qui peut être différente d'un renfort à l'autre et qui est susceptible de générer plus ou moins de défauts ayant un effet sur la résistance à rupture.

Pour les besoins de l'étude, plusieurs renforts ont été utilisés et plusieurs taux volumiques de fibres sont observés après infusion. Les paramètres Y_A et Y_B sont donc identifiés pour chaque renfort et une correction en fonction du taux volumique de fibres est proposée pour tenir compte de la variabilité des propriétés liée aux matériaux et au procédé.

Tout comme pour les modules d'élasticité, la loi des mélanges nous donne une contrainte à rupture dans la direction des fibres dans les plis d'UD qui s'exprime en fonction de la contrainte à rupture des fibres σ_f^{ult}, du module de la fibre E_f^0, du module de la matrice $E_m{}^0$ et du taux volumique de fibres V_f [Gay05]:

$$\sigma_1^{ult} = \sigma_f^{ult}\left[V_f + \frac{E_m^0}{E_f^0}\left(1 - V_f\right)\right] \tag{III.50}$$

Cette relation sera approchée par :

$$\sigma_1^{ult} = \sigma_f^{ult} V_f \tag{III.51}$$

Lorsque la rupture statique des plis d'UD intervient, en supposant que l'endommagement d_1 soit nul à l'instant précédent la rupture, nous avons :

$$Y_{d1}^{ult} = \frac{{\sigma_1^{ult}}^2}{2E_1^0} \tag{III.52}$$

En considérant la correction de la contrainte à rupture et du module d'élasticité dans la direction des fibres en fonction du taux volumique de fibres, donnée par les équations (III.39) et (III.52), nous obtenons :

$$Y_{d1}^{ult} = V_f \frac{{\sigma_f^{ult}}^2}{2E_f^0} \tag{III.53}$$

La correction des paramètres Y_A et Y_B en fonction du taux volumique de fibres revient donc à identifier les paramètres Y_{Af} et Y_{Bf} tels que :

$$\begin{cases} Y_A = V_f Y_{Af} \\ Y_B = V_f Y_{Bf} \end{cases} \tag{III.54}$$

Nous supposerons que les autres paramètres de la loi de couplage entre la résistance résiduelle des plis d'UD et l'endommagement matriciel, définis par la relation (III.12), sont indépendants du taux volumique de fibres.

Les paramètres Y_{Af} et Y_{Bf} sont identifiés en réalisant des essais de traction monotone quasi-statique jusqu'à rupture sur les renforts BX45-602, UD600, UD1135 et BX45-600. Les renforts BX45 sont testés à l'aide d'éprouvettes droites $[0/90]_{2s}$ alors que les UD sont testés avec des éprouvettes droites et échancrées $[0]_3$. Les résultats obtenus à température ambiante (Y_A) et à 80°C (Y_B) sont illustrés en Figure III.23 en fonction du volume de fibres.

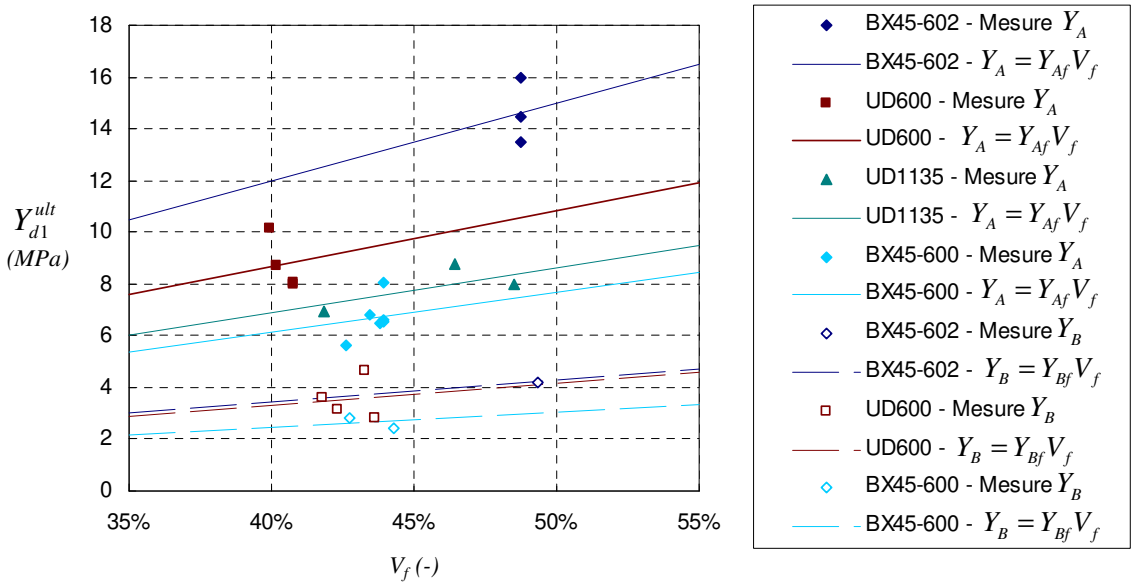


Figure III.23 : Identification des paramètres Y_{Af} et Y_{Bf} pour quatre renforts de l'étude

Les modes de rupture observés sont présentés en Annexe E, en Figure E.1 pour l'UD600 et l'UD1135, et en Figure E.10 pour le BX45-600. Ils se caractérisent par des déchaussements de fibres.

Notons dans un premier temps que l'UD1135 n'a pas été testé à 80°C par manque de temps. En remarquant que les renforts sont classés dans le même ordre selon les paramètres Y_{Af} et Y_{Bf}, et que les renforts BX45-600 et UD600 encadrent le renfort UD1135, nous considérerons une valeur Y_{Bf} (à 80°C) pour l'UD1135 au prorata des valeurs obtenues pour Y_{Af} (à température ambiante) pour le BX45-600 et l'UD600.

Notons ensuite que les valeurs Y_A et Y_B obtenues sont très dépendantes du renfort et que plus d'essais seraient nécessaires pour valider la dépendance au taux volumique de fibres. Le renfort BX45-602 présente une architecture plus régulière que le BX45-600, ce qui se manifeste par une résistance à la rupture supérieure à température ambiante mais aussi lorsque le matériau est soumis à une température proche de la température de transition vitreuse de la matrice. Nous constatons aussi que l'UD600 semble plus résistant que l'UD1135 mais qu'au regard de la dispersion des résultats, plus d'essais seraient nécessaire pour mettre en évidence une influence de l'épaisseur des plis sur la résistance dans la direction des fibres.

Les lois issues de cette identification sont tracées en Figure III.24 pour les quatre renforts et les paramètres identifiés sont regroupés dans le Tableau III.11.

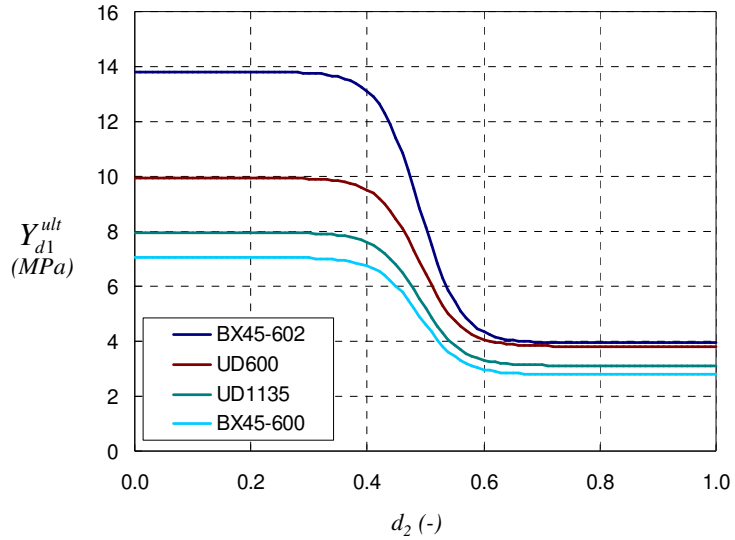


Figure III.24 : Loi de couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance résiduelle du pli d'UD de quatre renforts de l'étude à V_f = 46%

	Valeur	Ecart relatif
Y_{Af} - BX45-602 (MPa)	30,0	9%
Y_{Bf} - BX45-602 (MPa)	8,6	-
Y_{Af} - UD600 (MPa)	21,6	12%
Y_{Bf} - UD600 (MPa)	8,3	23%
Y_{Af} – UD1135 (MPa)	17,3	8%
Y_{Bf} - UD1135 (MPa)	6,8	-
Y_{Af} - BX45-600 (MPa)	15,3	11%
Y_{Bf} - BX45-600 (MPa)	6,1	13%

Tableau III.11 : Paramètres de la loi de couplage entre la résistance résiduelle du pli d'UD et l'endommagement matriciel en fonction du renfort après correction du taux volumique de fibres

d. Discussion sur la méthode d'identification du couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres

Une méthode a été proposée pour mettre en évidence et identifier la relation entre l'endommagement matriciel généré par cisaillement des plis d'UD et la résistance dans la direction des fibres. Des niveaux d'endommagements croissants ont été générés par des essais cycliques de traction-traction sur des plaques de stratifié $[\pm 45]_{2s}$ et la résistance résiduelle du pli d'UD est mesurée dans des stratifiés $[0/90]_{2s}$ extraits du stratifié $[\pm 45]_{2s}$ endommagé en fatigue. Le seuil de résistance est quant à lui identifié à l'aide d'essais en température.
Plusieurs points liés aux hypothèses considérées méritent une discussion comme :

- L'influence de la sollicitation de cisaillement en fatigue
- Le choix de la variable pour décrire l'endommagement matriciel
- Le choix de la température pour la détermination du seuil de résistance

i. Influence de la sollicitation de cisaillement en fatigue

Par comparaison aux approches phénoménologiques pour déterminer la résistance résiduelle, qui expriment la résistance résiduelle en fonction d'un nombre de cycles vu par le matériau et qui sont donc dépendantes de la sollicitation, l'approche que nous proposons est théoriquement indépendante de la sollicitation appliquée (à condition que la ou les variables d'endommagements utilisées soit pertinentes), ce qui constitue un avantage conséquent en matière de durée des campagnes de caractérisation.
Tous les essais cycliques de cette étude ont été réalisés en traction-traction avec un rapport de charge similaire ($R = 0{,}1$), et cette indépendance à la sollicitation reste à vérifier en réalisant des essais de traction-traction pour d'autres rapports de charges mais aussi des essais de traction-compression voire de compression-compression.
Notons d'ailleurs que la chute observée de la résistance résiduelle dans cette étude arrive pour des niveaux d'endommagement ($d_{12} = 0{,}4$ à $0{,}6$) inférieurs à ceux observés dans la littérature ($d_{12} = 0{,}8$) avec des tubes sollicités en torsion alternée [Thollon09; Hochard14] et que cette indépendance à la sollicitation reste donc à démontrer bien que d'autres facteurs d'influence soient possibles comme celui du pli transverse, l'épaisseur des plis, le couple matériau-procédé, etc...

ii. Choix de la variable d'endommagement matriciel d_{12}

La variable mésoscopique choisie pour décrire l'endommagement matriciel (perte de raideur) résulte d'une combinaison de plusieurs mécanismes d'endommagements aux échelles micro- et méso-scopiques : décohésion fibre-matrice, fissures transverses, micro délaminages en pointe de fissure et plasticité de la matrice. Cette combinaison de mécanismes d'endommagement peut varier en fonction du mode de chargement (transverse ou de cisaillement). En effet, le cisaillement induit principalement un endommagement diffus à l'échelle microscopique qui consiste en des décohésions fibre-matrice et de la plasticité matricielle, alors que le chargement dans la direction transverse aux fibres induit plutôt des endommagements mésoscopiques comme les fissures transverses et le micro-délaminage. Rien ne prouve que ces deux types de mécanismes d'endommagement induisent un abattement similaire de la

résistance résiduelle du pli d'UD. Une approche plus générale consisterait donc à définir la résistance résiduelle dans la direction des fibres comme une fonction de plusieurs variables d'endommagement associées aux différents mécanismes d'endommagement (en séparant les phénomènes à l'échelle micoscopique de ceux à l'échelle macroscopique), comme proposés dans les approches multi-échelle [Ladevèze01; Laurin13].

iii. Choix de la température pour la détermination du seuil de résistance

La résistance à rupture dans la direction des fibres pour un endommagement matriciel maximal (Y_B) est évaluée avec des essais de traction monotone quasi-statique à 80°C. Cette température a été choisie car elle correspond à la température de transition vitreuse de la matrice selon la fiche technique transmise par le fournisseur. Des essais effectués sur l'UD600 pour plusieurs valeurs de température montrent que la chute de la résistance mécanique n'est pas plus importante à 100°C qu'à 80°C (Figure III.25). Ceci confirme la pertinence du choix que nous avons fait concernant la température d'essais (80°C).

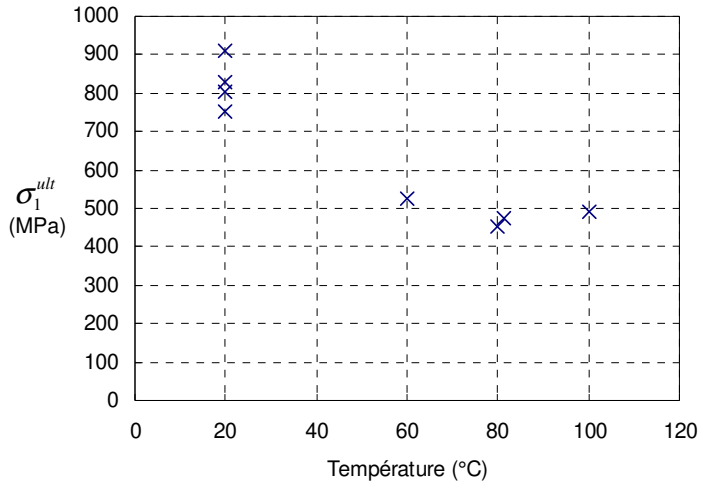


Figure III.25 : Contrainte à rupture statique d'éprouvettes $[0]_3$ réalisées en UD600, à V_f = 45%, en fonction de la température

III.3.5. Loi d'évolution de l'endommagement en fatigue

a. Comportement dans la direction des fibres

Le comportement en fatigue dans la direction des fibres est identifié à l'aide d'essais sur des stratifiés $[0]_3$ réalisés avec le renfort UD1135. Les éprouvettes utilisées sont de type droite et échancrée (Figure I.60). La déformation longitudinale est mesurée à l'aide d'un extensomètre de base 20 mm. Nous nous intéressons à la mesure de la durée de vie et de la perte de raideur pour différents niveaux de chargement pour les deux rapports de charge suivant : *R=0,1* et *R=0,5*. Ces rapports de charges permettent d'étudier l'influence de l'amplitude de la sollicitation en traction-traction. Les essais sont réalisés à 10 Hz avec une machine hydraulique MTS de capacité 100 kN. Les modes de rupture obtenus sont présentés en Annexe E, en Figure E.2. Comme en quasi-statique, le mode de rupture constaté des stratifiés $[0]_3$ est le déchaussement de fibres.

Rappelons la loi dont nous cherchons à identifier les paramètres :

$$\frac{\partial d_1^f}{\partial n} = a_1 \left(1 - d_1\right)^{\gamma_1} \left(Y_{d_1^f}\right)^{l_1} \left(\Delta Y_{d_1^f}\right)^{l_2} \tag{III.55}$$

Les essais sur le 0° ont montré une faible dépendance à l'amplitude du chargement. Nous considèrons donc que $l_2 = 0$. Notons que l'augmentation des paramètres a_1 et l_1 ont tendance à donner de la pente à la courbe S-N alors que l'augmentation de γ_1 a tendance à l'adoucir (Figure III.26).

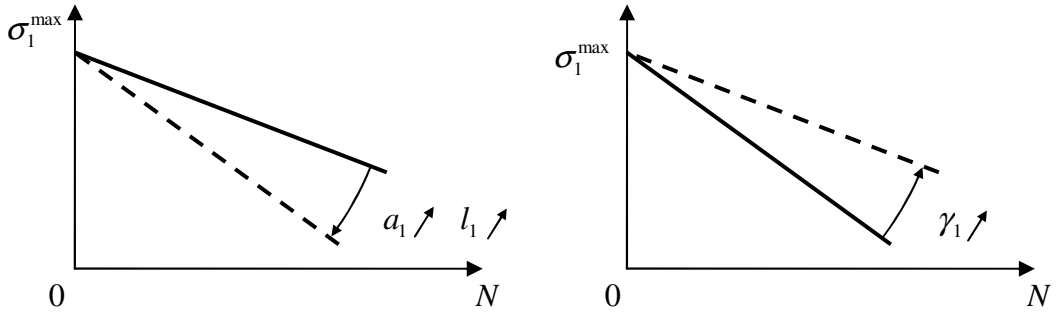


Figure III.26 : Influence des paramètres de la loi de perte de raideur dans la direction des fibres sur la pente de la courbe S-N, à rapport de charge fixé

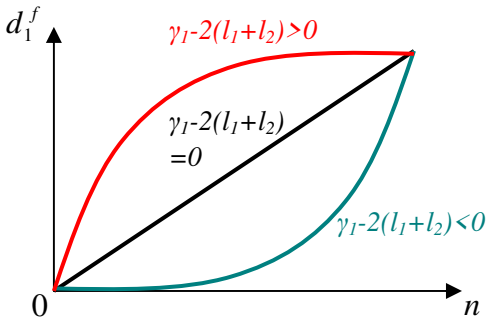


Figure III.27 : Influence des paramètres de la loi de perte de raideur dans la direction des fibres sur la forme de l'évolution de l'endommagement à rapport de charge et contrainte maximale fixés

La forme concave ou convexe de la fonction $d_1^f = f(N)$ est quant à elle, pour un niveau de chargement et un rapport de charge fixé, directement dépendante de la valeur de la relation $\gamma_1\text{-}2(l_1+l_2)$ (Figure III.27).

Les paramètres sont identifiés en réalisant un balayage des valeurs :

- Nous souhaitons que la rupture soit modélisée par un emballement très rapide. Ceci nous amène donc à faire en sorte que $\gamma_1\text{-}2(l_1+l_2) < 0$ et nous considérons des valeurs comprises entre -10 et -1 par pas de 1.
- Le paramètre l_1 doit être positif étant donné que l_2 est nul (le taux de croissance de l'endommagement doit augmenter lorsque la contrainte maximale augmente). Nous prendrons pour l_1 des valeurs comprises entre 1 et 10 par pas de 1.
- Le paramètre a_1 est testé avec des valeurs de 1.10^i, 2.10^i et 5.10^i MPa^{-II} avec i allant de -7 à 5.

Ceci nous donne 3 900 jeux de paramètres à tester. Pour chaque jeu nous déterminons numériquement l'endommagement en fatigue d'un stratifié [0] en UD1135 avec un taux volumique de fibres de 46% sous un rapport de charge $R = 0{,}1$ pour quatre niveaux de chargement maximal : 600 MPa, 400 MPa, 350 MPa, 300 MPa.

Dans un premier temps, l'écart entre les durées de vie obtenues avec le modèle et les essais sont comparées et les jeux de paramètres donnant la meilleure corrélation sont retenus (par minimisation des moindres carrés). Les jeux de paramètres, pré-sélectionnés par rapport à leur capacité à estimer la durée de vie, sont ensuite évalués sur la forme de la fonction $d_1^f = f(n)$ qui revient finalement à choisir la valeur la plus faible de la relation $\gamma_1\text{-}2(l_1+l_2)$ parmi les jeux de paramètres retenus. Les paramètres finalement retenus sont donnés dans le Tableau III.12, à l'exception du paramètre a_1 qui n'est pas communiqué pour des raisons de confidentialité.

La courbe S-N obtenue selon le modèle proposé, calculée avec les paramètres du Tableau III.12, est comparée avec les résultats des essais en Figure III.28. La prévision de la durée de vie des stratifiés 0° par le modèle avec les paramètres identifiés est satisfaisante.

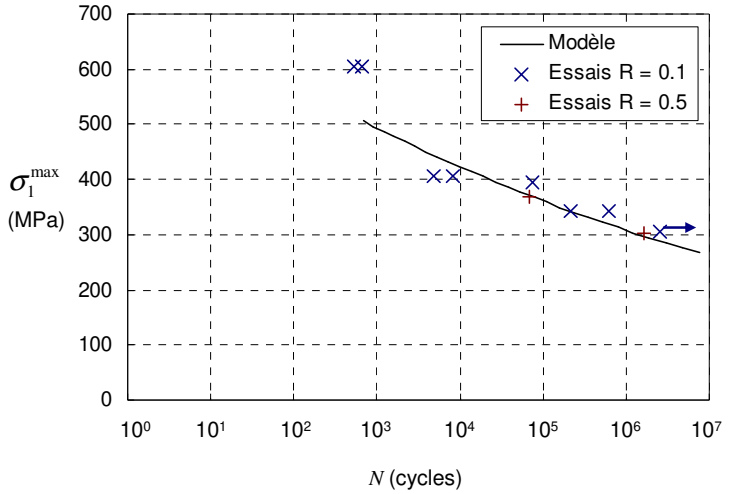


Figure III.28 : Comparaison modèle-essai : Courbe S-N sous R = 0,1 et R = 0,5, à 10 Hz, du stratifié $[0]_3$ réalisé avec l'UD1135 et normalisé à V_f = 46%

L'évolution de la perte de raideur dans la direction des fibres au cours de la durée de vie est donnée pour deux éprouvettes en Figure III.29. Les mesures expérimentales sont comparées à la simulation pour le même taux volumique de fibres et sous le même chargement. Le point où $d_1 = 1$ sur les courbes d'essais ne correspond pas à une mesure mais est positionné arbitrairement au nombre de cycles qui correspond à la rupture de l'éprouvette lors des essais pour visualiser la durée de vie.

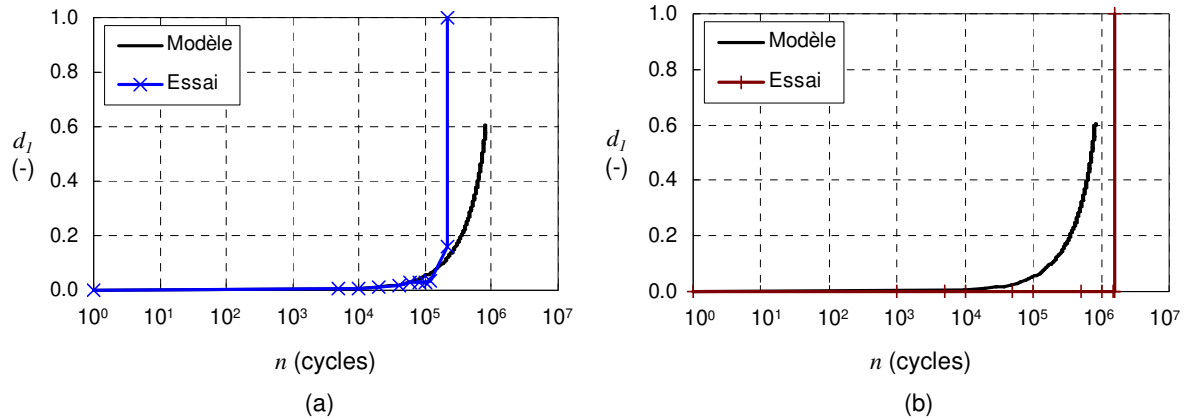


Figure III.29 : Comparaison modèle-essai de la perte de raideur en fatigue dans la direction des fibres d'éprouvettes $[0]_3$ réalisés avec l'UD1135

(a) sous σ_1^{max} = 350 MPa, R = 0,1, à 10 Hz avec V_f = 46,8%

(b) sous σ_1^{max} = 330 MPa, R = 0,5, à 10 Hz avec V_f = 47,3%

L'écart de durée de vie entre la simulation et les essais en Figure III.29 est lié à l'écart déjà observé sur la courbe S-N en Figure III.28. Les essais donnent une rupture brutale des éprouvettes $[0]_{3s}$, avec une perte de rigidité dans la direction des fibres inférieure à 5%. La perte de rigidité est même nulle dans le cas de l'essai à $R = 0{,}5$ présenté en Figure III.29.b. La perte de raideur de 18% observée en fin d'essai, en Figure III.29.a est surement liée à un glissement de l'extensomètre lors des ruptures de fibres à proximité des talons qui a tendance à intervenir pour les éprouvettes échancrées, comme nous l'avons montré au Chapitre I (cf Figure I.64.b). Dès lors, la perte de raideur progressive prévue par le modèle sur la dernière décade de la simulation n'est pas fidèle à la réalité physique. Cependant, si l'introduction d'un endommagement dans la direction des fibres de type perte de raideur ne semble pas approprié pour décrire la physique, notons qu'un endommagement progressif doit être modélisé pour prévoir la rupture en fatigue dans la direction des fibres. En effet, les stratifiés [0] sollicités dans la direction des fibres sont soumis à un chargement longitudinal pur et ne sont donc pas soumis à un endommagement matriciel qui induirait un abattement du seuil de rupture dans la direction des fibres. L'introduction d'une relation entre le chargement dans la direction des fibres et l'endommagement matriciel ne solutionnerait pas le problème car la contrainte à rupture en température (pour un endommagement matriciel maximal) de l'UD1135 mesurée est de 512 MPa à $V_f = 46\%$. Donc sans modélisation d'un endommagement en fatigue dans la direction des fibres le modèle prévoirait une durée de vie infinie pour les points de la courbe S-N dont la contrainte maximale est inférieure à 512 MPa (à partir de 1 000 cycles selon la Figure III.28). Retenons donc que l'endommagement progressif en

fatigue dans la direction des fibres a pour objectif de décrire la durée de vie dans la direction des fibres mais qu'il introduit un biais sur la description de la raideur. Il conviendrait donc de décrire cet endommagement par une variable autre qu'une perte de raideur dans des travaux futurs. Ceci nécessitera des investigations complémentaires afin de comprendre les mécanismes d'endommagement des fibres de verre pour les décrires de façon réaliste dans une évolution future du modèle proposé dans le cadre de cette étude.

Paramètre	Valeur
γ_1 (-)	13
a_1 (MPa^{-l1-l2})	Entre 10^{-7} et 10^{-3}
l_1 (-)	7
l_2 (-)	0

Tableau III.12 : Paramètres de la loi d'évolution de l'endommagement en fatigue dans la direction des fibres (la valeur de a_1 n'est pas communiquée pour des raisons de confidentialité

b. Comportement en cisaillement

L'endommagement matriciel est piloté en fatigue par les sollicitations transverses et de cisaillement. Nous identifions dans un premier temps le comportement en cisaillement pur à l'aide d'essais sur des stratifiés $[\pm 45]_{2s}$ réalisés avec le renfort BX45-600. Les éprouvettes utilisées sont de type droite (Figure I.60.a). La déformation longitudinale et transversale est mesurée à l'aide d'extensomètres de base respective 20 mm et 25 mm. Nous nous intéressons à la mesure de la durée de vie et de la perte de raideur en cisaillement du pli d'UD pour différents niveaux de chargement pour les rapports de charge : $R = 0{,}1$ et $R = 0{,}5$. Les essais sont réalisés à 3 ou 5 Hz, de manière à limiter l'échauffement du matériau, avec une machine hydraulique MTS de 100 kN. Les modes de rupture obtenus sont présentés en Annexe E, en Figure E.4. Ils se caractérisent par la rupture transverse des plis à ±45°.
La loi d'évolution de l'endommagement matriciel dont nous cherchons à identifier les paramètres est la suivante :

$$\frac{\partial d_2^f}{\partial n} = \left(1-d_2\right)^{\gamma_2}\left(a_2\left(Y_{d_2^f}\right)^{m_1}\left(\Delta Y_{d_2^f}\right)^{m_2} + b_2\left(Y_{d_{12}^f}\right)^{n_1}\left(\Delta Y_{d_{12}^f}\right)^{n_2}\right) \tag{III.56}$$

Lorsque la sollicitation est en cisaillement pur, cette loi se réduit à :

$$\frac{\partial d_2^f}{\partial n} = b_2\left(1-d_2\right)^{\gamma_2}\left(Y_{d_{12}^f}\right)^{n_1}\left(\Delta Y_{d_{12}^f}\right)^{n_2} \tag{III.57}$$

Les paramètres ont une influence sur le taux de croissance de l'endommagement en fatigue semblable à ceux de la loi sens fibre (Figure III.26 et Figure III.27).
L'identification se fait comme au paragraphe précédent, par balayage de svaleurs des paramètres :

- Nous considérons des valeurs de γ_2-$2(n_1+n_2)$ comprises entre -8 et 8 par pas de 2.
- Le paramètre n_1 peut être positif ou négatif à condition que n_2 soit positif. Nous avons choisi de tester pour n_1 des valeurs comprises entre -2 et 2 par pas de 1 et pour n_2 des valeurs comprises entre 0 et 5 par pas de 1

- Le paramètre b_2 est testé avec des valeurs de 1.10^i, 2.10^i et 5.10^i MPa^{-n1-n2} avec i allant de -5 à 5.

Ceci nous donne 8 810 jeux de paramètres à tester. Pour chaque jeu nous déterminons numériquement l'endommagement en fatigue d'un stratifié [±45] en BX45-600 avec un taux volumique de fibres de 44% sous les rapports de charge $R = 0{,}1$ et $R = 0{,}5$ pour les niveaux de chargement maximal en cisaillement dans le repère du pli suivants :

- 30 MPa, 27,5 MPa et 25 MPa pour $R = 0{,}1$
- 40 MPa et 38 MPa pour $R = 0{,}5$

Les paramètres finalement retenus sont donnés dans le Tableau III.13. Comme précédemment, la valeur du paramètre b_2 n'est pas communiquée pour des raisons de confidentialité.

La courbe S-N obtenue avec le modèle, exécuté avec les paramètres du Tableau III.13, est comparée avec les résultats des essais en Figure III.30. La prévision de la durée de vie des stratifiés ±45° par le modèle avec les paramètres identifiés est satisfaisante.

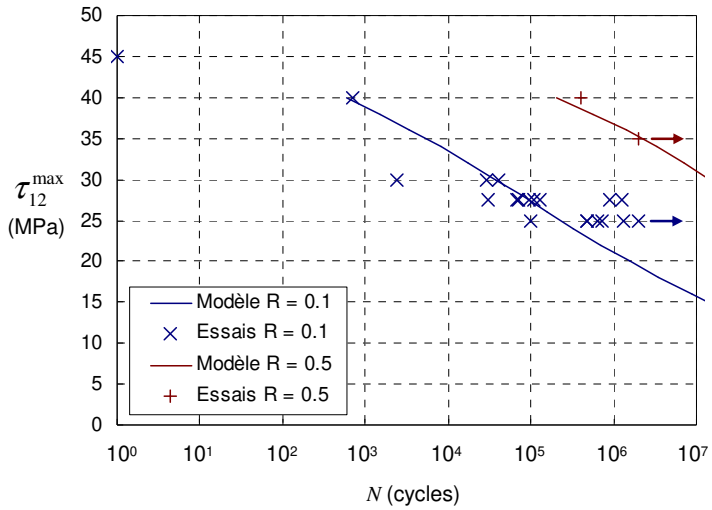


Figure III.30 : Comparaison modèle-essai : Courbes S-N sous R = 0,1 et R = 0,5, à 3 ou 5 Hz, du stratifiés $[\pm 45]_{2s}$ réalisés avec le BX45-600. Le modèle est exécuté avec V_f = 44%

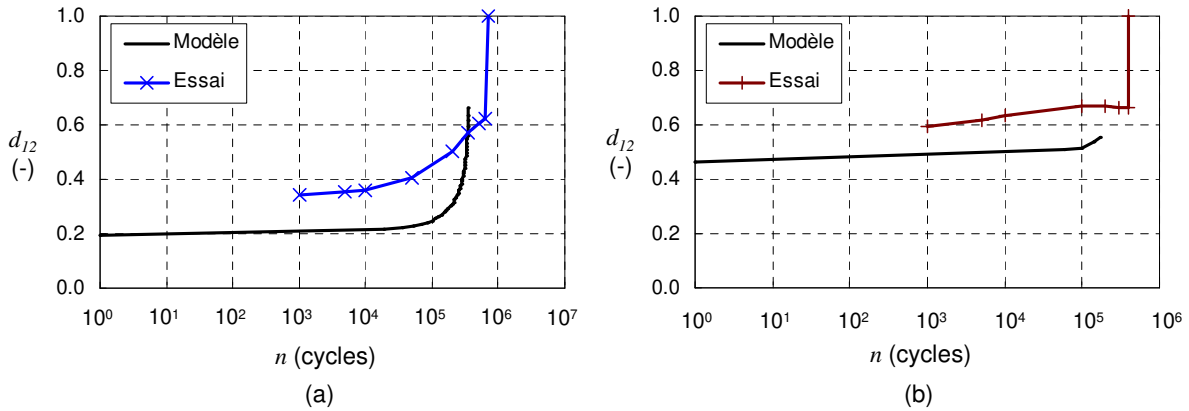


Figure III.31 : Comparaison modèle-essai de la perte de raideur en cisaillement en fatigue d'éprouvettes $[\pm 45]_{2s}$ réalisées avec le BX45-600

(a) sous τ_{12}^{max} = 25 MPa, R = 0,1, à 5 Hz avec V_f = 49%

(b) sous τ_{12}^{max} = 40 MPa, R = 0,5, à 5 Hz avec V_f = 44%

L'évolution de la perte de raideur de cisaillement au cours de la durée de vie est donnée pour deux éprouvettes en Figure III.31. Les mesures expérimentales sont comparées à la simulation pour le même taux volumique de fibres et sous le même chargement. Comme pour l'analyse de la perte de raideur des éprouvettes [0], le point où $d_{12} = 1$ sur les courbes d'essais ne correspond pas à une mesure mais est positionné arbitrairement au nombre de cycles qui correspond à la rupture lors des essais pour visualiser la durée de vie. Un écart est observé entre la perte de raideur prévue par le modèle et la perte de raideur observée lors des essais. Tout d'abord, tout comme pour le comportement dans la direction des fibres, l'écart de durée de vie entre la simulation et les essais en Figure III.31 est lié à l'écart déjà observé sur la courbe S-N en Figure III.30. A propos de la forme de la fonction $d_2^f = f(n)$, notons que si pour un même rapport de charge la simulation s'écarte des essais, la simulation donne tout de même une perte de raideur progressive pour le rapport de charge $R = 0{,}1$ (Figure III.31.a) alors qu'elle est plus brutale pour le rapport de charge $R = 0{,}5$ (Figure III.31.b), ce qui correspond aux observations expérimentales. Finalement, l'écart observé sur la perte de raideur entre la simulation et les essais semble principalement lié à l'écart en fin de charge statique. Cet écart est lui-même lié à la dispersion observée sur le module initial de cisaillement lors des essais statiques. Nous y reviendrons au Paragraphe III.4.1.b lors de la validation du modèle en statique.

Paramètre	Valeur
γ_2 (-)	2
b_2 (MPa^{-n1-n2})	Entre 10^{-7} et 10^{-3}
n_1 (-)	-2
n_2 (-)	5

Tableau III.13 : Paramètres de la loi d'évolution de l'endommagement matriciel en fatigue réduite au cisaillement seul (la valeur de b_2 n'est pas communiquée pour des raisons de confidentialité)

c. Comportement couplé cisaillement-transverse

L'influence du chargement transverse sur l'endommagement matriciel en fatigue est identifié à l'aide d'essais sur les stratifiés $[\pm 65]_{2s}$ réalisés avec le renfort BX25-600 une fois que l'influence du chargement en cisaillement pur est identifié. Les essais sont réalisés à 10 Hz avec une machine hydraulique MTS de 100 kN sur des éprouvettes droite (Figure I.60.a) à $R = 0{,}1$ et $R = 0{,}5$. La déformation longitudinale est mesurée à l'aide d'un extensomètre de base 20 mm. Comme précédemment, nous nous intéressons à la mesure de la durée de vie et de la perte de raideur et les modes de rupture obtenus sont présentés en Annexe E, en Figure E.6. Ils se caractérisent par la rupture transverse des plis à ±65°.

La loi d'évolution de l'endommagement matriciel dont nous cherchons à identifier les paramètres a été rappelée au paragraphe précédent. Les paramètres restant à déterminer : a_2, m_1 et m_2 sont identifiés par balayage comme précédemment :

- Le paramètre m_1 peut être positif ou négatif à condition que m_2 soit positif. Nous avons choisi de tester pour m_1 des valeurs comprises entre -5 et 5 par pas de 1 et pour n_2 des valeurs comprises entre 0 et 5 par pas de 1
- Le paramètre a_2 est testé avec des valeurs de 1.10^i, 2.10^i et 5.10^i MPa^{-m1-m2} avec i allant de -5 à 5.

Ceci nous donne 2 178 jeux de paramètres à tester. Pour chaque jeu nous déterminons numériquement l'endommagement en fatigue d'un stratifié [±65] en BX25-600 avec un taux volumique de fibres de 46% sous les rapports de charge $R = 0{,}1$ *et* $R = 0{,}5$ pour les trois niveaux de chargement maximal à l'échelle du stratifié suivants :

- 25 MPa, 22 MPa et 20 MPa pour $R = 0{,}1$
- 35 MPa, 30 MPa et 25 MPa pour $R = 0{,}5$

Les paramètres retenus sont donnés dans le Tableau III.14 et la courbe S-N obtenue avec le modèle est comparée avec les résultats des essais en Figure III.32. La prévision de la durée de vie des stratifiés ±65° par le modèle avec les paramètres identifiés est satisfaisante.

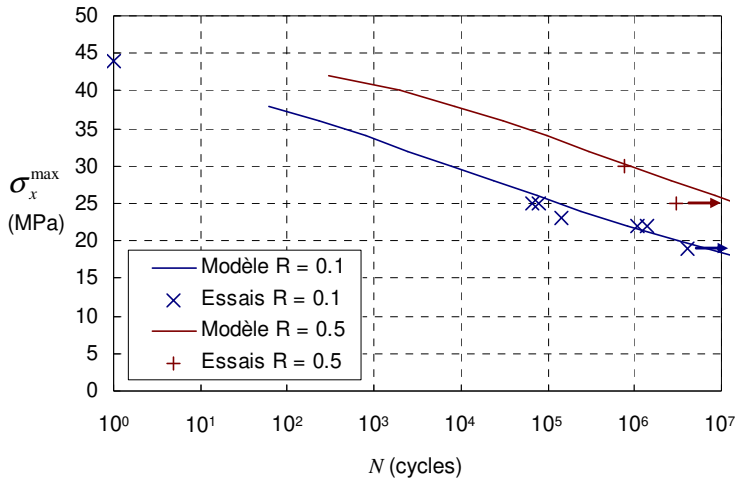


Figure III.32 : Comparaison modèle-essai : Courbes S-N sous R = 0,1 et R = 0,5, à 10 Hz, de stratifiés $[\pm 65]_{2s}$ réalisés avec le BX25-600. Le modèle est exécuté avec V_f = 46%

L'évolution de la perte de raideur longitudinale au cours de la durée de vie est donnée pour deux éprouvettes en Figure III.33. Les mesures expérimentales sont comparées à la simulation pour le même taux volumique de fibres et sous le même chargement. Comme précédemment, le point où $d_x = 1$ sur les courbes d'essais ne correspond pas à une mesure mais est positionné de manière à représenter la rupture de l'éprouvette. Un écart est observé entre la perte de raideur prévue par le modèle et la perte de raideur observée lors des essais. Tout d'abord, tout comme pour les comportements précédemment identifiés en fatigue, l'écart de durée de vie entre la simulation et les essais en Figure III.33 est lié à l'écart déjà observé sur la courbe S-N en Figure III.32. A propos de la forme de la fonction $d_2^f = f(n)$, la simulation donne une perte de raideur plus progressive que celle observée lors des essais. Néanmoins, la forme reste satisfaisante. Tout comme pour le comportement en cisaillement, l'écart observé sur la perte de raideur entre la simulation et les essais semble principalement lié à l'écart en fin de charge statique. Cet écart lui-même lié à la dispersion observée sur les modules initiaux lors des essais quasi-statiques.

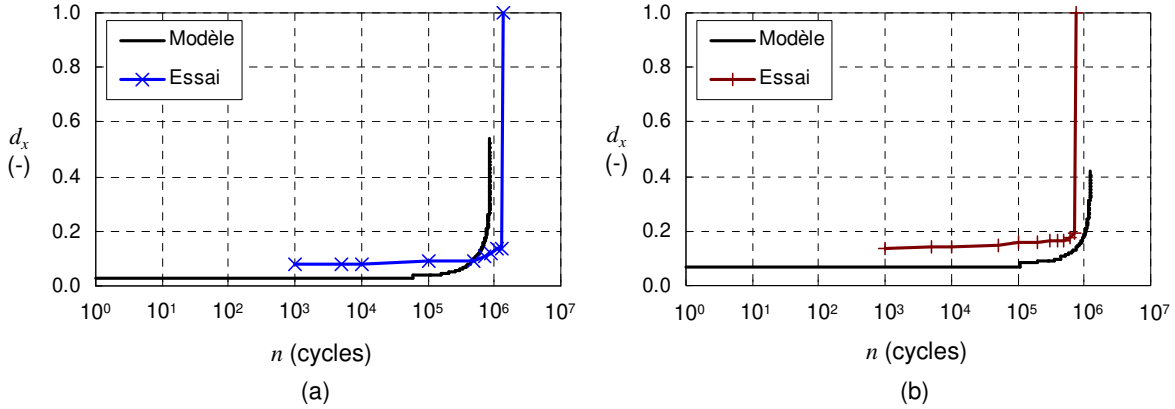


Figure III.33 : Comparaison modèle-essai de la perte de raideur longitudinale en fatigue d'éprouvettes $[\pm 65]_{2s}$ réalisées avec le BX25-600

(a) sous σ_x^{max} = 22 MPa, R = 0,1, à 10 Hz avec V_f = 46%

(b) sous σ_x^{max} = 30 MPa, R = 0,5, à 10 Hz avec V_f = 48%

Paramètre	Valeur
a_2 (MPa^{-m1-m2})	Entre 10^3 et 10^7
m_1 (-)	2
m_2 (-)	4

Tableau III.14 : Paramètres de couplage cisaillement-transverse de la loi d'évolution de l'endommagement matriciel en fatigue (la valeur de a_2 n'est pas communiquée pour des raisons de confidentialité)

III.3.6. Synthèse des paramètres du modèle

Une synthèse des paramètres du modèle est proposée dans le tableau suivant :

	Paramètre	Essai	Valeur	Ecart relatif
Paramètres élastiques initiaux	E_f^0 (MPa)	$[0]_3$	90 866	4,4%
	E_m^0 (MPa)	$[\pm 65]_{2s}$	5 397	17%
	G_m^0 (MPa)	$[\pm 45]_{2s}$	2 337	5,0%
	ν_f^0 (-)	littérature	0,25	-
	ν_m^0 (-)	littérature	0,4	-
Paramètres d'endommagement statique	c (-)	hypothèse	1,0	-
	a (MPa^{-m})	$[\pm 65]_{2s}$	2,62	11%
	b (MPa^{-n})	$[\pm 45]_{2s}$	0,819	8%
	m (-)	$[\pm 65]_{2s}$	1,20	-
	n (-)	$[\pm 45]_{2s}$	0,50	-
	Y_0 (-)	$[\pm 45]_{2s}$	0,055	13%
Paramètres d'écrouissage	R_0 (MPa)	$[\pm 45]_{2s}$	5,92	11%
	K (MPa)	$[\pm 45]_{2s}$	1250	28%
	γ (-)	$[\pm 45]_{2s}$	0,565	11%
	α (-)	$[\pm 65]_{2s}$	0,62	17%
Paramètres d'endommagement en fatigue	γ_1 (-)	$[0]_3$	13	-
	a_1 (MPa^{-l1-l2})	$[0]_3$	Entre 10^{-7} et 10^{-3}	-
	l_1 (-)	$[0]_3$	7	-
	l_2 (-)	hypothèse	0	-
	γ_2 (-)	$[\pm 45]_{2s}$	2	-
	a_2 (MPa^{-m1-m2})	$[\pm 65]_{2s}$	Entre 10^3 et 10^7	-
	m_1 (-)	$[\pm 65]_{2s}$	2	-
	m_2 (-)	$[\pm 65]_{2s}$	4	-
	b_2 (MPa^{-n1-n2})	$[\pm 45]_{2s}$	Entre 10^{-7} et 10^{-3}	-
	n_1 (-)	$[\pm 45]_{2s}$	-2	-
	n_2 (-)	$[\pm 45]_{2s}$	5	-
Paramètres de couplage entre endommagement matriciel et rupture dans la direction des fibres	Y_{Af} - BX45-602 (MPa)	$[0/90]_{2s}$	30,0	9%
	Y_{Bf} - BX45-602 (MPa)	$[0/90]_{2s}$	8,6	-
	Y_{Af} - UD600 (MPa)	$[0]_3$	21,6	12%
	Y_{Bf} - UD600 (MPa)	$[0]_3$	8,3	23%
	Y_{Af} – UD1135 (MPa)	$[0]_3$	17,3	8%
	Y_{Bf} - UD1135 (MPa)	$[0]_3$	6,8	-
	Y_{Af} - BX45-600 (MPa)	$[0/90]_{2s}$	15,3	11%
	Y_{Bf} - BX45-600 (MPa)	$[0/90]_{2s}$	6,1	9%
	d_m (-)	$[0/90]_{2s}$	0,49	-
	d_λ (-)	$[0/90]_{2s}$	0,035	-

Tableau III.15 : Synthèse des paramètres du modèle

III.4.Comparaison modèle – essais

Une comparaison entre les résultats prévus par le modèle et les essais mécaniques sur éprouvettes est détaillée et discutée dans cette partie. Nous nous intéresserons tout d'abord au comportement des stratifiés sous sollicitations quasi-statiques puis de fatigue. La comparaison sera tout d'abord effectuée avec les trois stratifications qui ont permis l'identification : $[0]_3$, $[\pm45]_{2s}$ et $[\pm65]_{2s}$. Nous validerons ensuite le comportement du modèle sur deux autres stratifications qui n'ont pas été utilisées pour l'identification : un $[\pm45/0/\pm45]$ puis un $[0/90]_{2s}$.

III.4.1. Chargements quasi-statiques

a. Stratifié $[0]_3$ sous chargement quasi-statique monotone

Le modèle statique est appliqué à un stratifié $[0]_3$ avec les renforts UD1135 et UD600. Deux taux volumique de fibres sont considérés pour l'UD1135 : 42% et 49%, et nous prendrons un taux de fibres de 40% pour l'UD600. Ces taux de fibres sont choisis de manière à permettre la comparaison avec les essais en Figure III.34.

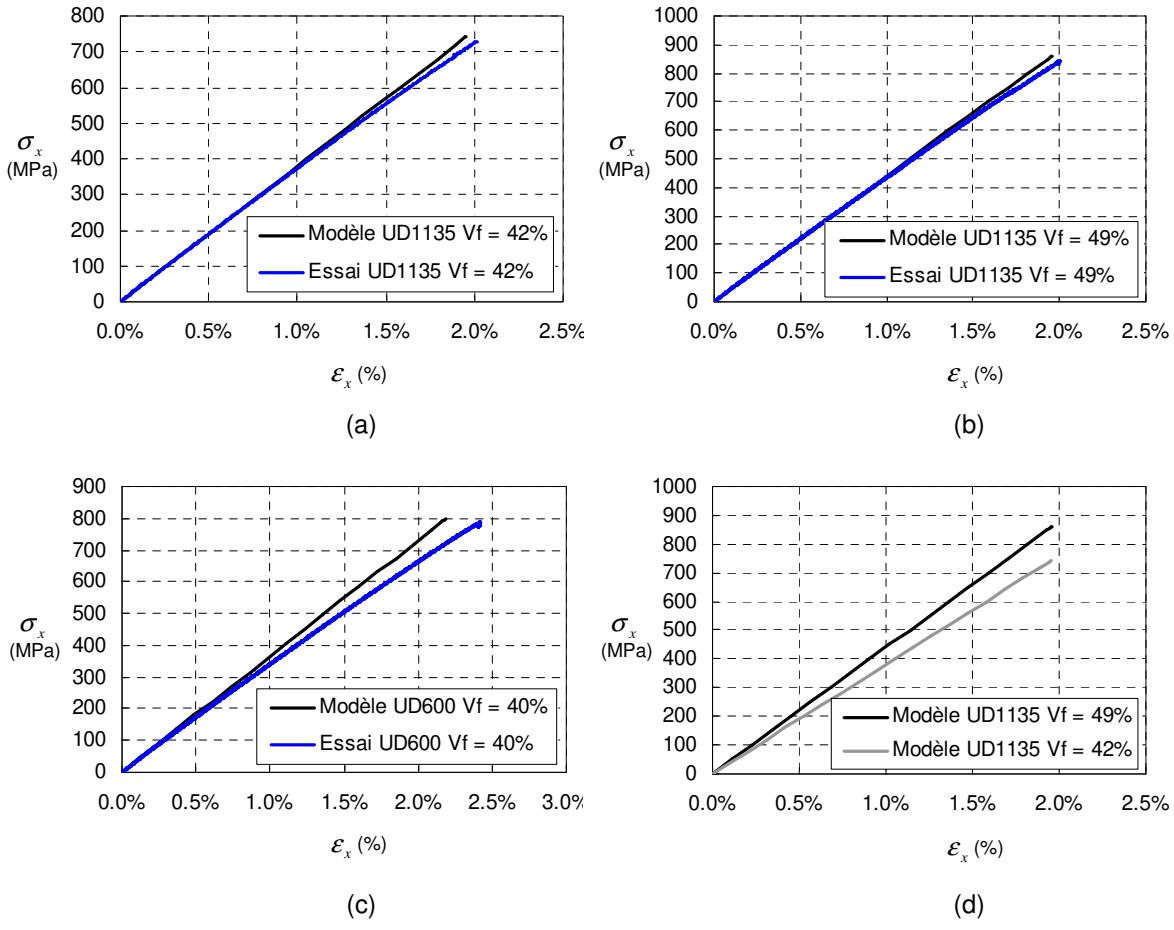


Figure III.34 : (a) Comparaison modèle – essais du comportement du $[0]_3$ en UD1135 à V_f = 42%
(b) Comparaison modèle – essais du comportement du $[0]_3$ en UD1135 à V_f = 49%
(c) Comparaison modèle – essais du comportement du $[0]_3$ en UD600 à V_f = 40%
(d) Influence du taux volumique de fibres sur le modèle appliqué à un stratifié $[0]_3$ en UD1135

Les comparaisons modèle-essai (Figure III.34.a-b-c) montrent une bonne corrélation en début de charge et un écart en fin de chargement. En effet, rappelons que le module d'élasticité du pli d'UD dans la direction des fibres est identifié entre 0,05% et 0,25% de déformation longitudinale, ce qui explique la coïncidence modèle-essai en début de charge. L'écart en fin de charge montre qu'un endommagement sens fibre intervient dans le pli d'UD. Cet endommagement n'est cependant pas modélisé. Il peut s'expliquer par la participation de la matrice à la rigidité dans la direction des fibres du pli d'UD de l'ordre de 5% à 10% selon la loi des mélanges (cf Equation (III.38)). Si un écart est observé en matière de déformations entre le modèle et les essais en fin de charge, notons que la contrainte à rupture est correctement prévue. La Figure III.34.d montre l'influence du taux volumique de fibres sur le résultat du modèle pour des valeurs proches des extrêmes que nous considérons.

b. Stratifié $[\pm 45]_{2s}$ sous chargement quasi-statique de charges-décharges

Le modèle est appliqué à un stratifié $[\pm 45]_{2s}$ dont le taux volumique de fibres est de 43,5% avec les paramètres identifiés dans le Tableau III.15, soumis à un chargement quasi-statique de charge-décharge. Le comportement longitudinal du stratifié est comparé en Figure III.35 avec celui de deux éprouvettes qui ont servi à l'identification dont le volume de fibres est respectivement de 44% pour l'éprouvette 2 et de 43% pour l'éprouvette 3.

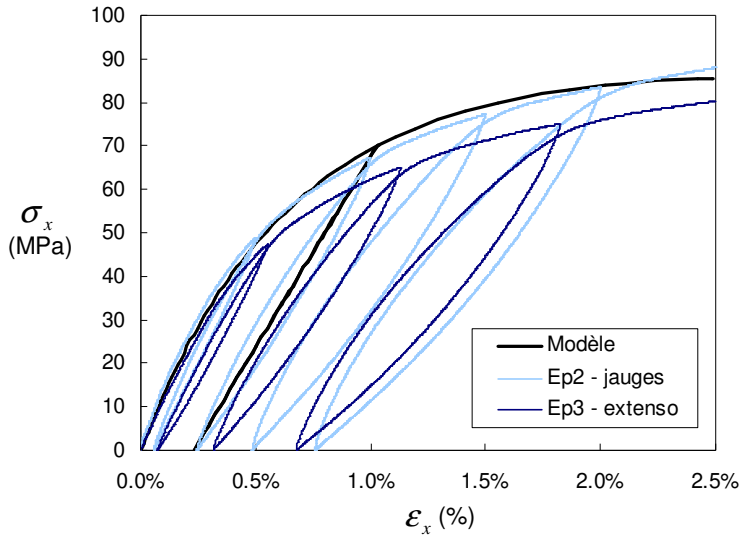


Figure III.35 : Comparaison modèle – essais du comportement du stratifié $[\pm 45]_{2s}$ sous chargement quasi-statique de charges-décharges

Le modèle prévoit un comportement compris entre celui des deux éprouvettes jusqu'à 0,5% de déformation longitudinale. Au-delà, le modèle donne un résultat plus raide que les deux éprouvettes. Au regard de la dispersion des résultats, la prévision de la déformation résiduelle et de la contrainte maximale semble satisfaisante.

c. Stratifié $[\pm 65]_{2s}$ sous chargement quasi-statique de charges-décharges

Le modèle est appliqué à un stratifié $[\pm 65]_{2s}$ dont le taux volumique de fibres est de 43% avec les paramètres identifiés dans le Tableau III.15, soumis à un chargement quasi-statique de charge-décharge. Le comportement longitudinal du stratifié est comparé en Figure III.36 avec celui des deux éprouvettes qui ont servi à l'identification dont le volume de fibres est aussi de 43%.

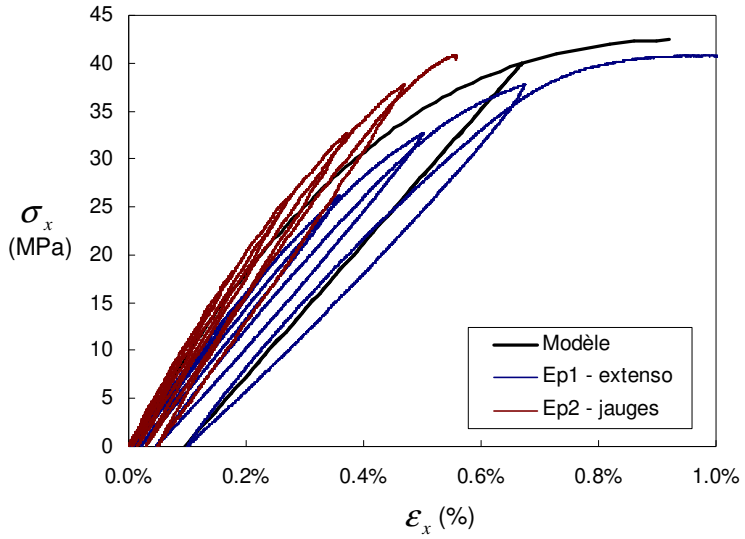


Figure III.36 : Comparaison modèle – essais du comportement du $[\pm 65]_{2s}$ à V_f = 43%, sous chargement quasi-statique de charges-décharges

Le comportement prévu par le modèle correspond à un comportement moyen entre les deux éprouvettes. Le modèle retrouve la contrainte à rupture observée lors des essais et la déformation résiduelle, qui varie fortement d'une éprouvette à l'autre, se rapproche du résultat obtenu avec l'éprouvette 1.

d. Stratifié [±45/0/±45] sous chargement quasi-statique de charges-décharges

Les comparaisons présentées jusqu'ici ont été réalisées avec des stratifiés ayant servi à l'identification. Nous nous intéressons maintenant à la comparaison du modèle avec des stratifiés dont les essais n'ont pas servi à l'identification des paramètres.

Commençons par un stratifié [±45/0/±45] réalisé avec les renforts UD600 et BX45-1000 d'épaisseur moyenne 2,5 mm qui possède un taux volumique de fibres moyen de 40% selon l'Equation (III.37). L'épaisseur relative des plis à 0° dans ce stratifié est de 23%. Cette stratification permet de vérifier les prévisions du modèle d'endommagement à l'échelle du pli dans des conditions de sollicitations multiaxiales liées à la stratification. La proportion de plis à 0° a été choisie de manière à engendrer une rupture du stratifié par rupture des fibres dans les plis à 0° liée au transfert de charges des plis à ±45° vers les plis à 0° au cours de l'endommagement de ces premiers.

Un essai quasi-statique de type charges-décharges est réalisé avec une éprouvette de géométrie échancrée (Figure I.60.b). La déformation est mesurée à l'aide d'un extensomètre longitudinal de base 20 mm. Le mode de rupture obtenu est visible en Annexe E, Figure E.7.a, éprouvette Tr2-4. Notons qu'il s'agit d'un mode de rupture des fibres du pli à 0° dans la zone utile de l'éprouvette. La comparaison modèle-essai est fournie en Figure III.37.

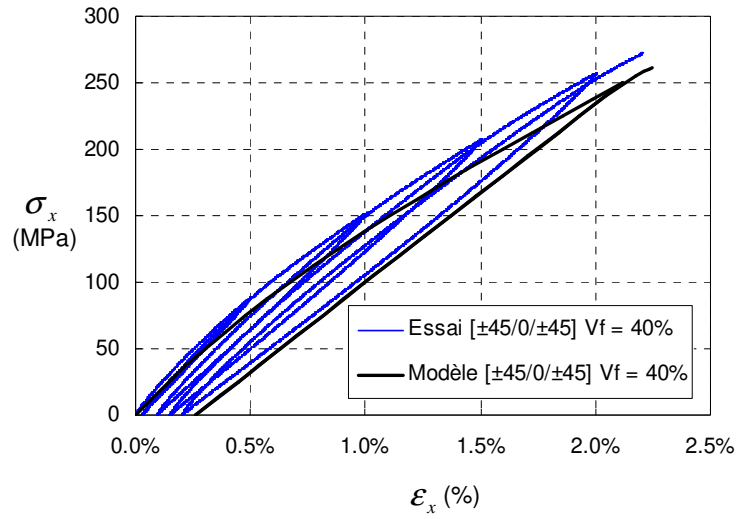


Figure III.37 : Comparaison modèle – essais du comportement d'un [±45/0/±45] avec les renforts UD600 et BX45-1000 à V_f = 40% sous chargement quasi-statique de charges-décharges

Le modèle donne dès le début du chargement un comportement moins raide que celui mesuré par l'essai. Cette différence de module initial peut s'expliquer par la dispersion des modules observée au Paragraphe III.3.2. Le comportement n'est donc pas identique entre le modèle et l'essai mais compte tenu de la dispersion observée sur les modules, le résultat donné par le modèle est satisfaisant en matière de perte de raideur, de déformation résiduelle et de contrainte à rupture.

Une étude du comportement composante par composante dans le pli à 0° et à -45°, dans le repère du pli, est proposée en Figure III.38. Le comportement dans la direction des fibres est

élastique linéaire pour les 2 plis (Figure III.38.a et Figure III.38.c) mais notons que lors de la décharge jusqu'à contrainte nulle à l'échelle du stratifié, la contrainte dans la direction des fibres dans le pli à 0° reste légèrement positive alors que la contrainte dans la direction des fibres dans le pli à -45° devient légèrement négative à cause de l'écrouissage. Les plis à ±45° imposent un état de compression transverse au pli à 0° et le cisaillement étant nul dans le pli à 0°, cette composante n'est pas représentée. Notons qu'en compression transverse, le pli à 0° n'est donc pas soumis à des pertes de raideur mais à une déformation résiduelle en compression qui reste cependant très faible (Figure III.38.b). Le comportement transverse et en cisaillement du pli à -45° permet de visualiser l'endommagement en matière de perte de raideur (qui atteint 0,56 à la rupture) et de déformation résiduelle (Figure III.38.d et Figure III.38.e). Notons que pendant la décharge, la contrainte transverse et la contrainte de cisaillement deviennent négative à cause de l'écrouissage et que contrairement au cisaillement, le module transverse recouvre sa valeur initiale en compression. La rupture du stratifié détectée par le modèle est de type rupture de fibre dans le pli à 0°.

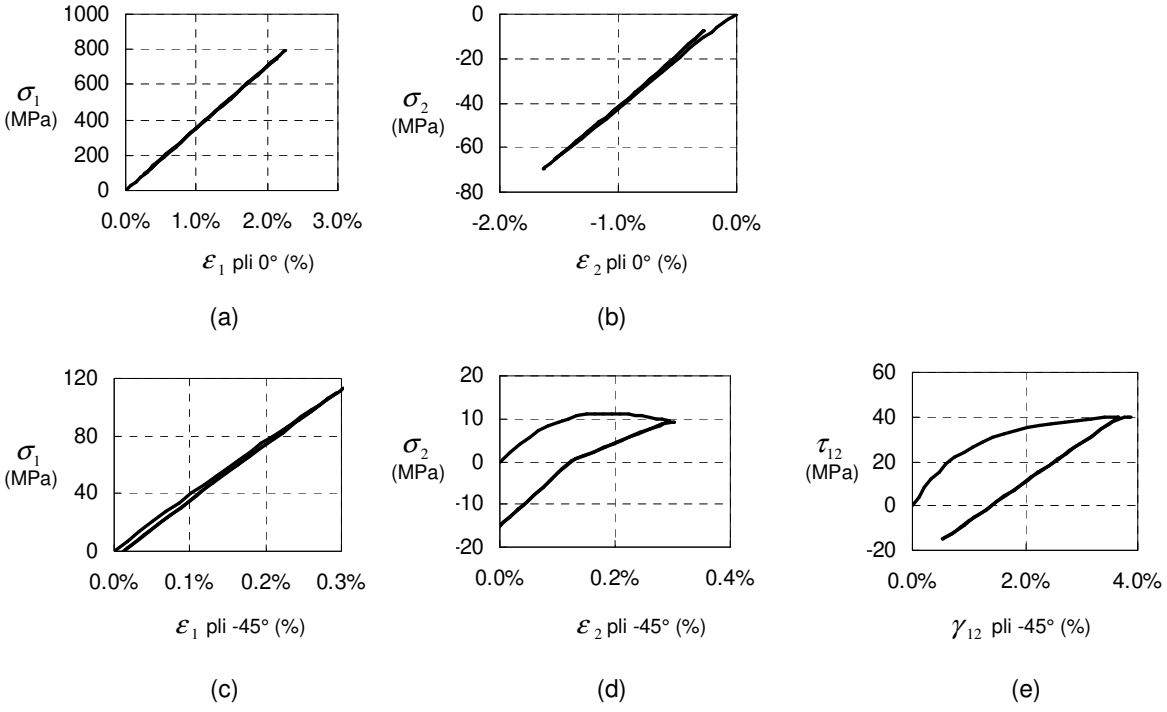


Figure III.38 : Comportement du pli à 0° et à -45° d'après la simulation d'une charge-décharge-charge quasi-statique d'un [±45/0/±45] avec les renforts UD600 et BX45-1000 à V_f = 40%

e. Stratifié [0/90] sous chargement monotone quasi-statique

Une seconde stratification dont les essais n'ont pas servi à l'identification du modèle est utilisée pour la validation. Il s'agit des stratifiés $[0/90]_{2s}$ obtenus avec les renforts BX45-600 et BX45-602. Par rapport au stratifié étudié dans le précédent paragraphe, le stratifié $[0/90]_{2s}$ présente un pli hors axe différent qui permet d'évaluer l'influence de la perte de rigidité du pli hors axe sur la rigidité du stratifié et la redistribution des contraintes dans le pli dans

l'axe pour une autre orientation. Ensuite, cette stratification permet d'avoir une contrainte de traction transverse positive dans le pli à 0° alors qu'elle est négative dans le pli à 0° du stratifié $[\pm 45/0/\pm 45]$. Ce dernier point permet donc d'évaluer l'influence de l'endommagement matriciel du pli à 0° sur sa rupture. Le taux volumique de fibres de l'ensemble des éprouvettes testées est compris entre 40% et 49%. Un essai monotone quasi-statique est réalisé avec une éprouvette de géométrie droite (Figure I.60.a). La déformation est mesurée à l'aide d'un extensomètre longitudinal de base 20 mm. Les modes de rupture obtenus sont visibles en Annexe E, Figure E.9 et Figure E.10. Il s'agit de rupture des fibres dans les plis à 0°.

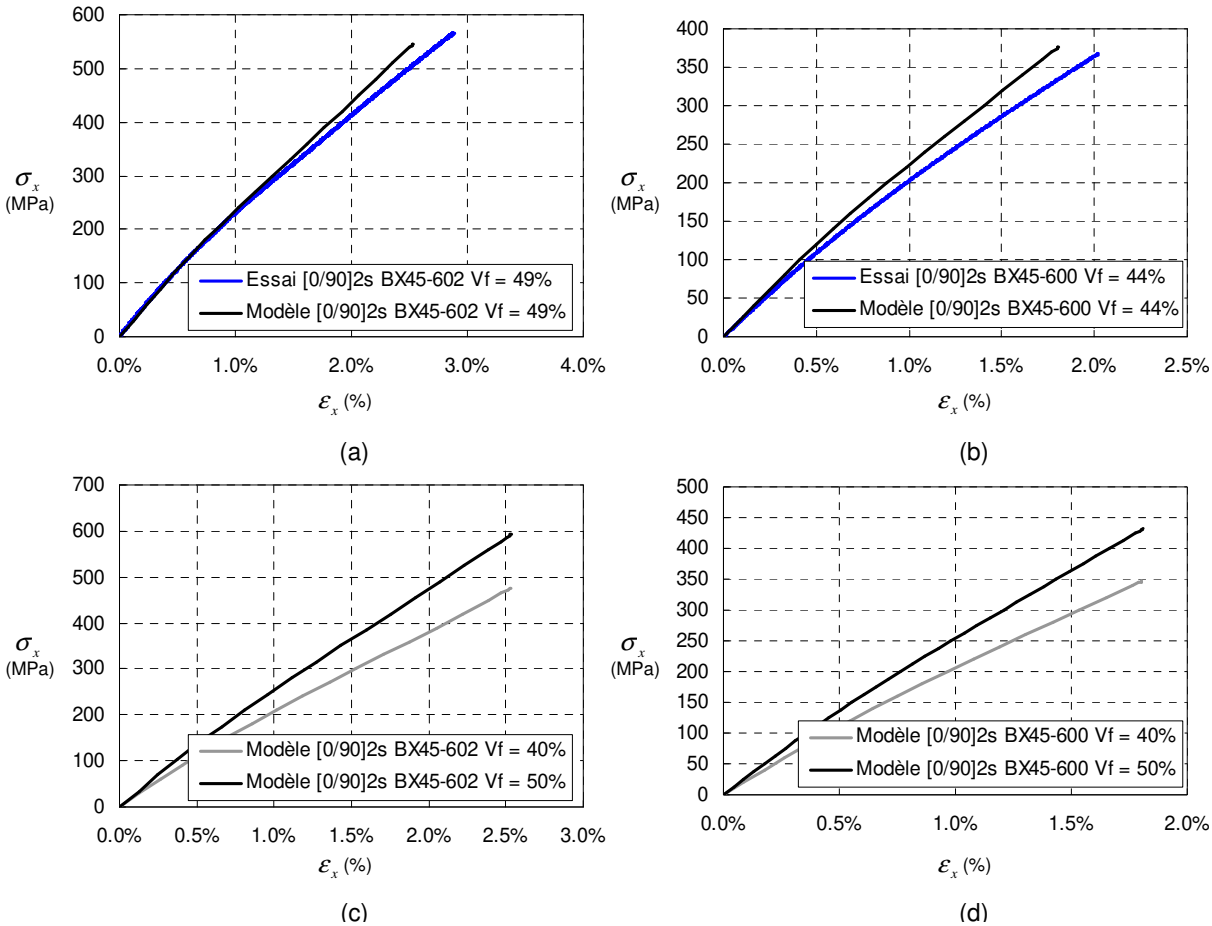


Figure III.39 : Comparaison modèle – essais du comportement du $[0/90]_{2s}$
(a) en BX45-602 à V_f = 49% et (b) en BX45-600 à V_f = 44%
Influence du taux volumique de fibre sur le modèle appliqué à un stratifié [0/90]
(c) en BX45-602 (d) en BX45-600

La comparaison modèle-essai est illustrée en Figure III.39.a pour une éprouvette $[0/90]_{2s}$ à $V_f = 49\%$ avec le renfort BX45-602 et en Figure III.39.b pour une éprouvette $[0/90]_{2s}$ à $V_f = 44\%$ avec le renfort BX45-600. Le modèle décrit parfaitement le comportement en début de charge, ce qui est normal car c'est dans cette plage qu'est identifié le module initial dans la direction des fibres. Une perte de raideur liée à l'endommagement des plis à 90° est ensuite décrite par le modèle mais semble insuffisante par rapport à la perte de raideur observée sur les éprouvettes lors des essais. Les observations faites lors des comparaisons modèle-essais du

[0] nous laissent penser que cet écart de comportement en fin de charge est lié à un endommagement dans la direction des fibres qui semble avoir lieu pendant les essais mais qui n'est pas modélisé.

Le modèle est appliqué à un stratifié $[0/90]_{2s}$ avec les deux renforts utilisés pour des valeurs extrêmes de taux volumique de fibres. Les résultats, tracés en Figure III.39.c et Figure III.39.d montrent l'influence du volume de fibres sur le comportement et la contrainte à rupture du stratifié.

Une étude du comportement composante par composante dans le pli à 0° et à 90°, dans le repère du pli, est proposée en Figure III.40. La composante de cisaillement n'est pas représentée car non présente dans l'état de contraintes. Dans la direction du chargement, nous retrouvons bien le comportement élastique linéaire dans la direction des fibres du pli à 0° (Figure III.40.a) et un endommagement élevé du pli à 90° en traction transverse qui atteint $d_2 = 0{,}86$ et $\varepsilon_2^p = 1{,}1\%$ en fin de charge (Figure III.40.d). Le comportement des plis dans la direction transverse au chargement est moins usuel. Le pli à 90°, par anisotropie, induit une contrainte transverse de traction dans le pli à 0° (Figure III.40.b). Cependant, la déformation transverse dans le pli à 0° est négative à cause des effets Poisson et de la déformation résiduelle qui atteint 0,1% dans ce pli. Inversement, le pli à 0° induit une contrainte en compression du pli à 90° dans la direction des fibres. Notons que la contrainte du pli à 90° dans la direction des fibres et la contrainte du pli à 0° dans la direction transverse s'annulent en moyenne. La rupture du stratifié détectée par le modèle est de type rupture de fibre dans le pli à 0°.

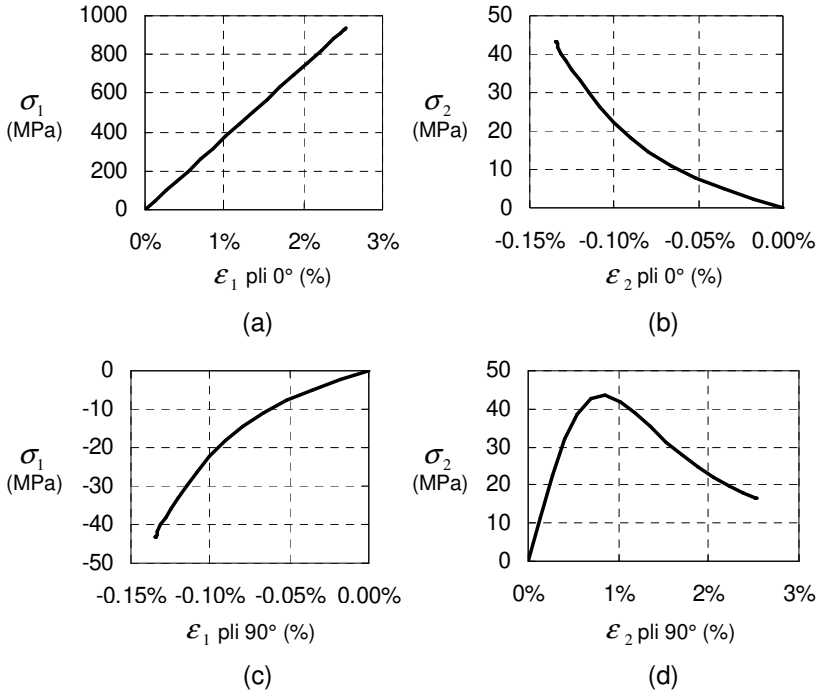


Figure III.40 : Comportement prévu par le modèle, du pli à 0° et à 90°, d'un [0/90] en BX45-602 à V_f = 40% sollicité en traction monotone quasi-statique jusqu'à rupture

III.4.2. Chargements en fatigue

a. Stratifié [0] sous chargement de fatigue d'amplitude constante

L'analyse en fatigue des stratifiés [0] a été déjà longuement étudiée lors de l'identification. Nous nous contentons donc ici de donner les courbes S-N à $R = 0{,}1$ du renfort UD1135 pour les valeurs extrêmes de taux volumiques de fibres considérés : 40% et 50% (Figure III.41). Les résultats montrent que lorsque le taux volumique de fibres augmente, la durée de vie, et la contrainte maximale admissible augmentent aussi. Rappelons néanmoins que nous ne modélisons pas l'influence du confinement induit par des taux de fibres élevés que nous avons exposé lors de la synthèse bibliographique au Chapitre II. Il faut donc prendre avec précautions les résultats donnés par le modèle pour les taux volumiques de fibres élevés.

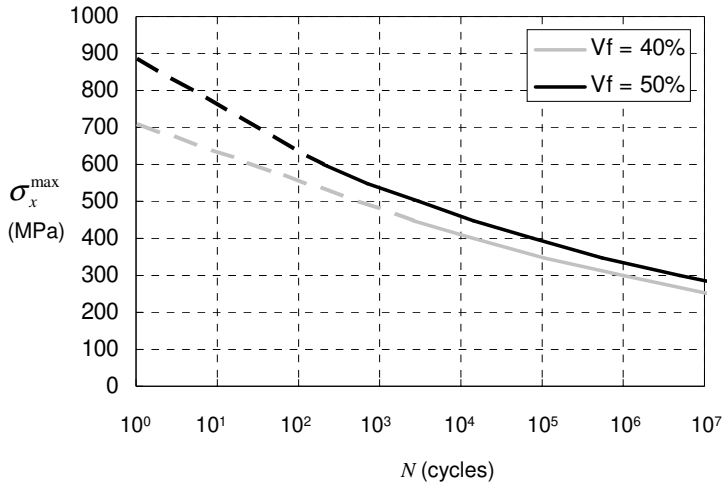


Figure III.41 : Courbes S-N, prévues par le modèle, d'un stratifié [0] en UD1135, à R = 0.1, pour deux taux volumiques de fibres extrêmes

Les points en dessous 10^2 et 10^3 cycles ne sont pas représentés et sont remplacés par une droite en pointillés entre la contrainte de rupture statique (prévue par le modèle) et les premières valeurs de durée de vie pertinentes données par le modèle en fatigue. Cette droite est tracée de manière à visualiser cette contrainte de rupture statique. Notons que la première partie de la courbe S-N (entre 0 et 10^3 cycles) présente peu d'intérêt pour le dimensionnement des pales d'éoliennes en fatigue. Cette remarque vaut aussi pour l'analyse des courbes S-N que nous donnons ensuite.

b. Stratifié $[\pm 45]_{2s}$ sous chargement de fatigue d'amplitude constante

La comparaison du modèle avec les essais en fatigue sur stratifiés $[\pm 45]_{2s}$ a déjà été discutée précédemment en matière de durée de vie et de perte de raideur. La comparaison effectuée ici se limitera donc à la déformation résiduelle. La déformation résiduelle en cisaillement γ_{12}^{p} dans les plis d'UD et dans le repère du pli est mesurée pour deux éprouvettes droites $[\pm 45]_{2s}$ en BX45-600 sollicitées en fatigue à 5 Hz, à $R = 0{,}1$ et $\tau_{12}^{max} = 25$ MPa pour l'une et $\tau_{12}^{max} = 40$ MPa et $R = 0{,}5$ pour l'autre. La première éprouvette a un taux volumique de fibres de 49% et la seconde de 44%. La mesure de la déformation résiduelle se fait après un palier de relaxation de 10 min après chaque bloc de chargement (Figure III.7.b). La comparaison des mesures expérimentales et de la simulation pour ces deux éprouvettes est fournie en Figure III.42. Nous observons un écart significatif entre les résultats des essais et l'évolution prévue par la simulation : la déformation résiduelle prévue par la simulation est faible par rapport à celle observée pendant les essais. Rappelons que dans le modèle utilisé, la déformation résiduelle est seulement liée à l'augmentation des contraintes effectives. Sous chargement de fatigue, les contraintes effectives sont seulement liées à l'évolution de la raideur. Le modèle donne, en début de chargement en fatigue, une déformation résiduelle proche de celle mesurée par les essais. Cependant, l'évolution en fatigue suggère qu'une loi d'évolution de la déformation résiduelle puisse être ajoutée en fatigue.
Toutefois, il faudrait auparavant vérifier que le palier de relaxation de 10 min est suffisant et que la déformation résiduelle observée en fatigue est bien irréversible. En d'autres termes, il faut vérifier qu'il ne s'agit pas de fluage.

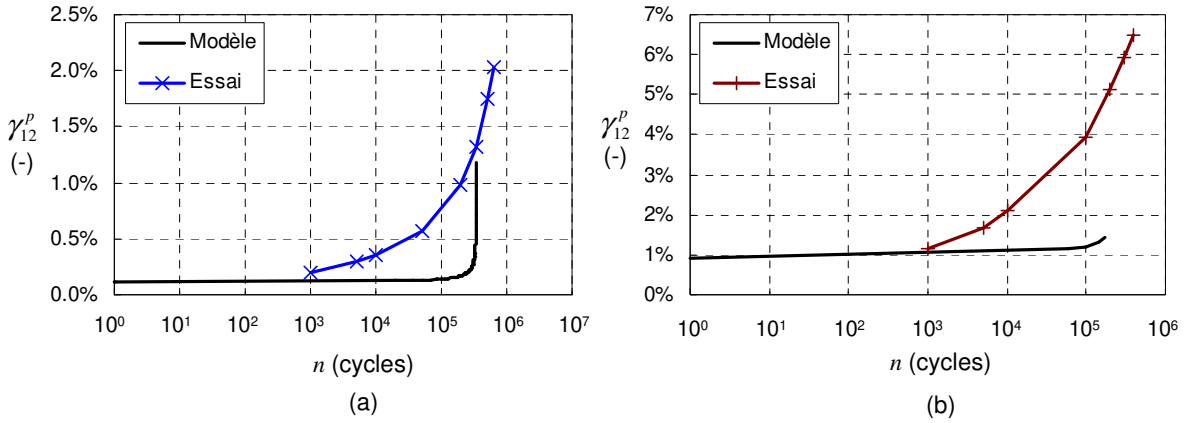


Figure III.42 : Comparaison modèle-essai de la déformation résiduelle en cisaillement du pli d'UD d'éprouvettes $[\pm 45]_{2s}$ réalisées avec le BX45-600 en fatigue
(a) sous τ_{12}^{max} = 25 MPa, R = 0,1, à 5 Hz avec V_f = 49%
(b) sous τ_{12}^{max} = 40 MPa, R = 0,5, à 5 Hz avec V_f = 44%

La Figure III.43 donne les courbes S-N du stratifié $[\pm 45]$ prévues par le modèle pour deux taux volumiques de fibres extrêmes : 40% et 50%. Nous constatons que le modèle proposé prévoit bien une influence du taux volumique de fibres sur la durée de vie en fatigue des stratifiés $[\pm 45]$.

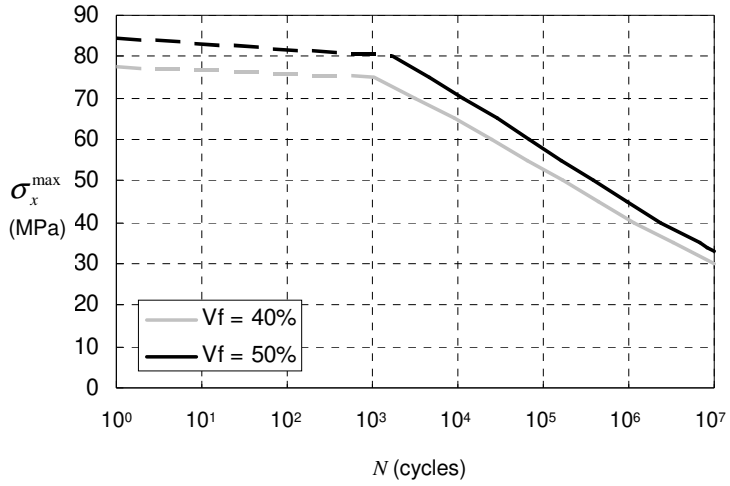


Figure III.43 : Courbes S-N, prévues par le modèle, d'un stratifié [±45] en BX45-600, à R = 0,1, pour deux taux volumiques de fibres extrêmes

c. Stratifié $[\pm 65]_{2s}$ sous chargement de fatigue d'amplitude constante

Tout comme pour les deux précédentes stratifications traitées, les résultats du modèle et des essais en fatigue ont déjà été comparés pour le stratifié $[\pm 65]_{2s}$ en matière de perte de raideur et de durée de vie. Une comparaison modèle-essais de la déformation résiduelle du stratifié $[\pm 65]_{2s}$ en fatigue pour deux éprouvettes nous amène aux mêmes conclusions que pour le stratifié $[\pm 45]_{2s}$: un écart est observé entre la déformation résiduelle prévue par la simulation et celle mesurée lors des essais même si il faut noter que les valeurs sont beaucoup plus faibles (Figure III.44). Cet écart pose la question d'un complément à apporter au modèle bien qu'il soit nécessaire de s'assurer au préalable que la déformation résiduelle observée ne soit pas une déformation liée au fluage.

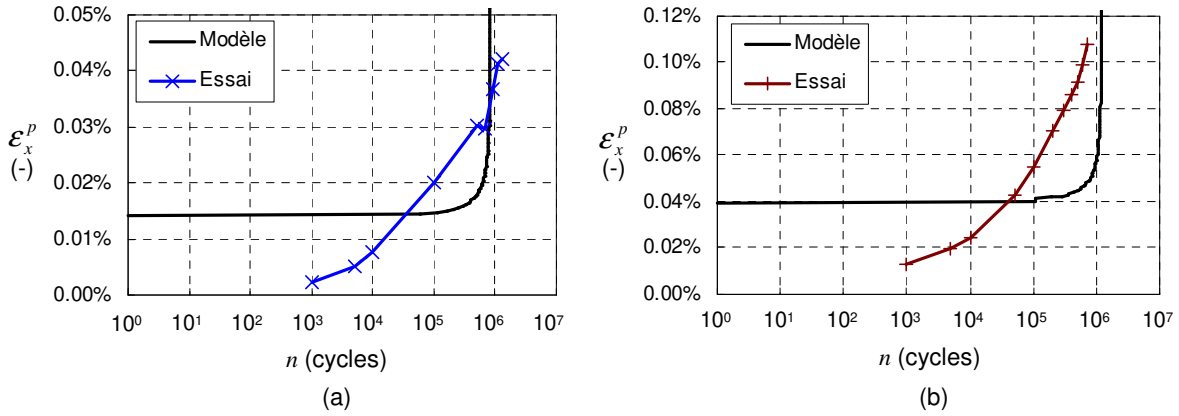


Figure III.44 : Comparaison modèle-essai de la déformation résiduelle longitudinale en fatigue d'éprouvettes $[\pm 65]_{2s}$ réalisées avec le BX25-600

(a) sous σ_x^{max} = 22 MPa, R = 0,1, à 10 Hz avec V_f = 46%

(b) sous σ_x^{max} = 30 MPa, R = 0,5, à 10 Hz avec V_f = 48%

Les courbes S-N calculées pour deux taux volumiques de fibres extrêmes donnent en Figure III.45 un aperçu de l'influence du taux volumique de fibres sur la tenue en fatigue du [±65] prévue par le modèle.

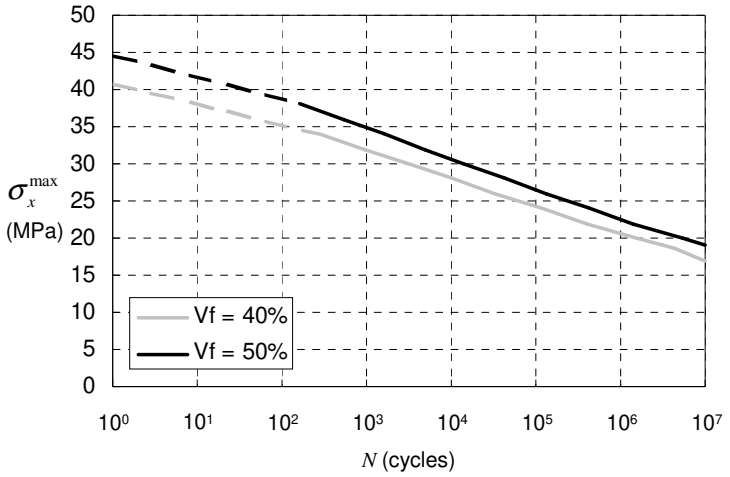


Figure III.45 : Courbes S-N, prévues par le modèle, d'un stratifié [±65] en BX25-600, à R = 0,1, pour deux taux volumiques de fibres extrêmes

d. Stratifié [±45/0/±45] sous chargement de fatigue d'amplitude constante

Les comparaisons présentées jusqu'ici pour la validation du modèle en fatigue ont été réalisées avec des stratifiés ayant servi à l'identification. Nous nous intéressons maintenant à la comparaison du modèle avec des stratifiés dont les essais n'ont pas servi à l'identification des paramètres.

Le même stratifié [±45/0/±45] que celui qui a servi pour la validation statique, réalisé avec les renforts UD600 et BX45-1000, d'épaisseur moyenne 2,5 mm, qui nous donne un taux volumique de fibres moyen de 40%, est utilisé pour valider le modèle en fatigue. Quelques essais de fatigue à $R = 0{,}1$ et un essai à $R = 0{,}5$ permettent de comparer les prévisions de durée de vie du modèle avec les essais (Figure III.46). Les modes de rupture obtenus sont visibles en Annexe E, Figure E.7.b et sont de type rupture des fibres du pli à 0° dans la zone utile. Les essais sont réalisés à 5 Hz avec des éprouvettes échancrées dont le taux volumique de fibres est compris entre 38% et 41%.

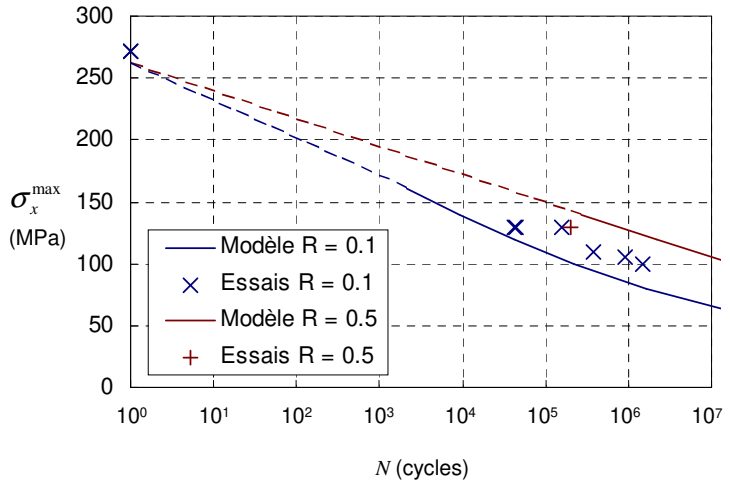


Figure III.46 : Comparaison modèle-essai : Courbes S-N sous R = 0,1 et R = 0,5, à 5 Hz, du stratifiés [±45/0/±45] réalisé avec le BX45-1000 et l'UD600. Le modèle est exécuté avec V_f = 40%

Le modèle donne un résultat très proche de l'essai réalisé à $R = 0{,}5$ et des résultats conservatifs pour le rapport de charge $R = 0{,}1$.

L'évolution de la perte de raideur longitudinale au cours de la durée de vie est donnée pour deux éprouvettes en Figure III.47. Les mesures expérimentales sont comparées à la simulation pour le même taux volumique de fibres et sous le même chargement. Le point où $d_x = 1$ sur les courbes d'essais ne correspond pas à une mesure mais est positionné arbitrairement au nombre de cycles qui correspond à la rupture de l'éprouvette lors des essais pour visualiser la durée de vie.

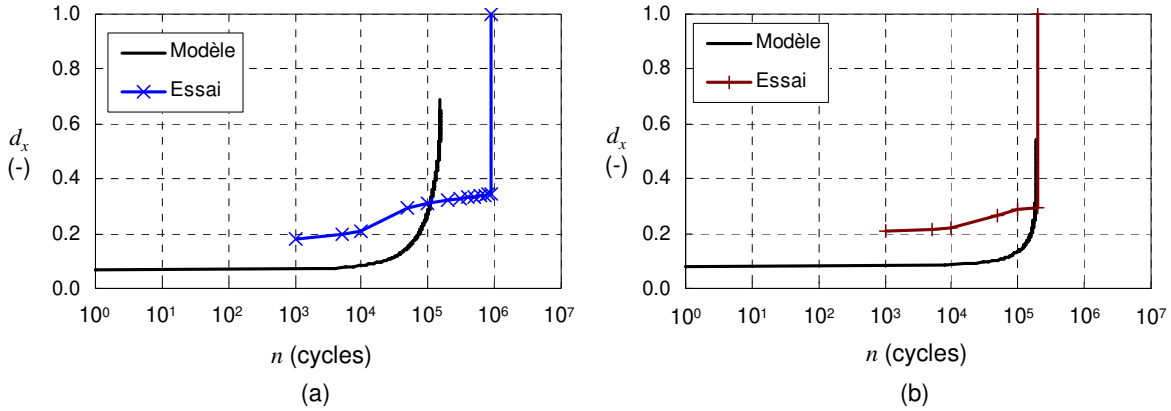


Figure III.47 : Comparaison modèle-essai de la perte de raideur longitudinale en fatigue d'éprouvettes [±45/0±45] réalisées avec les renforts UD600 et BX45-1000

(a) sous σ_x^{max} = 105 MPa, R = 0,1, à 5 Hz avec V_f = 41%

(b) sous σ_x^{max} = 130 MPa, R = 0,5, à 5 Hz avec V_f = 40%

Un écart est observé entre la perte de raideur prévue par le modèle et la perte de raideur observée lors des essais. Tout d'abord, l'écart de durée de vie entre la simulation et l'essai en Figure III.47.a, pour le rapport de charge $R = 0{,}1$ est lié à l'écart déjà observé sur la courbe S-N en Figure III.46. En matière de perte de raideur longitudinale, la simulation donne une évolution plus progressive que celle observée lors des essais pour les deux rapports de charge, sur la dernière décade. Ceci semble lié à la surestimation de la perte de raideur du pli à 0° donnée par le modèle dont nous avons déjà parlé en Section III.4.1.a. Tout comme pour les autres stratifiés, l'écart observé sur la perte de raideur entre la simulation et les essais est fortement lié à l'écart en fin de charge statique.

L'évolution de la déformation résiduelle longitudinale à l'échelle du stratifié, au cours de la durée de vie, est donnée pour les deux mêmes éprouvettes en Figure III.48. Si un écart est observé entre la simulation et les essais, cet écart est tout de même faible au regard de la modélisation mise en œuvre. Le résultat peut être considéré comme satisfaisant.

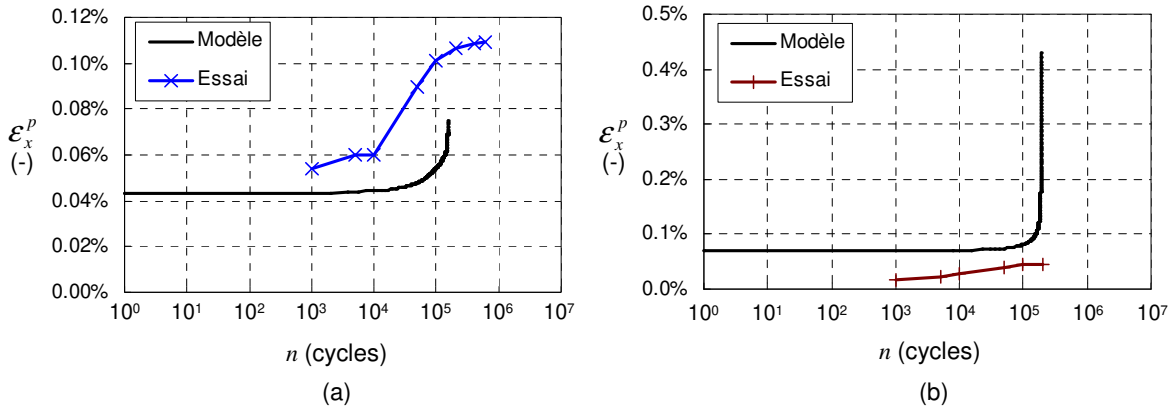


Figure III.48 : Comparaison modèle-essai de la déformation résiduelle longitudinale en fatigue d'éprouvettes [±45/0±45] réalisées avec les renforts UD600 et BX45-1000

(a) sous σ_x^{max} = 105 MPa, R = 0,1, à 5 Hz avec V_f = 41%

(b) sous σ_x^{max} = 130 MPa, R = 0,5, à 5 Hz avec V_f = 40%

Finalement, comme pour les autres stratifications étudiées, les courbes S-N pour deux taux volumiques de fibres extrêmes sont calculées et illustrées en Figure III.49. Le modèle prévoit une influence du taux volumique de fibres sur le $[\pm 45/0/\pm 45]$ plus marquée en statique qu'en fatigue.

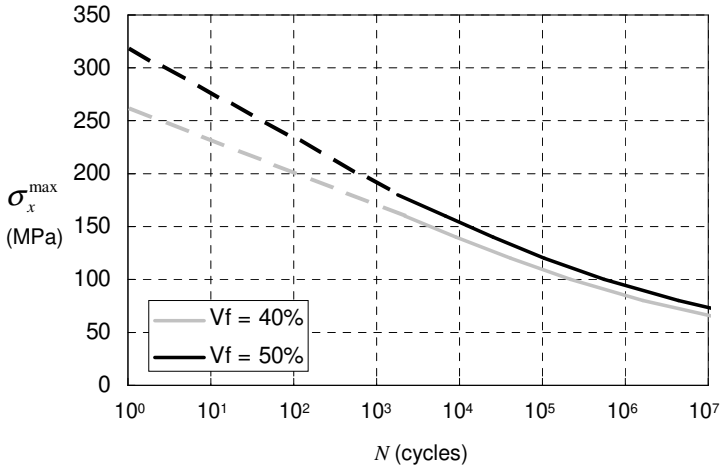


Figure III.49 : Courbes S-N, prévues par le modèle, d'un stratifié [±45/0/±45] réalisé avec le BX45-1000 et l'UD600, à R = 0,1, pour deux taux volumiques de fibres extrêmes

III.5.Discussion sur le modèle

Un modèle a été présenté, identifié et comparé à des résultats d'essais. La prévision de la durée de vie pour les stratifications testées donne satisfaction. Néanmoins, une discussion est proposée autour des hypothèses considérées, des points forts, des limites et des perspectives de ce modèle.

III.5.1. Synthèse des hypothèses

Les principales hypothèses liées au modèle considéré et présentées au cours de ce chapitre sont synthétisées ci-dessous :

(i) Les plis du stratifiés sont soumis à un état de contraintes planes et membranaire ; les interfaces interplis sont considérées parfaites.

(ii) Le pli est considéré comme un matériau homogène anisotrope dont le comportement est élasto-plastique endommageable. L'endommagement est considéré diffus. Il est défini à l'échelle du pli par des variables d'endommagement internes décrivant la perte de raideur dans chacune des directions et les déformations résiduelles.

(iii) La perte de raideur dans la direction des fibres est la même en traction et en compression. Elle est pilotée par la sollicitation dans la direction des fibres uniquement en fatigue.

(iv) La perte de raideur transverse n'est activée qu'en traction transverse. Elle est pilotée par la sollicitation transverse et de cisaillement et s'obtient par cumul de l'endommagement en fatigue et en statique.

(v) La perte de raideur de cisaillement est pilotée par la sollicitation transverse et de cisaillement. Elle varie de manière proportionnelle à la perte de raideur transverse et s'obtient aussi par cumul de l'endommagement en fatigue et en statique.

(vi) La déformation résiduelle est pilotée par les contraintes effectives (qui dépendent de l'endommagement au sens de la perte de raideur). Seules les déformations transverses et de cisaillements sont soumises à une composante résiduelle irréversible. Un modèle d'écrouissage isotrope est adopté.

(vii) La rupture des fibres est de type fragile. Un seuil de rupture dans la direction des fibres est défini et dépend de l'endommagement matriciel au sens de la perte de raideur de cisaillement (ou transverse car les deux variables sont couplées).

(viii) Seuls les modules d'élasticité initiaux du pli et le seuil de rupture dans la direction des fibres sont dépendant du taux volumique de fibres.

III.5.2. Points forts du modèle

Le modèle a de nombreux points forts que nous présentons ici.

Tout d'abord, par rapport aux autres approches présentées au Chapitre II, le modèle possède les avantages des modèles d'endommagements basés sur la mécanique de l'endommagement. Il permet une description du comportement à l'échelle du pli : l'endommagement est défini à l'échelle du pli et piloté par la sollicitation du pli. Dès lors, le modèle peut être identifié à l'aide d'un nombre réduit d'essais qui mettent en évidence le comportement du pli, en statique et en fatigue. Ceci a pour conséquence, par rapport aux approches macroscopiques basées sur l'utilisation des courbes S-N à l'échelle du stratifié, de réduire les campagnes de caractérisation pour le dimensionnement des structures qui présentent un grand nombre de stratifications possibles. Le modèle proposé décrit la raideur, la déformation et la résistance résiduelle en statique et en fatigue. Il a par ailleurs l'avantage par rapport aux approches phénoménologiques basées sur la résistance et la rigidité résiduelle, de proposer des lois d'évolutions non pas basées sur la sollicitation à l'échelle macroscopique mais basées sur des sollicitations à l'échelle du pli qui activent des mécanismes d'endommagement bien identifiés et leurs couplages. Ainsi, en choisissant correctement les sollicitations à l'échelle du pli les campagnes de caractérisation sont aussi fortement réduites. Notons enfin que la représentation des endommagements de manière continue par des variables internes rend ce modèle applicable à l'échelle de la structure contrairement aux modèles basés sur la mécanique de la rupture.

Ensuite, vis-à-vis du couple matériau-procédé de l'étude (matériau composite à renforts NCF de fort grammage et matrice époxy fabriqué par infusion) qui présente des variations de taux volumique de fibres, une correction des paramètres sensibles au taux volumique de fibres a été proposée. Cette correction rend possible la prise en compte du taux volumique de fibres local sur la tenue en statique ou en fatigue de la structure.

Enfin, en matière de résultats, les comparaisons modèle-essai montrent qu'après identification du comportement du pli à l'aide de stratifiés $[0]$, $[\pm 45]$ et $[\pm 65]$, le comportement statique du $[0/\pm 45]$ et du $[0/90]$ est correctement restitué. Bien que certains écarts sont remarqués entre la simulation et les essais, en fatigue, sur l'évolution des pertes de raideur et de la déformation résiduelle, la durée de vie des stratifiés $[0/\pm 45]$ est prévue de manière satisfaisante. Bien que le délaminage soit présent dans les stratifiés $[0/\pm 45]$, l'hypothèse d'interface parfaite ne semble pas nuire aux prévisions du modèle pour les cas étudiés.

III.5.3. Limites et perspectives

Chacune des hypothèses rappelées précédemment apporte bien entendu des limites au modèle. Si quelques unes d'entre elles sont propres à l'approche utilisée, pour les autres hypothèses, des perspectives d'amélioration peuvent être envisagées.

(i) L'hypothèse de contraintes planes et d'interface parfaite entre les plis ne nous permet pas d'utiliser le modèle dans des zones de la structure soumises à des sollicitations hors plan. Ces zones sont situées à proximité des assemblages et dans les forts gradients d'épaisseur. Pour l'analyse de ces zones, des modèles plus complets devront être utilisés ou des essais spécifiques devront être réalisés. Ceci est d'autant plus important que sur des structures réelles se sont souvent dans ces zones que s'amorcent l'endommagement en fatigue.

(ii) Le modèle se limite à la description des pertes de raideur et de la déformation résiduelle irréversible. Pour l'étude de structures de type pales d'éoliennes, qui sont soumises à des sollicitations en fatigue avec une contrainte moyenne non nulle, la modélisation des déformations réversibles d'origine visqueuse donnerait des informations supplémentaires intéressantes.

(iii) Une perte de raideur dans la direction des fibres a été introduite en fatigue pour modéliser la rupture dans cette direction. Or, nous avons vu qu'une telle variable aurait plus de sens pour décrire le comportement en statique qu'en fatigue ; et qu'en fatigue, la description de l'endommagement dans la direction des fibres par une variable de type perte de raideur n'était pas adaptée. Un autre type de variable, peut-être défini à l'échelle microscopique, est à envisager.

(iv) Une hypothèse de non perte de raideur transverse en compression transverse a été postulée mais non vérifiée pour le matériau étudié. Cette vérification devrait être réalisée.

(v) L'hypothèse de cumul de l'endommagement statique et de fatigue pour la perte de raideur de cisaillement ainsi que la pertinence du choix de cette variable interne pour décrire l'endommagement semble validée. Toutefois, des essais avec des blocs de chargement alternant des charges statiques et de fatigue d'amplitude variées permettraient de conforter le modèle.

(vi) La déformation résiduelle semble sous estimée en fatigue. Un travail sur l'étude de la déformation résiduelle en fatigue aussi bien réversible qu'irréversible, comme nous l'avons déjà souligné, semble pertinent.

(vii) Nous avons fait l'hypothèse que la rupture du pli d'UD dans la direction des fibres était pilotée par l'endommagement matriciel et nous avons identifié une relation entre la perte de raideur de cisaillement, induite par une sollicitation cyclique de cisaillement, et la résitance dans la direction des fibres. Comme nous l'avons déjà évoqué, il serait intéressant d'étudier l'influence de l'endommagement matriciel, généré par d'autres modes de sollicitations que celui utilisé (sollicitations en

cisaillement pur avec d'autres rapports de charge, sollicitations transverses, sollicitations couplées cisaillement-transverse), sur la tenue dans la direction des fibres. Un autre axe d'étude pour expliquer et modéliser la tenue en fatigue dans la direction des fibres serait d'étudier l'influence de la sollicitation sens fibre sur l'endommagement matriciel. En effet, les défauts d'alignement des fibres que nous avons souligné au Chapitre I ainsi que les effets de micro et de méso-structure sont susceptibles, sous sollicitation cyclique dans la direction des fibres, de générer des endommagements matriciels (décohésions fibres-matrice, voire des fissures transverses ou des délaminages). Ces endommagements matriciels sont susceptibles d'avoir à leur tour une influence sur la tenue dans la direction des fibres.

(viii) L'influence du taux volumique de fibres pourrait être étendue à plus de paramètres du modèle en réalisant des essais supplémentaires. Il serait aussi intéressant de traiter l'influence d'autres sources de variabilité comme les porosités ou l'ondulation des plis.

Le modèle a été identifié et validé en traction pour les chargements quasi-statiques et en traction-traction avec uniquement deux rapports de charge pour la fatigue. Il serait donc profitable d'étendre la validation à d'autres modes de sollicitation, y compris la compression. Les grandeurs choisies pour décrire l'endommagement à l'échelle mésoscopique sont des conséquences de mécanismes d'endommagement à l'échelle micro ou méso dont l'activation et les couplages sont liés au mode de sollicitation. Ainsi, pour que le modèle soit valable pour toute sollicitation, il faut qu'il soit identifié avec les sollicitations qui permettent d'activer les mécanismes d'endommagement et les couplages susceptibles d'intervenir dans les structures. Si la description à l'échelle mésoscopique semble satisfaisante pour décrire l'endommagement matriciel sous sollicitation transverse et de cisaillement, l'introduction de variable à une échelle plus fine pour décrire la résistance dans la direction des fibres et le couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres semble pertinente. Finalement il semble qu'un compromis doit être fait entre l'échelle de modélisation (méso ou micro-méso) qui apporte en description physique, et les essais nécessaires à l'identification qui augmentent le coût des études.

III.6.Conclusion du chapitre

Dans ce chapitre nous avons présenté un modèle d'endommagement basé sur la mécanique de l'endommagement. Ce modèle décrit le comportement du pli, de manière unifiée statique-fatigue, à l'aide de variables d'endommagements définies à l'échelle mésoscopique : celle du pli. Ces variables d'endommagement décrivent la perte de raideur dans la direction des fibres, la perte de raideur dans la direction transverse, la perte de raideur en cisaillement et la déformation résiduelle transverse et de cisaillement. Les lois d'évolutions de l'endommagement en statique et en fatigue sont inspirées des travaux du LMT-Cachan [Ladevèze92] repris ensuite par le LMA-Marseille [Payan04; Thollon09; Hochard14]. Des modifications ont tout de même été apportées sur les points suivant :

- proposition d'une loi continue pour le couplage entre l'endommagement matriciel et la tenue sens fibre
- modélisation d'une perte de raideur en fatigue dans la direction des fibres de manière à modéliser la durée de vie des stratifiés contenant des plis dans la direction du chargement
- prise en compte de l'influence du taux volumique de fibres dans l'identification des paramètres du modèle

Un schéma de résolution numérique du modèle a été présenté pour un stratifié sollicité en statique ou en fatigue. Le choix a été fait, dans un premier temps, de réduire la résolution en fatigue à des chargements proportionnels d'amplitude constante par souci de simplification et parce qu'il était suffisant à l'identification des paramètres du modèle. L'extension de la méthode de résolution numérique à toute sollicitation sera discutée au chapitre suivant.

Les paramètres des lois d'évolution de l'endommagement ont ensuite été identifiés en statique puis en fatigue à l'aide d'essais sur stratifiés $[0]_3$, $[\pm 45]_{2s}$ et $[\pm 65]_{2s}$. Un protocole expérimental particulier a aussi été présenté et utilisé pour identifier le couplage entre l'endommagement matriciel de cisaillement et la résistance en traction dans la direction des fibres à l'aide d'éprouvettes plates.

Après avoir identifié les paramètres des lois d'évolution du modèle, ce dernier a été confronté à des résultats expérimentaux obtenus sur les stratifiés qui ont servi à l'identification mais pas seulement : le modèle a été confronté à des essais sur des stratifiés $[0/90]_{2s}$ et $[\pm 45/0/\pm 45]$. Il est apparu que la description de la raideur et des déformations résiduelle était satisfaisante en statique au vu de la dispersion des résultats. Cependant, si des écarts ont été observés en fatigue sur l'évolution des raideurs et des déformations résiduelles, notons que la plupart de ces écarts sont aussi liés à la dispersion des résultats et que les durées de vie des stratifiés étudiés sont correctement prévues.

Enfin les hypothèses du modèle ont été synthétisées, les points forts ont été relevés et les limites et perspectives ont été discutées. Il en ressort que la description de l'endommagement dans la direction des fibres à l'aide d'une variable de type perte de raideur n'est pas satisfaisante, qu'un effort de modélisation des déformations résiduelles réversibles et irréversibles en fatigue peut être mené et que les essais réalisés, notamment pour l'identification du couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres, doivent être complétés en introduisant d'autres modes de sollicitations.

Le modèle proposé dans ce chapitre a fait l'objet d'une communication à SF2M [Caous17a] et la méthode expérimentale d'identification du couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres a été détaillée dans un article [Caous17b].

Chapitre IV. Application au calcul de la durée de vie d'une pale d'éolienne

L'objectif du modèle d'endommagement construit et identifié précédemment est de décrire l'évolution de l'endommagement de structures en matériaux composites sous chargements quasi-statiques et de fatigue. Dans le cas des pales d'éoliennes, ou pour toute structure élancée modélisable par une poutre, nous verrons comment le calcul à l'échelle de la structure peut s'effectuer sur une section droite. Une implémentation du modèle d'endommagement à l'échelle de la section droite sera ensuite proposée et nous comparerons enfin les résultats de calculs sous chargements quasi-statiques et de fatigue avec l'approche normative.

Sommaire

Chapitre IV. Application au calcul de la durée de vie d'une pale d'éolienne 203
IV.1. Calcul des contraintes dans une section droite de poutre 204
IV.1.1. Hypothèses générales 204
IV.1.2. Comportement élastique linéaire 205
IV.1.3. Validation de la méthode pour un comportement élastique linéaire 210
IV.1.4. Comportement élastoplastique endommageable 215
IV.2. Méthodologie de calcul de l'endommagement à l'échelle de la structure 216
IV.2.1. Calcul de charges 216
IV.2.2. Endommagement sous chargement quasi-statique 217
IV.2.3. Endommagement sous chargement de fatigue 218
IV.3. Application à une pale d'éolienne 223
IV.3.1. Hypothèses 223
IV.3.2. Application au dimensionnement sous charge extrême 230
IV.3.3. Application au calcul en fatigue sous chargement d'amplitude constante : tour de turbine sous profil de vent normal 232
IV.3.4. Application au calcul en fatigue sous chargement d'amplitude variable : chargement réprésentatif simplifié d'une turbine de classe I 237
IV.4. Conclusion du chapitre 243

IV.1.Calcul des contraintes dans une section droite de poutre

Les hypothèses qui peuvent être faites pour l'analyse des structures de type poutre permettent de simplifier le calcul des contraintes et donc le calcul de l'endommagement en fatigue. Les hypothèses retenues pour cette étude sont présentées puis les champs de contraintes obtenus seront comparés à un résultat de calcul par éléments finis de type coque mince.

IV.1.1. Hypothèses générales

De nombreuses problématiques se posent lorsqu'on souhaite utiliser le modèle d'endommagement présenté précédemment à l'échelle d'une structure. L'une d'entre elles concerne la taille du modèle et le nombre de degrés de liberté qui ont un impact direct sur la durée des calculs.
Les pales d'éoliennes étant très élancée, elles peuvent être modélisées par des poutres à section variable. Nous proposons donc de traiter le calcul de l'endommagement en fatigue section par section de manière découplé. Le calcul des contraintes dans une structure de type poutre en matériau composite est traité dans de nombreux ouvrages. Les hypothèses et le formalisme retenus dans ce travail sont issus des travaux suivant : [Rivello69a, 69b; Fernandes da Silva11; Wang14]. Notons que l'introduction du matériau composite apporte des spécificités (anisotropie, variation des propriétés dans la section droite) dont il convient de tenir compte.

Les principales hypothèses que nous retiendrons dans ce chapitre sont les suivantes :

- Les stratifiés qui constituent la pale sont soumis à un état de contraintes planes ($\sigma_z = 0$), de membrane, dans lequel $\sigma_y = 0$
- Les sections droites de poutres restent planes et normales à la ligne moyenne (hypothèses d'Euler-Bernoulli)
- La variation de la géométrie et de la composition des sections est supposée suffisamment progressive dans l'envergure de la pale pour être négligée localement
- Les effets des efforts tranchants sont négligés par rapport aux effets des autres composantes du torseur des efforts internes

Dans ce qui suit les caractéristiques propres à un élément stratifié de la section de poutre et les caractéristiques propres à une cellule de cette même section sont désignées respectivement par les indices *e* et *c*.
Rappelons que le repère associé au stratifié est noté $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ où $\vec{x}$ est dans la direction de l'axe de la pale, $\vec{z}$ est dans la direction de l'épaisseur du stratifié, et $\vec{y}$ est la direction complémentaire de manière à former un repère direct (Figure IV.1). Le repère associé à la section droite de la pale est noté $(\vec{x}_B, \vec{y}_B, \vec{z}_B)$[1] où $\vec{z}_B$ est dans l'axe de la pale, $\vec{x}_B$ est dans

[1] B pour « Blade »

l'axe de rotation du rotor et $\vec{y}_B$ est la direction complémentaire de manière à former un repère direct. Notons donc que $\vec{x}$ est aligné avec $\vec{z}_B$. Dans ce chapitre, les moments sont toujours exprimés au centre de la section droite, positionné sur la ligne moyenne du modèle poutre de la pale.

IV.1.2. Comportement élastique linéaire

Commençons par traiter le comportement de sections droites de poutres composées de matériaux dont le comportement est supposé élastique linéaire. Supposons aussi, dans un premier temps que les stratifiés sont équilibrés de manière à simplifier les calculs. Le cas du comportement non linéaire de stratifiés équilibrés et non équilibrés sera traité dans un second temps.

Le comportement de membrane d'un élément stratifié équilibré d'indice *e* peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{x,e} \\ \varepsilon_{y,e} \\ \gamma_{xy,e} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{x,e}} & -\frac{\nu_{xy,e}}{E_{x,e}} & 0 \\ -\frac{\nu_{yx,e}}{E_{y,e}} & \frac{1}{E_{y,e}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy,e}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{x,e} \\ \sigma_{y,e} \\ \tau_{xy,e} \end{Bmatrix} \tag{IV.1}$$

Dans un stratifié équilibré, notons que les comportements axiaux selon $\vec{x}$ et $\vec{y}$ sont découplés du cisaillement. Dans ces conditions nous traiterons tout d'abord le comportement de la section droite en flexion-traction, qui engendre une contrainte axiale σ_x. Le comportement en torsion, qui engendre une contrainte de cisaillement τ_{xy} sera traité au prochain paragraphe.

a. Traction et flexion de poutres

Compte tenu de l'hypothèse d'Euler Bernoulli, la déformation longitudinale $\varepsilon_{x,e}$ de l'élément de stratifié d'indice *e* de la section droite s'exprime en fonction de sa position (x_B, y_B) dans le repère de la section et de la déformation de la section droite selon la relation :

$$\varepsilon_{x,e} = a + x_B.b + y_B.c \tag{IV.2}$$

où *a* est la déformation axiale de la section (en mm/mm) et *b* et *c* sont les déformations de flexion (en mm^{-1}).

De plus, nous supposons que les stratifiés sont soumis à un état de contraintes planes ($\sigma_z = 0$), membranaire (déformation constante dans l'épaisseur des stratifiés), et dans lequel $\sigma_y = 0$. Avec ces hypothèses, la relation (IV.1) devient :

$$\sigma_{x,e} = E_{x,e}\varepsilon_{x,e} \tag{IV.3}$$

où $\sigma_{x,e}$ et $E_{x,e}$ sont respectivement la contrainte normale longitudinale et le module longitudinal du stratifié constituant l'élément d'indice *e* de la section (Figure IV.1).

La résultante des efforts longitudinaux F_{zB} est obtenue par intégrale de la contrainte longitudinale sur la section de pale :

$$F_{zB} = \int_A \sigma_x dA \tag{IV.4}$$

où A est l'aire de la section droite de pale. En considérant des éléments stratifiés suffisamment petits pour que la contrainte soit considérée homogène dans leur largeur, l'expression précédente peut être approchée par la relation :

$$F_{zB} = \sum_{e=1}^{n_e} E_{x,e}\left(a + x_B.b + y_B.c\right)A_e \tag{IV.5}$$

où n_e est le nombre d'éléments de la section.

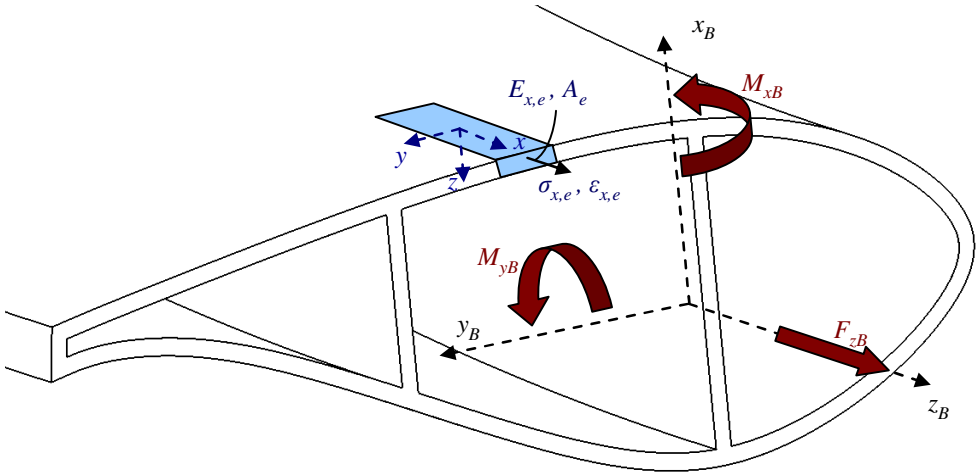


Figure IV.1 : Repères et notations utilisés pour décrire une section droite de pale sollicitée en flexion et en traction et les stratifiés qui la constituent

De la même manière, les moments de flexion M_{XB} et M_{YB} sont donnés par les relations :

$$M_{xB} = \int_A \sigma_x y_B dA = \sum_{e=1}^{n_e} E_{x,e}\left(a + x_B.b + y_B.c\right)y_B A_e \tag{IV.6}$$

$$M_{yB} = -\int_A \sigma_x x_B dA = -\sum_{e=1}^{n_e} E_{x,e}\left(a + x_B.b + y_B.c\right)x_B A_e \tag{IV.7}$$

Les équations (IV.4) à (IV.7) peuvent être mises sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{Bmatrix} F_{zB} \\ M_{yB} \\ M_{xB} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} < EA > & < Em_X > & < Em_Y > \\ - < Em_X > & - < EI_{YY} > & - < EI_{XY} > \\ < Em_Y > & < EI_{XY} > & < EI_{XX} > \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a \\ b \\ c \end{Bmatrix} \tag{IV.8}$$

où :

$$< EA >= \sum_{e=1}^{n_e} E_{x,e}A_e \qquad < Em_X >= \sum_{e=1}^{n_e} E_{x,e}x_B A_e \qquad < Em_Y >= \sum_{e=1}^{n_e} E_{x,e}y_B A_e \tag{IV.9}$$

et

$$< EI_{XX} >= \sum_{e=1}^{n_e} E_{x,e}{y_B}^2 A_e \qquad < EI_{YY} >= \sum_{e=1}^{n_e} E_{x,e}{x_B}^2 A_e \qquad < EI_{XY} >= \sum_{e=1}^{n_e} E_{x,e}x_B y_B A_e \tag{IV.10}$$

La déformation longitudinale $\varepsilon_{x,e}$ de chaque élément de stratifié d'une section soumise à une sollicitation F_{zB}, M_{yB}, M_{zB} est donc connue en inversant la relation (IV.8) (ce qui permet de déterminer a, b et c).

b. Torsion de poutres

Les hypothèses de contraintes planes conduisent à une contrainte de cisaillement à l'échelle du stratifié tangente à la surface de ce dernier. Dans ce paragraphe, pour faciliter la compréhension, la contrainte de cisaillement à l'échelle du stratifié sera notée τ_{xs} au lieu de τ_{xy}, avec s l'abscisse curviligne qui décrit le profil et les longerons de la section droite.

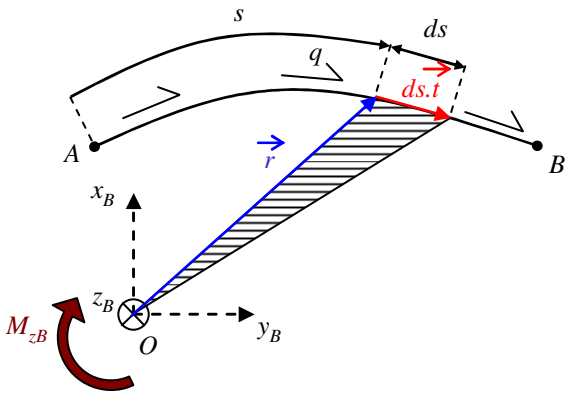


Figure IV.2 : Résultante de torsion liée au flux de cisaillement entre deux points : A et B

Considérons la portion AB de section représentée en Figure IV.2. Soit q le flux de cisaillement qui parcourt la peau entre A et B. Ce flux de cisaillement, supposé constant dans l'épaisseur des peaux minces, est défini par la relation :

$$q = \tau_{xs}.h \tag{IV.11}$$

où h est l'épaisseur du stratifié soumis à la contrainte de cisaillement homogénéisée τ_{xs}.

La résultante du moment de torsion, au centre O de la section, liée au cisaillement entre A et B sur une portion de pale de longueur unitaire s'obtient de la manière suivante :

$$M_{zB} = \int_A^B q.\left(\vec{r} \wedge \vec{t}\right)\overrightarrow{z_B}.ds \tag{IV.12}$$

où $\vec{t}$ est le vecteur tangent unitaire au point d'abscisse curviligne s. La moitié de la grandeur $\left(\vec{r} \wedge \vec{t}\right)\overrightarrow{z_B}.ds$ peut être approchée par l'aire hachurée représentée sur la Figure IV.2. Cette aire, appelée aire sectorielle est notée $d\Omega$. Elle est positive si un flux de cisaillement positif engendre un moment de torsion positif et négative si un flux de cisaillement positif engendre un moment de torsion négatif de telle manière que nous avons :

$$M_{zB} = 2\int_A^B q d\Omega \tag{IV.13}$$

Notons que le flux de cisaillement qui parcourt la peau entre A et B engendre aussi un effort tranchant. Cependant, par soucis de simplification, l'effet de cet effort tranchant sur les contraintes de cisaillement est négligé devant l'effet du moment de torsion. Nous verrons à la

section suivante que cette hypothèse semble valide pour les sections de poutres fermées représentatives de pales d'éoliennes.

i. Comportement en torsion d'une section d'une seule cellule

Si la section est constituée d'une unique cellule, fermée, le moment de torsion résultant, au centre O de la section droite, s'écrit :

$$M_{zB} = 2q\Omega \tag{IV.14}$$

où Ω est l'aire sectorielle de la section, et q le flux de cisaillement constant sur la section [Rivello69b].

L'angle de rotation ψ d'une section droite de longueur unitaire soumise à un flux de cisaillement q, s'écrit [Rivello69b] :

$$\psi = \frac{1}{2\Omega}\oint \gamma_{xs} ds = \frac{1}{2\Omega}\oint \frac{\tau_{xs}}{G} ds = \frac{q}{2\Omega}\oint \frac{ds}{Gh} \tag{IV.15}$$

On en déduit que :

$$M_{zB} = \frac{4\Omega^2}{\delta}\psi \tag{IV.16}$$

avec :

$$\delta = \oint \frac{ds}{Gh} \tag{IV.17}$$

ii. Comportement en torsion d'une section multicellulaire

Considérons maintenant une section de poutre constituée de plusieurs cellules fermées aux parois minces (Figure IV.3). Soit q_c le flux de cisaillement qui parcourt la cellule d'indice c. La condition de continuité du flux de cisaillement aux intersections des caissons nous permet d'écrire :

$$q_{c,c+1} = q_c - q_{c+1} \tag{IV.18}$$

avec $q_{c,c+1}$, le flux de cisaillement dans la paroi commune aux cellules d'indices c et $c+1$.

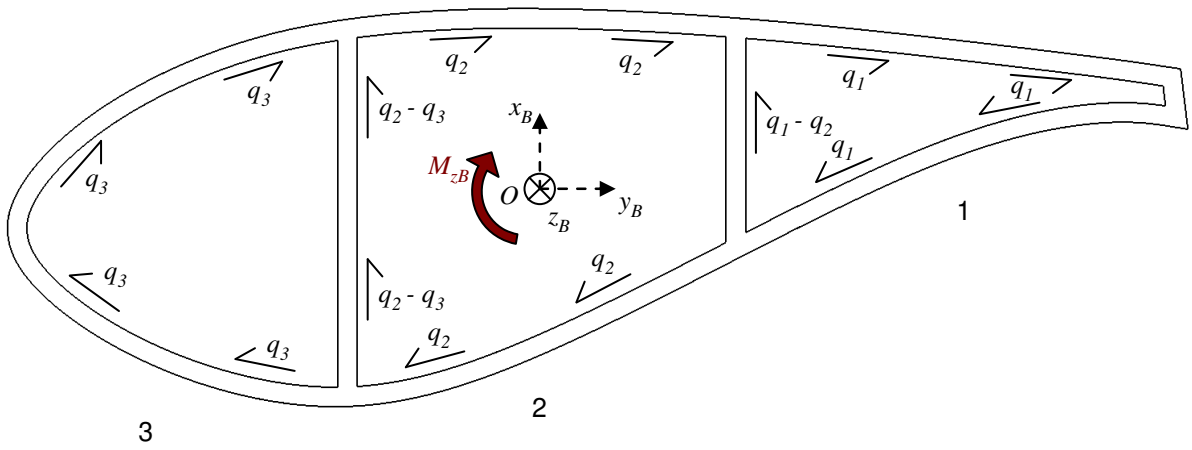


Figure IV.3 : Flux de cisaillement dans une section droite de pale d'éolienne composée de 3 cellules fermées

La résultante du moment de torsion au centre O de la section droite s'écrit:

$$M_{zB} = \sum_{c=1}^{n_c} 2\oint_c q_c d\Omega = 2\underline{\Omega}^T \underline{q} \tag{IV.19}$$

où n_c est le nombre de cellules, et pour une section de trois cellules :

$$\underline{q} = \begin{Bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \end{Bmatrix} \quad et \quad \underline{\Omega} = \begin{Bmatrix} \Omega_1 \\ \Omega_2 \\ \Omega_3 \end{Bmatrix} \tag{IV.20}$$

avec q_c et Ω_c respectivement le flux de cisaillement et l'aire sectorielle de la cellule c.

L'angle de rotation autour de $\overrightarrow{z_B}$, de chacune des cellule s'obtient de la manière suivante :

$$\psi_c = \frac{1}{2\Omega_c}\oint_c \gamma_{xs} ds = \frac{1}{2\Omega_c}\left(q_c \oint_c \frac{ds}{Gh} - q_{c+1}\int_{c,c+1} \frac{ds}{Gh} - q_{c-1}\int_{c,c-1} \frac{ds}{Gh} \right) \tag{IV.21}$$

En remarquant que l'angle de rotation est le même pour toutes les sections, cette relation peut être mise sous forme matricielle :

$$2\,\psi \underline{\Omega} = \underline{\underline{\delta}}\,\underline{q} \tag{IV.22}$$

où les termes de la matrice $\underline{\underline{\delta}}$ sont calculés comme suit :

$$\delta_{ii} = \oint_i \frac{ds}{Gh} \qquad et \qquad \delta_{ij} = \delta_{ji} = -\int_{i,j} \frac{ds}{Gh} \tag{IV.23}$$

Nous déduisons de ce qui précède :

$$M_{zB} = 4\underline{\Omega}^T \underline{\underline{\delta}}^{-1} \underline{\Omega}\,\psi \tag{IV.24}$$

où le terme $4\underline{\Omega}^T \underline{\underline{\delta}}^{-1} \underline{\Omega}$ est la rigidité de torsion que l'on écrit usuellement <GJ>.

Le comportement de la section droite est donc déterminé à l'aide de la matrice de raideur suivante :

$$\begin{Bmatrix} F_{zB} \\ M_{yB} \\ M_{xB} \\ M_{zB} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} < EA > & < Em_X > & < Em_Y > & 0 \\ - < Em_X > & - < EI_{YY} > & - < EI_{XY} > & 0 \\ < Em_Y > & < EI_{XY} > & < EI_{XX} > & 0 \\ 0 & 0 & 0 & < GJ > \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a \\ b \\ c \\ \psi \end{Bmatrix} \tag{IV.25}$$

IV.1.3. Validation de la méthode pour un comportement élastique linéaire

a. Démarche

À la Section I.2.5, l'état de contraintes dans une pale d'éolienne de 23 m a été analysé sur un tour de rotation dans des conditions de vent normales, à l'aide d'une simulation par éléments finis avec des éléments de type coque mince composite, avec des hypothèses de petites perturbations et de comportement élastique linéaire du matériau. Nous proposons donc de comparer la distribution des contraintes et des déformations des peaux composites, sur une section, donnée par le modèle coque de la pale complète et celle issue du calcul de section droite de poutre que nous venons de présenter.

Les hypothèses communes aux deux simulations sont les suivantes :

- Petites perturbations
- Comportement élastique linéaire du matériau
- Les stratifiés qui constituent la pale :
    - sont équilibrés (constitués d'autant des plis orientés à $-\theta$ que de plis orientés à θ)
    - sont soumis à un état de contraintes planes ($\sigma_z = 0$ où $\vec{z}$ est la direction normale au stratifié)

Les hypothèses supplémentaires prises pour le calcul des contraintes sur la section droite de poutre sont les suivantes :

- Les stratifiés qui constituent la pale :
    - sont soumis à un état de contraintes membranaire
    - dans lequel $\sigma_y = 0$
- Les sections de poutres restent planes et normales à la ligne moyenne (hypothèses d'Euler-Bernoulli)
- La variation de la géométrie et de la composition des sections est supposée suffisamment progressive dans l'envergure de la pale pour être négligée localement
- Les effets des efforts tranchants sont négligés par rapport aux effets des autres composantes du torseur des efforts internes

La comparaison proposée permet donc d'évaluer la pertinence de ces dernières hypothèses. A propos des premières, précisons que dans les pales d'éoliennes, comme dans de nombreuses structures, les stratifiés sont généralement équilibrés. Par ailleurs, le comportement non linéaire de stratifiés équilibrés et non équilibrés sera traité dans la prochaine section. Il reste donc à valider l'hypothèse de contraintes planes ($\sigma_z = 0$) que l'on peut apprécier à l'aide d'un calcul par éléments finis volumique mais qui n'a pas été réalisé dans le cadre de ce travail.

b. Cas considéré

La section considérée comme exemple dans ce document est située à 8,8 m du pied de pale. Une vue du maillage de la section dans le modèle coque est proposée en Figure IV.4. Sur cette vue, chaque stratifié employé est représenté par une couleur. L'épaisseur des stratifiés est à l'échelle et tient compte de l'âme lorsque le stratifié est de type sandwich. Les propriétés des matériaux utilisées pour le calcul sont celles décrites dans le Tableau I.3.

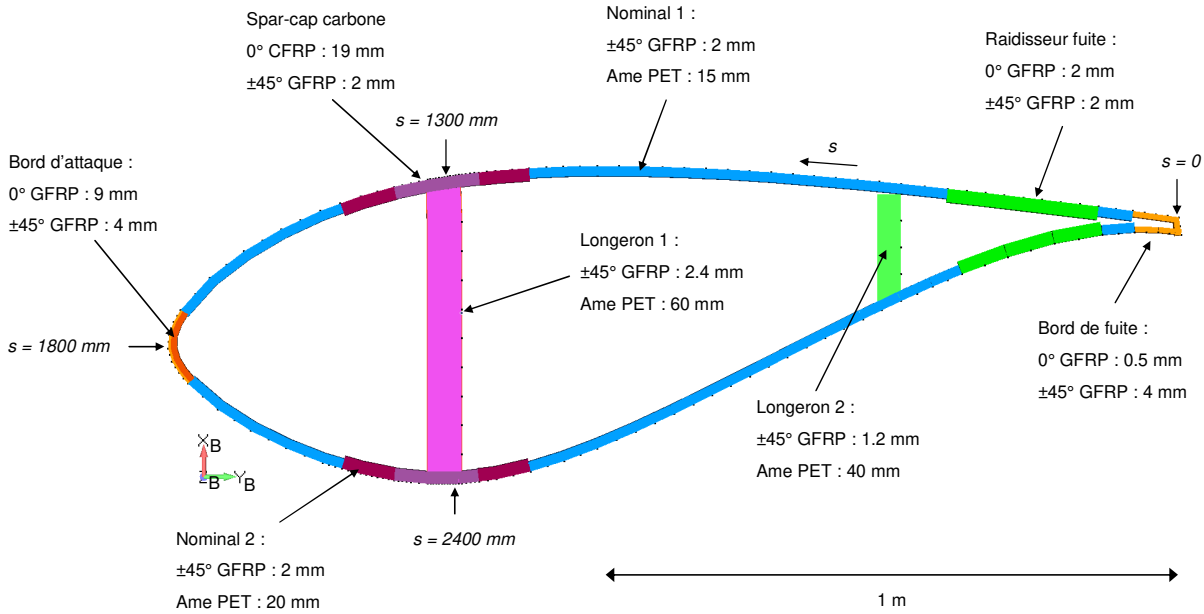


Figure IV.4 : Section de la pale G1 à 8.8 m d'envergure

Le premier instant du cycle analysé à la Section I.2.5 est considéré. A cet instant, le torseur des efforts internes de la section dans le repère de la pale est donné dans le Tableau IV.1. Rappelons que ces efforts ont été obtenus à l'aide un calcul dynamique multicorps de l'ensemble de la turbine modélisée par des éléments de poutres aéro-élastiques.

Efforts internes	
F_{xB}	25,7 kN
F_{yB}	-2,0 kN
F_{zB}	42,7 kN
M_{xB}	21,5 kN.m
M_{yB}	189,9 kN.m
M_{zB}	-1,5 kN.m

Tableau IV.1 : Torseur des efforts internes au premier instant du cycle décrit au Chapitre I.2.5, à 8,8 m d'envergure

Bien que la pale soit à la verticale, dirigée vers le haut, l'effort longitudinal (F_{zB}) est positif à cause de la force centrifuge. Le moment de flexion M_{yB} est grand devant M_{xB}, ce qui laisse envisager que le gradient de déformation longitudinal dans le plan de la section sera principalement dirigé selon x_B. Notons aussi que le moment de torsion (M_{zB}) semble faible devant les moments de flexion. Compte tenu de la géométrie de la section droite, il est

fortement probable que les effets de M_{zB} sur les contraintes seront faibles devant les effets des moments de flexion et de la force F_{zB}.
Nous voyons sur la Figure IV.4 des variations brusques d'épaisseur liées à la discrétisation numérique de changements d'épaisseurs plus progressifs dans la structure. Notons que ces changements brusques d'épaisseur dans le modèle coque induisent des concentrations de contraintes qui ne sont pas modélisées dans le calcul de section droite de poutre. Toutefois nous verrons que ces concentrations de contraintes dans le modèle coque sont faibles (et négligeables) et sont principalement liées à une discrétisation numérique « grossière ».

c. Résultats

La comparaison des déformations et des contraintes moyennes à l'échelle du stratifié, obtenues à l'aide des deux modélisations (éléments finis coques et section de poutre), en fonction de l'abscisse curviligne, dont l'origine et quelques valeurs particulières sont définies sur la Figure IV.4, sont données de la Figure IV.5 à la Figure IV.8. La déformation longitudinale est parfaitement retranscrite par le calcul de section poutre, ce qui valide l'hypothèse de section plane normale à la ligne moyenne (Figure IV.5). Le flux d'effort longitudinal est principalement repris par le spar-cap. L'utilisation du carbone dans ce dernier, de module d'élasticité plus élevé que le verre fait qu'il supporte des contraintes bien plus élevées (Figure IV.6.a). En s'intéressant uniquement aux stratifiés avec des fibres de verre, nous voyons en Figure IV.6.b que la contrainte longitudinale est correctement restituée, avec des sauts lorsqu'on passe d'un stratifié contenant des fibres à 0° à un stratifié qui n'en contient pas.

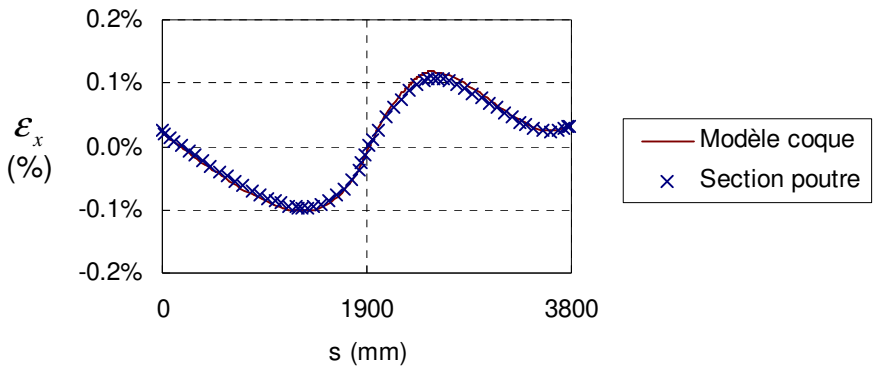


Figure IV.5 : Comparaison de la déformation longitudinale des peaux composites obtenue avec le modèle coque et par calcul de section droite de poutre en fonction de l'abscisse curviligne sur la section

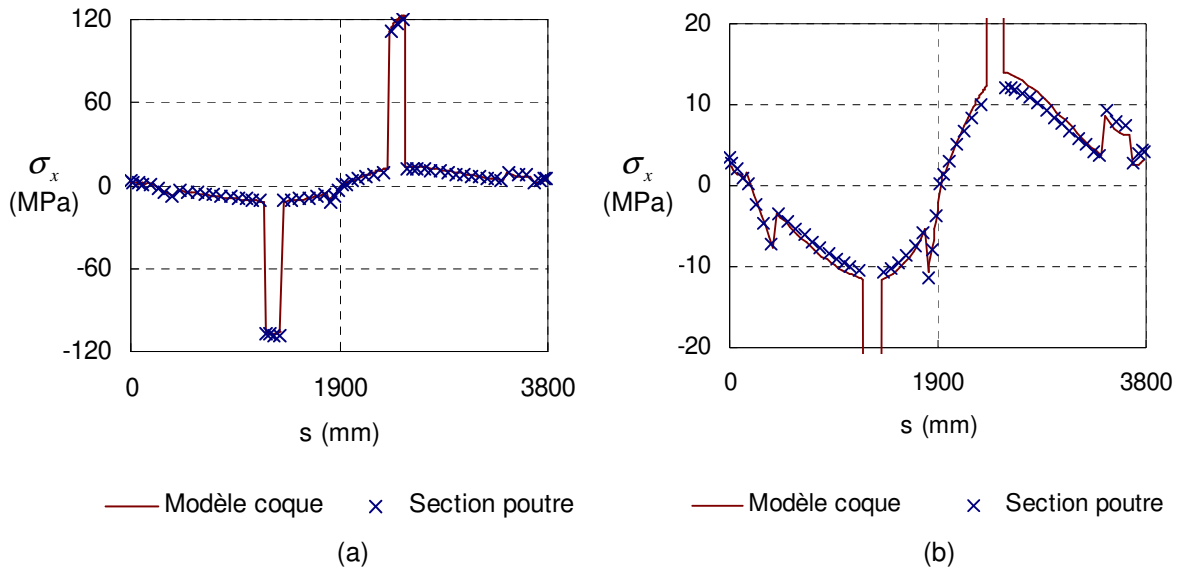


Figure IV.6 : Comparaison de la contrainte longitudinale moyenne à l'échelle des stratifiés des peaux composites obtenue avec le modèle coque et par calcul de section droite de poutre en fonction de l'abscisse curviligne sur la section (a) Pleine échelle, (b) Zoom entre -20 MPa et 20 MPa

La comparaison du calcul du cisaillement montre lui quelques différences (Figure IV.7). Ces différences proviennent de la non prise en compte, dans le calcul de section droite de poutre, des effets des efforts tranchants et des variations de géométrie et de composition des sections selon l'envergure.

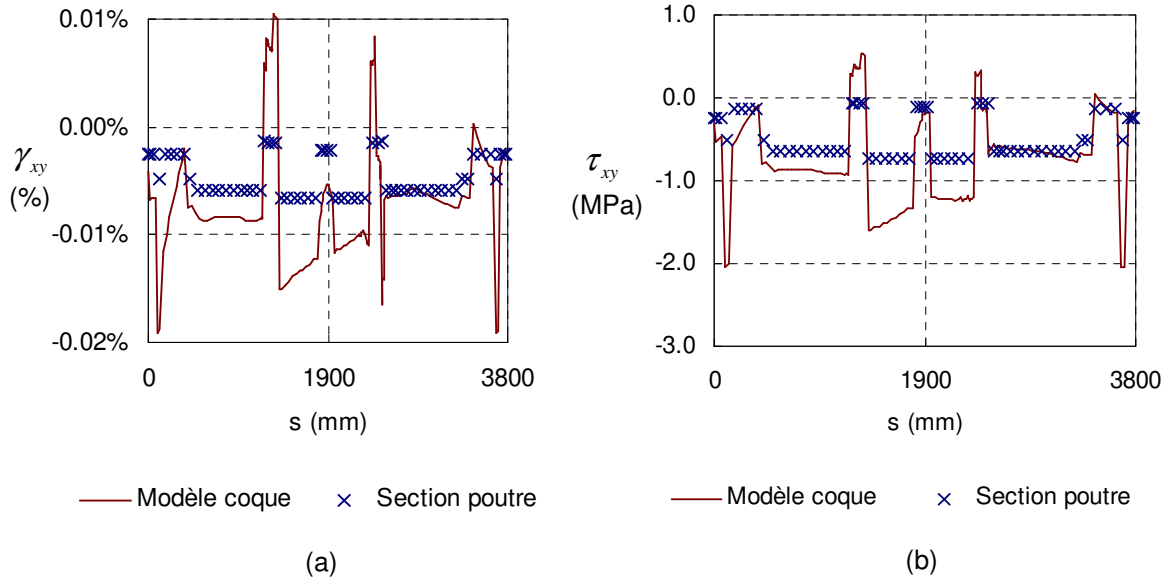


Figure IV.7 : Comparaison (a) de la déformation de cisaillement et (b) de la contrainte de cisaillement moyenne des peaux composites obtenues avec le modèle coque et par calcul de section droite de poutre en fonction de l'abscisse curviligne sur la section

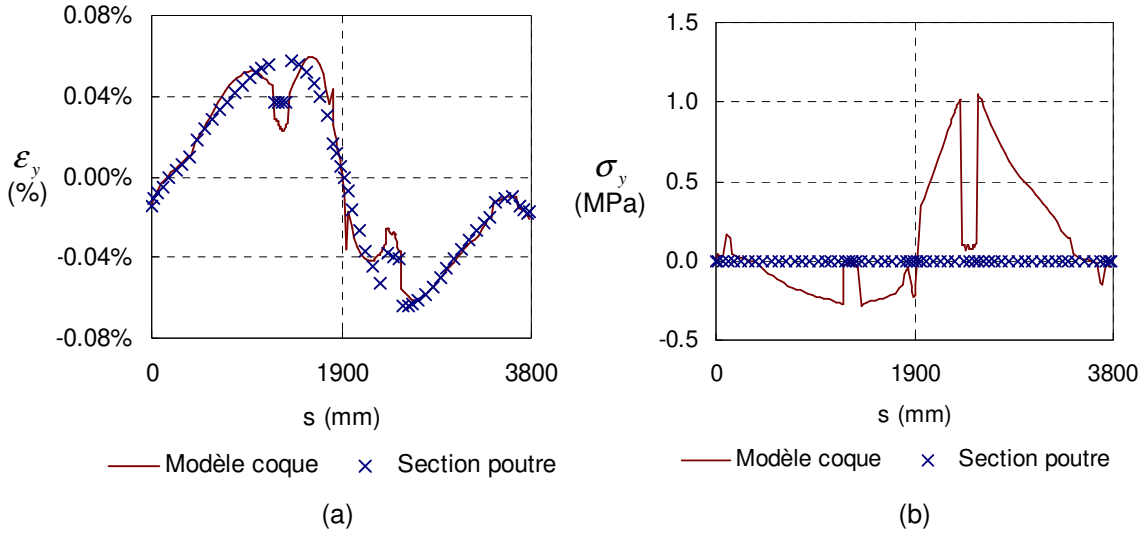


Figure IV.8 : Comparaison (a) de la déformation et (b) de la contrainte transverse homogénéisée des peaux composites obtenues avec le modèle coque et par calcul de section droite de poutre en fonction de l'abscisse curviligne sur la section

Enfin, notons que la déformation transverse est correctement restituée sauf à proximité du spar-cap (Figure IV.8.a). Etant donné que la contrainte transverse est nulle dans le calcul de section droite de poutre (hypoyhèse, cf Figure IV.8.b), la déformation transverse obtenue avec cette méthode est pilotée par les effets Poisson du stratifié. L'influence de la contrainte transverse sur la déformation transverse apparait négligeable en dehors du spar-cap. Notons que ce dernier se caractérise par une forte proportion de plis à 0° par rapport aux plis à ±45°. Son coefficient de Poisson est donc faible. Pour la plupart des éléments de stratifiés de la pale, l'hypothèse de négliger cette première semble tout de même valide.

d. Conclusion

D'après la comparaison effectuée, la validité des hypothèses faites pour le calcul de section droite de poutre dans le cas d'un comportement élastique linéaire semble confirmée.
Un léger écart sur le calcul du cisaillement et de la déformation transverse au niveau du spar-cap a été observé mais nous ferons le choix de ne pas chercher à le réduire dans le cadre de cette étude. En effet la considération des efforts tranchants et des contraintes transverses non nulles dans le calcul entrainerait une complexification du calcul que nous n'avons pas souhaité traiter.
Rappelons que les hypothèses de contraintes planes n'ont pas pu être évaluées avec la démarche proposée et qu'un calcul par éléments finis volumiques serait nécessaire à la place du calcul par éléments finis coques. Cependant, une telle modélisation n'a pas été réalisée dans le cadre de ce travail par manque de temps.

IV.1.4. Comportement élastoplastique endommageable

Le modèle d'endommagement que nous considérons apporte deux problématiques à ce qui a été exposé précédemment. Premièrement, une déformation résiduelle est introduite à l'échelle des plis. Deuxièmement, le comportement des plis en traction transverse est différent de celui en compression transverse. Ceci a pour conséquence d'introduire un couplage entre le comportement longitudinal et le cisaillement dans les stratifiés même si ils sont équilibrés.

Une méthode de résolution implicite à gradient étant employée pour la résolution du modèle d'endommagement en quasi-statique, considérons la matrice tangente de l'élément de stratifié d'indice *e* de la section :

$$\begin{Bmatrix} d\varepsilon_{x,e} \\ d\varepsilon_{y,e} \\ d\gamma_{xy,e} \end{Bmatrix} = \left[Tgte_{strat,e}\right]^{-1} \begin{Bmatrix} d\sigma_{x,e} \\ d\sigma_{y,e} \\ d\tau_{xy,e} \end{Bmatrix} \tag{IV.26}$$

Cette matrice tangente permet de modéliser le comportement élastoplastique endommageable, à l'échelle du stratifié. Elle est obtenue à l'aide du comportement élastoplastique endommageable de chacun des plis du stratifié selon la méthode décrite en Annexe F.

En faisant les mêmes hypothèses que précédemment, et en suivant la même démarche nous obtenons la matrice tangente de la section (à la place de la matrice sécante) telle que :

$$\begin{Bmatrix} dF_{zB} \\ dM_{yB} \\ dM_{xB} \\ dM_{zB} \end{Bmatrix} = \left[Tgte_{section}\right] \begin{Bmatrix} da \\ db \\ dc \\ d\psi \end{Bmatrix} \tag{IV.27}$$

La matrice $\left[Tgte_{section}\right]$ est une matrice 4x4 dans laquelle les termes de couplage sont non nuls sauf à l'état initial si l'ensemble des stratifiés de la section sont équilibrés.

IV.2. Méthodologie de calcul de l'endommagement à l'échelle de la structure

Nous venons de voir que le calcul du comportement de la structure peut se réduire au calcul du comportement de chaque section de la pale. Intéressons-nous maintenant à la méthode de calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique et de fatigue.

IV.2.1. Calcul de charges

Sous chargement quasi-statique comme de fatigue, l'endommagement que nous cherchons à calculer dépend du chargement appliqué. Comme nous l'avons vu au Chapitre I, les normes [IEC05] et les organismes certificateurs [Germanischer Lloyd10] proposent des combinaisons de conditions extérieures et de cas de fonctionnement de la turbine. Ces cas de charges sont simulés à l'aide d'un modèle éléments finis de type poutre aéro-élastique de l'ensemble de la turbine. Le calcul est de type dynamique multi-corps.

Le comportement du matériau pour le calcul de charges est supposé élastique linéaire. Dans le cadre de ce travail, le calcul de charge est réalisé avec l'outil FAST développé par le NREL [Jonkman05].

Les charges calculées permettent ensuite de nourrir le calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique ou le calcul de l'endommagement sous chargement de fatigue. Notons que les charges qui s'appliquent sur la structure dépendent de sa rigidité et en toute rigueur le calcul de charges devrait être ré-exécuté suite au calcul de l'endommagement en quasi-statique ou en fatigue. Cette itération ne sera pas réalisée pour deux raisons. Tout d'abord, dans le cas d'un calcul quasi-statique, nous verrons que la perte de raideur dans la direction des fibres, qui pilote l'essentiel de la raideur de la structure est brutale, et que la variation de raideur de la structure est faible même lorsqu'on s'approche de la ruine de la structure. Ensuite, pour la fatigue, nous verrons que la raideur de la structure évolue fortement au cours du chargement. Néanmoins, en raison des coefficients de sécurité employés, ces états ne sont pas atteints sur la durée de vie cible de la structure. D'autre part, rappelons que notre modèle surestime la perte de raideur dans la direction des fibres en fatigue. Or c'est cette raideur qui apporte l'essentiel de la rigidité de la section. Nous avons donc choisi de ne pas reporter ce biais sur le calcul de charge dans ce travail.

Le calcul de charge est donc réalisé au préalable et de manière indépendante du calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique ou de fatigue.

IV.2.2. Endommagement sous chargement quasi-statique

L'algorithme de calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique à l'échelle de la section a pour objectif de calculer l'endommagement statique sous un torseur d'effort interne et de détecter si la rupture intervient.

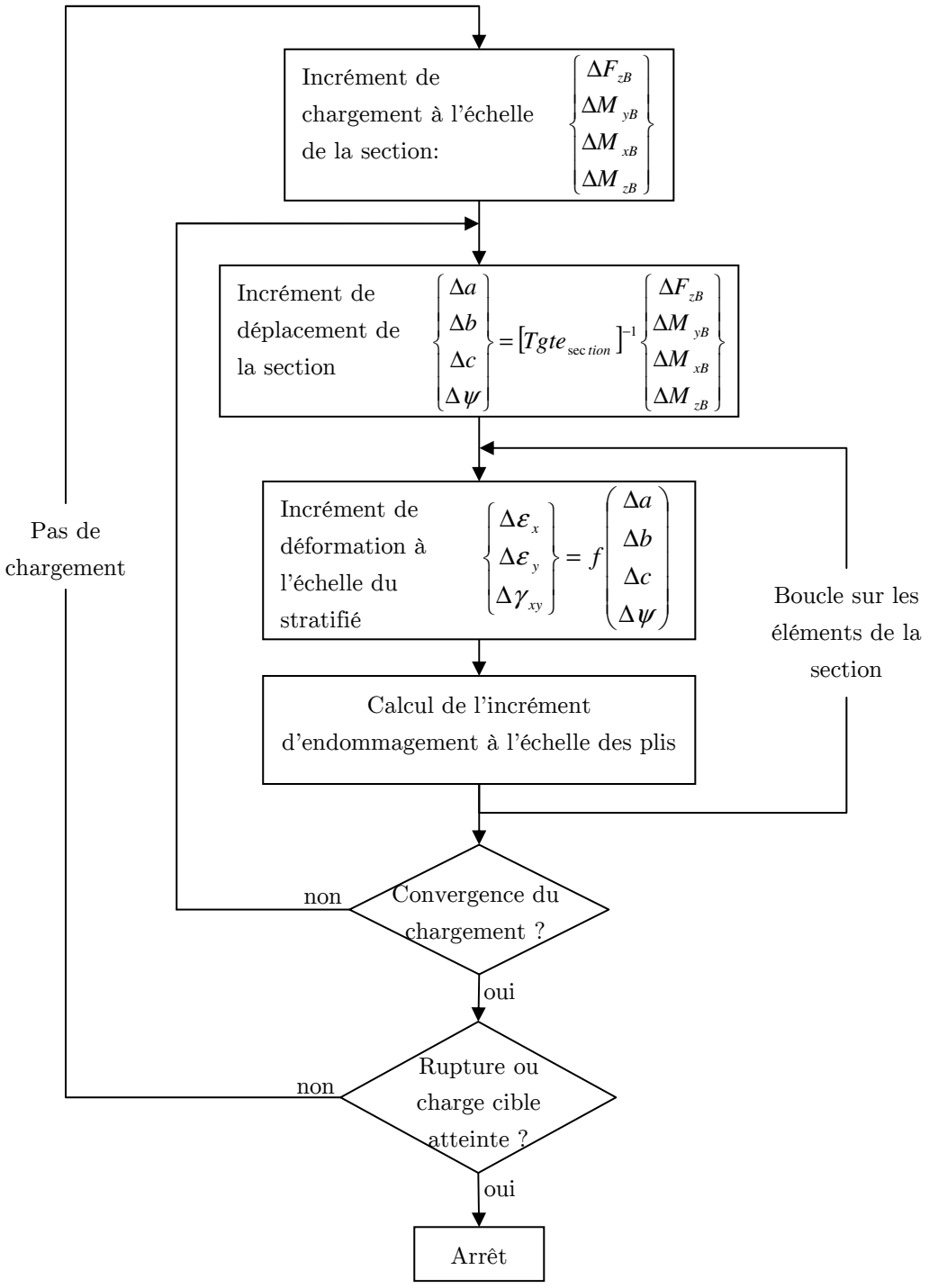


Figure IV.9 : Algorithme de calcul de l'endommagement en statique à l'échelle de la section

Tout come l'algorithme statique à l'échelle du stratifié la méthode numérique employée est de type implicite à gradient. Le torseur d'efforts internes à appliquer à la section est divisé en

incréments de chargement. A chaque incrément de chargement, l'incrément de déplacement de la section est calculé à l'aide de la matrice tangente de la section calculée avec l'état d'endommagement précédent des stratifiés de la section. Une fois le déplacement de la section connu, la déformation à l'échelle des stratifiés à chaque position sur la section l'est également, et le calcul de l'endommagement à l'échelle des plis peut être réalisé avec la même méthode que celle décrite au Chapitre III. Lorsque l'endommagement dans chaque pli de chaque élément de stratifié a convergé, la matrice tangente de la section est mise à jour, l'incrément de déplacement de la section aussi et ainsi de suite jusqu'à convergence de l'endommagement sur l'ensemble des plis de la section. Après convergence de l'endommagement sur la section, si une rupture est détectée ou si la charge cible est atteinte, alors l'algorithme s'arrête. Dans le cas contraire on passe à l'incrément de charge suivant (Figure IV.9).

IV.2.3. Endommagement sous chargement de fatigue

a. Démarche générale

Le calcul de l'endommagement sous chargement de fatigue à l'échelle de la structure repose sur le principe du saut de cycles tout comme celui à l'échelle du stratifié. Comme nous nous intéressons à des sollicitations d'amplitudes variables définies par des séquences de chargement elles mêmes constituées de cycles, nous parlerons de saut de séquences (Figure IV.10). L'hypothèse est faite que la sollicitation se manifeste par la répétition d'une séquence identique sur l'ensemble de la durée de vie de la structure. Le taux de croissance de l'endommagement par séquence $(\partial d/\partial n)^{seq}$ est calculé sur la séquence d'indice *seq*. On choisit ensuite la prochaine séquence où $\partial d/\partial n$ sera mis à jour en fixant l'incrément d'endommagement Δd souhaité et ainsi de suite jusqu'à ce que la rupture soit détectée.

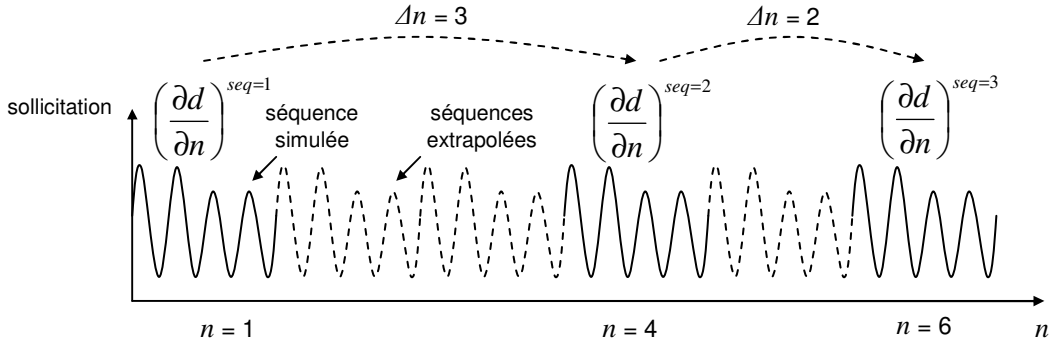


Figure IV.10 : Illustration du principe du saut de séquences inspirée du saut de cycles [Van Paepegem01b]

L'algorithme utilisé pour le calcul en fatigue d'une pale d'éolienne sous une séquence de chargement d'amplitude variable préalablement définie à l'aide du calcul de charges est représenté en Figure IV.11. Les différentes étapes du calcul sont détaillées dans les paragraphes suivant.

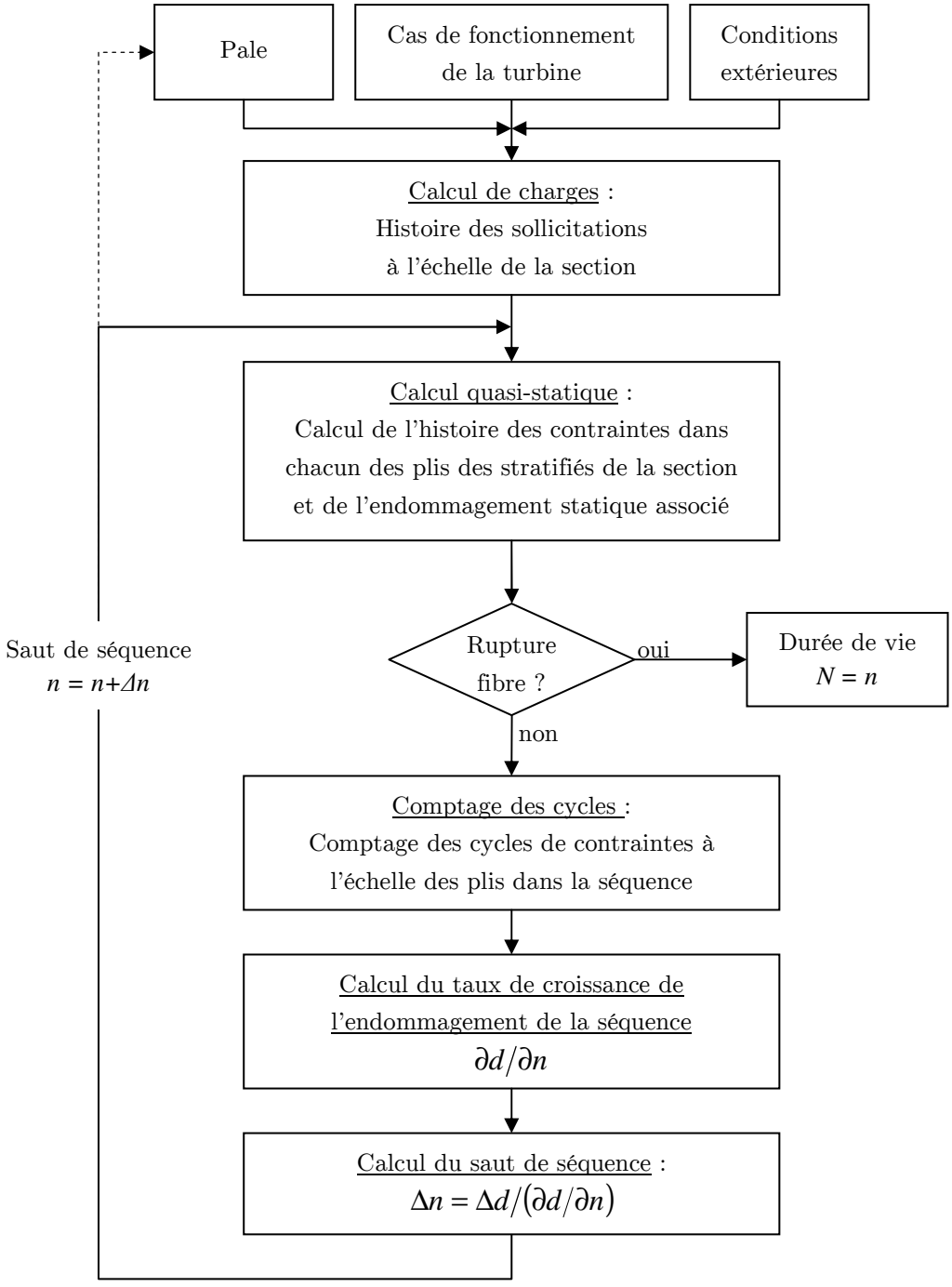


Figure IV.11 : Algorithme de calcul de la durée de vie d'une section de pale d'éolienne sous séquence de chargement d'amplitude variable

b. Calcul quasi-statique

A l'issue du calcul de charges, l'histoire du torseur des efforts internes est disponible sur chacune des sections droites considérées pour le calcul. Comme nous l'avons observé au Chapitre I, le chargement est multiaxial et non proportionnel. Le calcul quasi-statique consiste donc à parcourir la séquence de chargement et à définir à chaque instant l'état de contraintes dans les plis de chaque stratifié de la section ainsi que l'endommagement associé. Le calcul implicite avec une méthode de type gradient exposé à la Section IV.2.2 est réalisé à l'échelle de la section pour obtenir ces données dans chacun des plis.

c. Comptage de cycles

A l'issue du calcul quasi-statique, l'histoire des contraintes est disponible pour chacun des plis. Si la rupture n'est pas détectée le comptage de cycles est exécuté.
La première fonction du comptage de cycles est d'identifier les cycles unitaires (d'amplitude et de contrainte moyenne constante) qui composent l'histoire des contraintes dans les plis.
Lorsque la séquence se répète suffisamment dans la vie de la structure, nous ferons l'hypothèse que l'ordre des cycles dans cette séquence a une influence négligeable sur l'évolution de l'endommagement global. Par exemple, la Figure IV.12 représente de manière schématique l'évolution de l'endommagement lié à deux séquences de chargement composées par les mêmes cycles mais dont l'ordre est différent. L'endommagement final lié à la séquence est le même. Ceci semble réaliste si la durée de vie est grande devant la durée de la séquence. C'est-à-dire que le nombre de répétition de la séquence est grand.

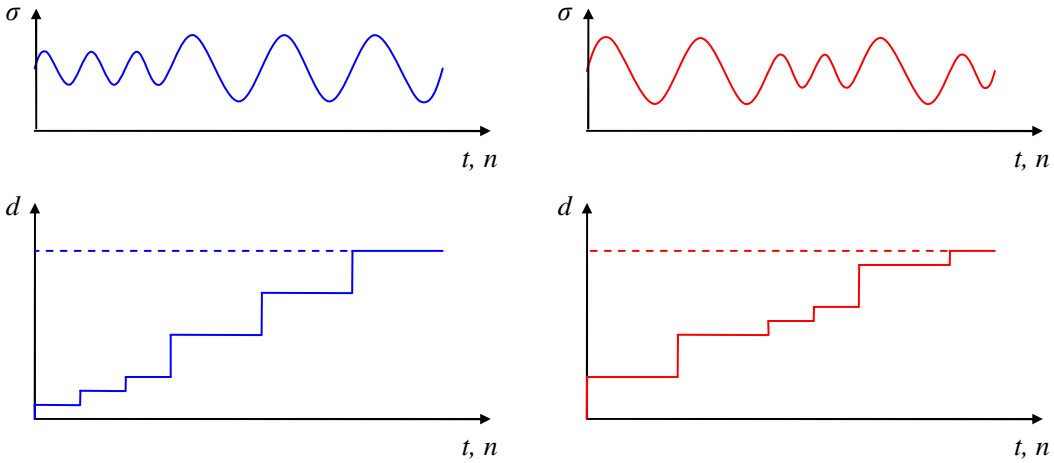


Figure IV.12 : Représentation schématique de l'évolution de l'endommagement sous deux séquences de chargement différentes mais composées des mêmes cycles

Ceci nous amène à la seconde fonction du comptage de cycles qui est de regrouper les cycles de même amplitude et contrainte moyenne. Leurs occurrences n^i sont stockées dans des matrices de taille arbitraire 20 x 20 (Figure IV.13). Ces deux fonctions sont réalisées par le même algorithme basé sur la méthode Rainflow [Matsuishi68; McInnes08].

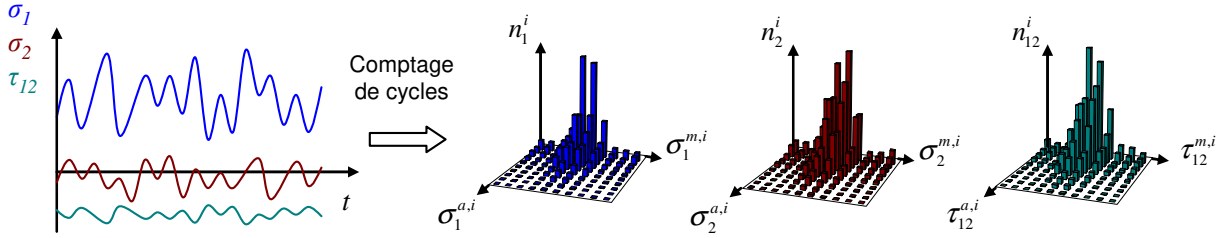


Figure IV.13 : Comptage des cycles de contraintes à l'échelle des plis

Le comptage de cycles est réalisé composante par composante car le modèle que nous utilisons en fatigue modélise le taux de croissance de l'endommagement dans la direction des fibres comme une fonction uniquement de la sollicitation sens fibre, et le taux de croissance

de l'endommagement matriciel comme une somme des effets de la sollicitation transverse et de cisaillement. Notons que d'autres méthodes de comptages de cycles multiaxiales existent et auraient pu être employées si le modèle ne permettait pas le découplage des modes de sollicitation.

d. Calcul du taux de croissance de l'endommagement par pli

Pour chaque pli de chaque stratifié de la section droite de poutre, l'algorithme de comptage de cycles dans la séquence nous donne un ensemble de cycles $\left(\sigma_1^{a,i},\sigma_1^{m,i}\right),\left(\sigma_2^{a,i},\sigma_2^{m,i}\right)$ et $\left(\tau_{12}^{a,i},\tau_{12}^{m,i}\right)$ auxquels sont respectivement associées les occurrences n_1^i, n_2^i et n_{12}^i (Figure IV.13).

En ce qui concerne les cycles de contraintes dans la direction des fibres, chaque cycle peut être exprimé sous la forme $\left(Y_{d_1^f}{}^i,\Delta Y_{d_1^f}{}^i\right)$. Le taux de croissance de l'endommagement associé à chacun de ces cycles s'obtient donc à l'aide de la relation :

$$\left(\frac{\partial d_1^f}{\partial n}\right)^i = a_1\left(1-d_1\right)^{\gamma_1}\left(Y_{d_1^f}{}^i\right)^{\eta_1}\left(\Delta Y_{d_1^f}{}^i\right)^{\eta_2} \tag{IV.28}$$

Le taux de croissance de l'endommagement sur la séquence est obtenu en sommant de façon linéaire le produit du taux de croissance de l'endommagement de chaque cycle par l'occurrence du cycle, indépendamment de l'ordre d'apparition des cycles et des autres composantes de l'état de contraintes :

$$\left(\frac{\partial d_1^f}{\partial n}\right)^{seq} = \sum_i n_1^i\left(\frac{\partial d_1^f}{\partial n}\right)^i \tag{IV.29}$$

De la même manière pour l'endommagement matriciel, le taux de croissance de l'endommagement généré par un cycle de contrainte transverse est obtenu par la relation :

$$\left(\frac{\partial d_2^f}{\partial n}\right)^i = a_2\left(1-d_2\right)^{\gamma_2}\left(Y_{d_2^f}{}^i\right)^{m_1}\left(\Delta Y_{d_2^f}{}^i\right)^{m_2} \tag{IV.30}$$

et le taux de croissance de l'endommagement lié à un cycle de contrainte de cisaillement s'écrit :

$$\left(\frac{\partial d_{12}^f}{\partial n}\right)^i = b_2\left(1-d_2\right)^{\gamma_2}\left(Y_{d_{12}^f}{}^i\right)^{n_1}\left(\Delta Y_{d_{12}^f}{}^i\right)^{n_2} \tag{IV.31}$$

En effet, l'absence de seuil d'initiation de l'endommagement en fatigue nous permet (numériquement) de découpler l'influence de la sollicitation transverse de celle de cisaillement. Elles sont donc traitées séparément puis regroupées pour obtenir le taux de croissance de l'endommagement matriciel sur la séquence en fonction des occurrences des cycles de contraintes transverses et de cisaillement :

$$\left(\frac{\partial d_2^f}{\partial n}\right)^{seq} = \sum_i n_2^i\left(\frac{\partial d_2^f}{\partial n}\right)^i + \sum_i n_{12}^i\left(\frac{\partial d_{12}^f}{\partial n}\right)^i \tag{IV.32}$$

e. Saut de séquences

La méthode de saut de séquences est adaptative dans la mesure où le saut de séquences Δn s'adapte à l'évolution de l'endommagement de la section. L'objectif est de réaliser des grands sauts de séquences en début de chargement lorsque l'évolution de l'endommagement est faible et de réduire l'étendue des sauts lorsque le taux de croissance de l'endommagement augmente. A l'échelle du stratifié cette méthode consiste à fixer la variation d'endommagement maximale souhaitée par saut de cycles Δd et à diviser cette valeur par la valeur maximale de taux de croissance de l'endommagement $\partial d/\partial n$ calculée parmi les plis sur le cycle. A l'échelle d'une structure, le problème d'une telle méthode est que les plis dans lesquels le taux de croissance de l'endommagement est le plus important ne sont pas nécessairement ceux qui pilotent le comportement mécanique global de la section. La résolution du modèle avec cette méthode peut donc s'avérer très coûteuse en temps de calcul. Dès lors, la méthode proposée par [Van Paepegem01b] a été retenue pour le calcul à l'échelle de la section. Cette méthode consiste à calculer, pour chaque pli, le saut de séquences lié à un incrément d'endommagement cible Δd fixé comme nous le faisions à l'échelle des stratifiés. Mais au lieu de considérer le saut de séquences minimum, la distribution cumulée des sauts de séquences sur l'ensemble des plis est calculée et la valeur du saut de séquences qui correspond à une probabilité cumulée de 0,1 est choisie (Figure IV.14). Ainsi, 10% des plis verront leur endommagement augmenter d'une valeur supérieure à Δd. Les 90% des plis restants verront leur endommagement augmenter d'une valeur inférieure ou égale à Δd.

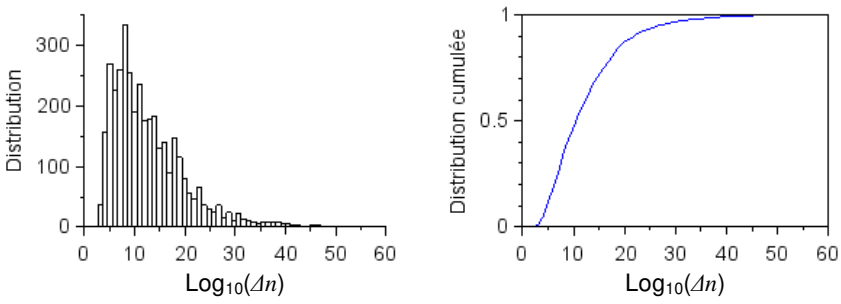


Figure IV.14 : (a) Distribution et (b) distribution cumulée des sauts de séquences dans chaque pli pour un incrément d'endommagement Δd fixé

Le saut de séquences Δn induit l'augmentation de l'endommagement de fatigue $(\partial d/\partial n)\Delta n$ dans chaque pli. Le calcul quasi-statique est ensuite ré-exécuté sur la séquence de chargement de manière à mettre à jour l'histoire des contraintes dans les plis en tenant compte de l'augmentation de l'endommagement lié au saut de séquences et éventuellement de détecter une rupture des fibre. La méthode de calcul de l'endommagement en fatigue détaillée ci-dessus est donc de type explicite. En effet, lors du calcul du taux de croissance de l'endommagement de fatigue sur une séquence, les endommagements totaux d_1 et d_2 dans chaque pli sont fixés (Equations (IV.28), (IV.30) et (IV.31)) et ne sont pas mis à jour avant de calculer l'endommagement sur la séquence suivante. Comme évoqué à la Section IV.2.1, la mise à jour de la séquence de chargement serait possible en réalisant un nouveau calcul de

charges en tenant compte de l'endommagement de la section mais ceci n'a pas été réalisé dans le cadre de ce travail pour les raisons déjà mises en avant.

IV.3. Application à une pale d'éolienne

La méthodologie exposée précédemment est appliquée au calcul d'une section droite de pale d'éolienne sous chargement quasi-statique et de fatigue. Une comparaison avec l'approche normative est ensuite proposée.

IV.3.1. Hypothèses

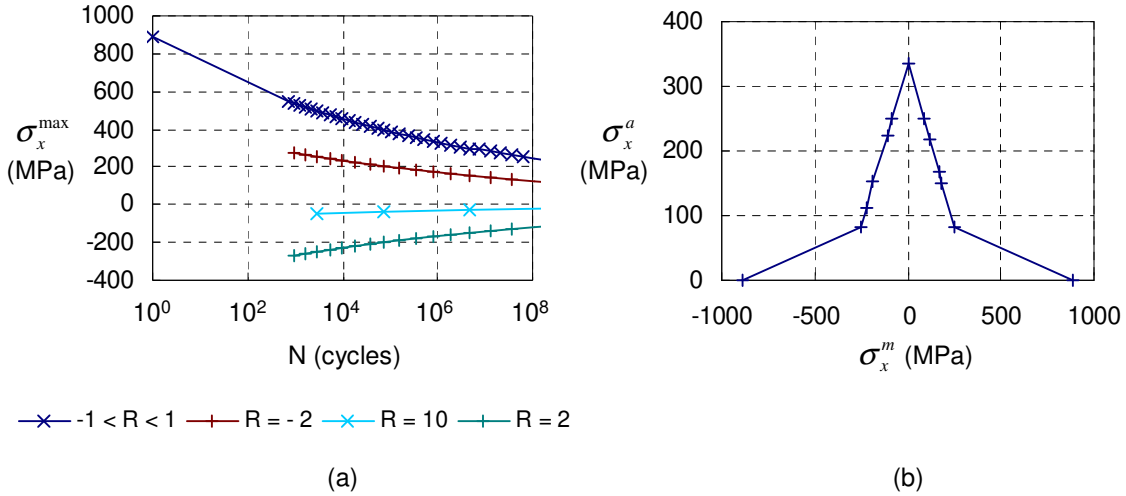
a. Section considérée

Seule la section droite de la pale G1 à 8,8 m d'envergure (cf section I.2.5.a) sera présentée ci-après. La tenue sous chargement quasi-statique ou de fatigue de l'ensemble de la pale s'obtient en répétant la démarche pour plusieurs sections. Cette section est présentée au Paragraphe IV.1.3.b. Dans ce qui suit, les données identifiées au Chapitre III sont utilisées pour modéliser l'endommagement à la place des données considérées pour la certification de la pale G1, utilisées jusqu'ici. Pour la rupture dans la direction des fibres, les données de résistance résiduelle du renfort UD1135 sont utilisées. Ce renfort est en effet le plus proche, en matière de grammage, de ceux utilisés pour la pale considérée. Le taux volumique de fibres considéré dans la pale est de 50%. Notre modèle n'ayant pas été identifié pour le matériau composite en fibres de carbone utilisé dans le spar cap, ce matériau est remplacé par des UD à fibres de verre dont l'épaisseur est calculée de manière à apporter la même rigidité à la section.

b. Extrapolation du modèle présenté à la compression

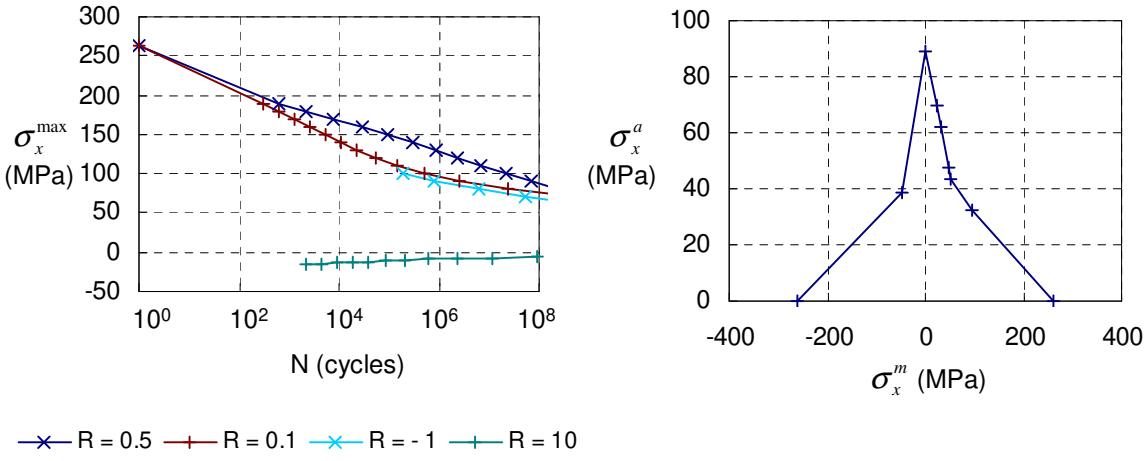
Nous avons identifié le modèle proposé uniquement en traction. Nous supposons pour les calculs qui suivent que le comportement est le même en compression qu'en traction, à l'exception de la direction transverse dans laquelle le pli retrouve sa rigidité initiale. Avec ces hypothèses, le comportement des stratifiés [0] et [±45/0/±45] étudiés au Chapitre précédent est donné en Figure IV.15 et Figure IV.16. Les diagrammes de Haigh sont tracés à 10^6 cycles. Comme l'endommagement sens fibre prévu par le modèle est indépendant de l'amplitude et ne dépend que de la valeur maximale de la force thermodynamique sens fibre, les courbes S-N du 0° en traction-traction et en traction-compression, à condition que la valeur absolue de la contrainte minimale soit inférieur à la contrainte maximale sont confondues ($-1 \leq R < 1$). Contrairement à l'endommagement sens fibre, l'endommagement matriciel prévu par le modèle dépend d'amplitude des forces thermodynamiques. Nous constatons que les pertes de raideurs engendrées par la fatigue des plis à ±45° a une influence sur l'endommagement du 0° dans le [±45/0/±45] et donc sur la durée de vie de ce stratifié. De plus, le comportement longitudinal différent du ±45° en traction et en compression (lié au comportement transverse

du pli d'UD) entraine une disymétrie du diagramme de Haigh (Figure IV.16.b). Le diagramme de Haigh du 0° est quant à lui symétrique (Figure IV.15.b).



(a) (b)

Figure IV.15 : (a) Courbes S-N et (b) diagramme de Haigh à 10^6 cycles donnés par le modèle d'endommagement pour un stratifié [0] avec le renfort UD1135 à V_f = 50%



(a) (b)

Figure IV.16 : (a) Courbes S-N et (b) diagramme de Haigh à 10^6 cycles donnés par le modèle d'endommagement pour un stratifié [±45/0/±45] avec le renfort UD600 à V_f = 40%

c. Identification des caractéristiques matériaux pour l'approche normative

Les résultats donnés par notre modèle d'endommagement progressif seront comparés, sous chargements quasi-statique et de fatigue aux résultats donnés par l'approche normative.

i. Rappel synthétique de l'approche normative

Sous chargement quasi-statique monotone, l'approche normative consiste à calculer le critère de rupture de Puck dans chaque pli de la section sous le torseur d'efforts internes souhaité. Ce critère est exposé à la Section I.2.4. Le calcul est linéaire. Le coefficient de sécurité minimum obtenu par rapport à la rupture selon le critère de Puck donne le coefficient de sécurité de la section par rapport à la rupture sous le torseur d'efforts considéré.
En fatigue, l'approche normative a été présentée au Chapitre I. Elle consiste à calculer l'histoire des contraintes longitudinales à l'échelle des stratifiés de la section. Un comptage de cycles de contrainte longitudinale est réalisé pour chaque élément d'indice *e* de la section à l'aide de la méthode Rainflow et la durée de vie associée à chaque cycle d'indice *i* est calculée à l'aide de la relation [Germanischer Lloyd10] :

$$N_e^i = \left[\frac{\sigma_e^{ult(+)} + \left|\sigma_e^{ult(-)}\right| - \left|2.\gamma_{Ma}.\sigma_e^{m,i} - \sigma_e^{ult(+)} + \left|\sigma_e^{ult(-)}\right|\right|}{2.\left(\gamma_{Mb}/C_{1b}\right).\sigma_e^{a,i}} \right]^m \tag{IV.33}$$

où $\sigma_e^{ult(+)}$, $\sigma_e^{ult(-)}$, $\sigma_e^{m,i}$, $\sigma_e^{a,i}$ et m sont respectivement les contraintes à rupture de l'élément de stratifié d'indice *e* en traction et en compression, la contrainte normale longitudinale moyenne et son amplitude pour l'élément de stratifié d'indice *e* et la pente de la courbe S-N. Les paramètres γ_{Ma} et $\left(\gamma_{Mb}/C_{1b}\right)$ sont des coefficients de sécurité matériaux qui ont pour objectif d'abattre les caractéristiques mécaniques de manière à tenir compte de façon empirique de l'influence du vieillissement, de la température, de la qualité de la mise en œuvre et de la précision de la modélisation. Pour le matériau considéré dans cette étude, les valeurs prises par ces coefficients de sécurité sont données dans le Tableau IV.2. Ces valeurs sont calculées selon les indications données par [Germanischer Lloyd10].

Coefficients de sécurité matériaux	
γ_{Ma}	2,4
$\left(\gamma_{Mb}/C_{1b}\right)$	2,0

Tableau IV.2 : Coefficients de sécurité matériaux pour le matériau composite verre-époxy réalisé par infusion dans le cas de notre étude

L'endommagement sous contrainte longitudinale de chaque stratifié sur la période simulée est obtenu, à l'échelle du stratifié, à l'aide de la loi de Miner [Miner45] :

$$D_e = \sum_i \frac{n_e^i}{N_e^i} \tag{IV.34}$$

L'élément de stratifié de la section qui a subit le plus grand endommagement D_e sur la séquence fixe la durée de vie N_e (nombre de répétitions de la séquence). Cette durée de vie est obtenue à l'aide de la relation :

$$N_e = \frac{1}{D_e} \tag{IV.35}$$

Le calcul en fatigue avec l'approche normative sera réalisé avec et sans les coefficients de sécurité matériaux de manière à apprécier leur influence.

ii. Identification des caractéristiques mécaniques linéaires à l'échelle du pli

Pour réaliser les calculs élastiques linéaires de l'approche normative les modules d'élasticité et les contraintes à rupture du pli sont nécessaires.

Les données sens fibres sont les mêmes que celles identifiées pour le modèle d'endommagement progressif. Le comportement dans la direction des fibres du renfort UD1135 est considéré. Par contre, l'identification du module de cisaillement et du module transverse diffère.

Le modèle d'endommagement statique à l'échelle du stratifié est appliqué pour un stratifié $[\pm 45]$ à $V_f = 50\%$ sollicité en traction longitudinale. Le module d'élasticité du pli d'UD est identifié comme préconisé par la norme ISO 14129 entre 0,1% et 0,5% de déformation de cisaillement. La différence entre le module initial identifié pour le modèle d'endommagement et le module d'élasticité pour le calcul linéaire est illustrée en Figure IV.17. Le modèle d'endommagement sous-estime la contrainte maximale que nous avons observée lors des essais. Lorsque la déformation maximale de cisaillement dépasse 5%, la norme ISO 14129 préconise de considérer la contrainte de cisaillement maximale comme la contrainte atteinte à 5% de déformation de cisaillement. Cette contrainte est de 45 MPa.

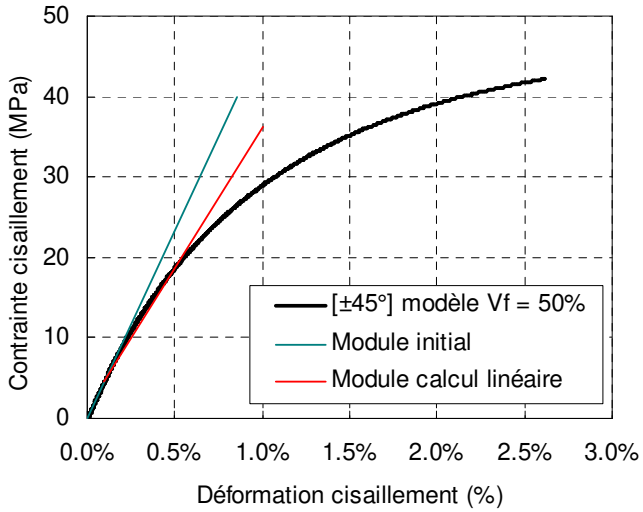


Figure IV.17 : Identification du module d'élasticité en cisaillement du pli d'UD pour le calcul élastique linéaire selon la norme ISO 14129

Les caractéristiques transverses sont mesurées à l'aide d'essais de traction monotone quasi-statiques sur des éprouvettes droites [90]. Le module d'élasticité est calculé entre 0,05% et

0,25% de déformation transverse, comme préconisé par la norme ISO 527-5 à l'aide d'un extensomètre de base 20 mm.
Finalement les caractéristiques mécaniques identifiées pour le pli d'UD du matériau de l'étude à $V_f = 50\%$ nécessaires au calcul élastique linéaire de l'approche normative sont regroupées dans le Tableau IV.3.

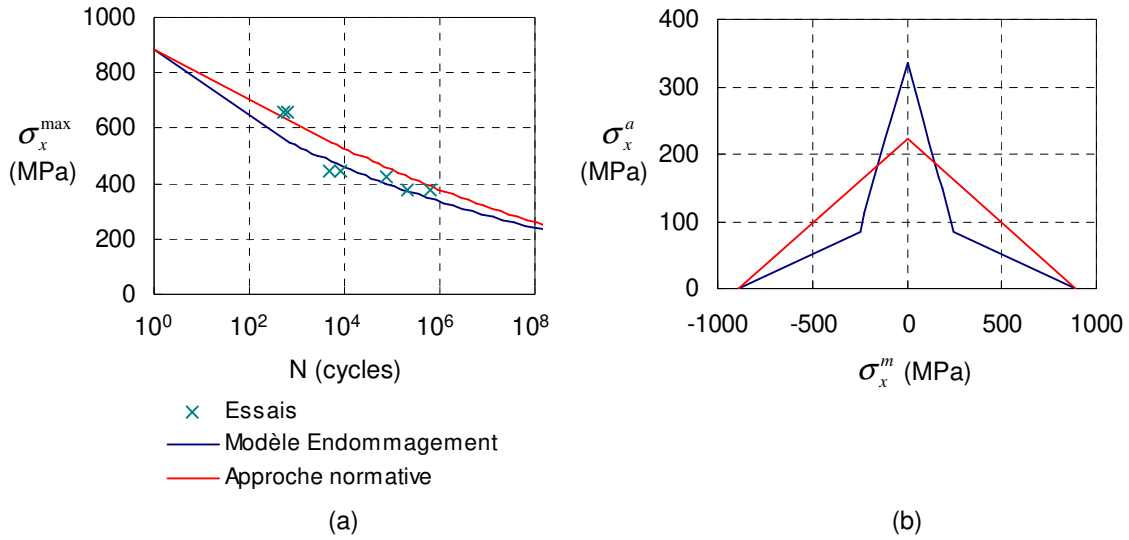
Paramètre	Valeur
E_1 (MPa)	45 433
E_2 (MPa)	12 380
G_{12} (MPa)	3 500
ν_{12} (-)	0,3
σ_1^{ult} (MPa)	887
σ_2^{ult} (MPa)	33
τ_{12}^{ult} (MPa)	45
$p_\perp^{(+)}$	0,30
$p_\perp^{(-)}$	0,25

Tableau IV.3 : Caractéristiques mécaniques du pli d'UD à V_f = 50% considérées pour les calculs élastiques linéaires utiles à l'approche normative

Les paramètres d'inclinaisons $p_\perp^{(+)}$ et $p_\perp^{(-)}$ du critère de Puck sont imposés par l'organisme de certification [Germanischer Lloyd10] et n'ont donc pas été identifiés dans le cadre de cette étude.

iii. Identification des courbes S-N à l'échelle des stratifiés

La courbe S-N de chaque stratifié est définie à l'aide des contraintes à rupture et de la pente m (Equation (IV.33)). Les contraintes à rupture sont déterminées pour chaque stratifié à l'aide de la théorie des stratifiés avec les hypothèses de comportement linéaire sur le critère de rupture en contrainte maximale du premier pli. Les caractéristiques mécaniques des plis d'UD utilisées sont définies dans le Tableau IV.3.
Le paramètre de pente m de la courbe S-N est quant à lui le même pour tous les stratifiés de la pale constitués des mêmes matériaux. Pour des matériaux composites verre-époxy, l'organisme de certification recommande de considérer une valeur du paramètre de pente $m = 10$ ou de l'identifier avec des essais sur des stratifiés [0] à $R = 0{,}1$ et $R = -1$. La courbe S-N des stratifiés [0] avec un paramètre $m = 10$ est tracée pour un taux volumique de fibres $V_f = 50\%$ en Figure IV.18. Ce paramètre donne une courbe S-N qui est proche des essais réalisés en dessous de 10^6 cycles d'une part et proche de l'extrapolation fournie par le modèle d'endommagement pour des durées de vies plus élevées d'autre part. Nous utiliserons donc la valeur $m = 10$ pour calculer la durée de vie de la section droite considérée avec l'approche normative.



(a) (b)

Figure IV.18 : Comparaison, pour le 0° à V_f = 50%, (a) des courbes S-N à R = 0,1 et (b) du diagramme de Haigh calculé à 10^6 cycles

d. Comparaison à l'échelle du matériau : Modèle endommagement – Approche normative – Essais

Avant de passer à l'échelle de la structure, intéressons nous à la différence de comportement entre l'approche normative et le modèle d'endommagement à l'échelle du matériau pour un stratifié [0] en UD1135 à $V_f = 50\%$ et un [±45/0/±45] en UD600 et BX45-1000 à $V_f = 40\%$. Ces matériaux sont choisis de manière à permettre une comparaison avec les essais réalisés et présentés au Chapitre III. L'épaisseur relative de plis à 0° dans le stratifié [±45/0/±45] est de 23%. Le critère de rupture retenu pour l'approche normative est le critère en contrainte maximale qui sert à définir les contraintes de rupture à l'échelle du stratifié à partir des données à l'échelle du pli. Ces contraintes de rupture à l'échelle du stratifié permettent ensuite de générer les courbes S-N des stratifiés.

En statique, pour le 0°, le comportement donné par l'approche normative et le modèle d'endommagement est le même. La contrainte de rupture premier pli correspond à la contrainte à rupture de l'éprouvette et le comportement linéaire du pli dans la direction des fibres confère aux deux approches la même prévision du comportement.

Pour le [±45/0/±45], en revanche, l'approche normative avec critère de rupture en contrainte maximale prévoie une rupture statique du premier pli (pli à 45°) très tôt dans le chargement par rapport au modèle d'endommagement qui tolère l'endommagement des plis à ±45° et qui prévoit la rupture lorsque le seuil de rupture sens fibre des plis à 0° est atteint (Figure IV.19). La raideur en début de charge donnée par les deux modèles est proche et la différence vient de la différence sur le module de cisaillement des plis hors axe présentée en Figure IV.17. Notons que la raideur donnée par le modèle d'endommagement progressif est légèrement plus faible que celle observée lors des essais mais ce point a déjà été soulevé lors de la comparaison modèle-essais au Chapitre III.

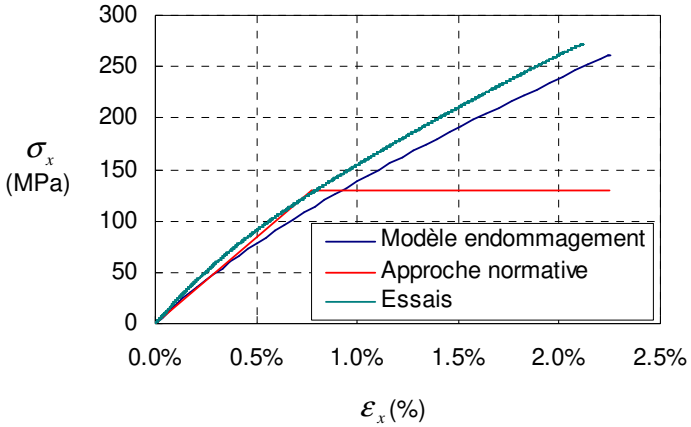


Figure IV.19 : Comparaison du comportement en traction quasi-statique d'un [±45/0/±45] en UD600 à V_f = 40%

L'estimation conservative de la contrainte de rupture statique du $[\pm 45/0/\pm 45]$ avec l'approche normative, entraine une estimation conservative de la durée de vie en fatigue (Figure IV.20).

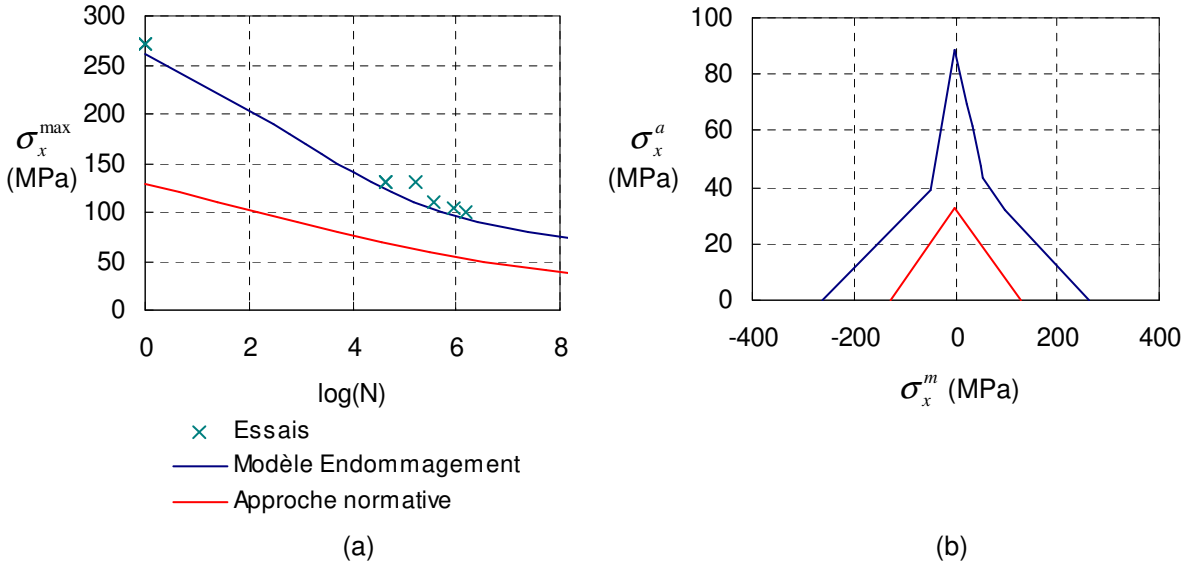


Figure IV.20 : Comparaison de la durée de vie en fatigue d'un [±45/0/±45] en UD600 à V_f = 40% (a) Courbe S-N à R = 0,1 (b) Diagramme de Haigh à 10^6 cycles.

IV.3.2. Application au dimensionnement sous charge extrême

a. Choix d'un torseur d'efforts internes extrême

Parmi les efforts extrêmes calculés lors de la certification de la pale G1 (cf section I.2.5.a), retenons le torseur d'efforts internes à 8,8 m d'envergure extrait sur le critère du moment de flexion M_{xB} maximum. Les composantes de ce torseur, sans le coefficient partiel de sécurité sur les efforts, sont données dans le Tableau IV.4.

Efforts internes	
F_{xB}	32 kN
F_{yB}	-24 kN
F_{zB}	44 kN
M_{xB}	163 kN.m
M_{yB}	224 kN.m
M_{zB}	-4 kN.m

Tableau IV.4 : Torseur des efforts internes extrême extrait sur le critère M_{xB} maximum, à 8,8 m d'envergure, utilisé pour la certification de la pale G1

b. Comparaison des résultats donnés par l'approche normative et le modèle d'endommagement

Le calcul élastique linéaire réalisé avec les hypothèses de l'approche normative donne un indice de rupture de Puck maximal de 0,21 sur la section pour le torseur d'efforts considéré. Il s'agit d'un mode de rupture matriciel localisé au niveau du bord de fuite (Figure IV.21). On en déduit que le coefficient de sécurité par rapport à la rupture sous ce torseur d'effort est de 4,8 (1/0,21).

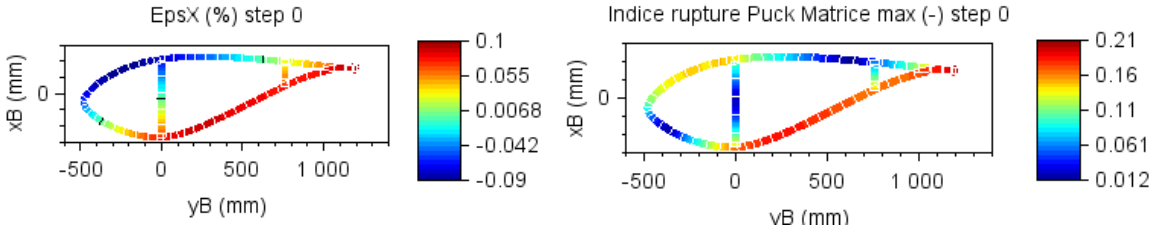


Figure IV.21 : Résultat du calcul élastique linéaire de la section de G1 à 8,8 m sous le torseur d'efforts internes extrême extrait sur le critère de M_{xB} maximum
(a) Déformation longitudinale en % (b) Indice de rupture matriciel du critère de Puck

Le modèle d'endommagement proposé donne un endommagement matriciel maximal $d_2 = 8{,}3.10^{-3}$ sous le torseur décrit par le Tableau IV.4. La Figure IV.23 donne le résultat du calcul pour (arbitairement) le double du torseur d'efforts internes simulé. L'endommagement matriciel maximal est alors $d_2 = 6{,}8.10^{-2}$ et se localise au bord de fuite. Notons que l'endommagement se développe aussi sur l'extrados et l'intrados dans les zones où la déformation longitudinale est maximale en traction et en compression, comme prévu par le critère de Puck issu du calcul linéaire. L'endommagement matriciel se développe ensuite au

fur et à mesure que le chargement est incrémenté jusqu'à atteindre son maximum $d_2 = 0{,}53$ à 16,5 fois le torseur initial (Figure IV.23). A cet instant du calcul, une rupture de fibre est détectée au niveau du bord de fuite qui entraine la ruine de la structure.

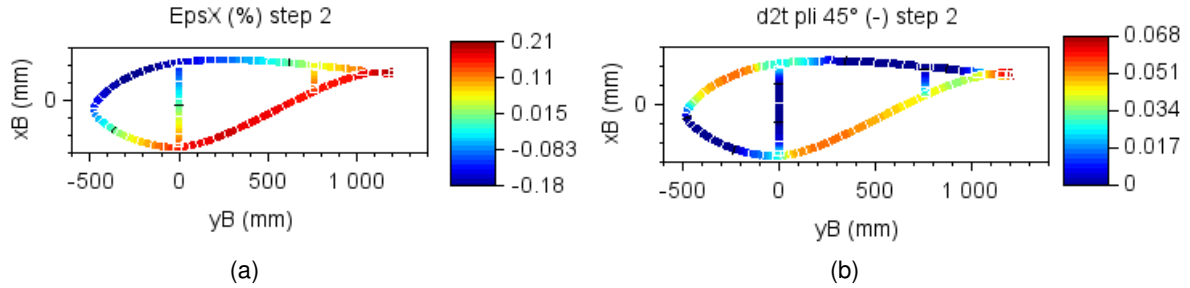


Figure IV.22 : Résultats du calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique de la section de G1 à 8,8 m sous 2 fois le torseur d'efforts internes extrême extrait sur le critère M_{xB} maximum (a) Déformation longitudinale en % (b) Endommagement matriciel d_2 dans le pli à 45°

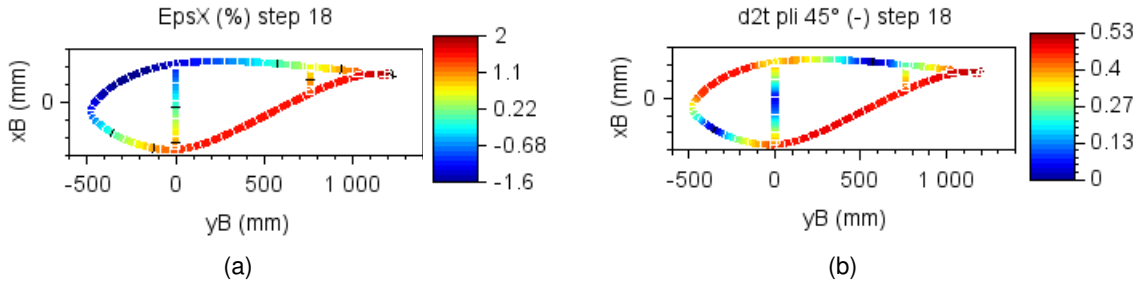


Figure IV.23 : Résultats du calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique de la section de G1 à 8,8 m sous 16,5 fois le torseur d'efforts internes extrême extrait sur le critère M_{xB} maximum (a) Déformation longitudinale en % (b) Endommagement matriciel d_2 dans le pli à 45°

Le comportement jusqu'à rupture de la section est représenté en Figure IV.24. Sur cette figure, le comportement élastique linéaire prévu par l'approche normative est prolongé au-delà de la rupture en pointillés pour faciliter la comparaison avec le calcul non linéaire. Si les conclusions sont les mêmes en matière de zones critiques et d'amorçage de l'endommagement, le critère de rupture du premier pli utilisé avec l'approche normative donne un résultat très conservatif. En effet, la rupture est prévue par l'approche normative pour une sollicitation plus de trois fois inférieure à celle qui entraine la rupture avec le modèle d'endommagement.

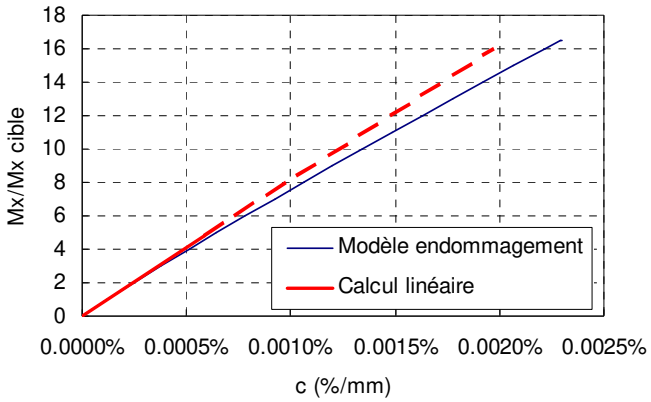


Figure IV.24 : Comparaison du comportement monotone quasi-statique jusqu'à rupture de la section de G1 à 8,8 m sous le torseur d'efforts internes extrême extrait sur le critère M_{xB} maximum : modèle d'endommagement et calcul linéaire selon l'approche normative

IV.3.3. Application au calcul en fatigue sous chargement d'amplitude constante : tour de turbine sous profil de vent normal

a. Définition du chargement

La sollicitation d'amplitude constante étudiée au Chapitre I.2.5 est utilisée ici pour illustrer l'application de l'algorithme proposé sur un chargement d'amplitude constante. Rappelons que le cycle est défini par un tour de turbine sous un profil de vent normal de vitesse à la hauteur du moyeu, z_{hub} = 46 m égale à la vitesse moyenne normative pour une turbine de classe I : V_{hub} = 10 m/s. Dans ces conditions la turbine tourne à 23 tr/min et l'évolution des composantes du torseur des efforts internes à 8,8 m d'envergure est donnée en Figure IV.25.

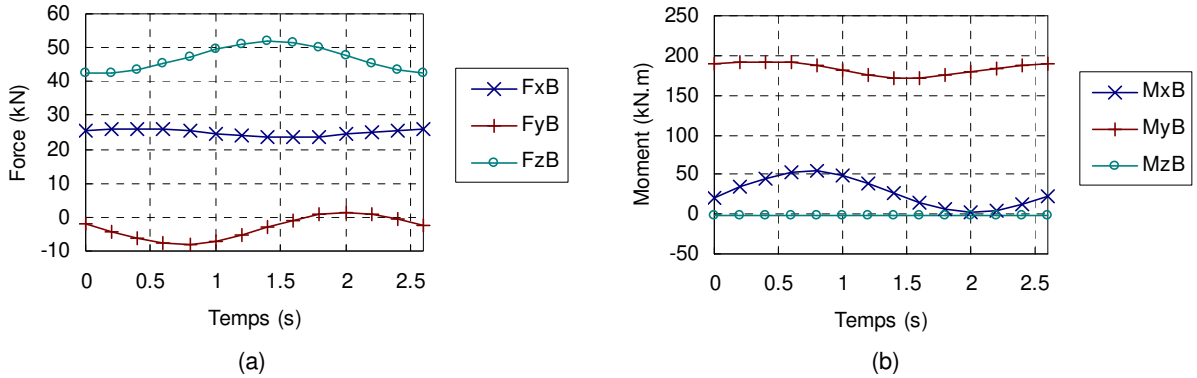


Figure IV.25 : (a) Efforts et (b) moments internes à 8,8 m d'envergure de la pale G1 pour un tour de turbine dans des conditions de vent normal à V_{hub} = 10 m/s

b. Résultats du calcul avec le modèle d'endommagement progressif

Ce chargement induit des contraintes faibles et n'est pas représentatif du chargement annuel d'une pale en service. Dès lors, les durées de vies obtenues (de l'ordre de 10^{21} cycles) n'ont pas de sens physique. De plus, le modèle étant identifié avec des essais réalisés pour des niveaux de sollicitation induisant des durées de vie jusqu'à 10^7 cycles, les résultats donnés par extrapolation jusqu'à 10^{21} cycles du comportement en fatigue sont donc à considérer avec beaucoup de précautions. Néanmoins, l'analyse de ce cas permet de se familiariser avec le fonctionnement du modèle et permet de compléter l'analyse de la multiaxialité faite au Chapitre I.

La Figure IV.26 montre l'évolution de l'endommagement d_2 du pli à 45° et d_1 du pli à 0° au cours du chargement en fatigue. Le chargement quasi-statique n'induit pas d'endommagement. Le premier endommagement apparait lors du premier saut de séquences.

Il est intéressant de noter que l'endommagement matriciel s'initie dans les zones où l'amplitude est la plus grande : au bord d'attaque et au bord de fuite du côté extrados (cf Figure I.34 et Figure IV.26). La répartition des contraintes suite à la perte de raideur locale engendrée par cet endommagement matriciel fait que l'endommagement se propage progressivement à l'ensemble de la section. L'endommagement dans la direction des fibres s'amorce quant à lui plus tard. Il atteint des valeurs significatives une fois que

l'endommagement matriciel est saturé dans les plis à ±45°. La rupture est détectée dans le spar cap du côté de l'intrados à $9{,}3.10^{20}$ cycles.

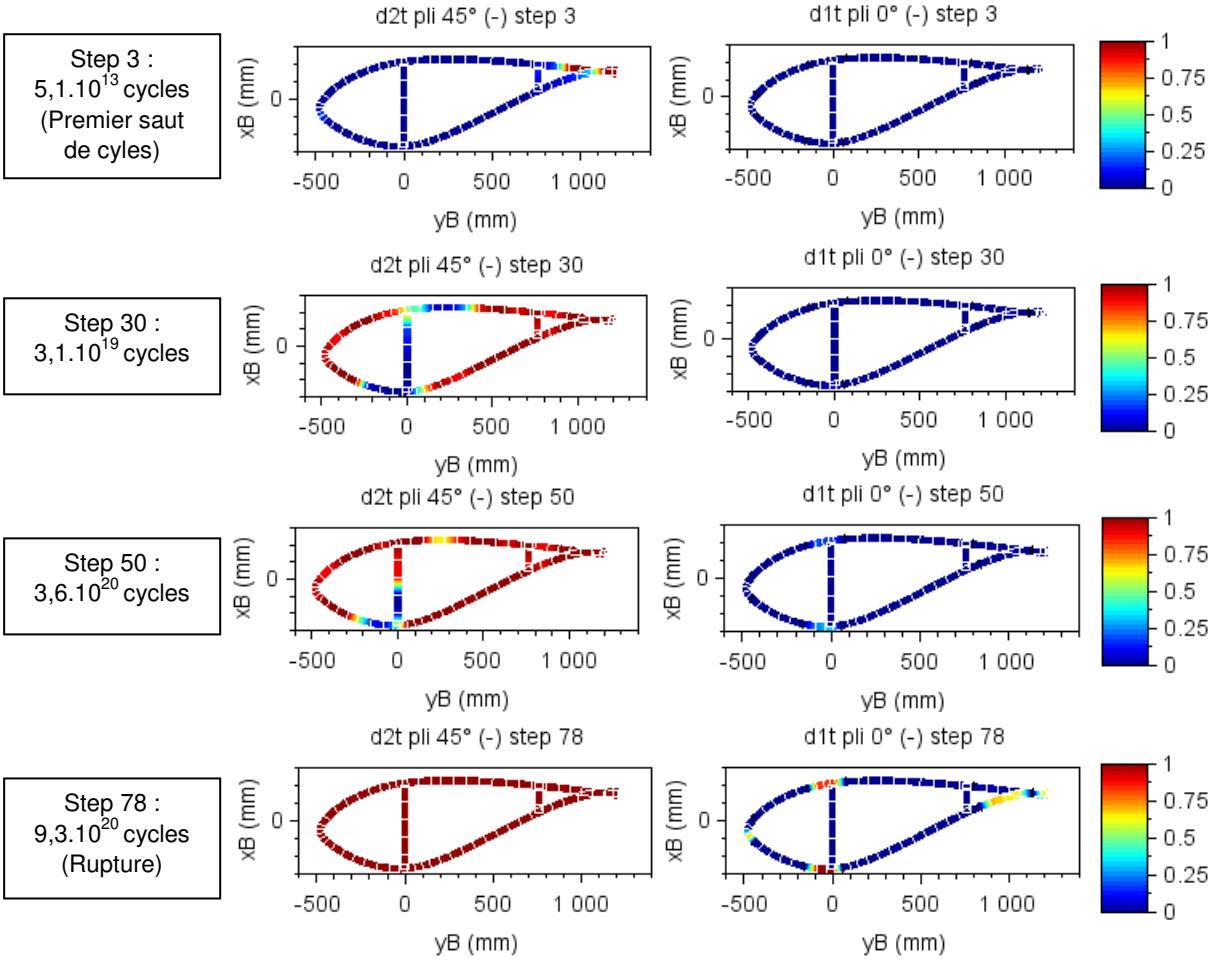


Figure IV.26 : Evolution de l'endommagement de la section en fatigue sur un tour de turbine sous un vent moyen de 10 m/s, prévue par le modèle d'endommagement
(a) Endommagement matriciel d_2 dans les plis à 45° (b) Endommagement sens fibre d_1 dans les plis à 0°

L'endommagement progressif dans chacun des plis de la section engendre une variation de la raideur de la section. Cette variation est quantifiée à l'aide de la perturbation résiduelle $\left(a^p, b^p, c^p, \psi^p\right)$ de la section et de la perte de raideur sécante :

$$D_{ii} = 1 - \frac{S_{section}{}^{0}_{ii}}{S_{section}{}_{ii}} \tag{IV.36}$$

où $S_{section}{}_{ii}$ et $S_{section}{}^{0}_{ii}$ sont respectivement les termes courants et initiaux diagonaux de la matrice de souplesse sécante de la section identifiée par la relation :

$$\begin{Bmatrix} a \\ b \\ c \\ \psi \end{Bmatrix} = [S_{section}] \begin{Bmatrix} F_{zB} \\ M_{yB} \\ M_{xB} \\ M_{zB} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} a^p \\ b^p \\ c^p \\ \psi^p \end{Bmatrix} \tag{IV.37}$$

La perturbation résiduelle à l'échelle de la section est négligeable même en fin de simulation où elle atteint :

$$\begin{Bmatrix} a^p \\ b^p \\ c^p \\ \psi^p \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 3{,}7.10^{-3}\ \% \\ -2{,}9.10^{-5}\ \%/mm \\ 3{,}0.10^{-6}\ \%/mm \\ -3{,}5.10^{-9}\ °/mm \end{Bmatrix}$$

L'évolution des pertes de raideur de la section est donnée en Figure IV.27. La correspondance avec les instants décrits en Figure IV.26 est précisée. Nous voyons que la perte de rigidité de flexion selon $\vec{x}_B$ augmente tôt dans le chargement pour atteindre un premier palier de 20%. Ce comportement est lié à l'endommagement matriciel des plis à ±45° qui se propage du bord d'attaque et du bord de fuite vers le milieu de la section. Au-delà de 10^{20} cyles, nous observons une reprise de la chute de la rigidité de flexion selon x_B accompagnée d'une chute de la rigidité axiale et de flexion selon x_B. Ceci est lié à l'endommagement dans la direction des fibres des plis à 0° qui atteint des valeurs non négligeables. La rigidité de torsion varie mais ne subit pas de chute comme les autres rigidités. Cette rigidité est principalement liée à la raideur dans la direction des fibres des plis à ±45° dans lesquels l'endommagement sens fibre reste faible. Rappelons que la perte de raideur dans la direction des fibres en fatigue prévue par le modèle s'éloigne de la réalité dans le but unique de prévoir la durée de vie (cf Chapitre III). Les pertes de raideurs observées en Figure IV.27 sur les dernières décades sont donc à interpréter avec prudence.

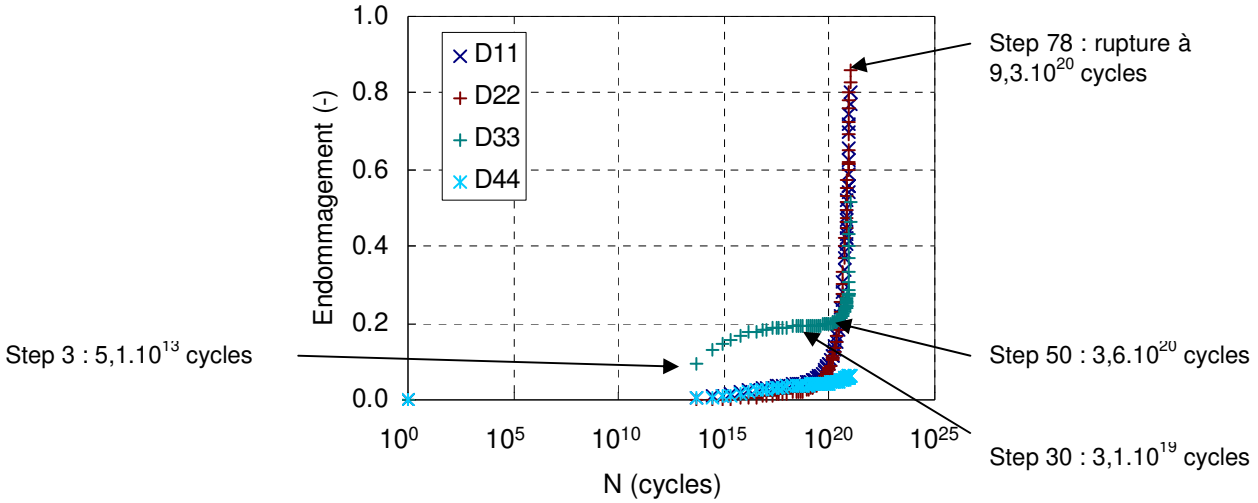
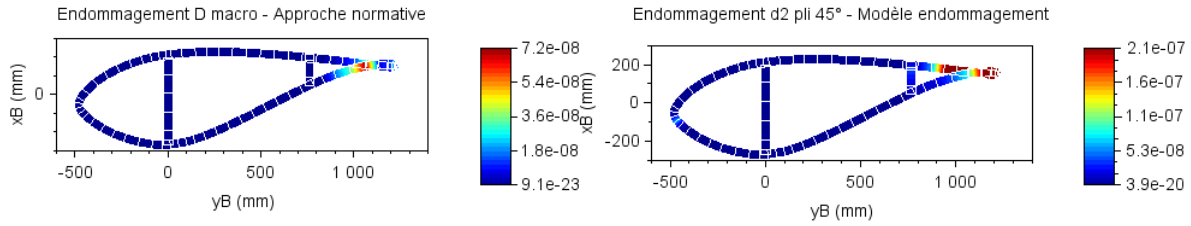


Figure IV.27 : Evolution des pertes de raideur de la section sur un tour de turbine sous un vent moyen de 10 m/s

c. Comparaison avec l'approche normative

i. Comparaison de l'endommagement au bout de 20 ans

La vitesse de rotation de la pale sur ce chargement est de 23 tr/min. En considérant un fonctionnement en continu de la turbine dans ces conditions (8760 h/an) l'occurrence de ce cycle sur une année serait de $1{,}2.10^7$. En considérant que le chargement étudié avec cette occurrence de $1{,}2.10^7$ cycles soit représentatif de la sollicitation annuelle de la section de pale, la comparaison de l'endommagement de la structure au bout de 20 années de fonctionnement prévu par les deux approches est donnée en Figure IV.28



(a) (b)

Figure IV.28 : Comparaison de l'endommagement au bout de 20 années de fonctionnement prévu par (a) l'approche normative (endommagement macroscopique du stratifié) et (b) le modèle d'endommagement progressif (endommagement matriciel d_2 des plis à 45°)

L'endommagement comparé est l'endommagement macroscopique donné par la relation (IV.34) pour l'approche normative (Figure IV.28.a) et l'endommagement matriciel d_2 des plis à 45° pour le modèle d'endommagement (Figure IV.28.b). Les deux approches donnent le bord de fuite comme zone d'initiation des premiers endommagements. L'approche normative prévoit néanmoins une initiation de l'endommagement sur l'intrados alors que le modèle d'endommagement progressif prévoit une initiation sur l'extrados. Vu les valeurs de cet endommagement, leur comparaison n'aurait pas de sens. Rappelons néanmoins que l'endommagement macroscopique donné par l'approche normative n'a pas de sens physique alors que l'endommagement matriciel donné par le modèle d'endommagement peut quant à lui être évalué ce qui peut laisser entrevoir un monitoring de la pale en suivant l'évolution des modules d'élasticité dans le temps.

ii. Comparaison des zones critiques, entrainant la ruine de la structure

L'approche normative, basée sur un calcul linéaire, ne décrit pas l'histoire de l'endommagement et ne fait donc pas de distinction entre la zone d'initiation de l'endommagement et la zone qui entraine la ruine de la structure. Le critère de rupture de l'approche normative est de type rupture du premier pli, et cette approche donne le bord de fuite comme zone critique qui définit la durée de vie (Figure IV.28.a).

Il est alors intéressant de constater que le modèle d'endommagement décrit des valeurs maximales d'endommagement matriciel dans cette zone pour un nombre de cycles semblable (Figure IV.28.b). Le modèle d'endommagement progressif a cependant la faculté, grâce au calcul itératif de l'endommagement de la structure, contrairement à l'approche normative, de modéliser la progression de l'endommagement jusqu'au critère de ruine de la structure. Si le critère de ruine de la structure considéré est celui de la rupture dans la direction des fibres

d'un pli d'UD (critère considéré pour l'arrêt du calcul), alors la zone critique qui définit la durée de vie de la structure est le spar-cap de l'intrados, et plus précisément, les plis à 0° du spar-cap (Figure IV.26.b, step 78). Précisons toutefois que d'autres critères de détermination de la durée de vie sont possibles, par exemple en perte de raideur, de résistance résiduelle ou en déformation résiduelle qui donneraient probablement d'autres durées de vie et les zones critiques associées. Notons que ces critères peuvent être appliqués à l'échelle des stratifiés ou à l'échelle de la structure. Toutefois, par soucis de simplification, seuls les résultats associés au critère de rupture des fibres des plis d'UD seront présentés dans ce mémoire.

iii. Comparaison des durées de vie

A titre informatif, pour ce cycle, l'approche normative, donne une durée de vie de $3{,}3.10^{15}$ cycles sans coefficients de sécurité et de $1{,}6.10^{12}$ cycles avec les coefficients de sécurité décrits dans le Tableau IV.2. L'application de ces coefficients de sécurité aux contraintes moyennes et aux amplitudes de la même manière que pour l'approche normative (cf relation (IV.33)) réduit la durée de vie obtenue, selon le critère de rupture des fibres par le modèle d'endommagement à $8{,}9.10^{15}$ cycles. Ces résultats sont reportés dans le Tableau IV.5.

	Modèle d'endommagement	Approche normative
Sans coefficient de sécurité matériau	$9{,}3.10^{20}$ cycles	$3{,}3.10^{15}$ cycles
Avec coefficient de sécurité matériau	$8{,}9.10^{15}$ cycles	$1{,}6.10^{12}$ cycles

Tableau IV.5 : Comparaison des durées de vie (en nombre de tour sous un vent moyen de 10 m/s) obtenue en fonction des approches utilisées

Même si le modèle d'endommagement proposé est plus optimiste que l'approche normative, les durées de vies sont difficilement comparables car très grandes. Un autre cas d'application est étudié ci-après avec pour objectif de se rapprocher de la réalité.

IV.3.4. Application au calcul en fatigue sous chargement d'amplitude variable : chargement réprésentatif simplifié d'une turbine de classe I

a. Définition du chargement

Le chargement complet en fatigue d'une pale d'éolienne n'est pas envisageable dans le cadre de cette étude. Nous nous attacherons donc à décrire un chargement minimal qui soit tout de même représentatif d'une année de fonctionnement d'une turbine. Ce spectre de chargement simplifié est constitué :

- du fonctionnement normal de la turbine dans des conditions de vent turbulent sur une année,
- de phases de démarrage dans des conditions de vent normal,
- de phases d'arrêt dans des conditions de vent normal.

La définition des simulations nécessaires à la construction de cette séquence de chargement est issue des recommandations de l'organisme de certification DNV-GL dans son « guideline » de 2010 pour les turbines terrestres [Germanischer Lloyd10].

i. Fonctionnement normal de la turbine dans des conditions de vent turbulent

Les organismes de certification recommandent de simuler le comportement de la turbine, entre autres, dans des conditions de vent turbulent. Les champs de vents turbulents sont définis autour d'une valeur moyenne de vent prise à la hauteur du moyeu (V_{hub}). Les turbulences sont définies par des variations locales de vitesse et de direction du vent. De manière à être représentatives, les simulations du calcul de charge représentent un fonctionnement sur 10 min. Les moments internes de flexion au cours d'une telle simulation pour V_{hub} = 10 m/s, calculés au centre de la section, sont représentés en Figure IV.29.

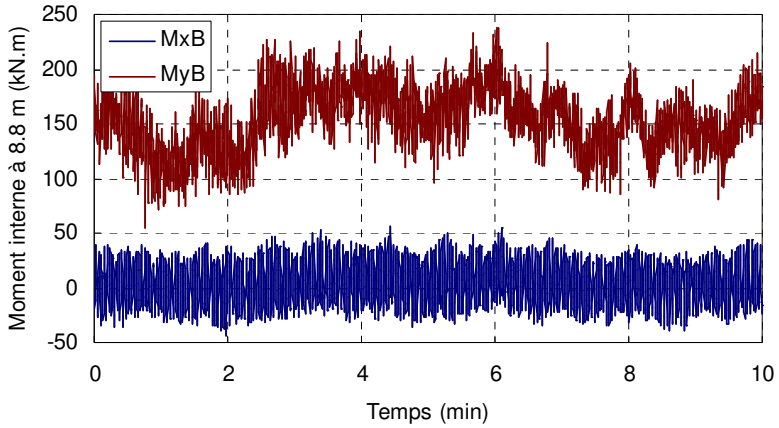


Figure IV.29 : Moments internes de flexion à 8,8 m d'envergue de G1 : fonctionnement normal dans des conditions de vent turbulent à V_{hub} = 10 m/s

Le fonctionnement de la turbine de sa vitesse d'entrée V_{in} à sa vitesse de coupure V_{out} est décrit en réalisant ces simulations avec des pas de vitesse de vent de 2 m/s. L'occurrence de ces séquences de chargement est ensuite calculée en supposant une distribution de Rayleigh

autour de la valeur moyenne du vent annuel liée au site d'installation de la turbine. Pour une turbine de classe I, la vitesse moyenne de vent annuelle est V_{ave} = 10 m/s.
L'export des résultats de la simulation dynamique du calcul de charges a été réalisée avec un pas temporel de 0,2 s, ce qui nous donne 3000 instants à traiter pour chaque simulation de 10 min décrivant le fonctionnement de la turbine pour une vitesse de vent donnée.
Pour réduire le temps de calcul de l'endommagement en fatigue, le choix a été fait de simplifier ces simulations. Pour ceci nous simulons le comportement d'un tour de turbine dans des conditions de vents normales comme celui exposé au paragraphe précédent et par homothétie, nous modifions le chargement obtenu par rotation sous vent normal (quelques secondes) de manière à avoir, composante par composante, les mêmes valeurs maximales et minimales que celles données par la simulation sous vent turbulent (10 minutes). Par exemple, l'évolution des moments internes d'un tour de turbine sous vent normal de 10 m/s donnée en Figure IV.25.b devient, après correction des maxima et minima extraits de la sollicitation sous vent turbulent de la Figure IV.29, l'évolution illustrée en Figure IV.30. Cette simplification est bien entendu discutable car elle modifie sensiblement le chargement. Cependant, elle nous permet de diviser par 300 le nombre de pas de chargement et donc la durée du calcul avec le modèle d'endommagement.

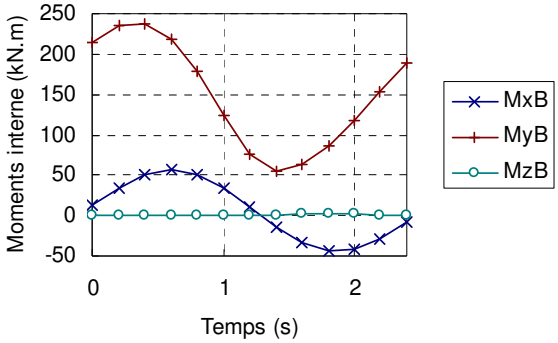


Figure IV.30 : Moments internes à 8,8 m d'envergure de G1 pour un tour de turbine dans des conditions de vent normal V_{hub} = 10 m/s après correction pour représenter un tour dans des conditions de vent turbulent

Avec pour même objectif de réduire au maximum le nombre de pas de charge de la séquence étudiée, seules les vitesses de vents V_{hub} = 6 m/s, V_{hub} = 10 m/s, V_{hub} = 13,5 m/s, V_{hub} = 17 m/s, et V_{hub} = 21 m/s seront considérées. Le temps de fonctionnement annuel pour chaque simulation, qui nous permet de calculer ensuite son occurrence, est donné en Figure IV.31.

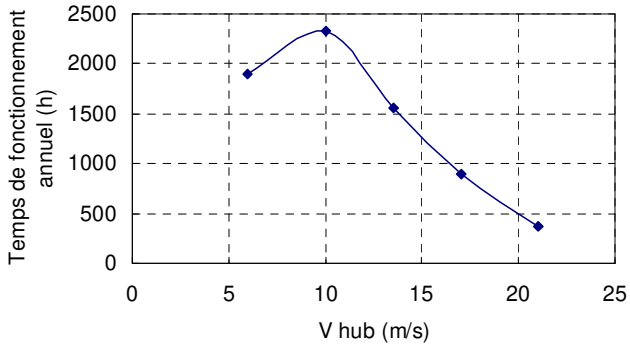


Figure IV.31 : Temps de fonctionnement annuel sous chaque vitesse de vent considérée d'après la distribution de Rayleigh centrée autour de V_{hub} = 10 m/s

ii. Phases de démarrage et d'arrêt dans des conditions de vent normales

Nous considérerons le démarrage et l'arrêt de la turbine pour ses vitesses d'entrée et de coupure. L'occurrence annuelle associée à chacune de ces conditions est donnée dans le Tableau IV.6.

Condition	Vent	V_{hub} (m/s)	Occurrence annuelle
Démarrage	Normal	4	1000
Démarrage	Normal	25	50
Arrêt	Normal	4	1000
Arrêt	Normal	25	50

Tableau IV.6 : Occurrence des cas de démarrage et d'arrêt

L'évolution des moments internes de flexion dans le cas de la phase de démarrage à $V_{hub} = 4$ m/s, donnée en Figure IV.32, illustre la complexité du chargement. Pour ce cas, le chargement est constitué de cycles de grande amplitude, liés aux tours de turbine, et de cycles de plus faible amplitude, liés au comportement dynamique de la pale sur un tour.

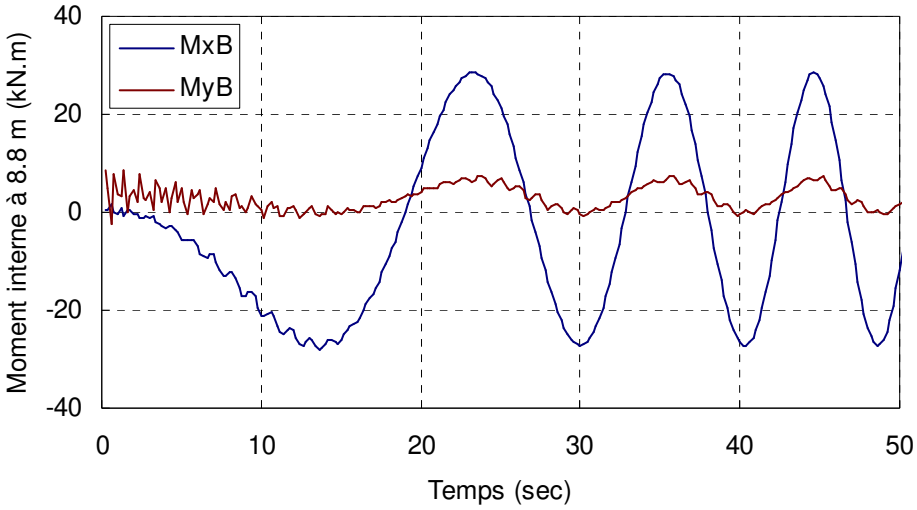


Figure IV.32 : Evolution des moments internes de flexion à 8,8 m d'envergure de G1 sur les 50 premières secondes de la simulation d'un démarrage à V_{hub} = 4 m/s

Après ré-échantillonnage des simulations, la séquence de chargement utilisée compte 123 pas de temps. Le temps nécessaire à l'algorithme de calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique pour parcourir cette séquence est compris en moyenne entre 10 et 15 min avec un PC 4 processeurs Inter® Core™ i5-5250 CPU @ 1,6 GHz. Le temps de calcul lié aux étapes complémentaires pour le calcul de l'endommagement en fatigue est négligeable devant le temps de calcul en statique. Le temps de calcul total est obtenu approximativement en multipliant le temps de calcul de l'algorithme statique par le nombre de sauts de séquences.

b. Résultats du calcul avec le modèle d'endommagement progressif

A la fin du balayage de la séquence par l'algorithme de calcul de l'endommagement quasi-statique, un endommagement matriciel de valeur maximale $d_2 = 0{,}02$ est localisé sur le milieu de l'intrados (Figure IV.33.a, step 2). La partie avant de l'extrados est aussi très faiblement endommagée. Ces zones correspondent à des zones où la valeur moyenne de la déformation longitudinale est maximale en traction et en compression. Après le premier saut de séquences, l'endommagement matriciel au bord de fuite atteint une valeur proche de 1 (Figure IV.33.a, step 3). Dans cette zone, l'amplitude des sollicitations est maximale ce qui explique que son endommagement soit privilégié en fatigue. Ensuite l'endommagement matriciel s'intensifie dans ces trois zones déjà endommagées au cours du chargement cyclique (Figure IV.33.a, step 5) jusqu'à se généraliser à l'ensemble de la section. La rupture des fibres intervient dans les plis à 0° du spar-cap entre $2{,}7.10^7$ et $2{,}2.10^9$ séquences (Figure IV.33.b, step 23). Notons qu'un saut de séquences plus petit serait nécessaire pour identifier avec plus de précision la durée de vie de la section soumise à cette sollicitation (Figure IV.34).

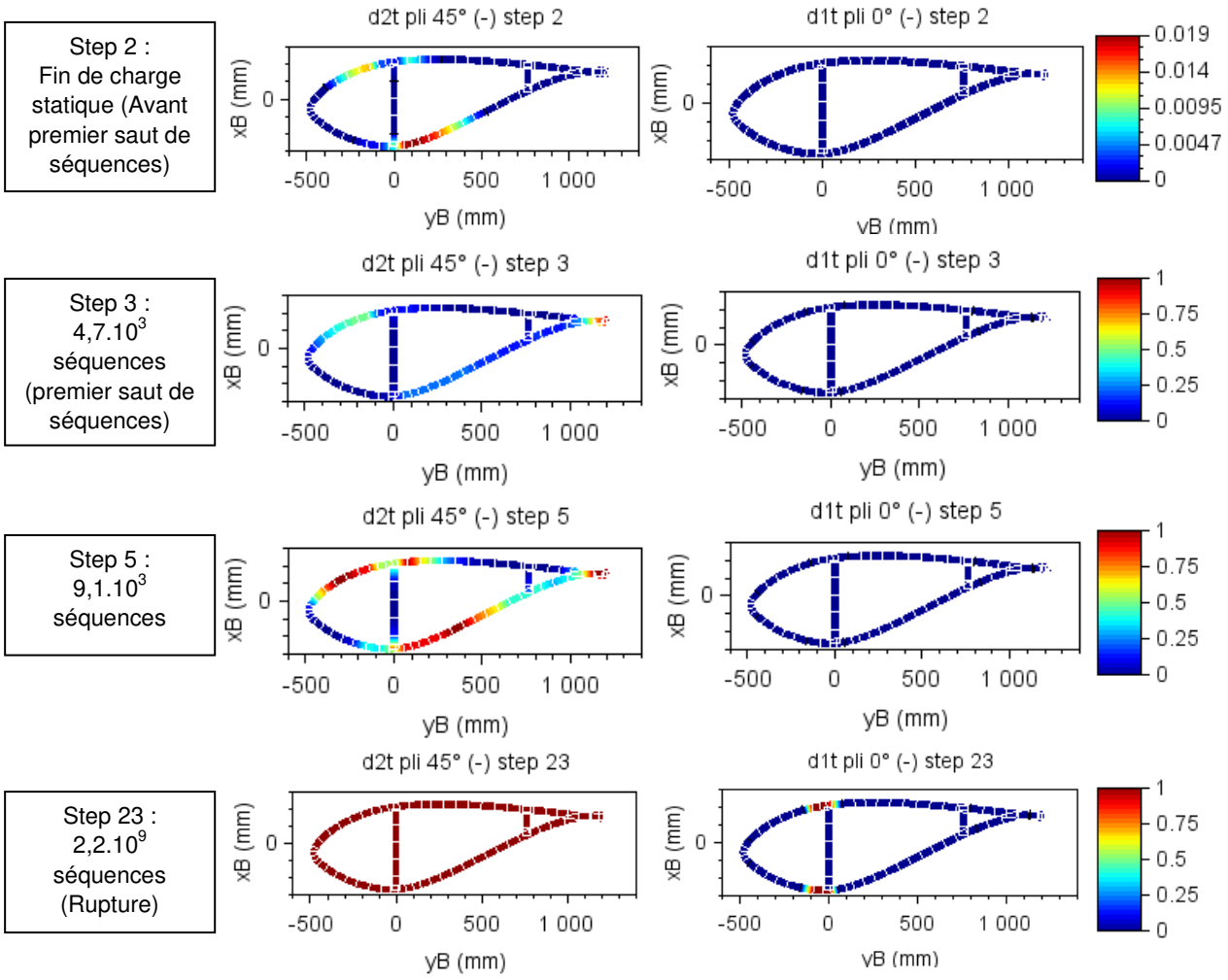


Figure IV.33 : Evolution de l'endommagement de la section en fatigue sous un spectre de chargement simplifié, prévue par le modèle d'endommagement
(a) Endommagement matriciel d_2 dans les plis à 45° (b) Endommagement sens fibre d_1 dans les plis à 0°

Les pertes de raideur de la section sont tracées au cours du chargement cyclique en Figure IV.34. On observe en effet que le dernier saut de séquences est probablement trop long ce qui entraine la rupture brutale des plis à 0°. Une incertitude est donc introduite sur la durée de vie qui se situe entre l'avant dernière séquence simulée et l'instant initial de la dernière séquence sur laquelle l'algorithme de calcul de l'endommagement sous chargement quasi-statique détecte la rupture des plis à 0° lorsqu'il est appelé au début de la procédure de calcul de l'endommagement en fatigue (cf Section IV.2.3).

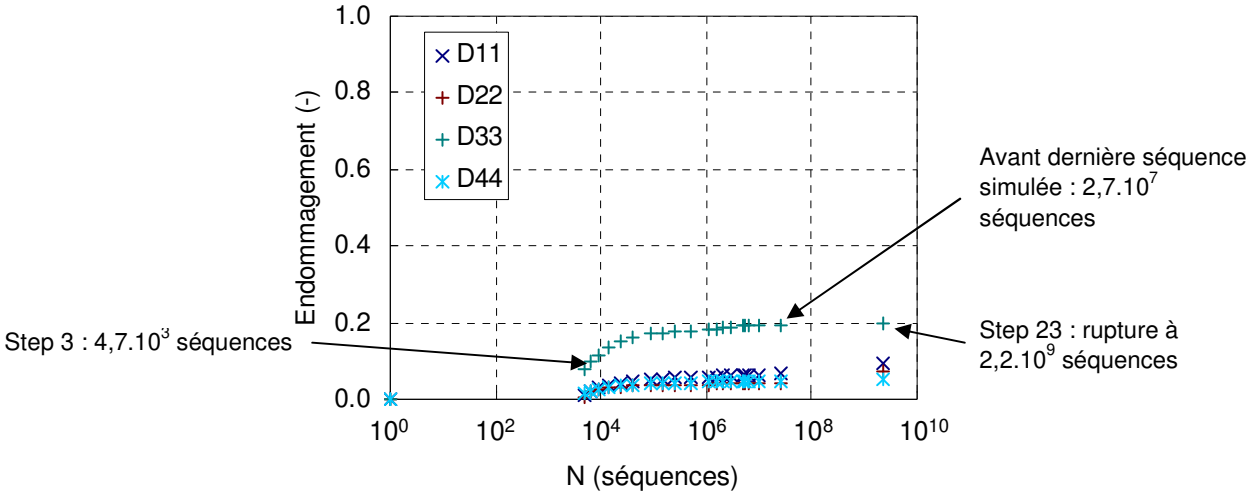
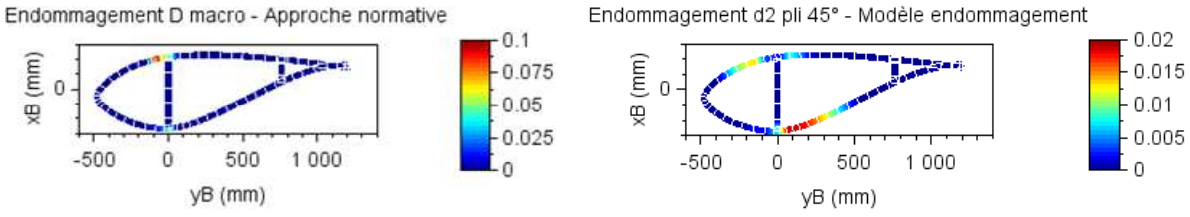


Figure IV.34 : Evolution des pertes de raideur de la section sous spectre de chargement simplifié

c. Comparaison avec l'approche normative

i. Comparaison de l'endommagement au bout de 20 ans

La comparaison de l'endommagement de la structure au bout de 20 années de fonctionnement prévu par l'approche normative et le modèle d'endommagement est donnée en Figure IV.35



(a) (b)

Figure IV.35 : Comparaison de l'endommagement au bout de 20 années de fonctionnement prévu par (a) l'approche normative (endommagement macroscopique du stratifié) et (b) le modèle d'endommagement progressif (endommagement matriciel d_2 des plis à 45°)

Les deux approches donnent les peaux du sandwich autour du spar cap comme zone d'initiation des premiers endommagements. Précisons tout de même que la part d'endommagement de fatigue prévue par le modèle d'endommagement est faible devant l'endommagement statique et que la comparaison perd en sens. Néanmoins les zones

d'initiation de l'endommagement prévues par les deux approches sont semblables et nous pouvons noter que l'approche normative est bien plus conservative que le modèle d'endommagement.

ii. Comparaison des zones critiques, entrainant la ruine de la structure

Comme précédemment, nous constatons que le modèle d'endommagement prévoit une rupture de fibres et donc la ruine de la structure dans une zone différente de celle où l'endommagement s'est initié, contrairement à l'approche normative qui ne peut pas faire cette distinction.

iii. Comparaison des durées de vie

Les durées de vies (en séquence de chargement ou en année) obtenues avec les deux approches, avec et sans les coefficients de sécurité matériaux sont regroupées dans le Tableau IV.7. Les conclusions sur la localisation de l'endommagement dans la section dépendent peu de l'introduction des coefficients de sécurité. En effet, la valeur du coefficient affecté à l'amplitude est proche de celle du coefficient de sécurité appliqué à la valeur moyenne. En revanche, la durée de vie est fortement influencée par l'introduction des coefficients de sécurité. L'approche normative avec coefficients de sécurités prévoit même la rupture de la section au bout de quelques jours seulement. Précisons alors que la séquence étudiée constitue un chargement fortement simplifié et qu'on ne peut pas prendre de décision sur la tenue en fatigue de la structure sans réaliser un calcul plus complet.

	Modèle endommagement	Approche normative
Sans coefficient de sécurité matériau	Entre $2{,}7.10^{7}$ et $2{,}2.10^{9}$ séquences	$2{,}0.10^{2}$ séquences
Avec coefficient de sécurité matériau	$1{,}7.10^{4}$ séquences	rupture

Tableau IV.7 : Comparaison des durées de vie (en séquences ou en années) obtenues en fonction des approches utilisées pour la section considérée

Nous avons pu vérifier une deuxième fois que l'approche normative est fortement conservative par rapport au modèle d'endommagement progressif. En plus de fournir des informations sur l'endommagement physique des sections (que l'on quantifie par des pertes de raideurs, des déformations résiduelles et la résistance résiduelle) et de pouvoir considérer l'aspect multiaxial du chargement à l'échelle du matériau, le modèle d'endommagement progressif permet de tolérer les endommagements non critiques pour la structure et de déterminer la durée de vie sur un critère de ruine du matériau (rupture des fibres) plutôt qu'un critère de premier endommagement qui concerne souvent la matrice.

IV.4.Conclusion du chapitre

Dans ce dernier chapitre, nous avons exposé une démarche de calcul des contraintes dans une section droite de poutre qui permet de partitionner le calcul à l'échelle de la structure en plusieurs sections et donc de réduire le temps du calcul de l'endommagement. L'écart entre le calcul sur une section de poutre et le calcul par éléments finis coque a été quantifié à l'aide d'un exemple. Il est apparu que la description des champs de contraintes et de déformations était satisfaisante avec le calcul de section de poutre bien qu'elle présente quelques écarts par rapport au modèle coque.

Une stratégie numérique a ensuite été proposée pour le calcul de l'endommagement sous chargements quasi-statiques d'une part et sous chargement de fatigue d'amplitude variable non proportionnel d'autre part. Les spécificités liées à la résolution numérique à l'échelle de la section concernent principalement le calcul des sauts de séquences variables à l'aide des fonctions de cumul des distributions. Une méthode de comptage de cycles (Rainflow) a été nécessaire pour traiter le caractère variable de la sollicitation.

Enfin, le modèle a été appliqué au calcul d'une section droite de pale d'éolienne sous chargement quasi-statique et de fatigue. Les résultats du calcul avec le modèle d'endommagement ont été comparés à l'approche normative. Pour réaliser le calcul linéaire de l'approche normative, un complément d'identification du matériau étudié a été nécessaire.

Sous chargement quasi-statique, il est apparu que l'approche normative et le modèle d'endommagement prévoyaient de façon similaire la localisation du premier endommagement. Le calcul linéaire considère que la structure est ruinée quand le premier endommagement est atteint alors que le modèle d'endommagement permet de prévoir l'évolution du comportement de la section au-delà de ce premier endommagement et de déterminer le mode de rupture de la structure. Sur l'exemple traité, le modèle d'endommagement a prévu une rupture pour un effort plus de trois fois supérieur à celui identifié comme ultime par l'approche normative.

En quasi-statique l'utilisation du critère de Puck dans l'approche normative permet de tenir compte de l'influence de la multiaxialité du chargement à l'échelle des plis. En fatigue, l'approche normative ne permet pas de la prendre en compte. Elle fait l'hypothèse d'une sollicitation uniaxiale à l'échelle des stratifiés de la section. L'approche que nous proposons permet de prendre en compte cette multiaxialité. Elle permet aussi de décrire l'endommagement pli par pli à l'aide de variables physiques (perte de raideur, déformation résiduelle). Comme pour le chargement quasi-statique, les sollicitations étudiées en fatigue ont montré que l'approche normative était plus conservative que le résultat du calcul avec le modèle d'endommagement proposé. Cependant, la précision de chaque méthode pour décrire la rupture de la section ne peut être éprouvée que par une comparaison à des essais sur structure qui n'ont malheureusement pas été réalisés pendant cette étude.

Le modèle présenté au Chapitre III est non seulement applicable à l'échelle de la structure mais présente de nombreux intérêts. Il donne en effet l'évolution des pertes de rigidités, des déformations résiduelles et de la résistance résiduelle au cours du chargement cyclique, il est

identifié à l'échelle du pli avec un nombre limité d'essais, et permet de calculer la durée de vie selon un critère de ruine de la structure. Toutefois, même en ayant réduit le calcul aux sections droites, la description pas à pas de l'ensemble de la séquence de chargement de la structure pour déterminer son endommagement quasi-statique induit des temps de calcul qui nécessitent encore un effort avant de pouvoir appliquer cette méthode dans des conditions de conception (multiplication des configurations) et de certification (multiplication des cas de charge).

Les travaux présentés dans ce chapitre ont fait l'objet d'une communication aux JNC [Caous17c] et à Fatigue Design [Caous17d].

Conclusion générale et perspectives

Après avoir présenté le secteur éolien et l'endommagement en fatigue des matériaux composites, un modèle d'endommagement à l'échelle du pli a été proposé, identifié et confronté à l'approche normative en vigueur pour dimensionner une pale d'éolienne en fatigue. Nous avons alors montré que la compréhension et la modélisation de l'endommagement progressif du matériau composite à l'échelle du pli permet de calculer la durée de vie des pales d'éolienne tout en fournissant de nombreux indicateurs utiles à leur dimensionnement.

Dans le premier chapitre de ce document nous nous sommes intéressés à la fatigue des structures en matériaux composites dans le secteur éolien. Il est apparu que l'optimisation de la conception des pales est un enjeu de ce domaine d'activité et qu'un des verrous concerne l'amélioration des méthodes de dimensionnement des matériaux composites en fatigue. En effet l'approche normative actuellement en vigueur [Germanischer Lloyd10] est basée sur une analyse à l'échelle du stratifié alors que les mécanismes d'endommagement sont localisés à l'échelle du pli et des constituants : fibres et matrice. Ceci a pour conséquence de rendre l'approche normative, soit trop conservative, soit trop coûteuse en essais de caractérisation.
Le chargement à l'échelle de la pale étant multiaxial et non proportionnel, des indicateurs de multiaxialité de l'état de contraintes cycliques ont été définis. Ils ont mis en évidence que la sollicitation à l'échelle des plis était multiaxiale et non proportionnelle. Ces sollicitations engendrant des couplages entre les mécanismes d'endommagement, leur étude est apparue indispensable.
Pour ceci, un matériau composite représentatif de l'éolien a été choisi. Ce matériau a été réalisé par infusion de fibres de verre NCF avec une matrice époxy. L'étude de la santé matière a montré de fortes variabilités en termes d'épaisseurs, de volume de fibres, d'ondulation des plis et de porosités qui ont des conséquences sur la mesure de l'endommagement en fatigue.

Dans le deuxième chapitre, une synthèse bibliographique a été proposée sur les mécanismes et la cinétique d'endommagement des matériaux composites stratifiés. Ceux-ci sont similaires sous chargement monotone quasi-statique et de fatigue, mais différents en traction et en compression. Ils consistent, à l'échelle du pli, en des endommagements matriciels (décohésions fibres-matrice, fissures transverses) qui se développent tôt dans le chargement et nuisent au bon fonctionnement de la structure (pertes de raideur, et répartition déficiente des contraintes entre les fibres d'un même pli) sans pour autant impliquer de rupture directe, et des ruptures de fibres qui entraînent généralement la ruine de la structure. Sous sollicitations hors plan ou pour certaines stratifications, des

endommagements interplis sont observés. Ils se manifestent par des délaminages et sont critiques pour la répartition des charges entre les plis et la tenue de la structure.
Les paramètres influents sur l'endommagement ont été étudiés ce qui a permis de fixer un certain nombre de paramètres pour notre étude.
Les méthodes de dimensionnement des matériaux composites stratifiés en fatigue ont été analysées. Il en est ressorti que les modèles basés sur la mécanique de l'endommagement pouvaient apporter des solutions intéressantes aux limites de l'approche normative.

Dans le troisième chapitre, un modèle basé sur la mécanique de l'endommagement et formulé à l'échelle du pli a été proposé. Ce modèle est basé sur la description de la perte de raideur et de la déformation résiduelle dans le pli d'unidirectionnel, aussi bien en quasi-statique qu'en fatigue. L'endommagement est modélisé à l'aide de variables internes qui rendent le calcul possible à l'échelle de la structure. Le couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres est aussi modélisé.
L'identification du modèle a été détaillée. Elle s'appuie sur des essais quasi-statiques en traction et de fatigue uniaxiale en traction-traction sur des stratifiés $[0]$, $[\pm 45]_s$ et $[\pm 65]_s$. Le couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres est identifié à l'aide d'une procédure particulière : des plaques de $[\pm 45]_s$ sont sollicitées en fatigue de manière à générer un endommagement matriciel, puis des éprouvettes de résistance résiduelle $[0/90]_s$ en sont extraites et caractérisées sous chargement monotone quasi-statique de traction.
La confrontation du modèle avec des essais sur un stratifié $[0/\pm 45]_s$ a donné des résultats satisfaisants. Cette comparaison semble montrer que l'endommagement des interfaces entre les plis (non modélisé) ne semble pas jouer un rôle prépondérant dans la durée de vie des stratifiés sollicités dans leur plan.

Enfin, dans le quatrième et dernier chapitre, des hypothèses qui permettent de réaliser le calcul de l'endommagement en fatigue à l'échelle d'une section droite de poutre (la pale d'éolienne étant modélisée par une poutre à section droite variable) sont détaillées et évaluées par comparaison avec un calcul éléments finis avec des éléments coques. Une méthode d'implémentation numérique du modèle d'endommagement à l'échelle des sections de pale est proposée pour une sollicitation multiaxiale non proportionnelle et d'amplitude variable. Elle est basée sur le principe du saut de séquences et permet de modéliser l'évolution de l'endommagement dans chacun des plis jusqu'à la rupture de la structure. Cette rupture est déterminée par rapport aux informations données par le modèle : rupture de fibres, perte de raideur, déformation résiduelle, résistance résiduelle. Une comparaison avec l'approche normative sur un cas de calcul sous charge extrême et deux cas de calcul sous chargement de fatigue font apparaître que l'approche normative est en effet fortement conservative. L'amélioration des méthodes de dimensionnement permettront donc l'optimisation de ces structures.

Plusieurs **perspectives** à ce travail méritent d'être soulignées.

Périmètre de l'identification - Tout d'abord, les analyses effectuées au Chapitre IV ont mis en évidence que le modèle avait été identifié uniquement en traction et pour des nombres de cycles très en deçà des nombres de cycles auxquels les ruptures interviennent dans la structure en service. Pour ces raisons un complément du modèle pour la compression serait souhaitable d'autant plus que nous avons vu au Chapitre II que les cinétiques d'endommagement étaient différentes en traction et en compression. L'étude de l'endommagement en fatigue pour des durées de vies plus élevées (au-delà de 10^7 cycles) semble indispensable pour que le domaine de validité du modèle corresponde au chargement des pales d'éoliennes. Notons que c'est l'objet d'une partie de la thèse d'Eileen Boissin en cours à l'I2M dans le cadre du projet EFFIWIND

Résistance dans la direction des fibres - Ensuite, les mécanismes d'endommagement en fatigue dans la direction des fibres des plis d'unidirectionnels méritent d'être étudiés avec plus de précision. Nous avons observé que la résistance dans cette direction était couplée à l'endommagement matriciel et que l'augmentation de l'endommagement matriciel induisait un abattement de la résistance dans la direction des fibres (Chapitre III). Néanmoins un palier semble exister, que nous avons mis en évidence avec des essais à la température de transition vitreuse de la matrice. Cependant, la chute de résistance dans la direction des fibres engendrée par un endommagement matriciel maximal ne suffit pas à expliquer les ruptures observées en fatigue dans cette direction. Dès lors d'autres mécanismes d'endommagement, qu'il convient d'identifier, semblent intervenir dans les plis d'UD sollicités en fatigue dans la direction des fibres. Notons que le choix que nous avons fait de modéliser l'endommagement dans la direction des fibres par une variable de type perte de raideur s'est révélé inapproprié. Nous avons alors soulevé l'intérêt des approches multi-échelles, qui prend en compte les effets de la microstructure, pour modéliser cet endommagement.
Par ailleurs, la procédure d'identification de l'influence de l'endommagement matriciel sur la résistance dans la direction des fibres devrait être complétée par d'autres modes de sollicitation, d'une part pour vérifier l'indépendance de la loi au mode de chargement et d'autre part pour activer d'autres mécanismes d'endommagement que ceux activés par le cisaillement.

Domaine de validité - La prise en compte des contraintes hors plan permettrait d'étendre le domaine de validité du modèle dans la structure. Elle nous permettrait par exemple de modéliser l'endommagement de manière plus précise dans des zones sollicitées hors plan comme les zones de changement d'épaisseur ou les zones d'assemblages qui engendrent notamment des endommagements interplis. Néanmoins le calcul à l'échelle de la section droite de poutre ne serait alors plus approprié, il faudrait passer à des sous modèles plus détaillés de la structure.

Fluage - La modélisation des déformations résiduelles réversibles (fluage) permettrait aussi d'enrichir le modèle d'autant plus que les stratifiés de la pale sur l'extrados et l'intrados sont soumis à des états de contraintes cycliques avec une contrainte moyenne non nulle (cf Section I.2).

Santé matière - Nous avons vu que les propriétés mécaniques du matériau étaient sujettes à de nombreuses variabilités et une méthode a été présentée pour prendre en compte les variations de la fraction volumique de fibres. L'étude de l'influence des porosités et des ondulations de fibres dans le plan et hors plan sur l'endommagement en fatigue permettrait de pouvoir tenir compte de défauts localement identifiés dans la pièce (par contrôle non destructif après fabrication ou par simulation numérique du procédé).

Vieillissement - La prise en compte de l'effet du vieillissement (hydrique en particulier) dans le modèle d'endommagement permettrait d'avoir une meilleure estimation de l'endommagement de la structure et permettrait notamment d'appliquer la démarche proposée au domaine des énergies marines renouvelables immergées, en particulier les hydroliennes dont le développement semble prometteur.

Pour conclure, insistons sur le fait que modéliser l'endommagement en fatigue tel que nous le proposons est utile pour optimiser le dimensionnement d'une grande partie de la structure et permettre ainsi des gains en matière de masse et de coût économique. En effet, la comparaison avec l'approche normative en vigueur, montre que cette dernière semble générer des marges de sécurité importantes[1]. Néanmoins, l'optimisation du dimensionnement des matériaux composites dans la pale sur le seul critère de la fatigue risque de faire apparaître d'autres modes de défaillances que ceux que nous avons modélisés. Or, dans un contexte industriel sécuritaire, les marges de sécurité observées ne pourront être réduites que si tous les mécanismes d'endommagement, ou plus généralement de dégradations responsables des défaillances, sont modélisés. Pour aller dans ce sens, les perspectives identifiées à ce travail concernent : un complément de caractérisation et de modélisation de la résistance dans la direction des fibres et des déformations résiduelles, la prise en compte de l'état de contraintes dans son ensemble, la prise en compte de l'ensemble des variabilités liées au matériau et la modélisation de l'influence du vieillissement.

[1] Ce point devra toutefois être validé par des essais de structure

Références

Andersons J., Korsgaard J. (1999)« Residual strength of GFRP at high-cycle fatigue », *Mech. Compos. Mater.*, vol. 35, n° 5, p. 395-402

Antoniou A. E., Kensche C., Philippidis T. P. (2009)« Mechanical behavior of glass/epoxy tubes under combined static loading. Part I: Experimental », *Smart Compos. Nanocomposites Spec. Issue Regul. Papaers*, vol. 69, n° 13, p. 2241-2247

Arteiro A., Catalanotti G., Xavier J., Camanho P. P. (2013)« Notched response of non-crimp fabric thin-ply laminates », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 79, p. 97-114

Ataya S., Ahmed M. M. Z. (2011)« Forms of discontinuities in 100 kW and 300 kW wind turbine blades », présenté à 10th world wind energy conference & renewable energy exhibition, Le Caire

Ataya S., Ahmed M. M. Z. (2013)« Damages of wind turbine blade trailing edge: Forms, location, and root causes », *Eng. Fail. Anal.*, vol. 35, n° 15, p. 480-488

Bak B. L. V., Sarrado C., Turon A., Costa J. (2014)« Delamination under fatigue loads in composite laminates: A review on the observed phenomenology and computational methods », *Appl. Mech. Rev.*, vol. 66, n° 6, p. 1-24

Berbinau P., Soutis C., Goutas P., Curtis P. T. (1999)« Effect of off-axis ply orientation on 0°-fibre microbuckling », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 30, n° 10, p. 1197-1207

Bond I. P. (1999)« Fatigue life prediction for GRP subjected to variable amplitude loading », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 30, n° 8, p. 961-970

Bond I. P., Farrow I. R. (2000)« Fatigue life prediction under complex loading for XAS/914 CFRP incorporating a mechanical fastener », *Int. J. Fatigue*, vol. 22, n° 8, p. 633-644

Boulanger V. (2016a)« Dossier Fusion-Acquisition », *Le Journal Eolien - Onshore & Offshore*, n° 18, p. 36-42

Boulanger V. (2016b)« En direct des labos », *Le Journal Eolien - Onshore & Offshore*, n° 19, p. 8-9

Brøndsted P., Lilholt H., Lystrup A. (2005)« Composite materials for wind power turbine blades », *Annu. Rev. Mater. Res.*, vol. 35, p. 505-538

Burton T., Jenkins N., Sharpe D., Bossanyi E. (2011) *Wind Energy Handbook*, Second Edition.Wiley

Caous D., Bois C., Wahl J.-C., Palin-Luc T., Valette J. (2015)« Analysis of multiaxial cyclic stress state in a wind turbine blade », présenté à 20th International Conference on Composite Materials (ICCM20), Copenhagen, Denmark

Caous D., Bois C., Wahl J.-C., Palin-Luc T., Valette J. (2017a)« Construction et identification d'un méso-modèle pour la prédiction de la durée de vie et la résistance résiduelle des composites stratifiés », présenté à SF2M 36èmes Journées de Printemps, Paris, France

Caous D., Bois C., Wahl J.-C., Palin-Luc T., Valette J. (2017b)« A method to determine composite material residual tensile strength in the fibre direction as a function of the matrix damage state after fatigue loading », *Compos Part B Eng*, vol. 127, p.15-25

Caous D., Wahl J.-C., Bois C., Palin-Luc T., Valette J. (2017c)« Apports des modèles d'endommagement à l'échelle du pli pour l'optimisation du dimensionnement des pales d'éoliennes en fatigue », présenté aux Journées Nationales Composites (JNC), Champs-sur-Marne, France

Caous D., Bois C., Wahl J.-C., Palin-Luc T., Valette J. (2017d)« Toward composite wind turbine blade fatigue life assessment using ply scale damage model », présenté à Fatigue Design, Senlis, France

Caous D., Lavauzelle N., Valette J., Wahl J.-C. (2018)« Load application method for shell finite element model of wind turbine blade », *Wind Eng.*, vol. 42, n°5, p. 467-482

Caron J. F., Ehrlacher A. (1997)« Modelling the kinetics of transverse cracking in composite laminates », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 57, n° 9–10, p. 1261-1270

Caron J. F., Ehrlacher A. (1999)« Modelling of fatigue microcracking kinetics in crossply composites and experimental validation », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 59, n° 9, p. 1349-1359

CENER (2011)« International statistical analysis on wind turbine failures », présenté à 67th IEA Topical Expert Meeting, Kassel Germany

De Baere I., Van Paepegem W., Hochard C., Degrieck J. (2011)« On the tension–tension fatigue behaviour of a carbon reinforced thermoplastic part II: Evaluation of a dumbbell-shaped specimen », *Polym. Test.*, vol. 30, n° 6, p. 663-672

Debel C. P. (2004)« Identification of damage types in wind turbine blades tested to failure », in *Materialeopførsel og skadesanalyse*, M.A.J. Somers, p. 123-127

Decombe A., Augereau L. (2014)« Actualités », *Le journal des énergies renouvelables*, n° 221, p. 62

Diao X., Lessard L. B., Shokrieh M. M. (1999)« Statistical model for multiaxial fatigue behavior of unidirectional plies », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 59, n° 13, p. 2025-2035

Dong H., Li Z., Wang J., Karihaloo B. L. (2016)« A new fatigue failure theory for multidirectional fiber-reinforced composite laminates with arbitrary stacking sequence », *Int. J. Fatigue*, vol. 87, p. 294-300

Edgren F., Asp L. E., Bull P. H. (2004)« Compressive Failure of Impacted NCF Composite Sandwich Panels - Characterisation of the Failure Process », *J. Compos. Mater.*, vol. 38, n° 6, p. 495-514

Edgren F., Asp L. E., Joffe R. (2006)« Failure of NCF composites subjected to combined compression and shear loading », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 66, n° 15, p. 2865-2877

EFFIWIND (2014)« Plaquette projet EFFIWIND »[En ligne]. Disponible sur: http://www.ademe.fr/sites/default/files/assets/documents/effiwind.pdf. [Consulté le: 10-mars-2017]

El moussaid M. (2016)« Analyse et intégration des spécificités liées au procédé de fabrication dans les modèles de calcul des structures composites : application à la simulation du comportement mécanique des fonds des réservoirs bobinés », PhD thesis, Université de Bordeaux, France

Eliopoulos E. N., Philippidis T. P. (2011)« A progressive damage simulation algorithm for GFRP composites under cyclic loading. Part I: Material constitutive model », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 71, n° 5, p. 742-749

Ellyin F., El-Kadi H. (1990)« A fatigue failure criterion for fiber reinforced composite laminae », *Compos. Struct.*, vol. 15, n° 1, p. 61-74

Enercon (2016)« Turbine Enercon E-126 »[En ligne]. Disponible sur: http://www.enercon.de/fr/produits/ep-4/e-126-ep4/. [Consulté le: 11-mars-2017]

Epaarachchi J. A., Clausen P. D. (2004)« Accelerated Full Scale Fatigue Testing Of a Small Composite Wind Turbine Blade Using A Mechanically Operated Test Rig », présenté à Structural Integrity and Fracture International Conference (SIF2004), Brisbane, Australie

EurObserv'ER (2016)« Baromètre éolien », EurObserv'ER, Etude

Eyer G., Montagnier O., Hochard C., Charles J.-P., Mazerolle F. (2015)« Effect of damage on compressive strength in fiber direction for CFRP », présenté à 20th International Conference on Composite Materials (ICCM20), Copenhagen, Denmark

FEE (2016)« Observatoire de l'éolien 2016 »[En ligne]. Disponible sur: http://fee.asso.fr/wp-content/uploads/2016/09/Observatoire_eolien_2016_FEE_VF.pdf. [Consulté le: 25-sept-2016]

Fernandes da Silva G., Marín J. C., Barroso A. (2011)« Evaluation of shear flow in composite wind turbine blades », *Compos. Struct.*, vol. 93, n° 7, p. 1832-1841

Gamstedt E. K., Sjögren B. A. (2002)« An experimental investigation of the sequence effect in block amplitude loading of cross-ply composite laminates », *Int. J. Fatigue*, vol. 24, n° 2–4, p. 437-446

Garrad Hassan (2013)« Bladed Theory Manual Version 4.4 », Garrad Hassan & Partners Ltd.

Gay D. (2005)*Matériaux composites*, 5ème Edition.Lavoisier

Germanischer Lloyd (2010)« Guideline for the certification of Wind Turbines », Germanischer Lloyd

Griffith D. T., Ashwill T. D. (2011)« The Sandia 100-meter All-glass Baseline wind turbine blade: SNL100-00 », Sandia National Laboratories, United States, Report SAND2011-3779

Guichard M. (2015)« Situation de l'éolien en France »[En ligne]. Disponible sur: http://tpe-eolienne.net/situation-de-leolien-en-france.html. [Consulté le: 25-sept-2016]

GWEC (2016)« Global Wind Report - Annual market update 2015 », Global Wind Energy Coucil, Brussels, Belgium, Etude

Ha S. K., Hayat K., Xu L. (2014)« Effect of shallow-angled skins on the structural performance of the large-scale wind turbine blade », *Renew. Energy*, vol. 71, p. 100-112

Harris B., Gathercole N., Lee J. A., Reiter H., Adam T. (1997)« Life–prediction for constant–stress fatigue in carbon–fibre composites », *Philos. Trans. R. Soc. Lond. Math. Phys. Eng. Sci.*, vol. 355, n° 1727, p. 1259-1294

Harwood M. K. B., Manley R. G. (1943)« On the determination of the phase angle between two sinusoidal variations of equal frequency by means of Lissajou figure », *Math. Gaz.*, vol. 27, n° 276, p. 155-158

Hashin Z., Rotem A. (1973)« A Fatigue Failure Criterion for Fiber Reinforced Materials », *J. Compos. Mater.*, vol. 7, n° 4, p. 448-464

Hochard C., Miot S., Thollon Y. (2014)« Fatigue of laminated composite structures with stress concentrations », *Compos. Part B Eng.*, vol. 65, p. 11-16

Hochard C., Thollon Y. (2010)« A generalized damage model for woven ply laminates under static and fatigue loading conditions », *Int. J. Fatigue*, vol. 32, n° 1, p. 158-165

Huchette C. (2005)« Sur la complémentarité des approches expérimentales et numériques pour la modélisation des mécanismes d'endommagement des composites stratifiés », PhD thesis, Université Paris 6, France

Huchette C., Lévêque D., Carrère N. (2006)« A multiscale damage model for composite laminate based on numerical and experimental complementary tests », in *IUTAM Symposium on Multiscale Modelling of Damage and Fracture Processes in Composite Materials*, p. 241-248

IEA (2013)« Technology Roadmap - Wind energy ». International Energy Agency

IEA (2016)« Key World Energy Statistics ». International Energy Agency

IEC (2005)« IEC 61400-1 Wind turbines Part 1: Design requirements ». International Eletrotechnical Commission

JCGM-WG1 (2008)« Évaluation des données de mesure - Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure ». Groupe de travail 1 du comité commun pour les guides en métrologie

Jensen F. M., Kling A., Sørensen J. D. (2012)« Scale-up of wind turbine blades - Changes in failure type », présenté à European Wind Energy Conference and Exhibition 2012, EWEC 2012, Copenhague, Danemark

Jonkman J. M., Jr. M. L. B. (2005)« FAST User's Guide », National Renewable Energy Laboratory, United States, Technical Report NREL/EL-500-38230

Jørgensen E. R. et al. (2004)« Full scale testing of wind turbine blade to failure - flapwise loading », Risø National Laboratory, Denmark, Full scale blade test report Risø-R-1392(EN)

Kane M. (2016a)« Tendances mondiales dans l'éolien », *Le Journal Eolien - Onshore & Offshore*, n° 18, p. 24-31

Kane M. (2016b)« Tendances mondiales dans l'éolien », *Le Journal Eolien - Onshore & Offshore*, n° 19, p. 26-33

Kawai M. (2010)« Fatigue life prediction of composite materials under constant amplitude loading », in *Fatigue life prediction of composites and composite structures*, Edited by Anastasios P. Vassilopoulos, Woodhead Publishing Limited, p. 177-219

Kelkar A. D., Whitcomb J. D. (2009)« Characterization and Structural Behavior of Braided Composites », U.S. Department of Transportation - Federal Aviation Administration, United States, Final Report DOT/FAA/AR-08/52

Kennedy C. R., Brádaigh C. M. Ó., Leen S. B. (2013)« A multiaxial fatigue damage model for fibre reinforced polymer composites », *Compos. Struct.*, vol. 106, p. 201-210

Konur O., Matthews F. L. (1989)« Effect of the properties of the constituents on the fatigue performance of composites: a review », *Composites*, vol. 20, n° 4, p. 317-328

Kosmann N., Karsten J. M., Schuett M., Schulte K., Fiedler B. (2015)« Determining the effect of voids in GFRP on the damage behaviour under compression loading using acoustic emission », *Compos. Part B Eng.*, vol. 70, p. 184-188

Krueger R. (2004)« Virtual crack closure technique: History, approach, and applications », *Appl. Mech. Rev.*, vol. 57, n° 2, p. 109-143

Ladevèze P., Le Dantec E. (1992)« Damage modelling of the elementary ply for laminated composites », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 43, n° 3, p. 257-267

Ladevèze P., Lubineau G. (2001)« On a damage mesomodel for laminates: micro–meso relationships, possibilities and limits », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 61, n° 15, p. 2149-2158

Laeuffer H. et al. (2016)« Relationship between damage and permeability in liner-less composite tanks: experimental study at the lamina level », présenté à European Conference on Spacecraft Structures Materials and Environmental Testing (ECSSMET), Toulouse, France

Lahuerta F., Nijssen R. P. L., van der Meer F. P., Sluys L. J. (2016)« Thickness scaled compression tests in unidirectional glass fibre reinforced composites in static and fatigue loading », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 123, p. 115-124

Lahuerta F., Nijssen R. P. L., Van der Meer F. P., Sluys L. J. (2015)« Static and dynamic through thickness lamina properties of thick laminates », présenté à 20th International Conference on Composite Materials (ICCM20), Copenhagen, Denmark

Lahuerta F., Westphal T., Nijssen R. P. L. (2012)« Self-heating forecasting for thick laminates testing coupons in fatigue », présenté à The Science of Making Torque from Wind, Oldenburg, Germany

Lai F.-M. et al. (2011)« Development of Fatigue Test System for Small Composite Wind Turbine Blades », *Proc. Twelfth East Asia-Pac. Conf. Struct. Eng. Constr. EASEC12*, vol. 14, p. 2003-2013

Laurin F., Carrere N., Huchette C., Maire J.-F. (2013)« A multiscale hybrid approach for damage and final failure predictions of composite structures », *J. Compos. Mater.*, vol. 47, n° 20-21, p. 2713-2747

Ledru Y. (2009)« Etude de la porosité dans les matériaux composites stratifiés aéronautiques », PhD thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, France

Lévêque D. (1998)« Analyse de la tenue au délaminage des composites stratifiés: identification d'un modèle d'interface interlaminaire », PhD thesis, École Normale Supérieure de Cachan, France

Lian W., Yao W. (2010)« Fatigue life prediction of composite laminates by FEA simulation method », *Int. J. Fatigue*, vol. 32, n° 1, p. 123-133

Lundström T. S. (2000)« The permeability of non-crimp stitched fabrics », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 31, n° 12, p. 1345-1353

Mandell J. F., Reed R. M., Samborsky D. D. (1992)« Fatigue of Fiberglass Wind Turbine Blade Materials », Sandia National Laboratories, United States, Sandia Report SAN92-7005

Mandell J. F., Samborsky D. D. (1997)« DOE/MSU Composite Material Fatigue Database: Test Methods, Materials, and Analysis », Sandia National Laboratories, United States, Sandia Report SAND97-3002

Mandell J. F., Samborsky D. D. (1999)« Effects of material parameters and design details on the fatigue of composite materials for wind turbine blades », présenté à European Wind Energy Conference, Nice, France

Maragoni L., Carraro P. A., Peron M., Quaresimin M. (2017)« Fatigue behaviour of glass/epoxy laminates in the presence of voids », *Int. J. Fatigue*, vol. 95, p. 18-28

Marín J. C., Barroso A., París F., Cañas J. (2009)« Study of fatigue damage in wind turbine blades », *Pap. Present. 24th Meet. Span. Fract. Group Burgos Spain March 2007*, vol. 16, n° 2, p. 656-668

Matsuishi M., Endo T. (1968)« Fatigue of metals subjected to varying stress », présenté à Japan Society of Mechanical Engineers, Fukuoka, Japan

Mattsson D., Joffe R., Varna J. (2008)« Damage in NCF composites under tension: Effect of layer stacking sequence », *Eng. Fract. Mech.*, vol. 75, n° 9, p. 2666-2682

McInnes C. H., Meehan P. A. (2008)« Equivalence of four-point and three-point rainflow cycle counting algorithms », *Int. J. Fatigue*, vol. 30, n° 3, p. 547-559

Meng M., Le H., Grove S., Jahir Rizvi M. (2016)« Moisture effects on the bending fatigue of laminated composites », *Compos. Struct.*, vol. 154, p. 49-60

Miner K. (1945)« Cumulative damage in fatigue », *J. Appl. Mech.*, vol. 67, p. 159-164

Miot S. (2009)« Rupture de structures composites stratifiées sous chargements statique et de fatigue », PhD thesis, Université Aix-Marseille II, France

Multirotor (2016)« Vestas challenges scaling rules with multi-rotor concept demonstration turbine »[En ligne]. Disponible sur: https://www.vestas.com/en/media/news. [Consulté le: 11-mars-2017]

Nairn J. A. (2000)« Matrix microcracking in composites », in *Polymer Matrix Composites*, vol. 2, R. Talreja et J.-A. Manson, Éd. Elsevier Science, p. 403-432

Nijssen R. P. L. (2007)« Fatigue life prediction and strength degradation of wind turbine rotor blade composites », PhD thesis, Delft University of Technology, Netherlands

Nijssen R. P. L. (2014)« OptiDat Database », *Knowledge Centre WMC*[En ligne]. Disponible sur: http://www.wmc.eu/optimatblades_optidat.php

O'Brien T. K. (1981)« Characterisation of delamination onset and growth in a composite laminate », National Aeronautics and Space Administration, United States, NASA Technical Memorandum NASA-TM-81940

Olivier P., Cottu J. P., Ferret B. (1995)« Effects of cure cycle pressure and voids on some mechanical properties of carbon/epoxy laminates », *Composites*, vol. 26, n° 7, p. 509-515

Owen M. J., Howe R. J. (1972)« The accumulation of damage in a glass-reinforced plastic under tensile and fatigue loading », *J. Phys. Appl. Phys.*, vol. 5, n° 9, p. 1637

Paquette J., Van Dam J., Hughes S. (2007)« Structural testing of 9 m carbon fiber wind turbine research blades », présenté à AIAA 2007 Wind Energy Symposium, Nevada, United States

Parvizi A., Garrett K. W., Bailey J. E. (1978)« Constrained cracking in glass fibre-reinforced epoxy cross-ply laminates », *J. Mater. Sci.*, vol. 13, n° 1, p. 195-201

Pascoe J. A., Alderliesten R. C., Benedictus R. (2013)« Methods for the prediction of fatigue delamination growth in composites and adhesive bonds – A critical review », *Eng. Fract. Mech.*, vol. 112–113, p. 72-96

Passipoularidis V. A., Philippidis T. P. (2009)« A study of factors affecting life prediction of composites under spectrum loading », *Int. J. Fatigue*, vol. 31, n° 3, p. 408-417

Passipoularidis V. A., Philippidis T. P., Brondsted P. (2011)« Fatigue life prediction in composites using progressive damage modelling under block and spectrum loading », *Int. J. Fatigue*, vol. 33, n° 2, p. 132-144

Payan J. (2004)« Etude du comportement de composites stratifiés sous chargement statique et de fatigue », PhD thesis, Université Aix-Marseille II, France

Payan J., Hochard C. (2002)« Damage modelling of laminated carbon/epoxy composites under static and fatigue loadings », *Int. J. Fatigue*, vol. 24, n° 2–4, p. 299-306

Philippidis T. P., Eliopoulos E. N. (2010)« A Progressive damage mechanics algorithm for life prediction of composite materials under cyclic complex stress », in *Fatigue life prediction of composites and composite structures*, Edited by Anastasios P. Vassilopoulos, Woodhead Publishing Limited, p. 390-438

Philippidis T. P., Vassilopoulos A. P. (1999)« Fatigue Strength Prediction under Multiaxial Stress », *J. Compos. Mater.*, vol. 33, n° 17, p. 1578-1599

Philippidis T. P., Vassilopoulos A. P. (2002)« Complex stress state effect on fatigue life of GRP laminates. Part II, Theoretical formulation », *Int. J. Fatigue*, vol. 24, n° 8, p. 825-830

Philippidis T. P., Vassilopoulos A. P. (2004)« Life prediction methodology for GFRP laminates under spectrum loading », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 35, n° 6, p. 657-666

Pilato A. (2011)« Caractérisation des structures composites bobinées épaisses, application à l'étude du comportement de réservoirs de stockage d'hydrogène », PhD thesis, Université Bordeaux 1, France

Pipes R. B., Pagano N. J. (1970)« Interlaminar Stresses in Composite Laminates Under Uniform Axial Extension », *J. Compos. Mater.*, vol. 4, n° 4, p. 538-548

Post N. L., Case S. W., Lesko J. J. (2008)« Modeling the variable amplitude fatigue of composite materials: A review and evaluation of the state of the art for spectrum loading », *Int. J. Fatigue*, vol. 30, n° 12, p. 2064-2086

Puck A., Kopp J., Knops M. (2002)« Guidelines for the determination of the parameters in Puck's action plane strength criterion », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 62, n° 3, p. 371-378

Puck A., Mannigel M. (2007)« Physically based non-linear stress–strain relations for the inter-fibre fracture analysis of FRP laminates », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 67, n° 9, p. 1955-1964

Quaresimin M. et al. (2014a)« Damage evolution under cyclic multiaxial stress state: A comparative analysis between glass/epoxy laminates and tubes », *Compos. Part B Eng.*, vol. 61, p. 282-290

Quaresimin M., Carraro P. A. (2013)« On the investigation of the biaxial fatigue behaviour of unidirectional composites », *Compos. Part B Eng.*, vol. 54, p. 200-208

Quaresimin M., Carraro P. A. (2014b)« Damage initiation and evolution in glass/epoxy tubes subjected to combined tension–torsion fatigue loading », *Int. J. Fatigue*, vol. 63, p. 25-35

Quaresimin M., Susmel L., Talreja R. (2010)« Fatigue behaviour and life assessment of composite laminates under multiaxial loadings », *Fourth Int. Conf. Fatigue Compos. ICFC4*, vol. 32, n° 1, p. 2-16

Rakotoarisoa C. (2014)« Prévision de la durée de vie en fatigue des composites à matrice organique tisses interlock », PhD thesis, Université de Technologie de Compiègne, France

Revest N. (2011)« Comportement en fatigue de pièces épaisses en matériaux composites », PhD thesis, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, France

Rivello R. M. (1969a)« Bending and Extension of Beams », in *Theory and Analysis of Flight Structures*, McGraw-Hill, p. 133-177

Rivello R. M. (1969b)« The Torsion of Slender Bodies », in *Theory and Analysis of Flight Structures*, McGraw-Hill, p. 178-223

Robinson P., Galvanetto U., Tumino D., Bellucci G., Violeau D. (2005)« Numerical simulation of fatigue-driven delamination using interface elements », *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 63, n° 13, p. 1824-1848

Ruiz E., Achim V., Soukane S., Trochu F., Bréard J. (2006)« Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 66, n° 3–4, p. 475-486

Rumsey M. A., Paquette J. A. (2008)« Structural health monitoring of wind turbine blades », présenté à SPIE 6933, Smart Sensor Phenomena, Technology, Networks, and Systems, California, United States

Schmidt F., Rheinfurth M., Horst P., Busse G. (2012a)« Effects of local fibre waviness on damage mechanisms and fatigue behaviour of biaxially loaded tube specimens », *Recent Adv. Deform. Fract. Compos. Exp. Anal.*, vol. 72, n° 10, p. 1075-1082

Schmidt F., Rheinfurth M., Horst P., Busse G. (2012b)« Multiaxial fatigue behaviour of GFRP with evenly distributed or accumulated voids monitored by various NDT methodologies », *Int. J. Fatigue*, vol. 43, p. 207-216

Scida D., Aboura Z., Benzeggagh M. L. (2002)« The effect of ageing on the damage events in woven-fibre composite materials under different loading conditions », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 62, n° 4, p. 551-557

Shen C.-H., Springer G. S. (1977)« Effects of Moisture and Temperature on the Tensile Strength of Composite Materials », *J. Compos. Mater.*, vol. 11, n° 1, p. 2-16

Shokrieh M. M., Lessard L. B. (1997a)« Multiaxial fatigue behaviour of unidirectional plies based on uniaxial fatigue experiments — I. Modelling », *Int. J. Fatigue*, vol. 19, n° 3, p. 201-207

Shokrieh M. M., Lessard L. B. (1997b)« Multiaxial fatigue behaviour of unidirectional plies based on uniaxial fatigue experiments—II. Experimental evaluation », *Int. J. Fatigue*, vol. 19, n° 3, p. 209-217

Shokrieh M. M., Taheri-Behrooz F. (2006)« A unified fatigue life model based on energy method », *Compos. Struct.*, vol. 75, n° 1–4, p. 444-450

Sihn S., Kim R. Y., Kawabe K., Tsai S. W. (2007)« Experimental studies of thin-ply laminated composites », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 67, n° 6, p. 996-1008

Smart Blades (2016)« Smart Blades: Development and Design of Intelligent Rotor Blades »[En ligne]. Disponible sur: http://www.smartblades.info/. [Consulté le: 26-sept-2016]

Smith E. W., Pascoe K. J. (1989)« Biaxial Fatigue of a Glass-Fibre Reinforced Composite. Part 1: Fatigue and Fracture Behaviour », in *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF3.,

Edited by M.W. Brown and K.J. Miller, Mechanical Engineering Publications, p. 367-396

Sørensen B. F. et al. (2004)« Improved design of large wind turbine blade of fibre composites based on studies of scale effects (Phase 1) - Summary Report », Risø National Laboratory, Denmark, Risø-R Report Risø-R-1390(EN)

Soutis C., Fleck N. A., Curtis P. T. (1991)« Hole-hole interaction in carbon fibre/epoxy laminates under uniaxial compression », *Composites*, vol. 22, n° 1, p. 31-38

Steeves C. A., Fleck N. A. (2005)« Compressive strength of composite laminates with terminated internal plies », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 36, n° 6, p. 798-805

Stinchcomb W. W. (1986)« Nondestructive evaluation of damage accumulation processes in composite laminates », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 25, n° 2, p. 103-118

SUMR N. M. (2016)« Sandia National Laboratories: News Releases : Enormous blades could lead to more offshore energy in U.S. »[En ligne]. Disponible sur: https://share.sandia.gov/news/resources/news_releases/big_blades/#.V-k058kgeUk. [Consulté le: 26-sept-2016]

Talreja R. (1981)« Fatigue of Composite Materials: Damage Mechanisms and Fatigue-Life Diagrams », *Proc. R. Soc. Lond. Ser. Math. Phys. Sci.*, vol. 378, n° 1775, p. 461-475

Talreja R. (1986)« Stiffness properties of composite laminates with matrix cracking and interior delamination », *Eng. Fract. Mech.*, vol. 25, n° 5–6, p. 751-762

Tang R., Guo Y.-J., Weitsman Y. J. (2004)« An appropriate stiffness degradation parameter to monitor fatigue damage evolution in composites », *Int. J. Fatigue*, vol. 26, n° 4, p. 421-427

Tate J. S., Kelkar A. D. (2008)« Stiffness degradation model for biaxial braided composites under fatigue loading », *Compos. Part B Eng.*, vol. 39, n° 3, p. 548-555

Taylor S. G. et al. (2012)« Wind turbine blade fatigue tests: Lessons learned and application to SHM system development », présenté à 6th European workshop on structural health monitoring, Dresden, Germany

Thawre M. M. et al. (2016)« Effect of ply-drop on fatigue life of a carbon fiber composite under a fighter aircraft spectrum load sequence », *Compos. Part B Eng.*, vol. 86, p. 120-125

Thionnet A., Renard J. (1993)« Meso-macro approach to transverse cracking in laminated composites using Talreja's model », *Compos. Eng.*, vol. 3, n° 9, p. 851-871

Thionnet A., Renard J. (1994)« Laminated composites under fatigue loading: A damage development law for transverse cracking », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 52, n° 2, p. 173-181

Thollon Y. (2009)« Analyse du comportement à rupture de composites stratifiés constitués de plis tissés sous chargements statique et de fatigue », PhD thesis, Université Aix-Marseille II, France

Tual N., Carrère N., Davis P. (2015)« Durabilité des matériaux composites carbone époxy pour applications pales d'hydroliennes », présenté à 19èmes Journées Nationales sur les Composites (JNC19), Lyon, France

Vallons K. (2009)« The behaviour of carbon fibre-epoxy NCF composites under various mechanical loading conditions », PhD thesis, Université Catholique de Leuven, Belgium

Vallons K., Adolphs G., Lucas P., Lomov S. V., Verpoest I. (2013)« Quasi-UD glass fibre NCF composites for wind energy applications: a review of requirements and existing fatigue data for blade materials », *Mech. Ind.*, vol. 14, n° 3, p. 175-189

Vallons K., Adolphs G., Lucas P., Lomov S. V., Verpoest I. (2014)« The influence of the stitching pattern on the internal geometry, quasi-static and fatigue mechanical properties of glass fibre non-crimp fabric composites », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 56, p. 272-279

Van Paepegem W., Degrieck J. (2001a)« Fatigue degradation modelling of plain woven glass/epoxy composites », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 32, n° 10, p. 1433-1441

Van Paepegem W., Degrieck J. (2003)« Modelling damage and permanent strain in fibre-reinforced composites under in-plane fatigue loading », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 63, n° 5, p. 677-694

Van Paepegem W., Degrieck J., De Baets P. (2001b)« Finite element approach for modelling fatigue damage in fibre-reinforced composite materials », *Compos. Part B Eng.*, vol. 32, n° 7, p. 575-588

Varna J., Joffe R., Berglund L. A., Lundström T. S. (1995)« Effect of voids on failure mechanisms in RTM laminates », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 53, n° 2, p. 241-249

Vassilopoulos A. P. (2010)« Introduction to the fatigue life prediction of composite materials and structures: past, present and future prospects », in *Fatigue life prediction of composites and composite structures*, Edited by Anastasios P. Vassilopoulos, Woodhead Publishing Limited, p. 1-44

Wang L. (2001)« Effects of in-plane fiber waviness on the static and fatigue strength of fiberglass », Master of Science Thesis, Montana State University, United States

Wang L., Liu X., Guo L., Renevier N., Stables M. (2014)« A mathematical model for calculating cross-sectional properties of modern wind turbine composite blades », *Renew. Energy*, vol. 64, p. 52-60

Westphal O. (2013)« Détermination rapide de la limite en fatigue de stratifiés carbone/époxy par essais d'auto-échauffement », présenté à 18èmes Journées Nationales sur les Composites (JNC18), École Centrale de Nantes, France

Westphal O. (2014)« Analyse thermomécanique de l'endommagement en fatigue de stratiés carbone/époxy: détermination de la limite d'endurance à partir d'essais d'auto-échauffement », PhD thesis, École Centrale de Nantes, France

Wharmby A. W., Ellyin F. (2002)« Damage growth in constrained angle-ply laminates under cyclic loading », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 62, n° 9, p. 1239-1247

Wisnom M. R. (1999)« Size effects in the testing of fibre-composite materials », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 59, n° 13, p. 1937-1957

Wisnom M. R., Atkinson J. W. (1997)« Reduction in tensile and flexural strength of unidirectional glass fibre-epoxy with increasing specimen size », *Compos. Struct.*, vol. 38, n° 1, p. 405-411

Wisnom M. R., Reynolds T., Gwilliam N. (1996)« Reduction in interlaminar shear strength by discrete and distributed voids », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 56, n° 1, p. 93-101

Zangenberg J., Brøndsted P., Koefoed M. (2014)« Design of a fibrous composite preform for wind turbine rotor blades », *Mater. Des.*, vol. 56, p. 635-641

Annexes

Sommaire

Annexe A. Quelques turbines 260
A.1. Turbines off-shore actuellement sur le marché 260
A.2. Turbines terrestres les plus installées en 2015 en France [FEE16] 261
Annexe B. Comportement mécanique des matériaux composites stratifiés 262
B.1. Comportement élastique du pli unidirectionnel 262
B.2. Théorie des stratifiés (sans déformation résiduelle) 263
B.3. Conséquence de l'introduction d'une déformation résiduelle à l'échelle du pli sur la théorie des stratifiés 264
Annexe C. Analyse de l'état de contraintes cycliques multiaxial : Démonstration 265
Annexe D. Analyse de l'état de contraintes cycliques multiaxial : Vues complémentaires 266
D.1. Analyse uniaxiale 266
D.1.1. Rapport de charge longitudinal 266
D.1.2. Contrainte minimale longitudinale 267
D.1.3. Contrainte moyenne longitudinale 267
D.2. Analyse multiaxiale 268
D.2.1. Direction principale de sollicitation 268
D.2.2. Analyse de la biaxialité 272
D.3. Analyse du critère de Puck 284
D.3.1. Pli 0° 284
D.3.2. Pli +45° 285
D.3.3. Pli -45° 285
Annexe E. Modes de rupture observés lors des essais 286
E.1. Stratifié $[0]_3$ 286
E.2. Stratifié $[\pm 45]_{2s}$ 287
E.3. Stratifié $[\pm 65]_{2s}$ 288
E.4. Stratifié $[\pm 45/0/\pm 45]$ 289
E.5. Stratifié $[0/90]_{2s}$ 290
Annexe F. Calcul de la matrice tangente du pli et du stratifié 292
F.1. Expression de la matrice tangente du pli 292
F.2. Expression de la matrice tangente du stratifié 293
Annexe G. Identification du comportement en cisaillement dans un essai $[\pm 45]_s$ 294
Annexe H. Identification du couplage cisaillement-transverse dans un essai $[\pm 65]_s$ 296

Annexe A. Quelques turbines

A.1. Turbines off-shore actuellement sur le marché

Siemens : SWT-6.0-154[1]

Puissance nominale : 6,0 MW
Diamètre rotor : 154 m
Classe : IA
Transmission : Entrainement direct

Siemens : SWT-4.0-130[2]

Puissance nominale : 4,0 MW
Diamètre rotor : 130 m
Classe : IB (diamètre 120 en IA)
Transmission : Boite de vitesse

Senvion : 6.2M152[3]

Puissance nominale : 6,2 MW
Diamètre rotor : 152 m
Classe : S
Transmission : Boite de vitesse

GE : Haliade 150-6MW[4]

Puissance nominale : 6,0 MW
Diamètre rotor : 150 m
Classe : IB
Transmission : Entrainement direct

Adwen : AD 5-135[5]

Puissance nominale : 5 MW
Diamètre rotor : 135 m
Classe : nc
Transmission : nc

Adwen : AD 8-180[6]

Puissance nominale : 8 MW
Diamètre rotor : 180 m
Classe : IB
Transmission : Boite de vitesse

[1] Source image : http://www.siemens.com/
[2] Source image : https://www.wind-energy-market.com/
[3] Source image : https://www.senvion.com/global/
[4] Source image : http://alstomenergy.gepower.com/
[5] Source image : http://www.adwenoffshore.com/
[6] Source image : http://www.adwenoffshore.com/

A.2. Turbines terrestres les plus installées en 2015 en France [FEE16]

Vestas : V-90[1]

Puissance nominale : 1.8 - 3 MW
Diamètre rotor : 90 m
Classe : IA, IIA, IIIA
Pitch

Senvion : MM92[2]

Puissance nominale : 1.8 - 3 MW
Diamètre rotor : 92,5 m
Classe : IIA
Pitch

Enercon : E-82[3]

Puissance nominale : 2 MW
Diamètre rotor : 82 m
Classe : IIA
Pitch

Nordex : N100[4]

Puissance nominale : 2,5 – 3,3 MW
Diamètre rotor : 100 m
Classe : I-II
Pitch

Gamesa : G-90[5]

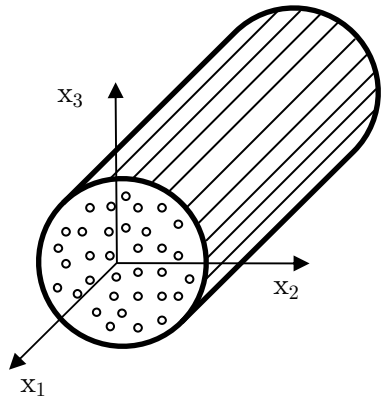
Puissance nominale : 2 MW
Diamètre rotor : 90 m
Classe : IIA/IIIA
Pitch

[1] Source image : http://www.windpowermonthly.com/article/1096558/eolus-vind-acquires-36mw-vestas
[2] Source image : https://www.senvion.com/
[3] Source image : http://en.wind-turbine-models.com/foto/7327/enercon-gmbh-e-82-2.000-kw-wind-turbine-generator-klein-lessen-dillenberg-germany
[4] Source image : http://www.nordex-online.com/
[5] Source image : http://www.renugen.co.uk/gamesa-g90-2mw-wind-turbine/

Annexe B. Comportement mécanique des matériaux composites stratifiés

B.1. Comportement élastique du pli unidirectionnel

Le pli d'unidirectionnel, qui participe à la composition du stratifié, est considéré comme isotrope transverse. Sa loi de comportement est donc donnée par la matrice de souplesse suivante (en négligeant les phénomènes d'origine thermique) :



$$[S]=\begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{21}}{E_2} & \frac{-\nu_{12}}{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2(1+\nu_{23})}{E_2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \quad \text{(B.1)}$$

Lorsque les plis sont de faible épaisseur nous supposons que la contrainte hors plan est nulle. Nous nous plaçons donc dans des hypothèses de contraintes planes qui réduisent la matrice de souplesse à une matrice 3x3. Le comportement élastique du pli devient :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1^e \\ \varepsilon_2^e \\ \gamma_{12}^e \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{21}}{E_2} & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad \text{(B.2)}$$

L'inversion de la matrice de souplesse donnée en (B.2) donne la matrice de raideur $[K]$ suivante dans le repère du pli :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{(1-\nu_{12}\nu_{21})} & \frac{\nu_{21}E_1}{(1-\nu_{12}\nu_{21})} & 0 \\ \frac{\nu_{12}E_2}{(1-\nu_{12}\nu_{21})} & \frac{E_2}{(1-\nu_{12}\nu_{21})} & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1^e \\ \varepsilon_2^e \\ \gamma_{12}^e \end{Bmatrix} \quad \text{(B.3)}$$

Puis par rotation, nous obtenons, pour chaque pli d'indice *k*, la matrice $[K]_k$ dans le repère du stratifié [Gay05] :

$$\begin{Bmatrix} (\sigma_x)_k \\ (\sigma_y)_k \\ (\tau_{xy})_k \end{Bmatrix} = [K]_k \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^e \\ \varepsilon_y^e \\ \gamma_{xy}^e \end{Bmatrix} \tag{B.4}$$

avec :

$$(K_{11})_k = c^4 K_{11} + s^4 K_{22} + 2c^2 s^2 (K_{12} + 2K_{33})$$
$$(K_{22})_k = s^4 K_{11} + c^4 K_{22} + 2c^2 s^2 (K_{12} + 2K_{33})$$
$$(K_{33})_k = c^2 s^2 (K_{11} + K_{22} - 2K_{12}) + (c^2 - s^2)^2 K_{33}$$
$$(K_{12})_k = c^2 s^2 (K_{11} + K_{22} - 4K_{33}) + (c^4 + s^4) K_{12}$$
$$(K_{13})_k = cs\{c^2 K_{11} - s^2 K_{22} - (c^2 - s^2)(K_{12} + 2K_{33})\}$$
$$(K_{23})_k = cs\{s^2 K_{11} - c^2 K_{22} + (c^2 - s^2)(K_{12} + 2K_{33})\}$$

Expressions dans lesquelles $c = \cos(\theta)$ et $s = \sin(\theta)$ avec θ l'angle du pli dans le repère du stratifié.

B.2. Théorie des stratifiés (sans déformation résiduelle)

Nous supposerons dans ce travail que le stratifié est sollicité en membrane.

Soit $\underline{\sigma}_{strat}$ le vecteur des contraintes planes moyennes auquel le stratifié est soumis. Ces contraintes s'obtiennent en intégrant la contrainte dans l'épaisseur, et en supposant que les contraintes sont constantes dans chaque pli nous obtenons donc :

$$\underline{\sigma}_{strat} = \frac{1}{h} \sum_{k=1^{er}\,pli}^{n^{ème}\,pli} \underline{\sigma}_{k,(x,y,z)} e_k \tag{B.5}$$

où e_k est l'épaisseur du pli d'indice *k* dans le stratifié d'épaisseur totale *h*. En considérant la relation (B.4), cette relation devient :

$$\underline{\sigma}_{strat} = \frac{1}{h} \sum_{k=1^{er}\,pli}^{n^{ème}\,pli} [K]_k \underline{\varepsilon}^e_{k,(x,y,z)} e_k \tag{B.6}$$

En considérant que la déformation élastique de membrane $\underline{\varepsilon}^e_{k,(x,y,z)}$ est constante dans l'épaisseur du stratifié et donc égale à $\underline{\varepsilon}^e_{strat}$, la relation (B.6) s'écrit usuellement sous la forme :

$$\underline{\sigma}_{strat} = \frac{1}{h} [A] \underline{\varepsilon}^e_{strat} \tag{B.7}$$

où $[A]$ est la matrice de raideur de membrane du stratifié calculée de la manière suivante :

$$A_{ij} = \sum_{k=1^{er}\,pli}^{n^{ième}\,pli} (K_{ij})_k . e_k \tag{B.8}$$

B.3. Conséquence de l'introduction d'une déformation résiduelle à l'échelle du pli sur la théorie des stratifiés

La théorie des stratifiés est formulée avec des hypothèses de comportement élastique linéaire [Gay05]. Si l'introduction de variables modélisant la perte de raideur n'apporte pas de modification à la théorie des stratifiés, l'introduction d'une déformation résiduelle doit être prise en compte et les modifications qui en découlent sont traitées ici.

La théorie des stratifiés fait l'hypothèse que la déformation totale du stratifié est continue dans l'épaisseur et plus particulièrement qu'elle est constante dans le cas d'une sollicitation en membrane. Tous les plis sont donc sollicités par la même déformation totale $\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_{strat}$ qui se décompose pour chaque pli k, de façon différente en fonction de l'état d'endommagement de chacun, en une déformation élastique $\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_k^e$ et éventuellement une déformation résiduelle $\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_k^p$.

L'introduction de cette déformation résiduelle à l'échelle des plis, transmissible à l'échelle du stratifié nous oblige à réécrire la relation de comportement du stratifié.

La relation (B.6) devient alors :

$$\underline{\boldsymbol{\sigma}}_{strat} = \frac{1}{h} \sum_{k=1^{er}\,pli}^{n^{ème}\,pli} [K]_k \left[\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_{strat} - \underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_{k,(x,y,z)}^p \right] e_k \tag{B.9}$$

que l'on peut mettre sous la forme :

$$\underline{\boldsymbol{\sigma}}_{strat} = \frac{1}{h} [A] \underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_{strat} - \frac{1}{h} \sum_{k=1^{er}\,pli}^{n^{ème}\,pli} [K]_k \underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_{k,(x,y,z)}^p e_k \tag{B.10}$$

Ecrivons la relation (B.10) comme suit :

$$\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_{strat} = [A]^{-1} \left(h \underline{\boldsymbol{\sigma}}_{strat} + \sum_{k=1^{er}\,pli}^{n^{ème}\,pli} [K]_k \underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_{k,(x,y,z)}^p e_k \right) \tag{B.11}$$

Par analogie, nous obtenons à l'échelle du stratifié, la déformation élastique et la déformation résiduelle :

$$\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_{strat}^e = h [A]^{-1} \underline{\boldsymbol{\sigma}}_{strat} \tag{B.12}$$

$$\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_{strat}^p = [A]^{-1} \sum_{k=1^{er}\,pli}^{n^{ème}\,pli} [K]_k \underline{\boldsymbol{\varepsilon}}_{k,(x,y,z)}^p e_k \tag{B.13}$$

Annexe C. Analyse de l'état de contraintes cycliques multiaxial : Démonstration

Nous démontrons ici la relation (I.13) entre la hauteur au milieu d'une ellipse et le déphasage.

Montrons que $\left|\phi_{2,1}\right| = \arcsin\left(\frac{D_{2,1}}{2.\sigma_2^a}\right)$

Partons de la définition de σ_1 et de σ_2

$$\begin{cases}\sigma_1(t) = \sigma_1^m + \sigma_1^a \sin(\omega t) \\ \sigma_2(t) = \sigma_2^m + \sigma_2^a \sin(\omega t - \phi_{2,1})\end{cases} \quad \text{(C.1)}$$

avec $\phi \in \left]-\pi;\pi\right]$ et $\omega t \in [0\,;2\pi[$

Plaçons-nous à *t* tel que $\sigma_1 = \sigma_1^m$.

On a alors $\sigma_1^a \sin(\omega t) = 0$ qui admet deux solutions :

- Soit $\sigma_1^a = 0$ qui ne nous intéresse pas
- Soit $\sin(\omega t) = 0$ d'où $\omega t = 0 \pm \pi$

Dans le cas où $\sigma_1^a \neq 0$, on peut donc écrire que pour $\sigma_1 = \sigma_1^m$, deux abscisses σ_2 sont possibles :

- Soit $\sigma_2(0) = \sigma_2^m - \sigma_2^a \sin(\phi_{2,1})$
- Soit $\sigma_2(\pi) = \sigma_2^m + \sigma_2^a \sin(\phi_{2,1})$

Posons $D_{2,1}$ la distance entre ces deux points.

$$D_{2,1} = \left|\sigma_2(0) - \sigma_2(\pi)\right| = 2.\sigma_2^a \sin(\left|\phi_{2,1}\right|) \quad \text{(C.2)}$$

Le déphasage $\phi_{2,1}$ vérifie donc l'égalité :

$$\left|\phi_{2,1}\right| = \arcsin\left(\frac{D_{2,1}}{2.\sigma_2^a}\right) \quad \text{(C.3)}$$

Annexe D. Analyse de l'état de contraintes cycliques multiaxial : Vues complémentaires

Nous détaillons ici les vues d'analyse de l'état de contraintes dans la pale issu d'une simulation d'un tour de turbine sous vent moyen. Ces résultats sont complémentaires à ceux présentés et discutés à la Section I.2.

D.1. Analyse uniaxiale

D.1.1. Rapport de charge longitudinal

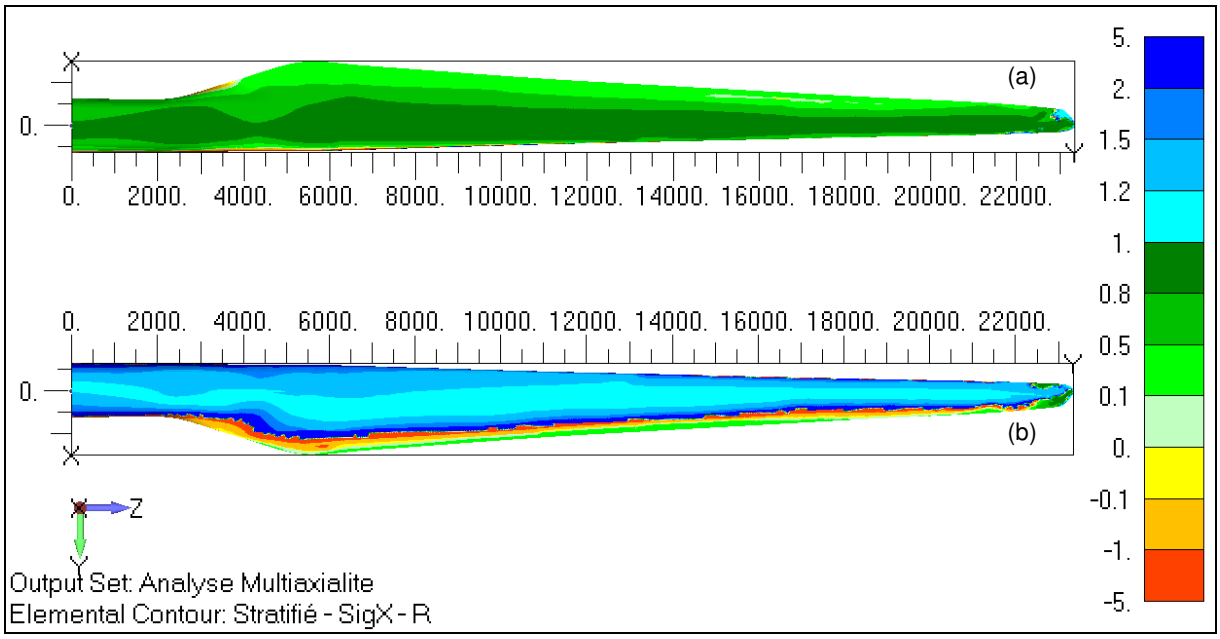


Figure D.1 : Rapport de charge longitudinal R à l'échelle du stratifié (a) Intrados (b) Extrados (échelle non linéaire)

D.1.2. Contrainte minimale longitudinale

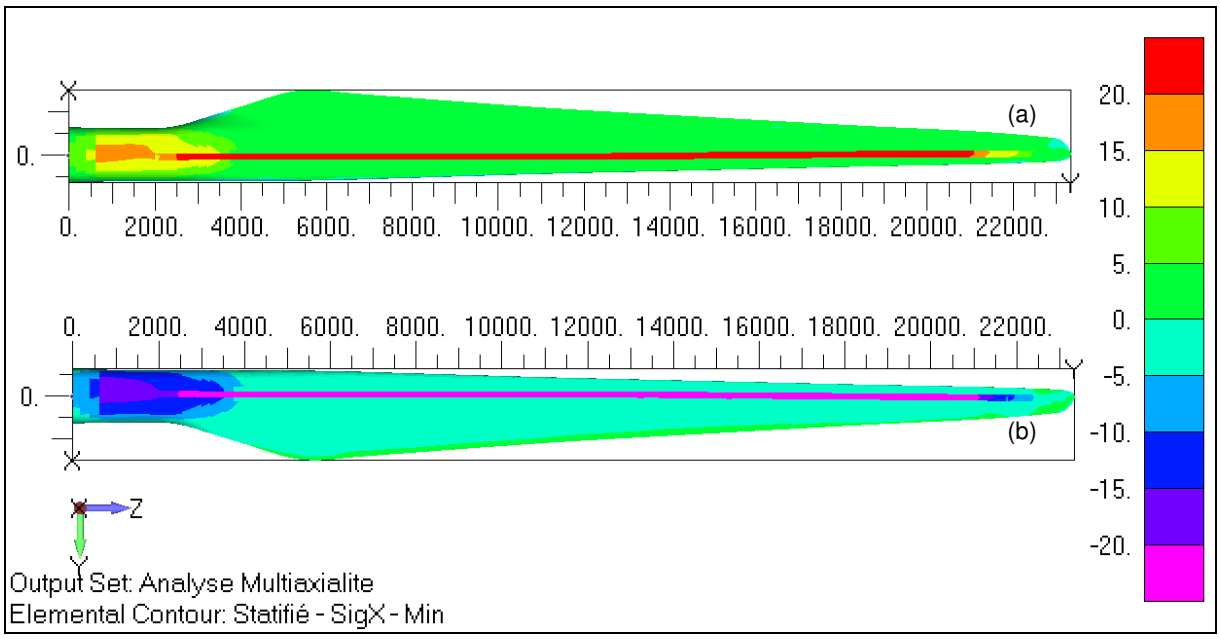


Figure D.2 : Contrainte minimale σ_x^{min} longitudinale à l'échelle du stratifié (a) Intrados (b) Extrados (MPa)

D.1.3. Contrainte moyenne longitudinale

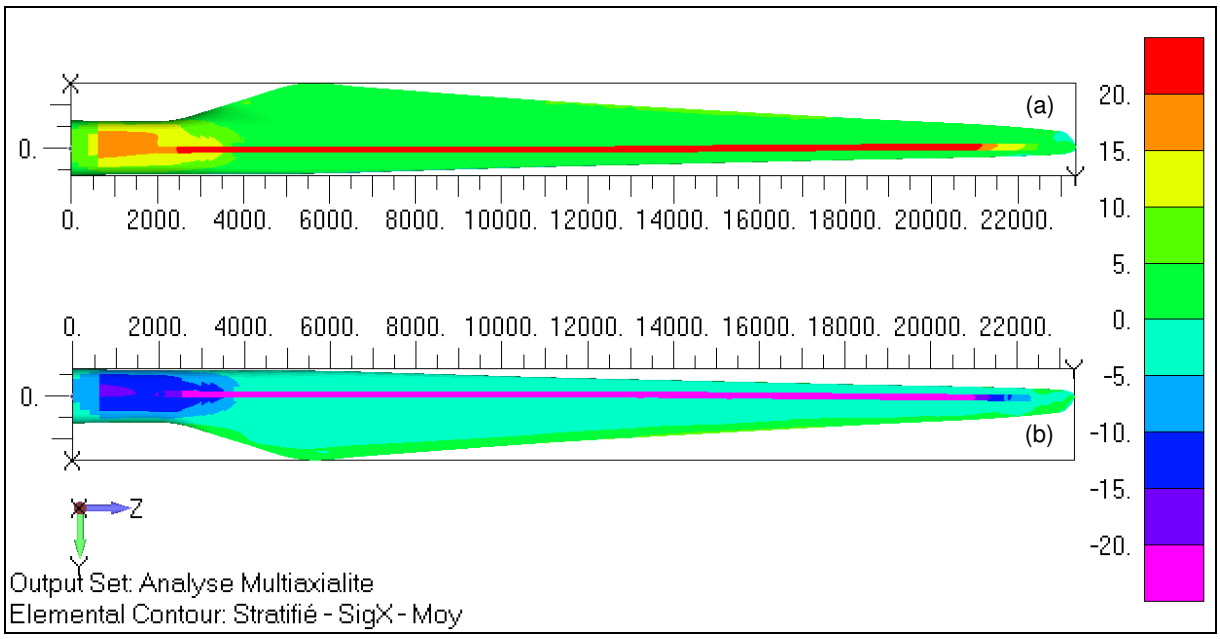


Figure D.3 : Contrainte moyenne σ_x^m longitudinale à l'échelle du stratifié (a) Intrados (b) Extrados (MPa)

D.2. Analyse multiaxiale

D.2.1. Direction principale de sollicitation

a. Echelle du stratifié

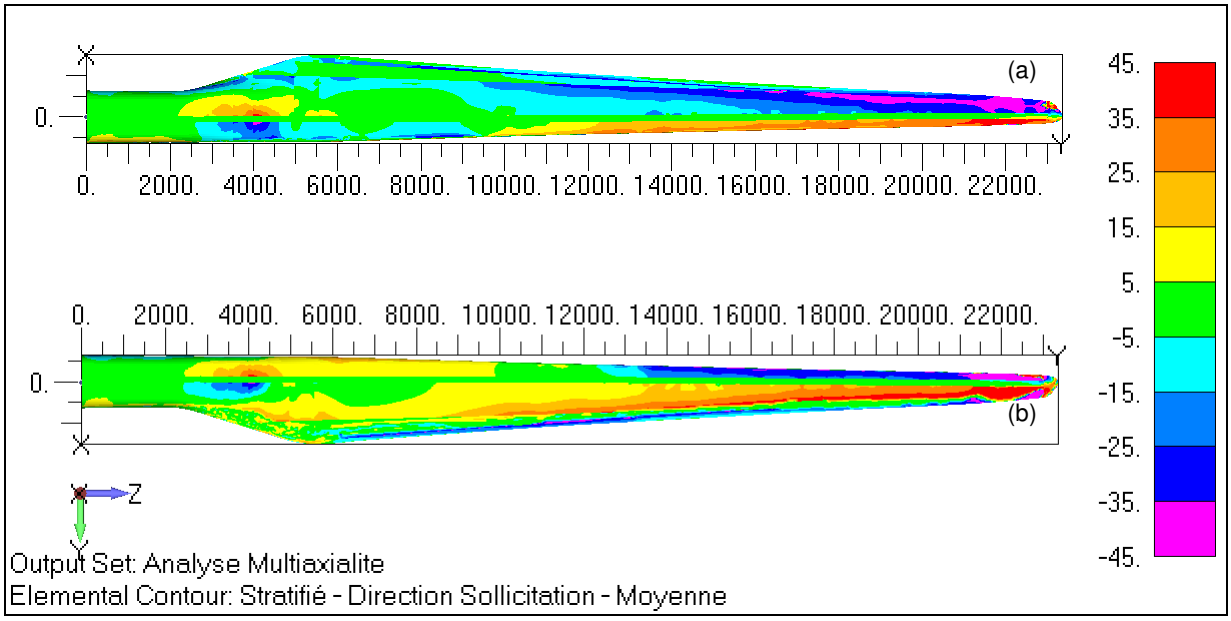


Figure D.4 : Moyenne de la direction principale de la sollicitation Θ^m à l'échelle du stratifié (a) Intrados (b) Extrados (degrés)

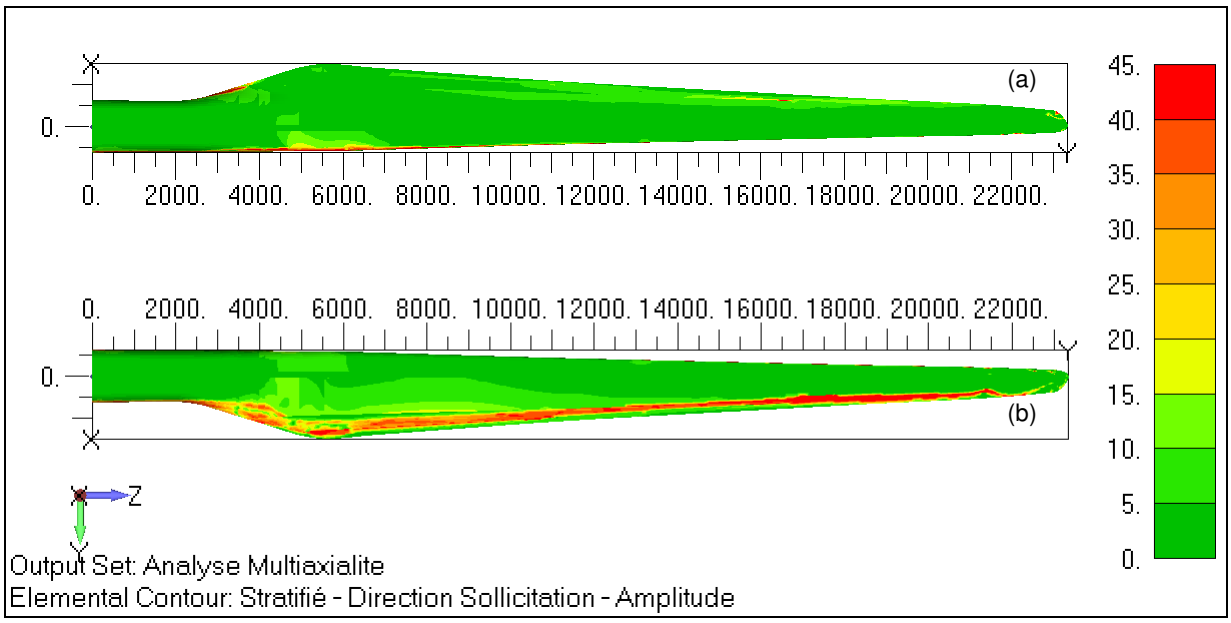


Figure D.5 : Amplitude de la direction principale de la sollicitation Θ^a à l'échelle du stratifié (a) Intrados (b) Extrados (degrés)

b. Echelle du pli

i. Plis 0°

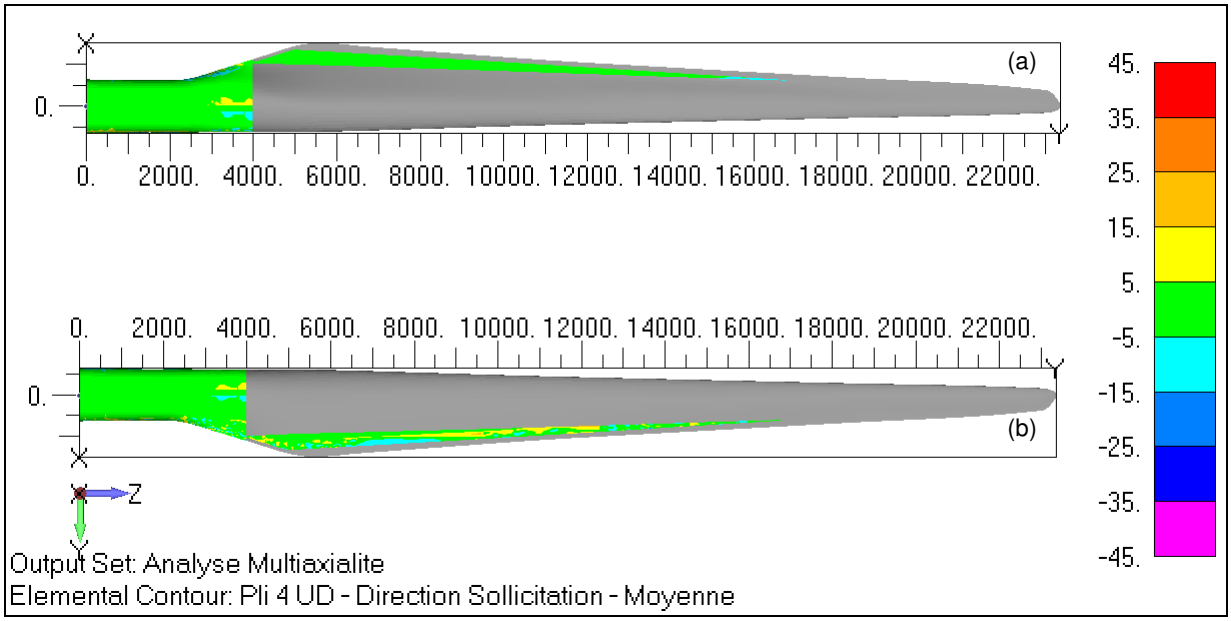


Figure D.6 : Moyenne de la direction principale de la sollicitation Θ^m dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

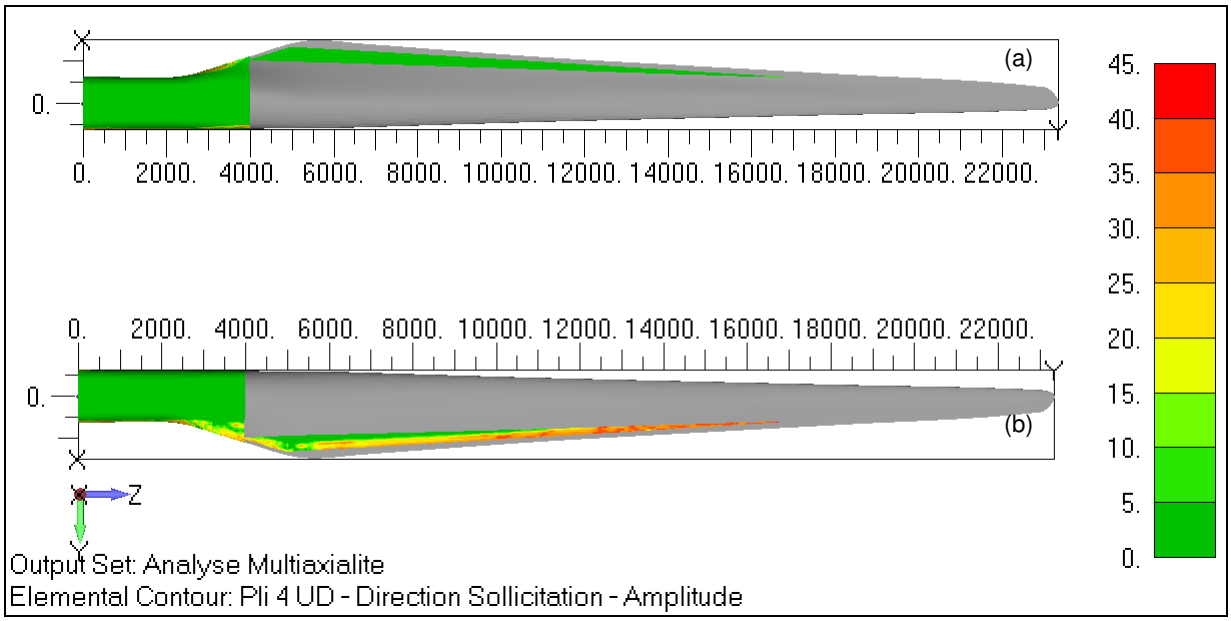


Figure D.7 : Amplitude de la direction principale de la sollicitation Θ^a dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

ii. Plis +45°

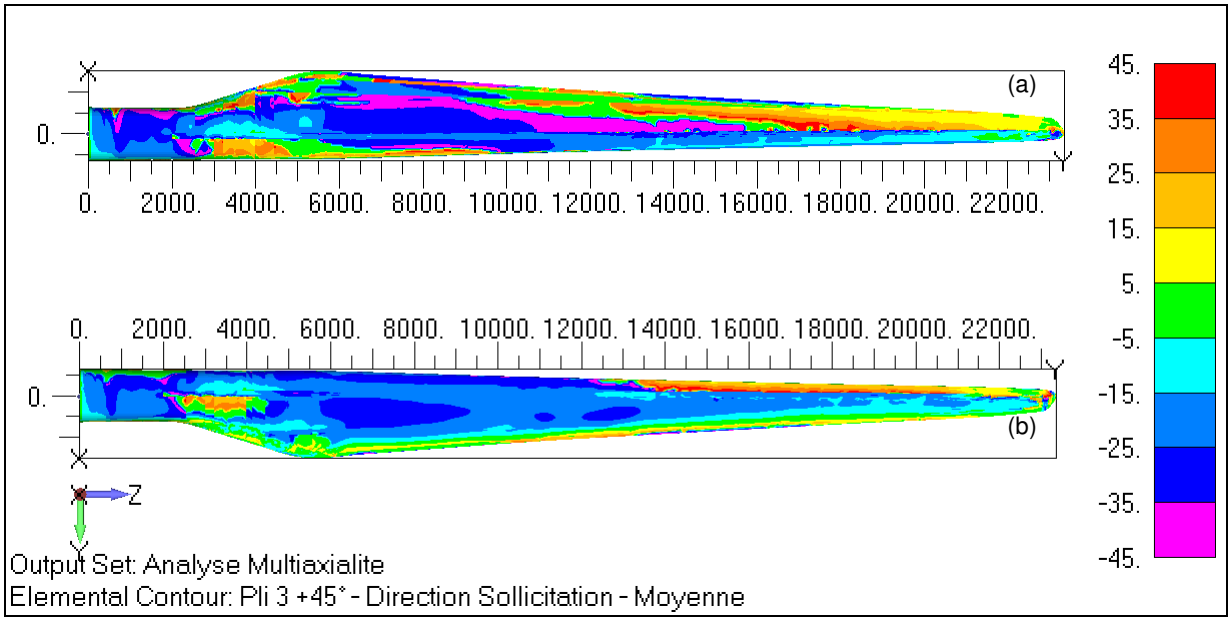


Figure D.8 : Moyenne de la direction principale de la sollicitation Θ^m dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

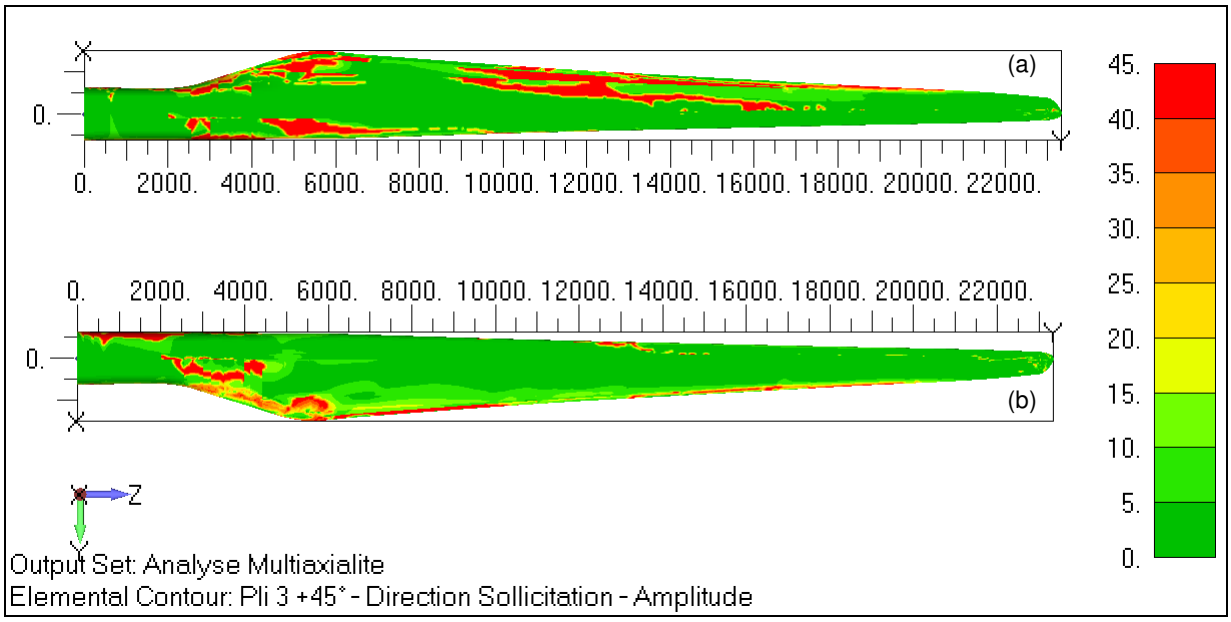


Figure D.9 : Amplitude de la direction principale de la sollicitation Θ^a dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

iii. Plis -45°

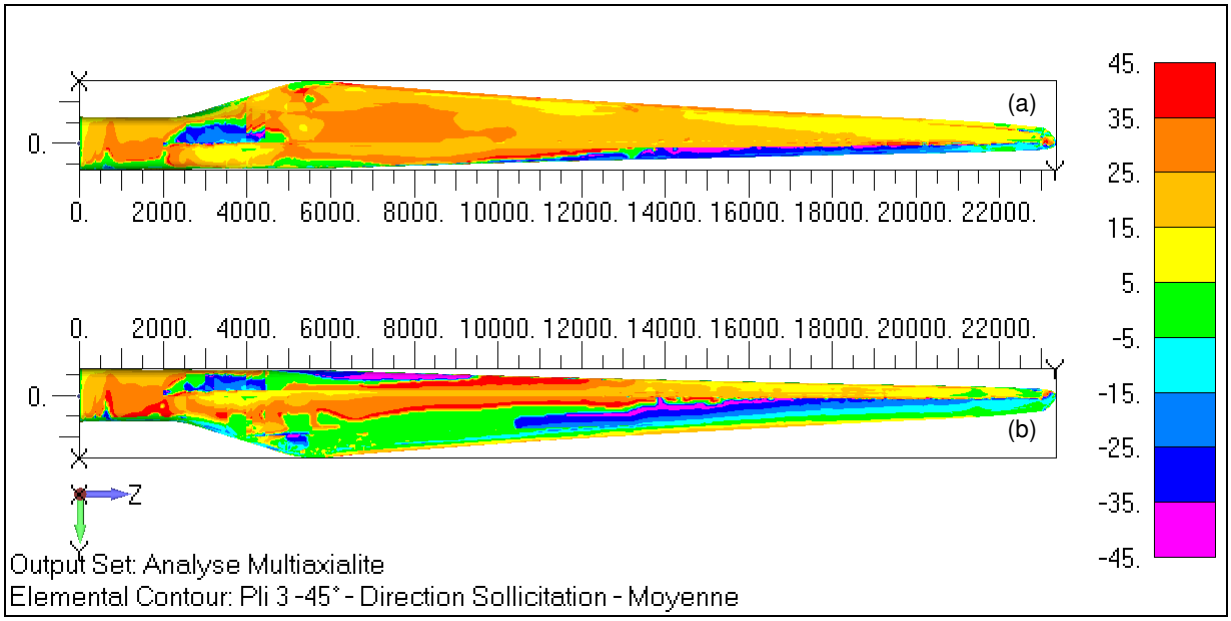


Figure D.10 : Moyenne de la direction principale de la sollicitation Θ^m dans les plis à -45°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

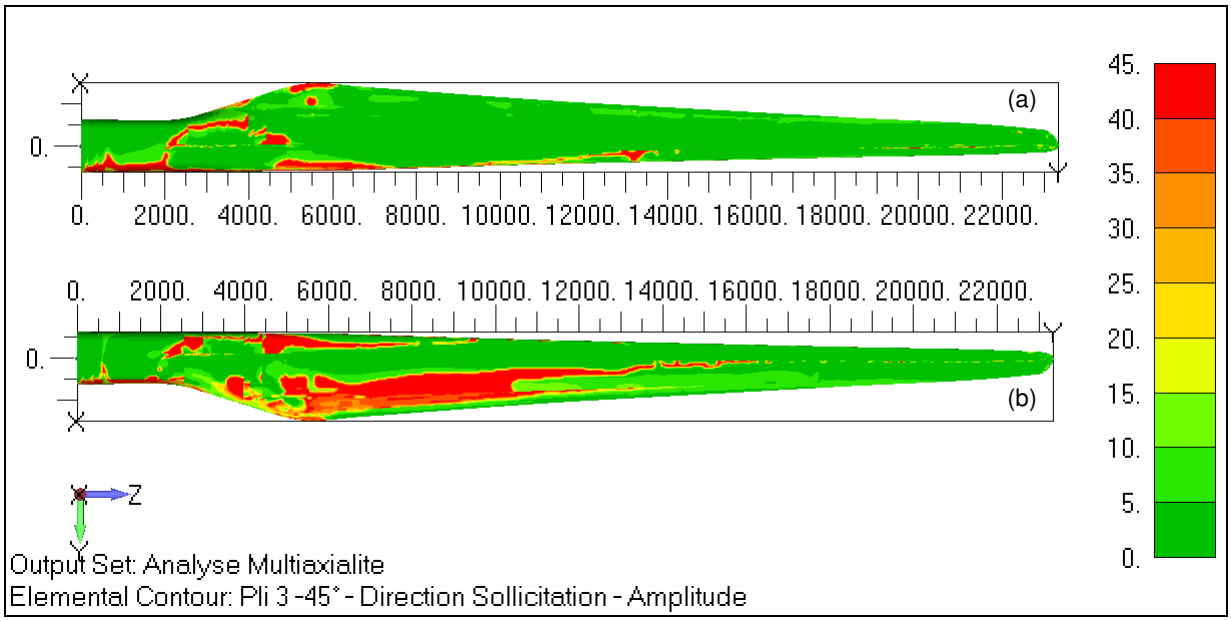


Figure D.11 : Amplitude de la direction principale de la sollicitation Θ^a dans les plis à -45°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

D.2.2. Analyse de la biaxialité

a. Echelle du stratifié

i. Stratifié - σ_y vs σ_x

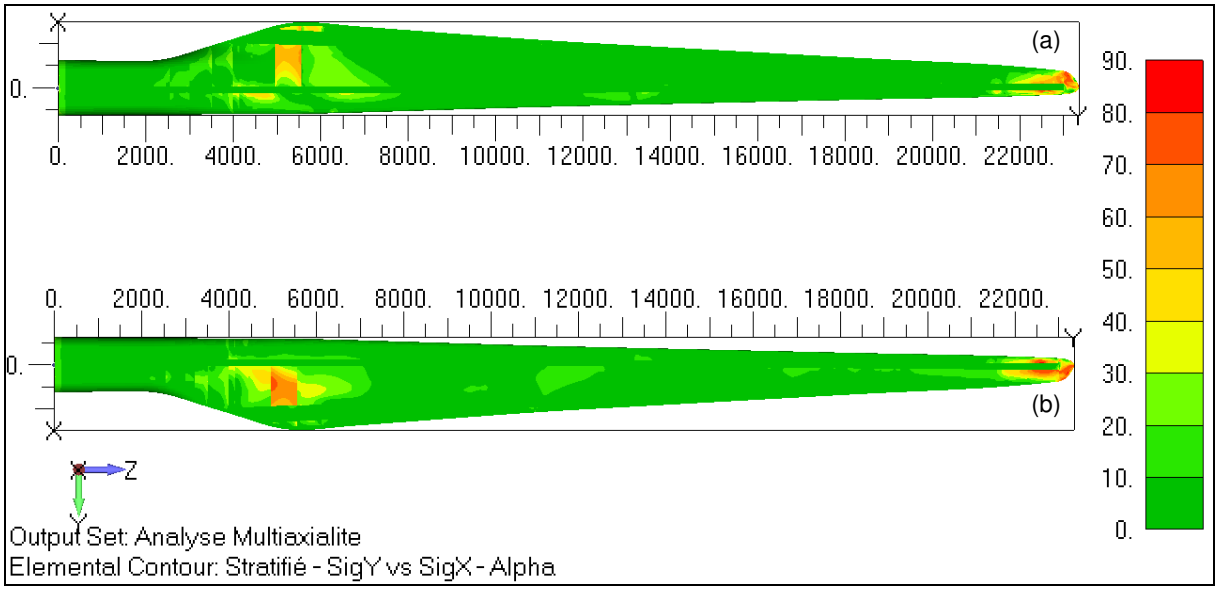


Figure D.12 : Biaxialité σ_y par rapport à σ_x - Angle $\alpha_{y,x}$ du stratifié
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

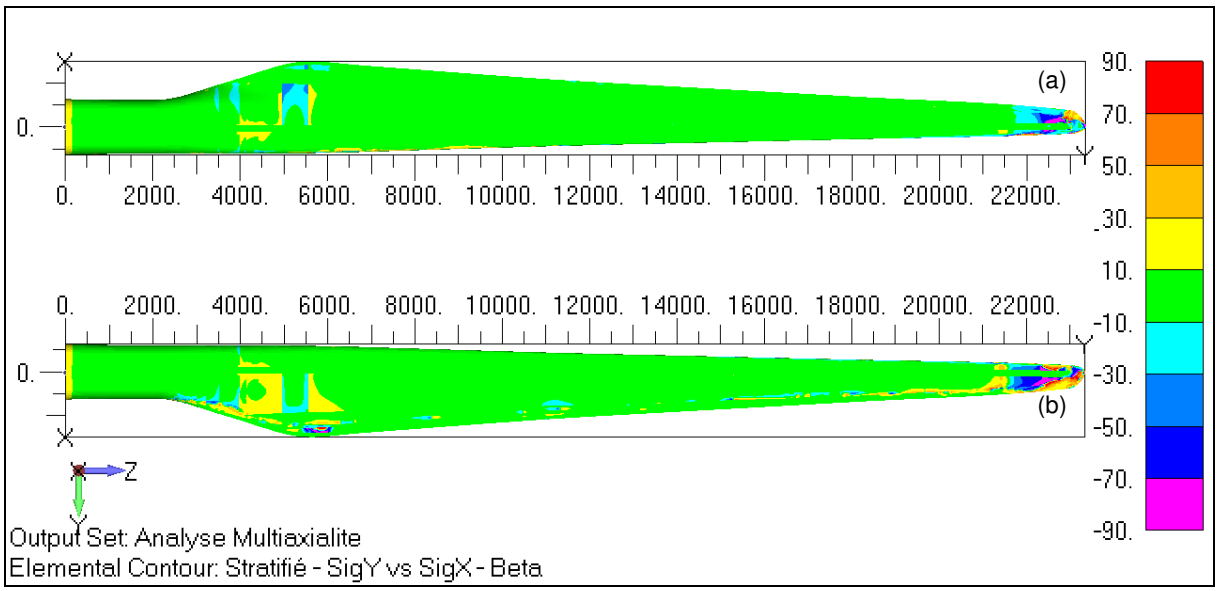


Figure D.13 : Biaxialité σ_y par rapport à σ_x - Angle $\beta_{y,x}$ du stratifié
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

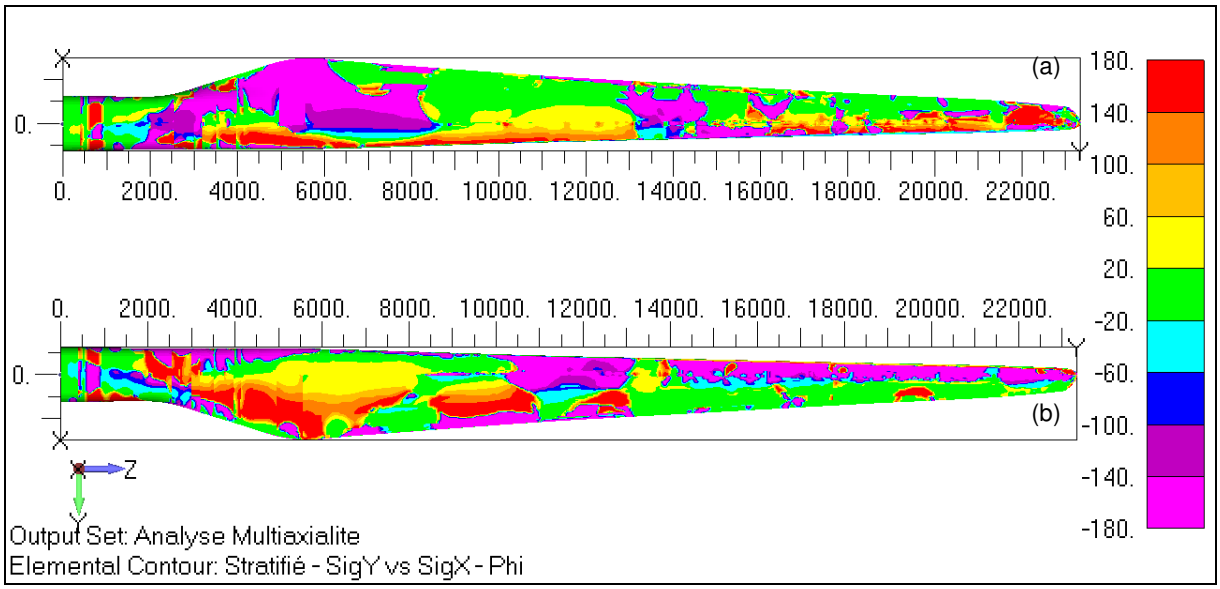


Figure D.14 : Biaxialité σ_y par rapport à σ_x - Déphasage $\phi_{y,x}$ du stratifié
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

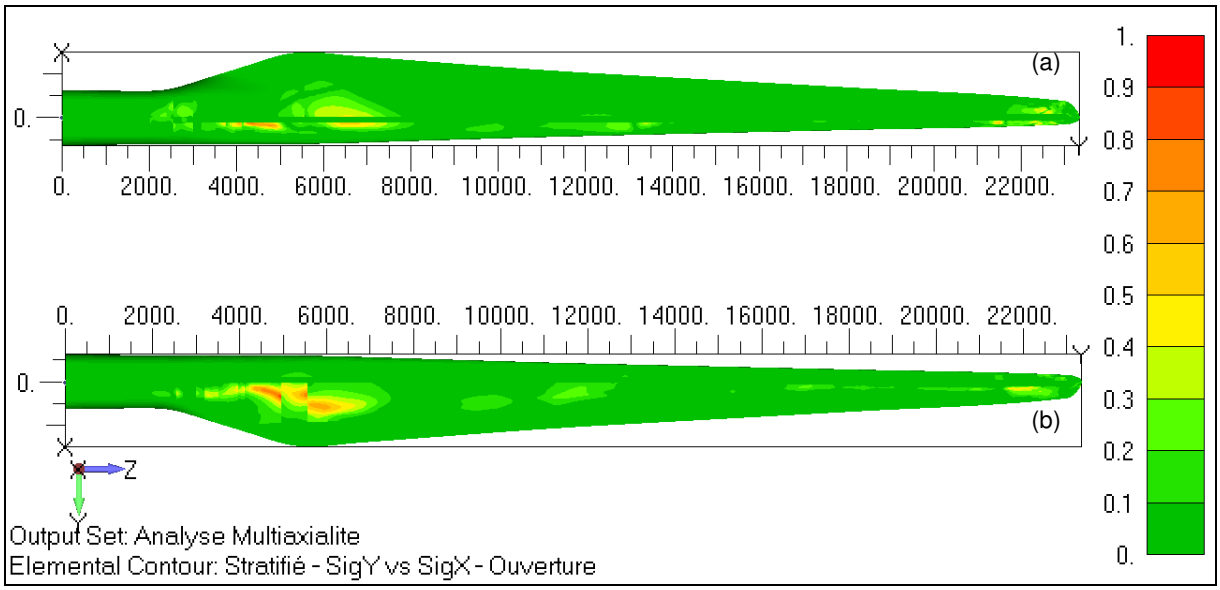


Figure D.15 : Biaxialité σ_y par rapport à σ_x - Ouverture $(b/a)_{y,x}$ du stratifié
(a) Intrados (b) Extrados

ii. Stratifié - τ_{xy} vs σ_x

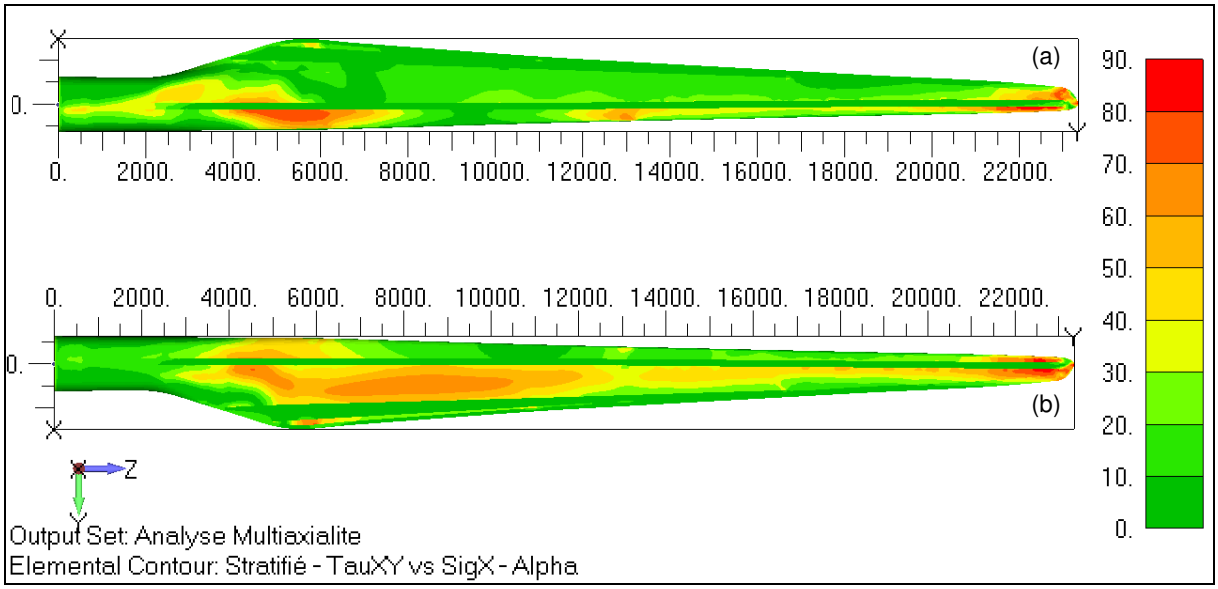


Figure D.16 : Biaxialité τ_{xy} par rapport à σ_x - Angle $\alpha_{xy,x}$ du stratifié
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

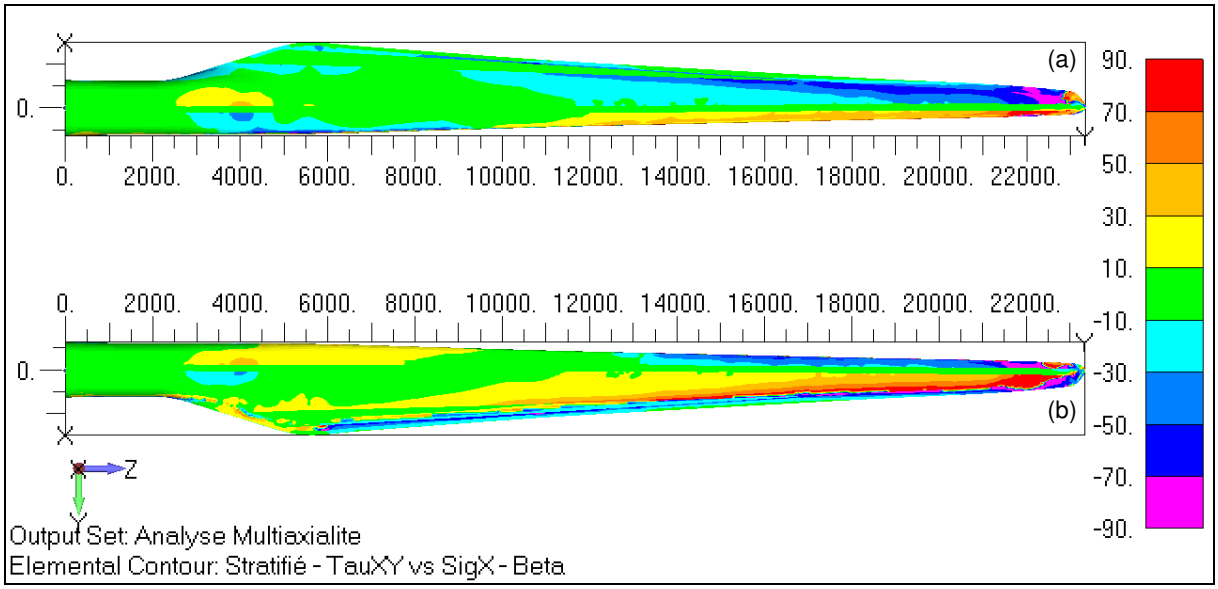


Figure D.17 : Biaxialité τ_{xy} par rapport à σ_x - Angle $\beta_{xy,x}$ du stratifié
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

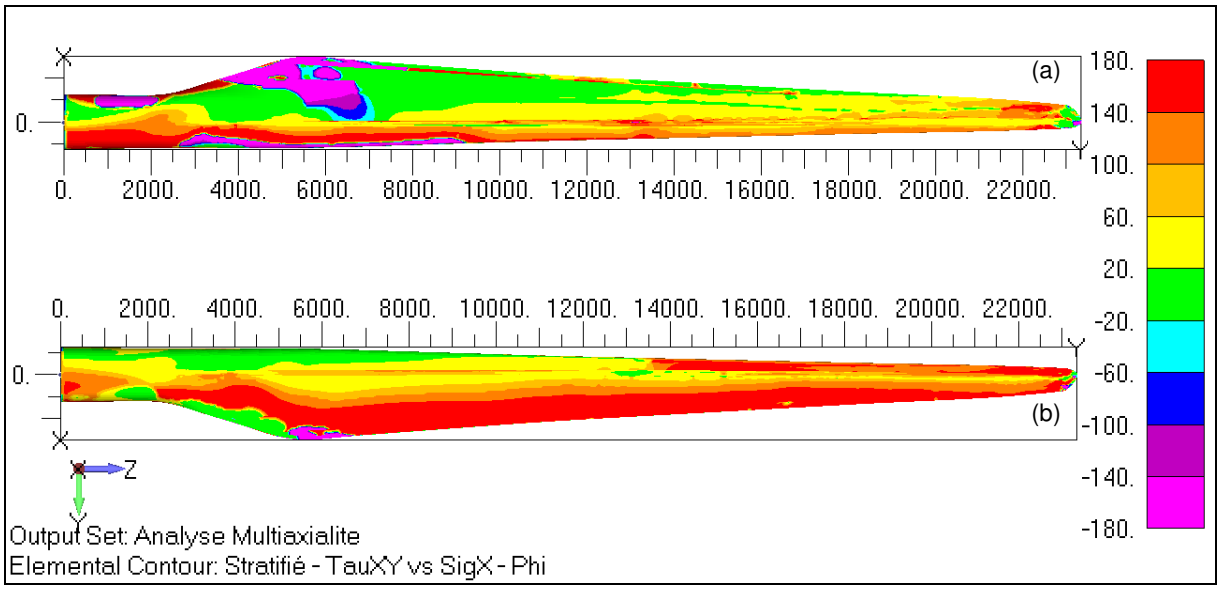


Figure D.18 : Biaxialité τ_{xy} par rapport à σ_x - Déphasage $\phi_{xy,x}$ du stratifié
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

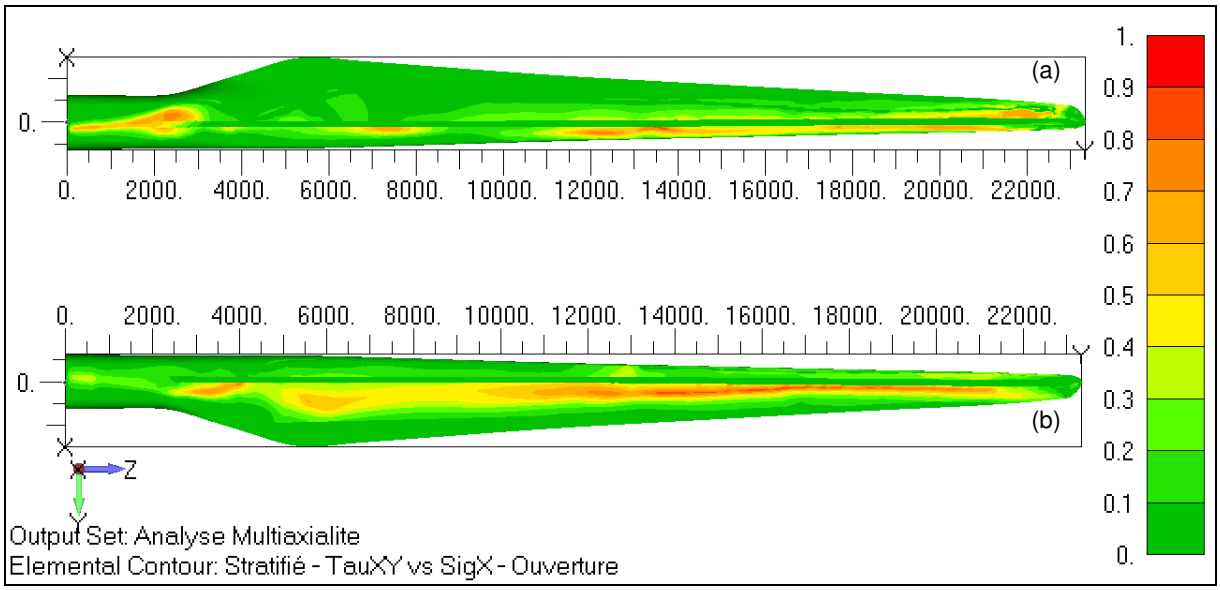


Figure D.19 : Biaxialité τ_{xy} par rapport à σ_x - Ouverture $(b/a)_{xy,x}$ du stratifié
(a) Intrados (b) Extrados

b. Echelle du pli

i. Plis 0° - σ_2 vs σ_1

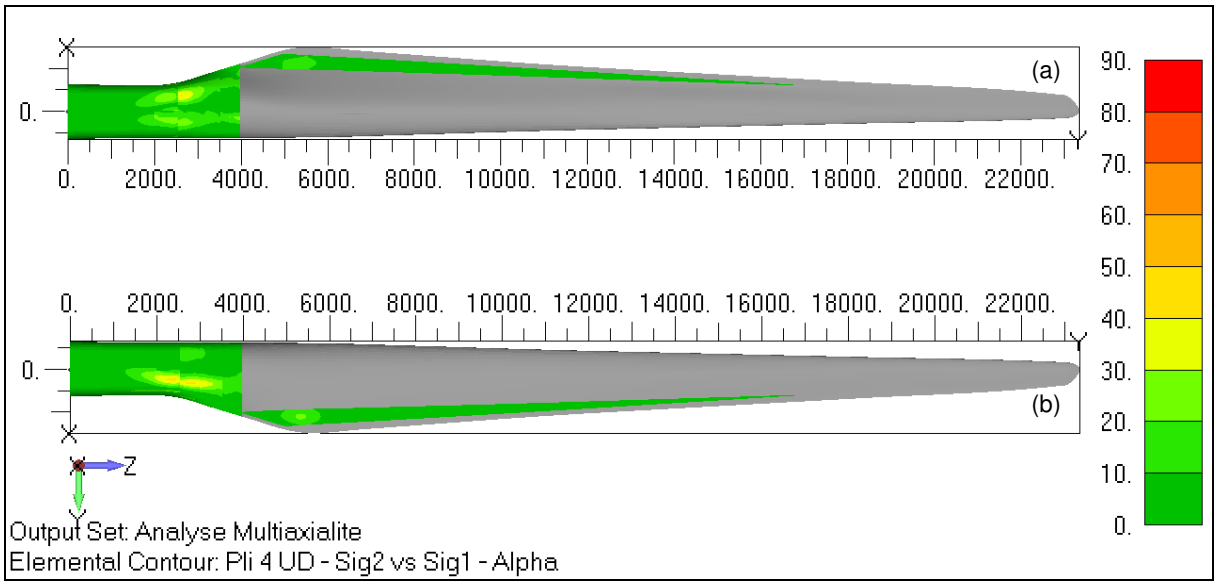


Figure D.20 : Biaxialité σ_2 par rapport à σ_1 - Angle $\alpha_{2,1}$ dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

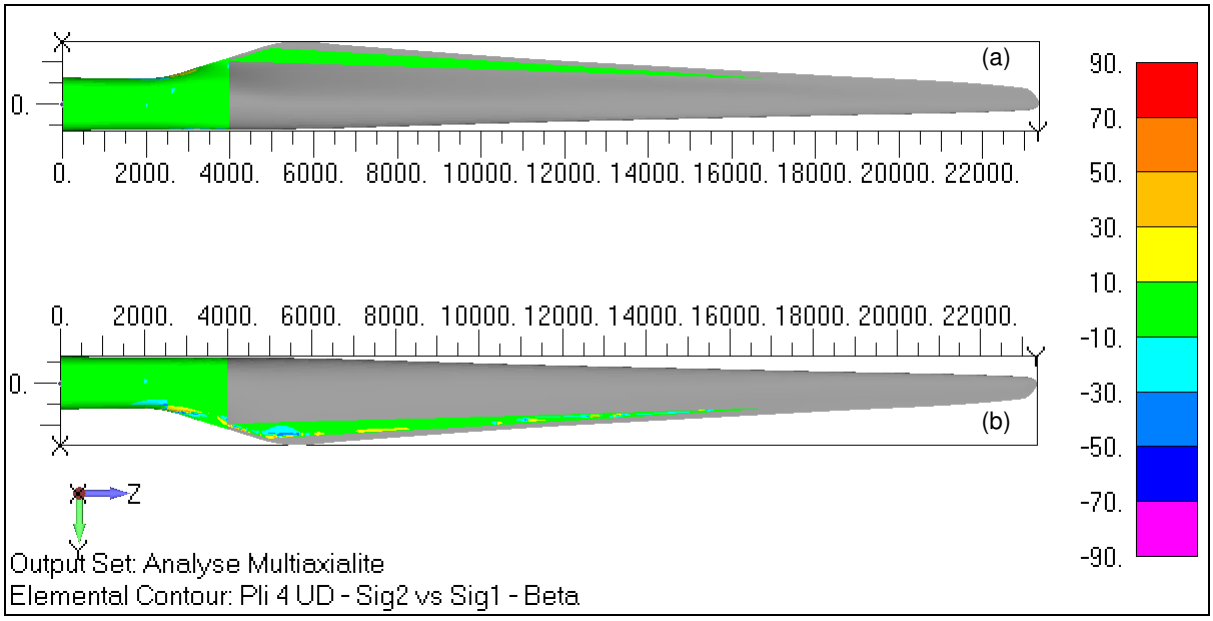


Figure D.21 : Biaxialité σ_2 par rapport à σ_1 - Angle $\beta_{2,1}$ dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

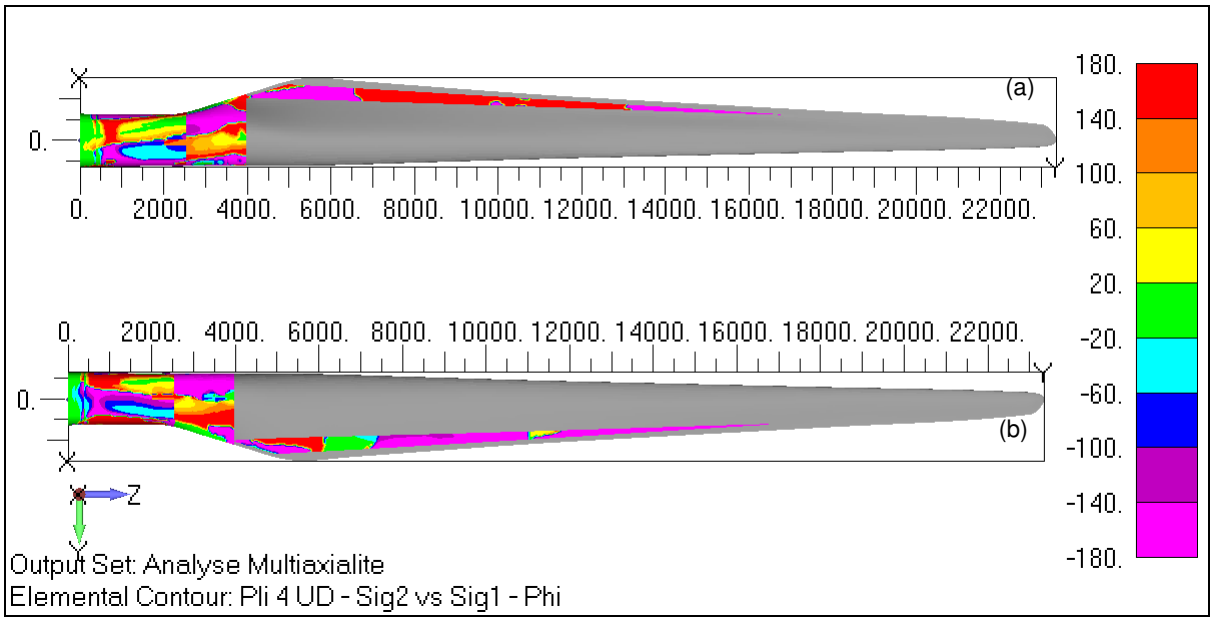


Figure D.22 : Biaxialité σ_2 par rapport à σ_1 - Déphasage $\phi_{2,1}$ dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

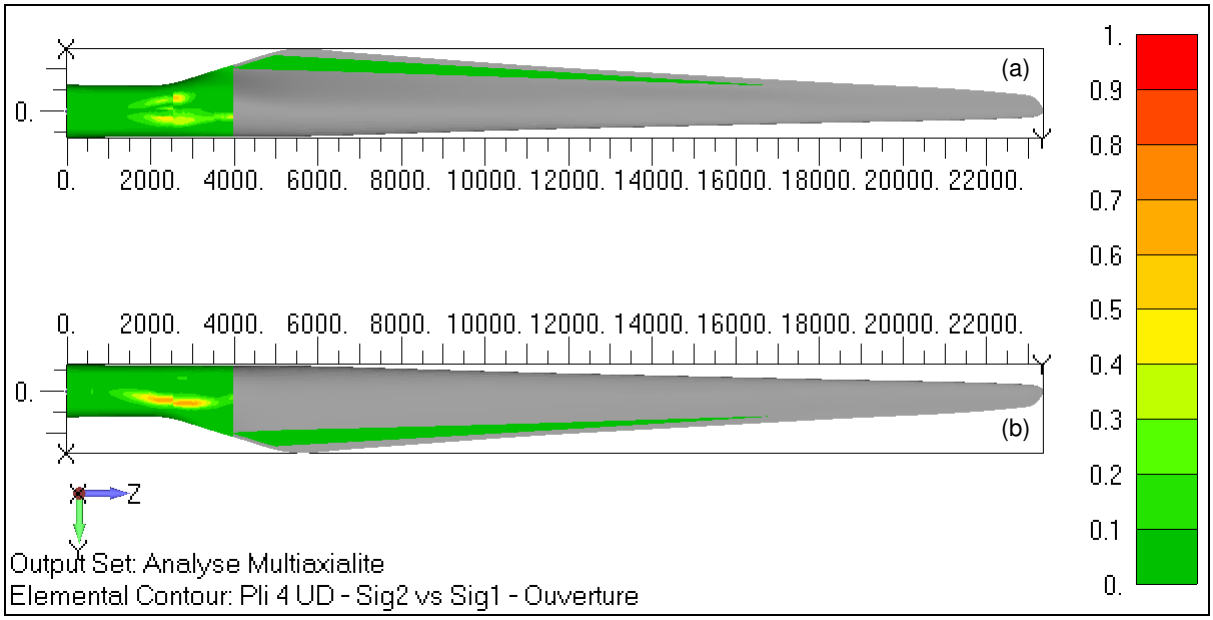


Figure D.23 : Biaxialité σ_2 par rapport à σ_1 - Ouverture $(b/a)_{2,1}$ dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados

ii. Plis 0° - τ_{12} vs σ_1

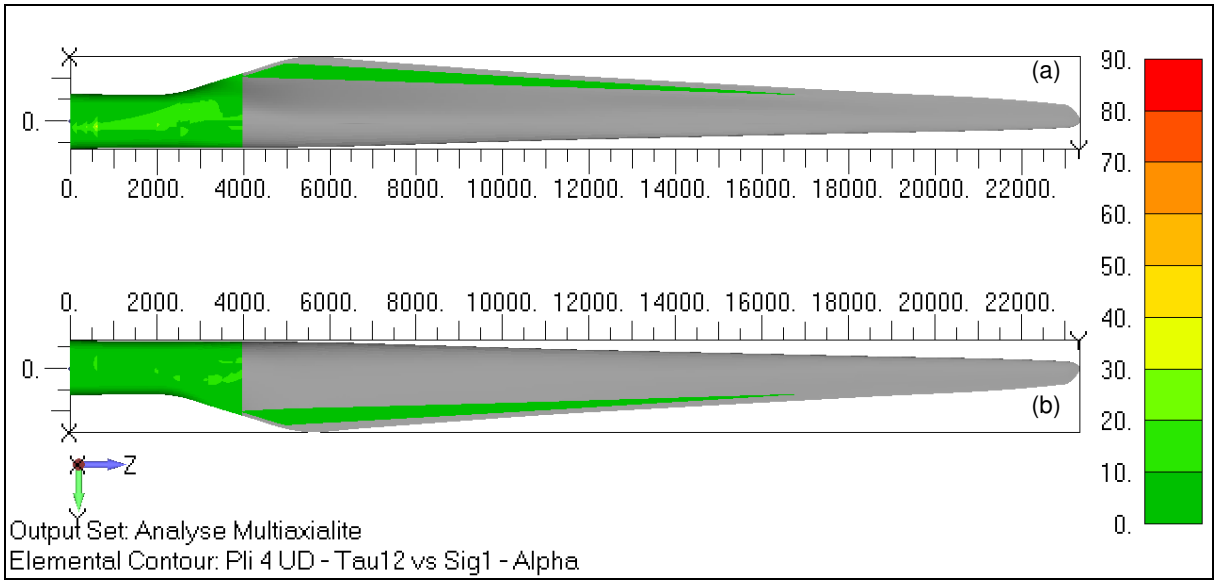


Figure D.24 : Biaxialité τ_{12} par rapport à σ_1 - Angle $\alpha_{12,1}$ dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

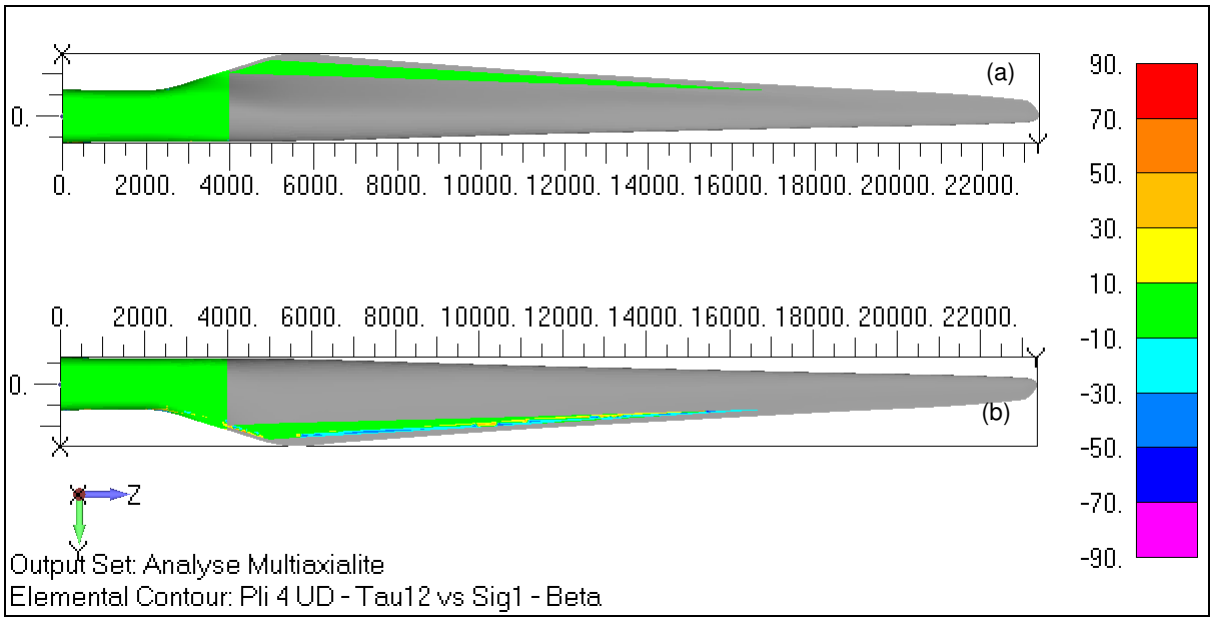


Figure D.25 : Biaxialité τ_{12} par rapport à σ_1 - Angle $\beta_{12,1}$ dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

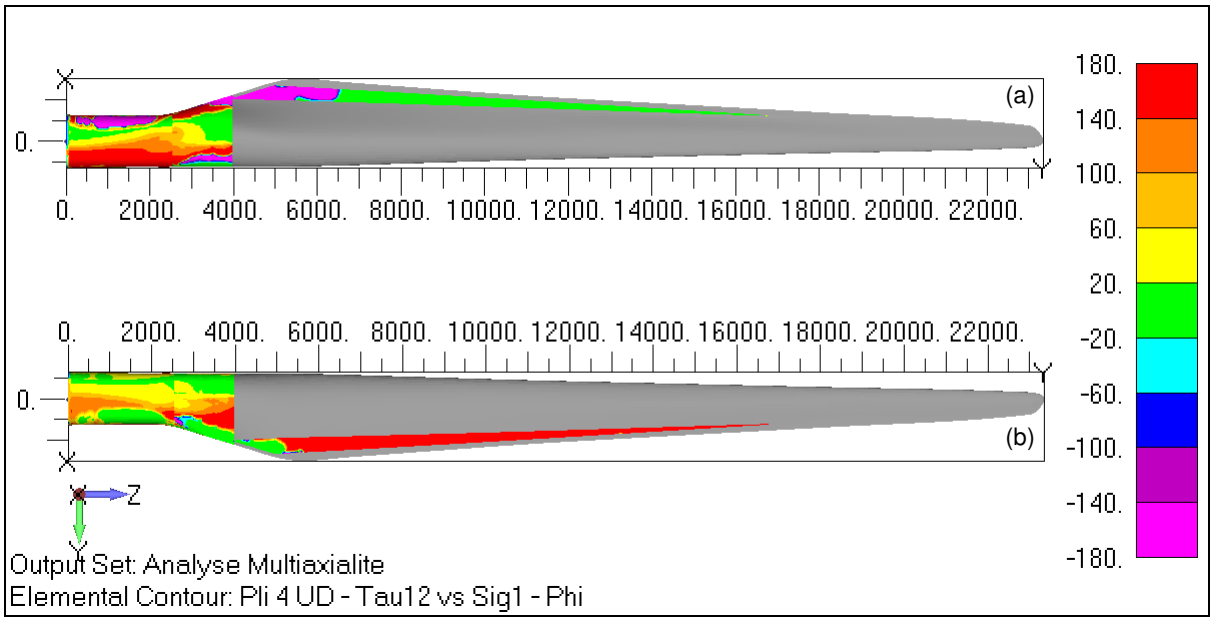


Figure D.26 : Biaxialité τ_{12} par rapport à σ_1 - Déphasage $\phi_{12,1}$ dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

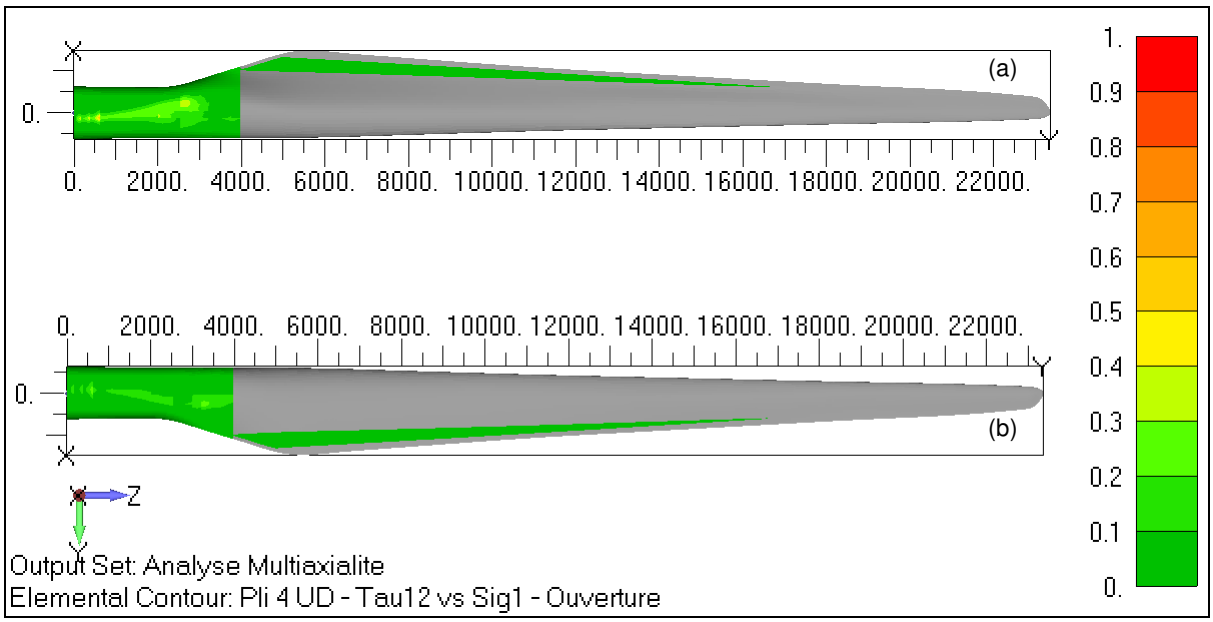


Figure D.27 : Biaxialité τ_{12} par rapport à σ_1 - Ouverture $(b/a)_{12,1}$ dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados

iii. Plis +45° - σ_2 vs σ_1

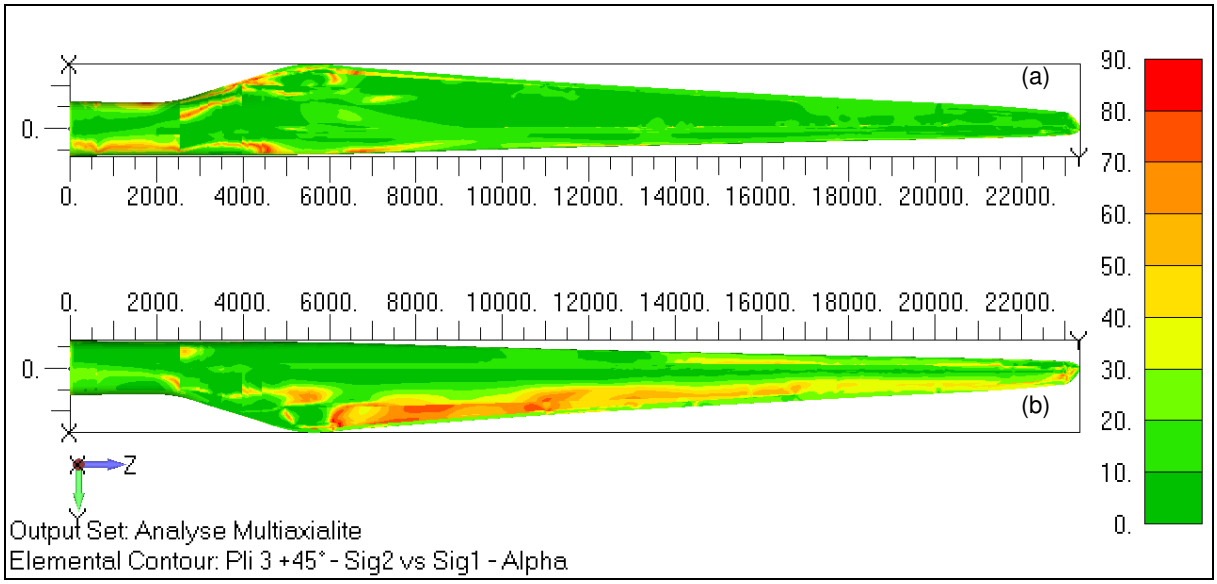


Figure D.28 : Biaxialité σ_2 par rapport à σ_1 - Angle $\alpha_{2,1}$ dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

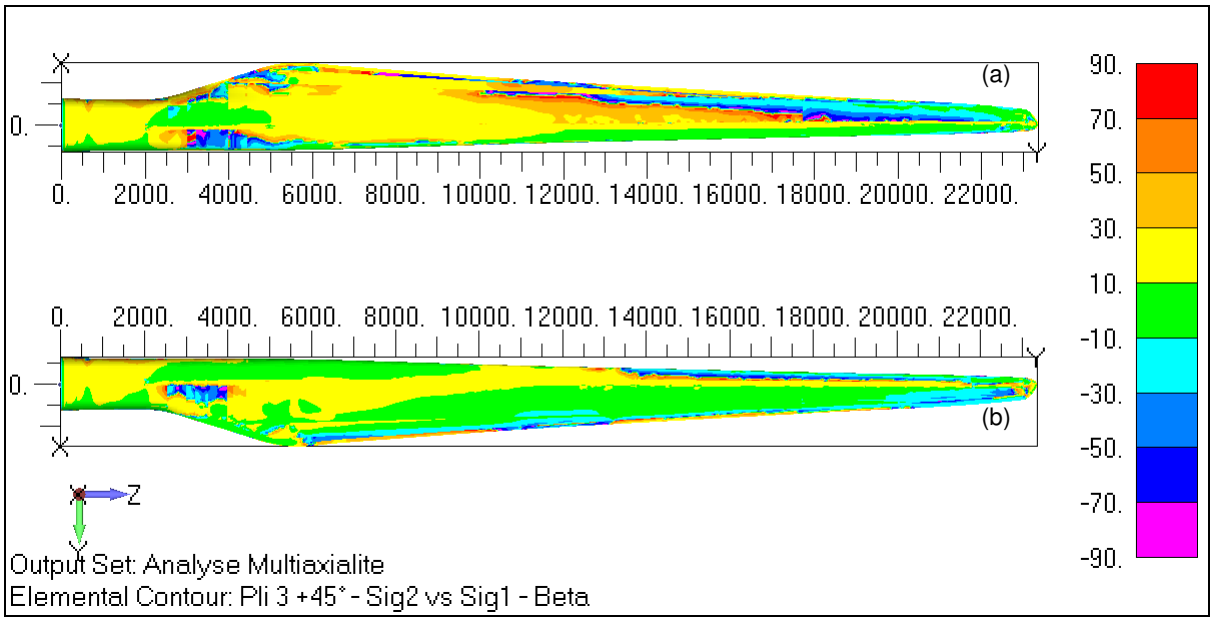


Figure D.29 : Biaxialité σ_2 par rapport à σ_1 - Angle $\beta_{2,1}$ dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

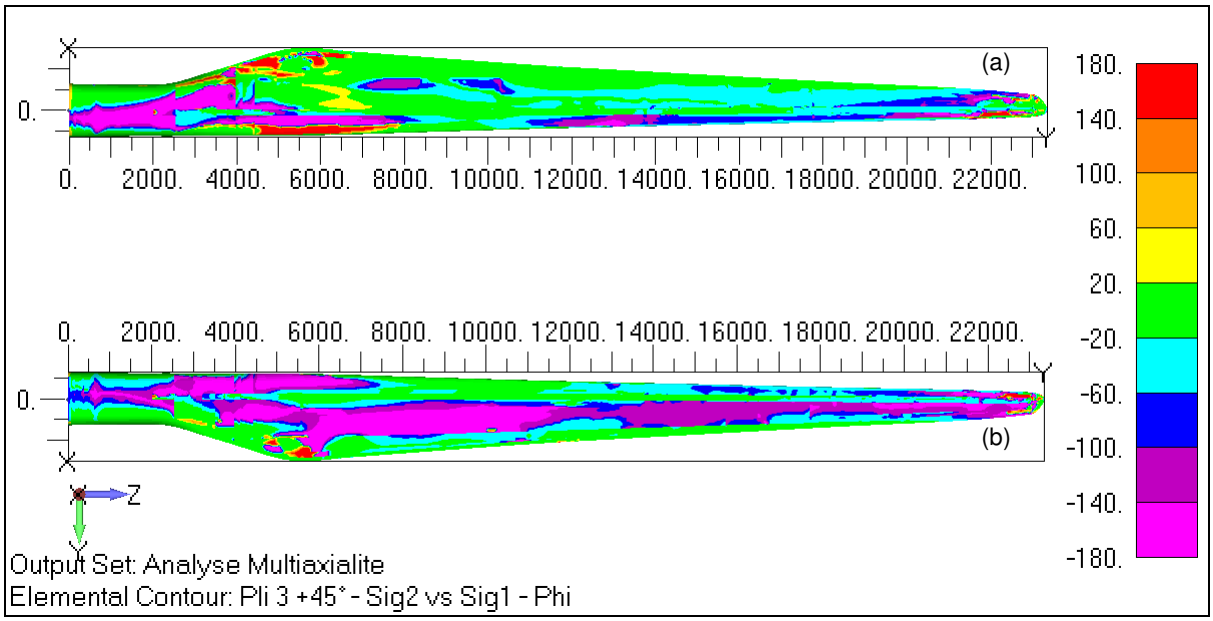


Figure D.30 : Biaxialité σ_2 par rapport à σ_1 - Déphasage $\phi_{2,1}$ dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

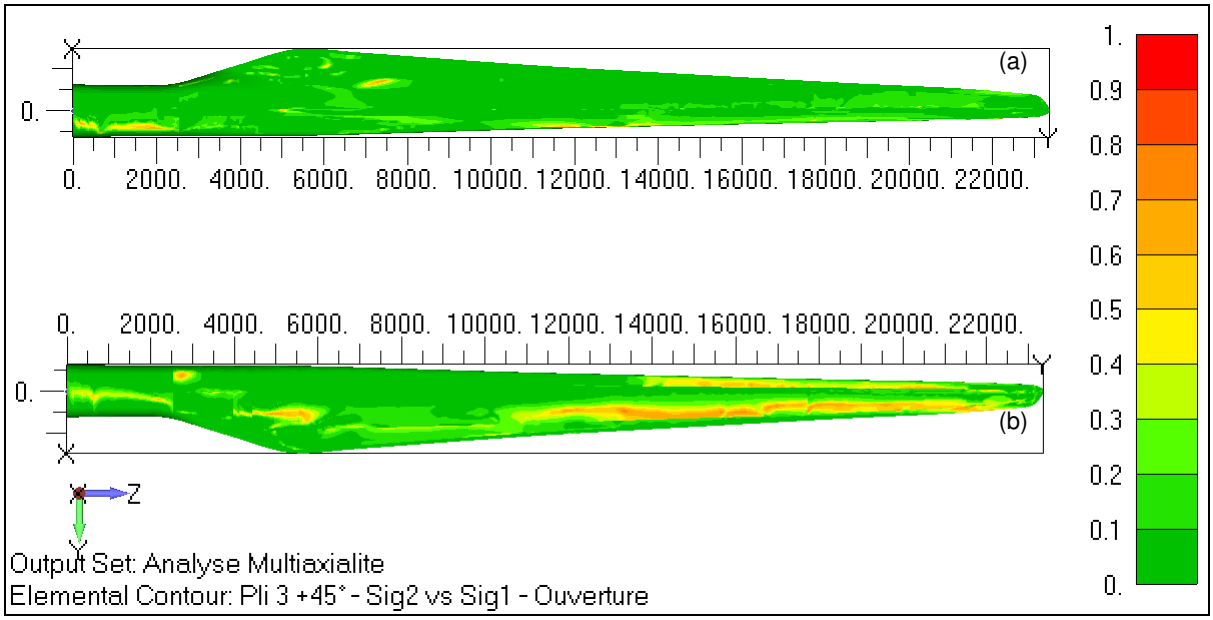


Figure D.31 : Biaxialité σ_2 par rapport à σ_1 - Ouverture $(b/a)_{2,1}$ dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados

iv. Plis +45° - τ_{12} vs σ_1

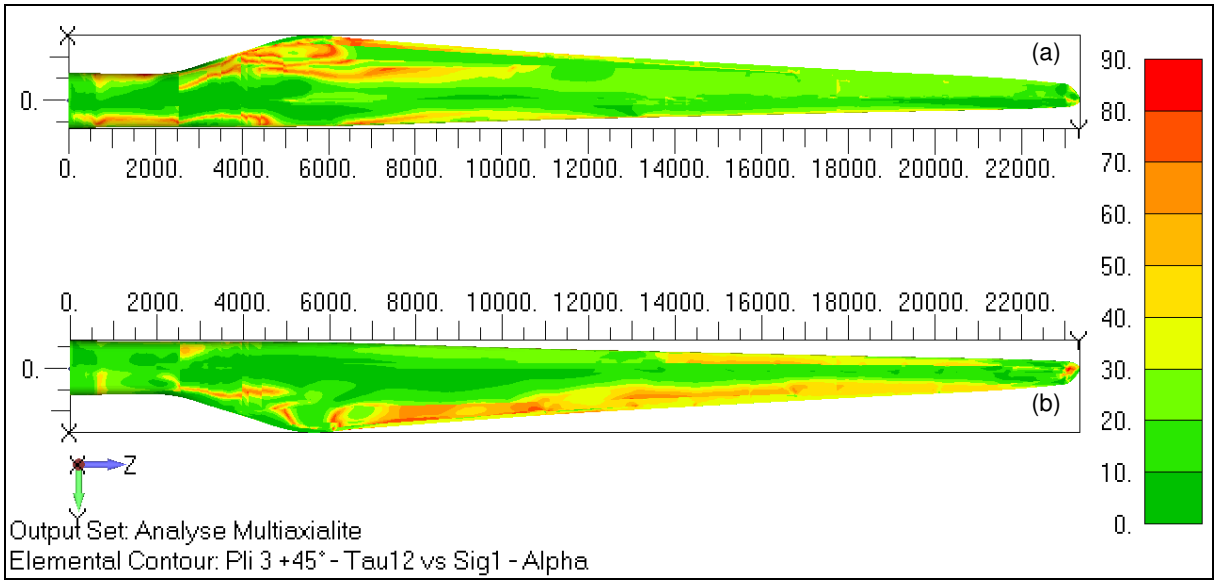


Figure D.32 : Biaxialité τ_{12} par rapport à σ_1 - Angle $\alpha_{12,1}$ dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

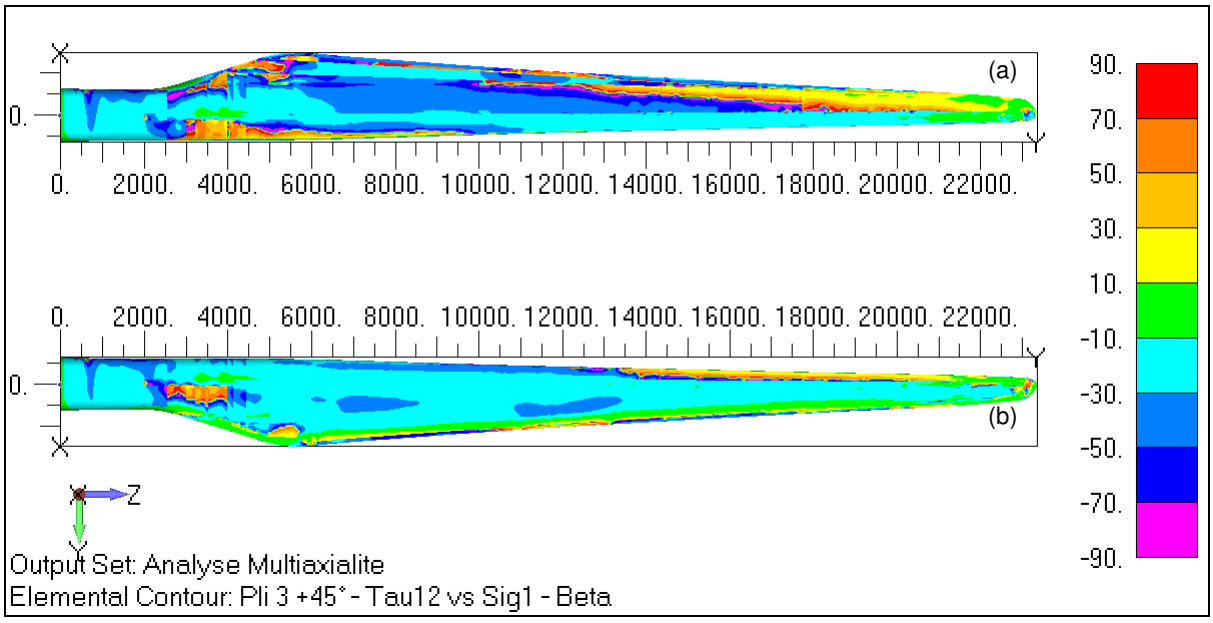


Figure D.33 : Biaxialité τ_{12} par rapport à σ_1 - Angle $\beta_{12,1}$ dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

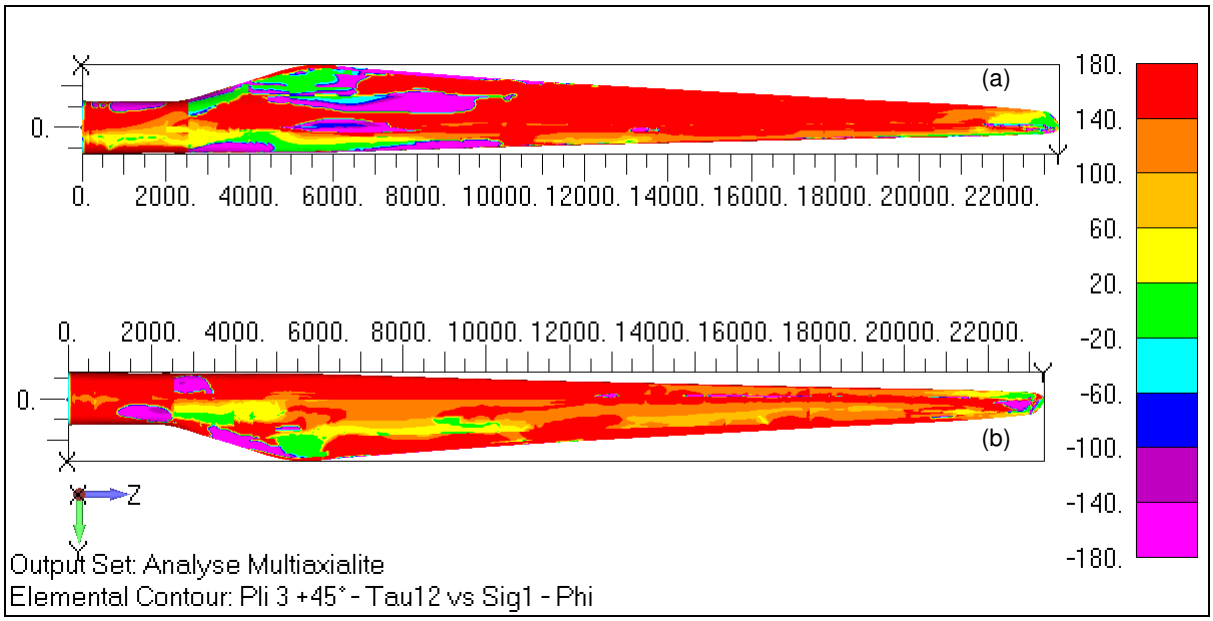


Figure D.34 : Biaxialité τ_{12} par rapport à σ_1 - Déphasage $\phi_{12,1}$ dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados (degrés)

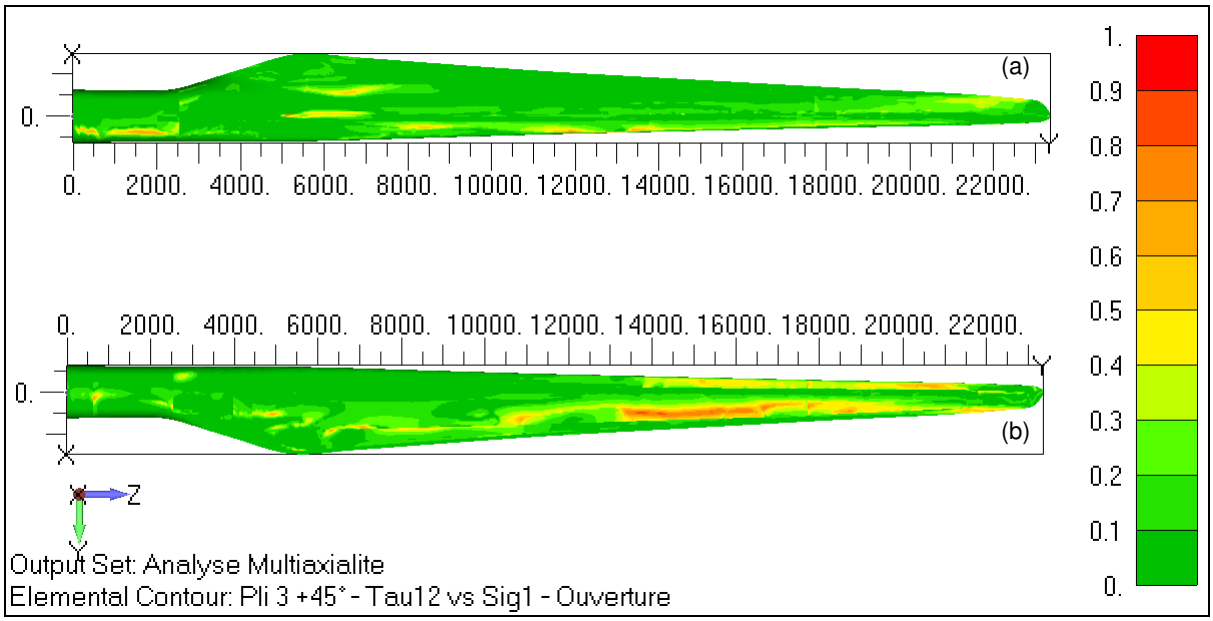


Figure D.35 : Biaxialité τ_{12} par rapport à σ_1 - Ouverture $(b/a)_{12,1}$ dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados

D.3. Analyse du critère de Puck

D.3.1. Pli 0°

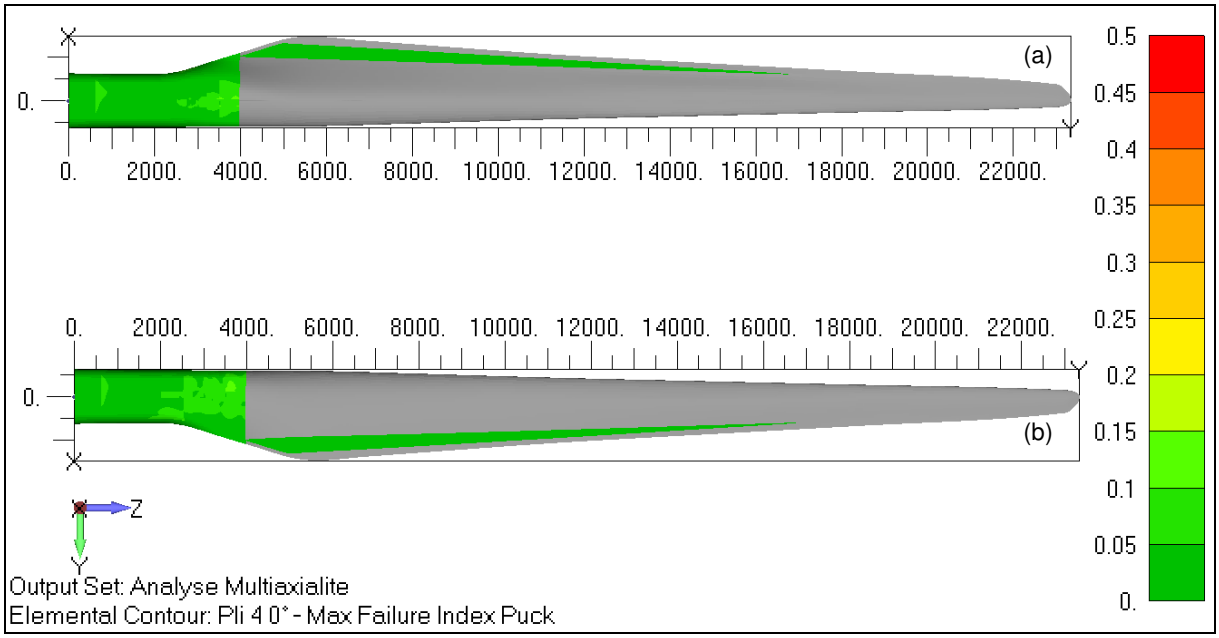


Figure D.36 : Indice de rupture maximum de Puck $f_E^{\max}$ sur le cycle dans les plis à 0°
(a) Intrados (b) Extrados

D.3.2. Pli +45°

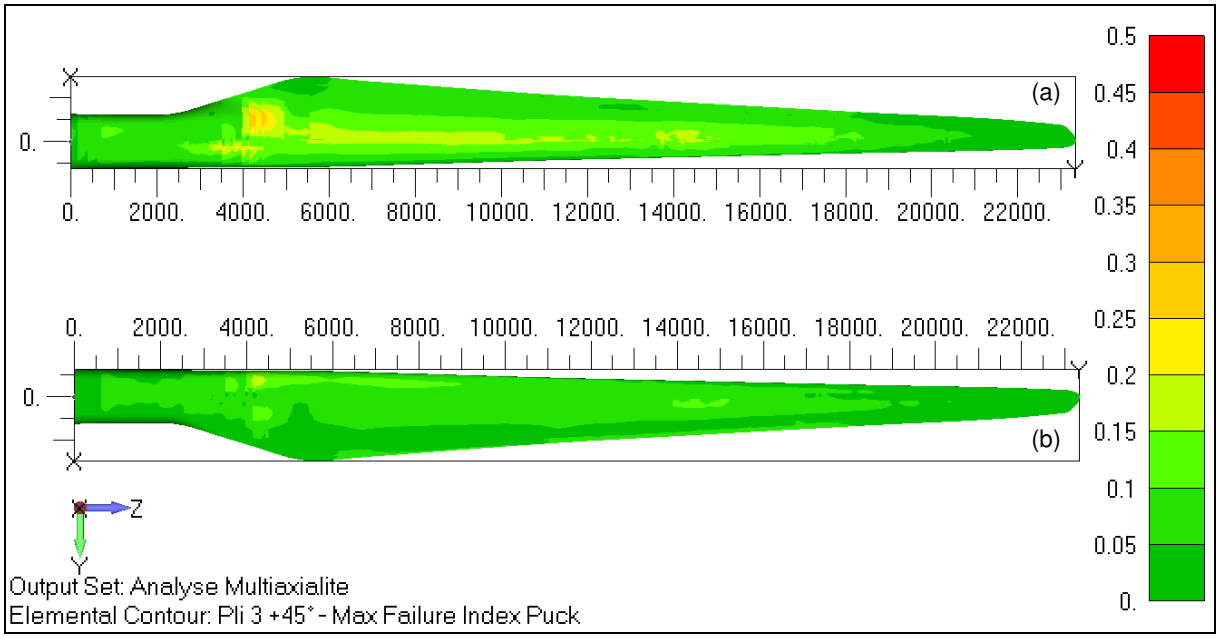


Figure D.37 : Indice de rupture maximum de Puck $f_E^{\max}$ sur le cycle dans les plis à +45°
(a) Intrados (b) Extrados

D.3.3. Pli -45°

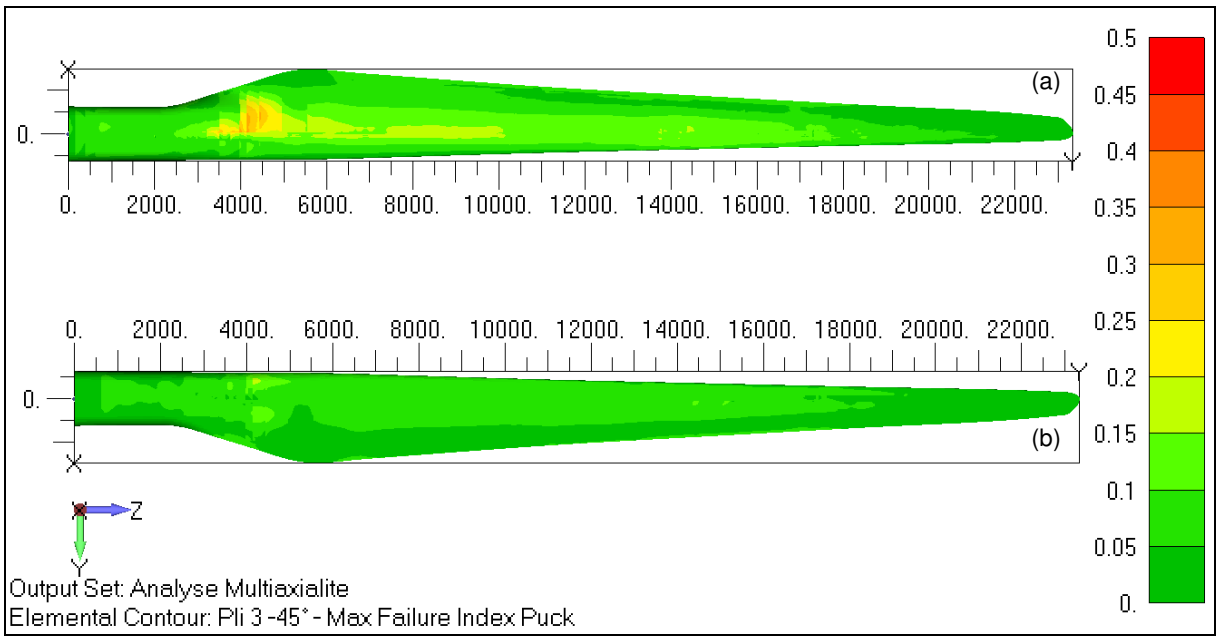
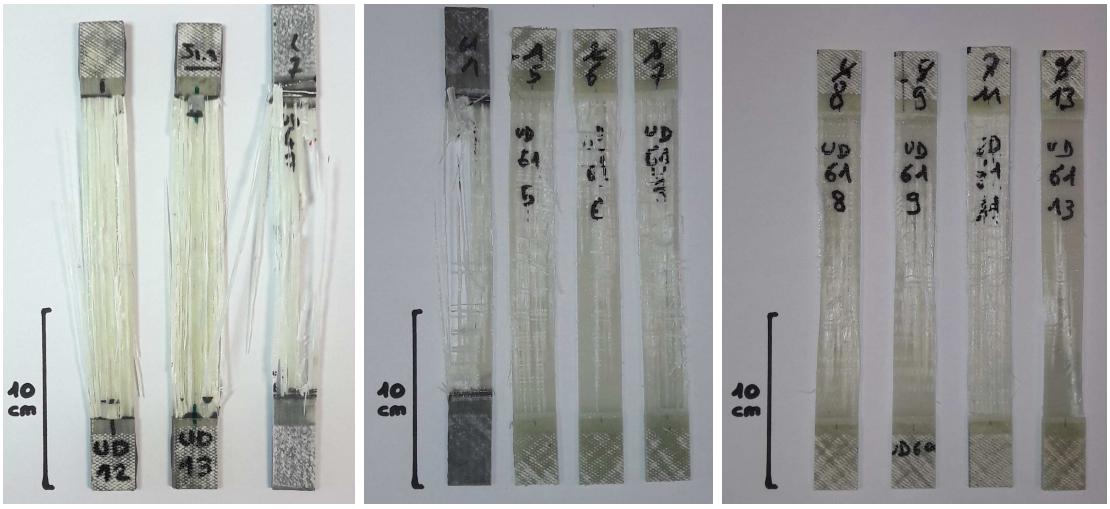


Figure D.38 : Indice de rupture maximum de Puck $f_E^{\max}$ sur le cycle dans les plis à -45°
(a) Intrados (b) Extrados

Annexe E. Modes de rupture observés lors des essais

E.1. Stratifié $[0]_3$

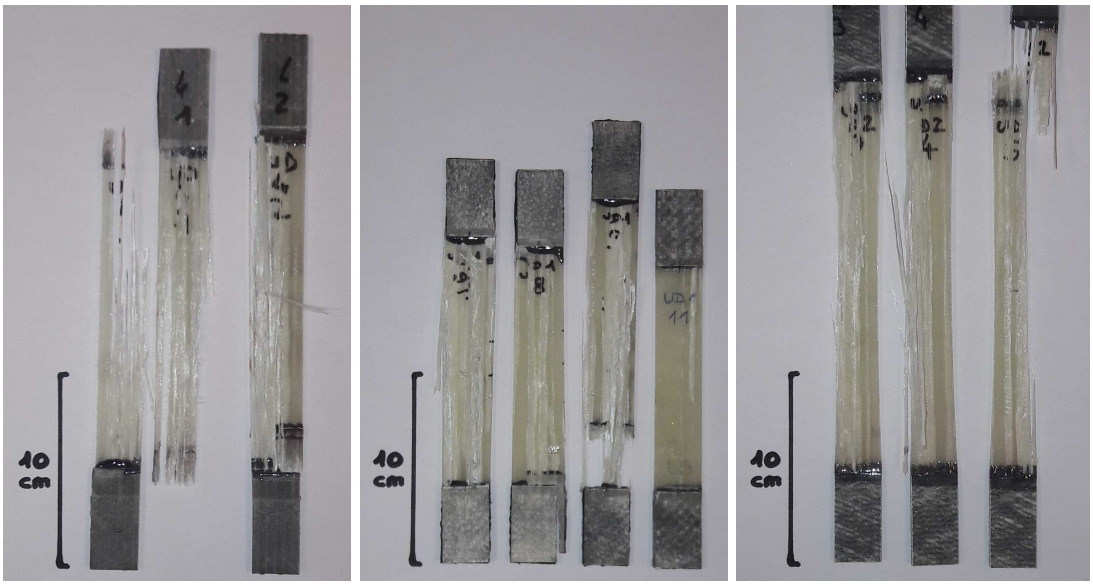
En quasi-statique, les essais à rupture sur stratifié $[0]_3$ sont réalisés à température ambiante et à une température proche de la température de transition vitreuse de manière à identifier les seuils de rupture Y_A et Y_B. Deux renforts ont été mis en œuvre : l'UD600 et l'UD1135. Cependant les essais à chaud ont été réalisés uniquement avec l'UD600.



(a) (b) (c)

Figure E.1 : Modes de rupture du $[0]_3$ en quasi-statique
(a) UD1135 à température ambiante (éprouvettes droites et échancrée)
(b) UD600 à température ambiante (éprouvettes droites)
(c) UD600 à 60°C, 80°C et 100°C (éprouvettes droites)

En fatigue, les essais de durée de vie sont réalisés sur des stratifiés $[0]_3$ fabriqué avec l'UD1135. Des éprouvettes droites et échancrées ont été utilisées.



(a) (b) (c)

Figure E.2 : Modes de rupture du $[0]_3$ (UD1135) en fatigue ((a-b) éprouvettes droites et (c) échancrées)

Le mode de rupture des stratifiés $[0]_3$, pour les deux renforts et les deux géométries d'éprouvettes testées, est de type déchaussement de mèches. En effet, les mèches glissent les unes par rapport aux autres. Il est difficile de savoir quelle est l'influence du serrage dans les mors sur la rupture observée.

E.2. Stratifié $[\pm 45]_{2s}$

En quasi-statique, les essais sur stratifié $[\pm 45]_{2s}$ sont réalisés avec le renfort BX45-600. On n'observe pas de rupture de l'éprouvette jusqu'à 10% de déformation longitudinale, déformation à laquelle les essais ont été arrêtés car les mesures n'ont plus de sens.

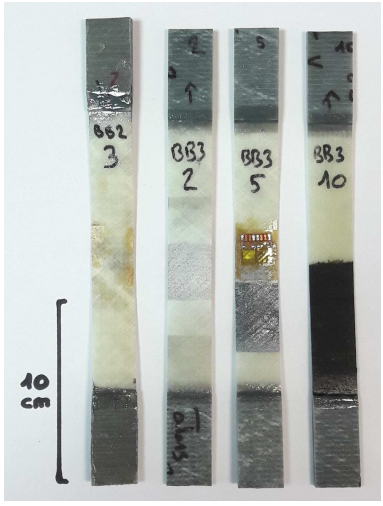


Figure E.3 : Eprouvettes $[\pm 45]_{2s}$ sollicitées en quasi-statique (éprouvettes droites)

Pour la fatigue, les éprouvettes $[\pm 45]_{2s}$ sont extraites de 4 plaques fabriquées avec le renfort BX45-600. Contrairement à la quasi-statique, les éprouvettes sollicitées en fatigue sont rompues et la rupture nette laisse apparaitre l'orientation des renforts à ±45°. Sur certaines éprouvettes, la rupture est observée à proximité des talons. Les résultats obtenus avec ces éprouvettes sont tout de même conservés car l'influence sur la durée de vie observée est faible.

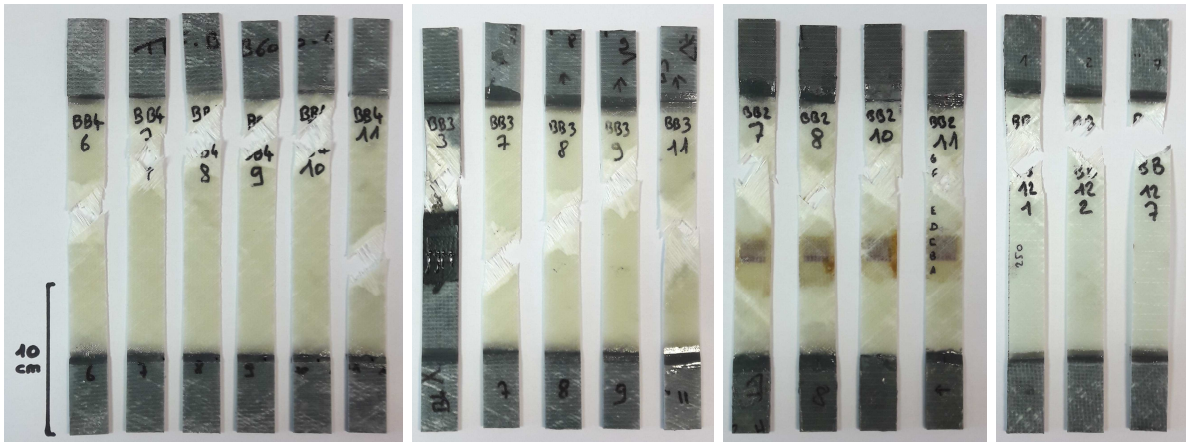


Figure E.4 : Mode de rupture du $[\pm 45]_{2s}$ en fatigue (éprouvettes droites)

E.3. Stratifié $[\pm 65]_{2s}$

En quasi-statique, les essais sur stratifié $[\pm 65]_{2s}$ sont réalisés avec le renfort BX25-600. La rupture est à proximité des talons pour la plupart des éprouvettes. Pour cette raison, seuls les résultats de l'éprouvette n°5 (éprouvette de droite) seront utilisés pour l'identification du comportement du stratifié $[\pm 65]_{2s}$ en quasi-statique.

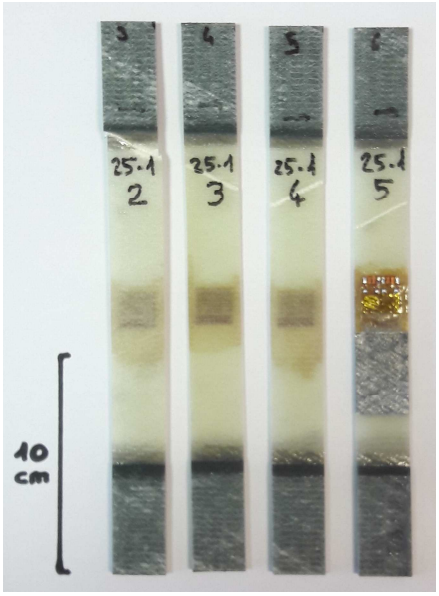


Figure E.5 : Mode de rupture du $[\pm 65]_{2s}$ en quasi-statique (éprouvettes droites)

En fatigue, les essais de durée de vie sont réalisés sur des éprouvettes droites $[\pm 65]_{2s}$ issues de deux plaques fabriquées avec le BX65-600. Notons que la plupart des ruptures sont éloignées des talons.

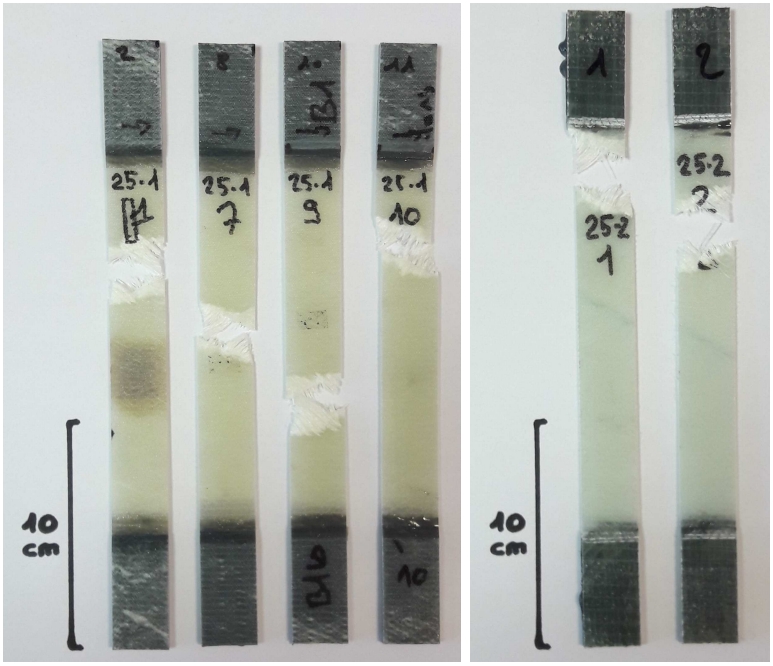
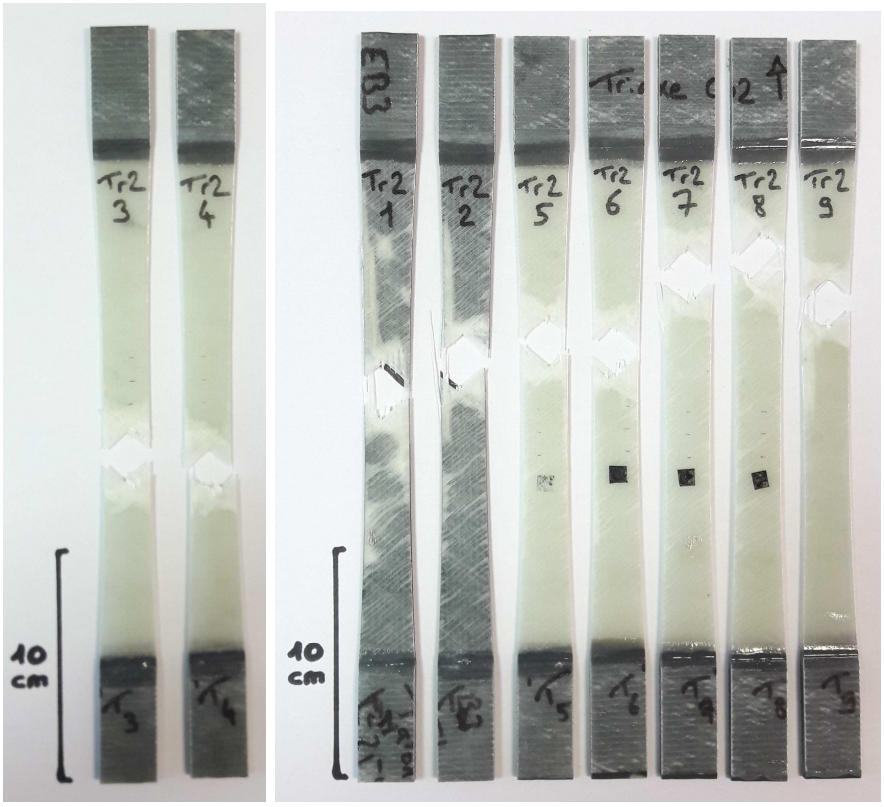


Figure E.6 : Mode de rupture du $[\pm 65]_{2s}$ en fatigue (éprouvettes droites)

E.4. Stratifié [±45/0/±45]

Les essais sur stratifiés [±45/0/±45], fabriqués avec les renforts BX45-1000 et UD600 sont réalisés sur des éprouvettes échancrées sous chargements quasi-statiques et de fatigue. La rupture est éloignée des talons mais pas systématiquement dans la zone de section minimale.



(a) (b)

Figure E.7 : Mode de rupture du [±45/0/±45] (éprouvettes échancrées) sous chargement (a) quasi-statique et (b) de fatigue

E.5. Stratifié $[0/90]_{2s}$

Parmi les éprouvettes $[0/90]_{2s}$ testées durant cette étude, seules les éprouvettes qui ont servi à l'identification des seuils de rupture dans la direction des fibres et de la loi de couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres sont présentés ici. Ces essais concernent deux matériaux : le BX45-602, pour lequel la loi de couplage entre l'endommagement matriciel et la résistance dans la direction des fibres a été identifiée de manière complète et le BX45-602, pour lequel seules les résistances à température ambiante et sous 80°C ont été déterminées.

Les modes de ruptures des éprouvettes $[0/90]_{2s}$ en BX45-602 sollicitées en quasi-statique après leur extraction de plaques $[\pm45]_{2s}$ sollicitées en fatigue sont donnés ci-dessous. Les éprouvettes $[0/90]_{2s}$ sont positionnées à l'emplacement d'où elles ont été extraites des plaques $[\pm45]_{2s}$. Pour certaines éprouvettes $[0/90]_{2s}$ un délaminage est observé autour de la zone de rupture. Néanmoins nous ne sommes pas en mesure de savoir si ce délaminage s'est propagé au moment de la rupture ou avant. La présence dans chaque plaque de $[\pm45]_{2s}$, d'éprouvettes $[0/90]_{2s}$ ne présentant pas de délaminage et pour lesquelles la rupture intervient dans la zone de mesure de d_{12} valide le protocole expérimental proposé à la Section III.3.4.

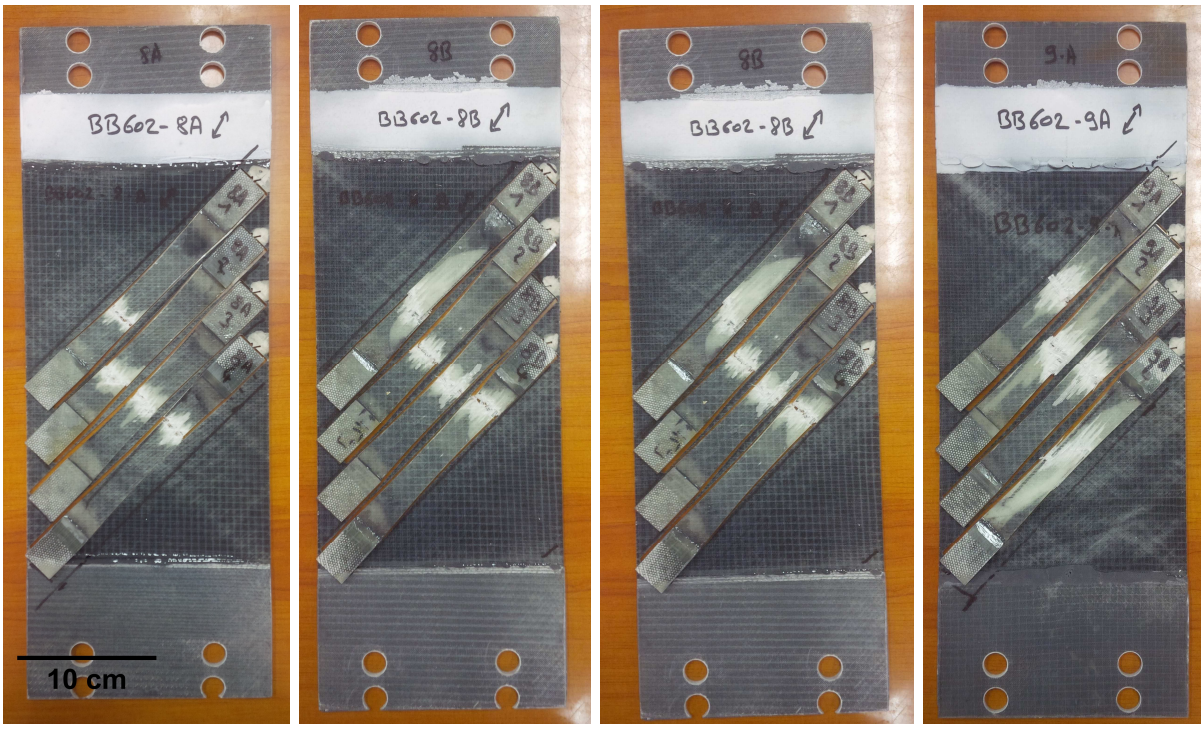
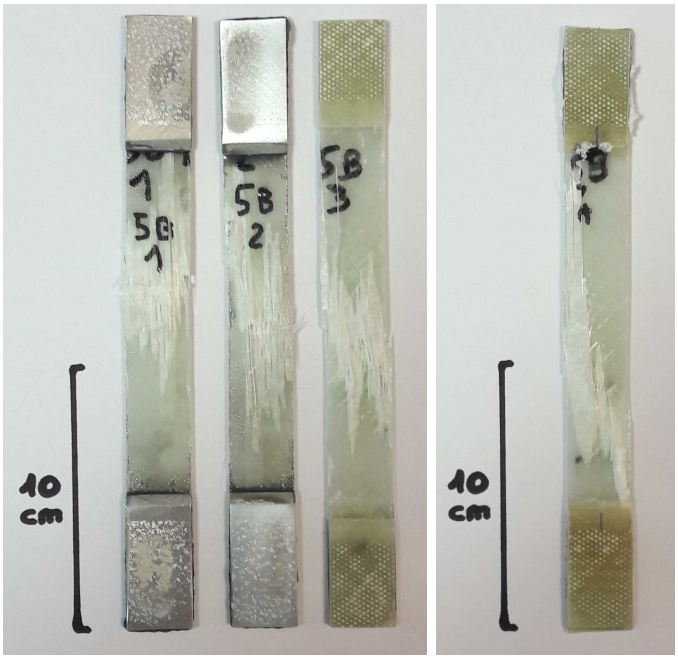


Figure E.8 : Mode de rupture des éprouvettes $[0/90]_{2s}$ en BX45-602 sollicitées en quasi-statique après leur extraction de plaques $[\pm45]_{2s}$ endommagées en fatigue. Les niveaux d'endommagement atteints sont (a) d_{12} = 0,52 (b) d_{12} = 0,50 (c) d_{12} = 0,43 (d) d_{12} = 0,28

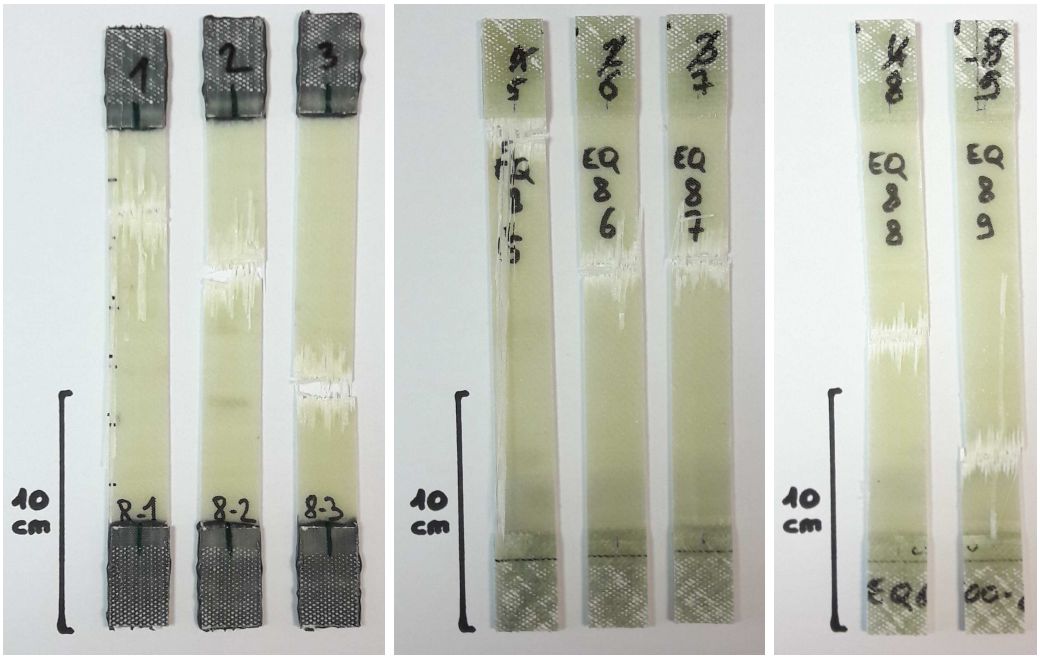
Les essais « classiques » de détermination de la résistance du $[0/90]_{2s}$ en BX45-602 à température ambiante et à 80°C donnent des modes de ruptures mixtes entre rupture de fibres et déchaussement de mèches.



(a) (b)

Figure E.9 : Mode de rupture du $[0/90]_{2s}$ en BX45-602 en quasi-statique (éprouvettes droites) (a) à température ambiante (b) à 80°C

Les essais « classiques » de détermination de la résistance du $[0/90]_{2s}$ en BX45-600 à température ambiante et à 80°C donnent des modes de ruptures de type rupture de fibres.



(a) (b) (c)

Figure E.10 : Mode de rupture du $[0/90]_{2s}$ en BX45-600 en quasi-statique (éprouvettes droites) (a-b) à température ambiante (c) à 80°C

Annexe F. Calcul de la matrice tangente du pli et du stratifié

La résolution numérique du modèle d'endommagement avec un pilotage en effort nécessite de déterminer la matrice tangente du stratifié. Celle-ci est déterminée à l'aide de la matrice tangente de chacun des plis.

F.1. Expression de la matrice tangente du pli

La loi de comportement à l'échelle du pli d'indice k s'écrit :

$$\underline{\varepsilon}_k = [S_k]\underline{\sigma}_k + \underline{\varepsilon}_k^p \tag{F.1}$$

Pour un incrément de sollicitation exprimé dans le repère du pli, nous obtenons :

$$d\underline{\varepsilon}_k = [dS_k]\underline{\sigma}_k + [S_k]d\underline{\sigma}_k + d\underline{\varepsilon}_k^p \tag{F.2}$$

Exprimons $[dS_k]$ en fonction de $d\underline{\sigma}_k$

$$[dS_k] = \frac{[\partial S_k]}{\partial \underline{d}_k} d\underline{d}_k \tag{F.3}$$

où

$$d\underline{d}_k = \frac{\partial \underline{d}_k}{\partial \underline{Y}_k} d\underline{Y}_k \tag{F.4}$$

et

$$d\underline{Y}_k = \frac{\partial \underline{Y}_k}{\partial \underline{\sigma}_k} d\underline{\sigma}_k + \frac{\partial \underline{Y}_k}{\partial \underline{d}_k} d\underline{d}_k \tag{F.5}$$

Donc

$$[dS_k] = \frac{[\partial S_k]}{\partial \underline{d}_k}\left(I - \frac{\partial \underline{d}_k}{\partial \underline{Y}_k}\frac{\partial \underline{Y}_k}{\partial \underline{d}_k}\right)^{-1} \frac{\partial \underline{d}_k}{\partial \underline{Y}_k}\frac{\partial \underline{Y}_k}{\partial \underline{\sigma}_k} d\underline{\sigma}_k \tag{F.6}$$

Exprimons maintenant $d\underline{\varepsilon}_k^p$ en fonction de $d\underline{\sigma}_k$. L'équation (III.23) peut se mettre sous la forme :

$$d\underline{\varepsilon}_k^p = \underline{P}_k d\tilde{p}_k \tag{F.7}$$

avec

$$d\tilde{p}_k = \frac{\partial \tilde{p}_k}{\partial \underline{\tilde{\sigma}}_k} d\underline{\tilde{\sigma}}_k \tag{F.8}$$

où

$$d\underline{\tilde{\sigma}}_k = \frac{\partial \underline{\tilde{\sigma}}_k}{\partial \underline{\sigma}_k} d\underline{\sigma}_k + \frac{\partial \underline{\tilde{\sigma}}_k}{\partial \underline{d}_k} d\underline{d}_k \tag{F.9}$$

Donc

$$d\underline{\varepsilon}_k^p = \underline{P}_k \frac{\partial \tilde{p}_k}{\partial \underline{\tilde{\sigma}}_k}\left(\frac{\partial \underline{\tilde{\sigma}}_k}{\partial \underline{\sigma}_k} + \frac{\partial \underline{\tilde{\sigma}}_k}{\partial \underline{d}_k}\left(I - \frac{\partial \underline{d}_k}{\partial \underline{Y}_k}\frac{\partial \underline{Y}_k}{\partial \underline{d}_k}\right)^{-1} \frac{\partial \underline{d}_k}{\partial \underline{Y}_k}\frac{\partial \underline{Y}_k}{\partial \underline{\sigma}_k}\right) d\underline{\sigma}_k \tag{F.10}$$

La matrice tangente du pli k est donc définie, dans le repère du pli, par la relation :

$$[Tgte_k] = \frac{d\underline{\sigma}_k}{d\underline{\varepsilon}_k} = \left(\frac{[\partial S_k]}{\partial \underline{d}_k} \left(I - \frac{\partial \underline{d}_k}{\partial \underline{Y}_k} \frac{\partial \underline{Y}_k}{\partial \underline{d}_k} \right)^{-1} \frac{\partial \underline{d}_k}{\partial \underline{Y}_k} \frac{\partial \underline{Y}_k}{\partial \underline{\sigma}_k} \underline{\sigma}_k + [S_k] + \underline{P}_k \frac{\partial \tilde{p}_k}{\partial \tilde{\sigma}_k} \left(\frac{\partial \tilde{\sigma}_k}{\partial \underline{\sigma}_k} + \frac{\partial \tilde{\sigma}_k}{\partial \underline{d}_k} \left([I] - \frac{\partial \underline{d}_k}{\partial \underline{Y}_k} \frac{\partial \underline{Y}_k}{\partial \underline{d}_k} \right)^{-1} \frac{\partial \underline{d}_k}{\partial \underline{Y}_k} \frac{\partial \underline{Y}_k}{\partial \underline{\sigma}_k} \right) \right)^{-1} \quad \text{(F.11)}$$

F.2. Expression de la matrice tangente du stratifié

La rotation du repère du pli vers le repère du stratifié est définie à l'aide des matrices de passage $[T_\sigma]$ et $[T_\varepsilon]$:

$$d\underline{\sigma}_{k,(x,y,z)} = [T_\sigma] d\underline{\sigma}_{k,(1,2,3)} \quad \text{(F.12)}$$

$$d\underline{\varepsilon}_{k,(x,y,z)} = [T_\varepsilon] d\underline{\varepsilon}_{k,(1,2,3)} \quad \text{(F.13)}$$

Ces matrices s'expriment de la manière suivante :

$$[T_\sigma] = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & -2sc \\ s^2 & c^2 & 2sc \\ sc & -sc & (c^2 - s^2) \end{bmatrix} \quad \text{(F.14)}$$

$$[T_\varepsilon] = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & -sc \\ s^2 & c^2 & sc \\ 2sc & -2sc & (c^2 - s^2) \end{bmatrix} \quad \text{(F.15)}$$

avec $c = \cos(\theta)$ et $s = \sin(\theta)$

A l'échelle du stratifié, la contrainte homogénéisée est définie comme l'intégrale de la contrainte dans l'épaisseur. En considérant la contrainte homogène dans chacun des plis, nous obtenons donc :

$$d\underline{\sigma}_{strat} = \frac{1}{h} \sum_k d\underline{\sigma}_{k,(x,y,z)} e_k \quad \text{(F.16)}$$

Puis en développant :

$$d\underline{\sigma}_{strat} = \frac{1}{h} \sum_k [T_\sigma] d\underline{\sigma}_{k,(1,2,3)} e_k \quad \text{(F.17)}$$

Enfin, en considérant la déformation de membrane constante dans l'épaisseur du stratifié, nous pouvons écrire :

$$d\underline{\sigma}_{strat} = \frac{1}{h} \left(\sum_k [T_\sigma][Tgte_k][T_\varepsilon]^{-1} e_k \right) d\underline{\varepsilon}_{strat} \quad \text{(F.18)}$$

L'équation précédente nous permet d'identifier la matrice tangent du stratifié :

$$[Tgte_{strat}] = \frac{d\underline{\sigma}_{strat}}{d\underline{\varepsilon}_{strat}} = \frac{1}{h} \left(\sum_k [T_\sigma][Tgte_k][T_\varepsilon]^{-1} e_k \right) \quad \text{(F.19)}$$

Annexe G. Identification du comportement en cisaillement dans un essai $[\pm 45]_s$

En considérant un stratifié symétrique et équilibré (formé par autant de plis à -45° que de plis à +45°), la théorie classique des stratifiés nous permet d'écrire la relation suivante entre les contraintes et les déformations :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1}{h} \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{21} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \tag{G.1}$$

où $\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}$ et $\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix}$ sont respectivement la contrainte moyenne à l'échelle du stratifié, dans le repère du stratifié, et la déformation dans le repère du stratifié.

En appliquant uniquement un effort selon x dans le repère du stratifié, il vient que

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ 0 \end{Bmatrix} = h[A]^{-1} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{G.2}$$

Le passage des déformations du repère du stratifié vers celui du pli s'obtient de la façon suivante :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & cs \\ s^2 & c^2 & -cs \\ -2cs & 2cs & \left(c^2 - s^2\right) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{G.3}$$

avec $c = \cos(\theta)$ et $s = \sin(\theta)$

On en déduit que

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \frac{1}{2}\left(\varepsilon_x + \varepsilon_y\right) \tag{G.4}$$

Et que pour un pli à 45° :

$$\gamma_{12} = -\left(\varepsilon_x - \varepsilon_y\right) \tag{G.5}$$

Pour un pli à -45° cette relation devient :

$$\gamma_{12} = \left(\varepsilon_x - \varepsilon_y\right) \tag{G.6}$$

Le stratifié étant équilibré et composé de plis identiques, on sait que les contraintes à l'échelle du pli dans le repère du stratifié respectent la relation :

$$\begin{Bmatrix} (\sigma_x)_{k,\theta} \\ (\sigma_y)_{k,\theta} \\ (\tau_{xy})_{k,\theta} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} (\sigma_x)_{k,-\theta} \\ (\sigma_y)_{k,-\theta} \\ -(\tau_{xy})_{k,-\theta} \end{Bmatrix} \tag{G.7}$$

L'état de contraintes à l'échelle du pli, dans le repère du stratifié est donc :

$$\begin{Bmatrix} (\sigma_x)_{k,\theta} \\ (\sigma_y)_{k,\theta} \\ (\tau_{xy})_{k,\theta} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ 0 \\ (\tau_{xy})_{k,\theta} \end{Bmatrix} \tag{G.8}$$

Le passage des contraintes du repère du stratifié vers le repère du pli est donné par la relation :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 2cs \\ s^2 & c^2 & -2cs \\ -cs & cs & (c^2 - s^2) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} (\sigma_x)_k \\ (\sigma_y)_k \\ (\tau_{xy})_k \end{Bmatrix} \tag{G.9}$$

avec $c = \cos(\theta)$ et $s = \sin(\theta)$, qui donne dans le cas d'un pli à 45° :

$$\tau_{12} = -\frac{1}{2}\sigma_x \tag{G.10}$$

ou dans le cas d'un -45° :

$$\tau_{12} = \frac{1}{2}\sigma_x \tag{G.11}$$

Annexe H. Identification du couplage cisaillement-transverse dans un essai $[\pm 65]_s$

Le comportement à l'échelle du pli, avec un endommagement nul dans la direction des fibres, est donné par la relation suivante :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1^e \\ \varepsilon_2^e \\ \gamma_{12}^e \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1^0} & -\frac{\nu_{12}^0}{E_1^0} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}^0}{E_1^0} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}^0(1-d_{12})} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \tag{H.1}$$

Avec $E_2 = E_2^0(1-d_2)$ si $\sigma_2 \geq 0$

et $E_2 = E_2^0$ si $\sigma_2 < 0$

Hypothèse 1 : Aux instants de l'essai considérés pour l'indentification du modèle, on suppose que $\sigma_2 \geq 0$, donc que $E_2 = E_2^0(1-d_2)$

La matrice de raideur du pli dans le repère du pli s'écrit donc

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_1^0}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} & \frac{\nu_{21}^0 E_1^0(1-d_2)}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} & 0 \\ \frac{\nu_{12}^0 E_2^0(1-d_2)}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} & \frac{E_2^0(1-d_2)}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} & 0 \\ 0 & 0 & G_{12}^0(1-d_{12}) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1^e \\ \varepsilon_2^e \\ \gamma_{12}^e \end{Bmatrix} \tag{H.2}$$

Et dans le repère du stratifié on a

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} & K_{13} \\ K_{21} & K_{22} & K_{23} \\ K_{31} & K_{32} & K_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^e \\ \varepsilon_y^e \\ \gamma_{xy}^e \end{Bmatrix} \tag{H.3}$$

Hypothèse 2 : On suppose que le stratifié est parfaitement symétrique et équilibré. Ceci permet pour un essai de traction, de considérer que le cisaillement γ_{xy}^e dans le repère du stratifié est nul.

Ceci nous permet d'écrire

$$\begin{cases} \sigma_x = K_{11}\varepsilon_x^e + K_{12}\varepsilon_y^e \\ \sigma_y = K_{21}\varepsilon_x^e + K_{22}\varepsilon_y^e \end{cases} \tag{H.4}$$

avec

$$K_{11} = c^4 \frac{E_1^0}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} + s^4 \frac{E_2^0(1-d_2)}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} + 2c^2s^2\left(\nu_{21}^0(1-d_2)\frac{E_1^0}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} + 2G_{12}^0(1-d_{12})\right)$$

$$K_{22} = s^4 \frac{E_1^0}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} + c^4 \frac{E_2^0(1-d_2)}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} + 2c^2s^2\left(\nu_{21}^0(1-d_2)\frac{E_1^0}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} + 2G_{12}^0(1-d_{12})\right)$$

$$K_{12} = c^2s^2\left(\frac{E_1^0}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} + \frac{E_2^0(1-d_2)}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)} - 4G_{12}^0(1-d_{12})\right) + \left(c^4+s^4\right)\nu_{21}^0(1-d_2)\frac{E_1^0}{1-\nu_{12}^0\nu_{21}^0(1-d_2)}$$

$$K_{21} = K_{12}$$

où c et s signifie cos et sin de l'angle de passage entre le repère du stratifié et celui du pli

Le système (H.4) peut être mis sous la forme

$$\begin{cases} a_x(1-d_2) + b_x(1-d_{12}) + c_x(1-d_2)(1-d_{12}) + d_x = 0 \\ a_y(1-d_2) + b_y(1-d_{12}) + c_y(1-d_2)(1-d_{12}) + d_y = 0 \end{cases} \tag{H.5}$$

avec

$$a_x = \nu_{12}^0\nu_{21}^0\sigma_x + \left(s^4E_2^0 + 2c^2s^2\nu_{21}^0E_1^0\right)\varepsilon_x^e + \left(c^2s^2E_2^0 + \left(c^4+s^4\right)\nu_{21}^0E_1^0\right)\varepsilon_y^e$$

$$b_x = 4c^2s^2G_{12}^0\varepsilon_x^e - 4c^2s^2G_{12}^0\varepsilon_y^e$$

$$c_x = -4c^2s^2\nu_{12}^0\nu_{21}^0G_{12}^0\varepsilon_x^e + 4c^2s^2\nu_{12}^0\nu_{21}^0G_{12}^0\varepsilon_y^e$$

$$d_x = -\sigma_x + c^4E_1^0\varepsilon_x^e + c^2s^2E_1^0\varepsilon_y^e$$

$$a_y = \nu_{12}^0\nu_{21}^0\sigma_y + \left(c^2s^2E_2^0 + \left(c^4+s^4\right)\nu_{21}^0E_1^0\right)\varepsilon_x^e + \left(c^4E_2^0 + 2c^2s^2\nu_{21}^0E_1^0\right)\varepsilon_y^e$$

$$b_y = -4c^2s^2G_{12}^0\varepsilon_x^e + 4c^2s^2G_{12}^0\varepsilon_y^e$$

$$c_y = 4c^2s^2\nu_{12}^0\nu_{21}^0G_{12}^0\varepsilon_x^e - 4c^2s^2\nu_{12}^0\nu_{21}^0G_{12}^0\varepsilon_y^e$$

$$d_y = -\sigma_y + c^2s^2E_1^0\varepsilon_x^e + s^4E_1^0\varepsilon_y^e$$

Cas 1 : Si c_x et c_y sont nuls (ie $\varepsilon_x^e = \varepsilon_y^e$) , alors

$$\begin{Bmatrix} (1-d_2) \\ (1-d_{12}) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_x & b_x \\ a_y & b_y \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} d_x \\ d_y \end{Bmatrix} \tag{H.6}$$

Cas 2 :

Servons nous de la première équation du système pour exprimer $(1-d_2)$ en fonction de $(1-d_{12})$.

Si $a_x + c_x(1-d_{12}) \neq 0$, il vient :

$$(1-d_2) = -\frac{b_x(1-d_{12})+d_x}{a_x + c_x(1-d_{12})} \tag{H.7}$$

En intégrant cette égalité dans la seconde équation du système, on obtient :

$$a_y\left(-\frac{b_x(1-d_{12})+d_x}{a_x + c_x(1-d_{12})}\right) + b_y(1-d_{12}) + c_y\left(-\frac{b_x(1-d_{12})+d_x}{a_x + c_x(1-d_{12})}\right)(1-d_{12}) + d_y = 0 \tag{H.8}$$

Qui peut être mis sous la forme

$$A(1-d_{12})^2 + B(1-d_{12}) + C = 0 \tag{H.9}$$

avec

$A = b_y c_x - c_y b_x$

$B = -a_y b_x + a_x b_y - c_y d_x + c_x d_y$

$C = -a_y d_x + a_x d_y$

En remarquant que A = 0, on obtient :

$$(1-d_{12}) = -\frac{C}{B} = \frac{a_y d_x - a_x d_y}{-a_y b_x + a_x b_y - c_y d_x + c_x d_y} \tag{H.10}$$

On en déduit la valeur de d_2 à l'aide de la relation (H.7)

ROLE DE L'ENDOMMAGEMENT SUR LA DUREE DE VIE EN FATIGUE DES MATERIAUX COMPOSITES STRATIFIES : APPLICATION AU DOMAINE EOLIEN

RESUME :

Aujourd'hui, le marché de l'éolien est confronté au double enjeu d'augmenter encore la longueur des pales des turbines offshore et d'alléger les pales des machines terrestres afin de pouvoir les installer dans des zones moins ventées. Un des verrous identifiés pour répondre à ce double enjeu est l'amélioration de la prévision de l'endommagement des pales en fatigue. Un modèle d'endommagement en fatigue est proposé pour le type de matériau le plus utilisé dans les pales d'éoliennes : les matériaux composites stratifiés réalisés par infusion avec des renforts non tissés NCF en fibre de verre avec une matrice époxy. Ce modèle permet de décrire l'évolution de la résistance, de la rigidité et de la déformation résiduelle des plis d'unidirectionnels soumis à des sollicitations cycliques multiaxiales. Ainsi, la durée de vie de n'importe quelle séquence d'empilement peut être estimée à l'aide d'un faible nombre d'essais conventionnels quasi-statiques et de fatigue sur des stratifiés [0], [±45] et [±65]. L'état d'endommagement du matériau est décrit à l'aide de variables internes qui décrivent la déformation résiduelle et les pertes de raideur transverse et de cisaillement. Ces variables sont définies à l'échelle du pli et évoluent sous des chargements quasi-statiques monotones ou cycliques. Une procédure particulière a été développée dans cette étude pour identifier la relation entre la résistance résiduelle du pli dans la direction des fibres et l'endommagement matriciel. Le modèle proposé a été implémenté de manière à calculer l'évolution de l'endommagement et la durée de vie de sections de pales d'éoliennes soumises à des chargements cycliques multiaxiaux d'amplitude variable.

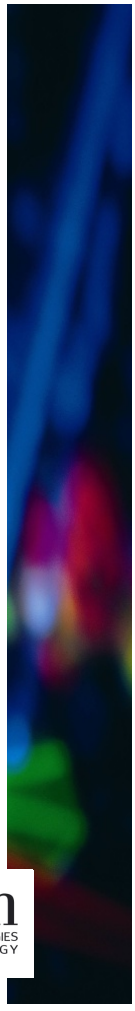
Mots clés : Endommagement, Fatigue, Composite stratifié, Pales d'éoliennes, Durée de vie, Echelle du pli.

ROLE OF THE DAMAGE ON THE FATIGUE LIFE OF COMPOSITE LAMINATES: APPLICATION TO THE DESIGN OF WIND TURBINE BLADES

ABSTRACT :

Nowadays, wind turbine blade market is confronted with the double issue to still increase the length of offshore wind turbine blade, and to make on-shore ones ever lighter in order to reach less windy areas. One of the keys identified to overcome this double issue is the accuracy of wind turbine blade fatigue life assessment. A fatigue damage model is proposed for wind turbine blade materials (composite laminate with glass non crimp fabric – epoxy processed by vacuum assisted infusion). This model allows describing residual strength, residual stiffness, residual strain and fatigue life of any laminate sequence under multiaxial loadings. Only a few specific and conventional static and fatigue tests on [0], [±45] and [±65] laminates are needed for identifying the model parameters. The internal damage state variables used to describe matrix damage are the residual strain and the residual transverse and shear stiffness. They are defined at the unidirectional ply scale, and evolve either under quasi-static or cyclic loading. A specific procedure has been developed in this study to identify the residual strength of the ply in the fibre direction as a function of the matrix damage parameters. This fatigue damage model has been implemented in order to provide the fatigue damage evolution and the fatigue life of sections of wind turbine blades under multiaxial and variable amplitude fatigue loadings.

Keywords : Damage, Fatigue, Composite laminates, Wind Turbine Blade, Fatigue life, Sub-laminate model



ARTS ET MÉTIERS ParisTech

ParisTech INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY