

Remerciements

En premier lieu je remercie Jean-Pierre Trottier et Esteban Busso, directeurs successifs du Centre des Matériaux de l'Ecole des Mines de Paris, de m'avoir donné l'opportunité de réaliser cette thèse dans ce laboratoire que j'estime être de grande qualité.

Je remercie également les membres du jury d'avoir pris le temps de juger le résultat de mon travail.

Et puisque cette thèse a eu dès le début des liens étroits avec l'Angleterre, je m'aventurerai à remercier certaines personnes dans leur langue maternelle. First of all I would like to thank greatly my two supervisors, Anthony Bunsell and Peter Davies, for having passed on to me their interest in fibres, ropes and other polymer applications. Throughout my PhD they expressed great interest in my study, gave advice when I needed some, and challenged me when I needed to be. Even when away, they were available to discuss the progress of my work or for less formal conversations, whether from Brest, the US or Japan. For this I would like to offer my appreciation and I hope we will have other opportunities to collaborate in the future.

Whilst completing my PhD I also had the chance to meet those working at Tension Technology International, including Steve Banfield. I would like to thank him for the interesting meetings we had and the great opportunity he offered me to work for six months at Cambridge University. This work was supervised by Chris Burgoyne to whom I would like to offer my gratitude for welcoming me in to the Engineering Department and introducing me in to the world of Civil Engineering.

Pour revenir du côté français, de nombreuses personnes ont contribué au bon déroulement de la thèse, notamment au sein du Centre des matériaux. Je pense particulièrement à Anne Piant, qui a suivi la thèse de près et m'a fait profiter de son jugement. Je pense aussi à l'équipe technique : Yves, Jean-Christophe et Yann. Sans eux les thésards du groupe AMC (et des autres groupes aussi) seraient bien perdus ! Et puis je pense à tous mes collègues et amis du Centre, qui m'ont permis de m'ouvrir un peu plus au monde des matériaux et au monde en général.

Cette thèse a été financée dans le cadre d'un projet CEP&M, ce qui m'a donné l'occasion de participer à des réunions au cours desquelles j'ai beaucoup appris sur le milieu offshore, et ce toujours dans la bonne humeur. Je remercie donc pour cela Michel, Anne, Karine, François, Charles, et tous les autres collègues du projet.

Et puis cette thèse ne se serait pas non plus faite sans le soutien de Performances Fibers, dont j'ai étudié les fibres pendant ces quatre années, et dont les interlocuteurs ont toujours répondu à la multitude de questions que j'avais à leur poser. Merci donc à Olivier Parguez et Caroline Muller.

Enfin je souhaite remercier du fond du cœur mes parents, qui m'ont encouragée et aidée de leur mieux, financièrement certes mais aussi moralement, activement, allant jusqu'à corriger des textes bien obscurs pour eux... Et puis également pour le soutien, je remercie toute ma famille et mes amis (particulièrement la bande des Nantais et Ema) qui m'ont touchée par leur présence, physique ou morale, lors de la soutenance et que j'espère avoir rendus fiers.

Table des Matières

LEXIQUE	7
SYMBOLES UTILISES	13
I INTRODUCTION A LA PROBLEMATIQUE INDUSTRIELLE : RECHERCHE DE NOUVELLES SOLUTIONS TECHNOLOGIQUES POUR AMARRER LES PLATES-FORMES OFFSHORE	15
I.1 PRESENTATION DU SYSTEME D'AMARRAGE CLASSIQUE ET DE SES LIMITES	15
I.2 RECHERCHE DE SOLUTIONS TECHNIQUES DE REMPLACEMENT	16
I.3 CHOIX DU MATERIAU	18
I.4 FABRICATION DES FIBRES ET DES CABLES SYNTHETIQUES	21
I.4.1 <i>Fabrication des fibres</i>	21
I.4.2 <i>Fabrication des câbles</i>	22
I.4.3 <i>Terminaison des câbles</i>	24
I.5 PROBLEMATIQUES MECANQUES LIEES A L'USAGE DE LIGNES SYNTHETIQUES.....	26
I.5.1 <i>Représentation des efforts, comportement force – allongement.</i>	26
I.5.2 <i>Mécanismes de rupture</i>	26
I.6 ETAT DE L'ART	28
I.7 CHOIX DES ORIENTATIONS DE RECHERCHE ET PLAN DE L'ETUDE.....	29
II COMPORTEMENT MECANIQUE DES CABLES ET FIBRES SYNTHETIQUES : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	31
II.1 COMPORTEMENT DES ASSEMBLAGES DE FIBRES	32
II.1.1 <i>Paramètres liés au comportement mécanique des assemblages de fibres</i>	32
II.1.2 <i>Etude des mécanismes de rupture à long terme</i>	36
II.2 COMPORTEMENT DES FIBRES PET ET PEN.....	40
II.2.1 <i>Généralités</i>	40
II.2.2 <i>Propriétés mécaniques</i>	42
II.2.3 <i>Mécanismes de rupture à long terme</i>	44
II.2.4 <i>Observations en microscopie</i>	48
II.3 MODELISATION DU COMPORTEMENT	51
II.3.1 <i>Comportement en traction</i>	51
II.3.2 <i>Comportement à long terme</i>	54
II.3.3 <i>Modèle spécifique du comportement des câbles synthétiques : FRM</i>	56
II.4 BILAN DE L'ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	60
III CARACTERISATION DES ASSEMBLAGES DE FIBRES.....	61
III.1 DESCRIPTION DES SPECIMENS ET PROTOCOLES EXPERIMENTAUX	62
III.1.1 <i>Différentes tailles d'assemblage étudiées</i>	62
III.1.2 <i>Moyens expérimentaux</i>	63
III.2 RESULTATS DES ESSAIS DE CARACTERISATION MECANIQUE	69
III.2.1 <i>Caractérisation du rope</i>	69
III.2.2 <i>Caractérisation du sub-rope</i>	70
III.2.3 <i>Caractérisation du rope-yarn</i>	77
III.3 BILAN DE LA CARACTERISATION DES ASSEMBLAGES	83

IV	CARACTERISATION DES FIBRES (YARNS & FILAMENTS).....	85
IV.1	DESCRIPTION DES SPECIMENS ET PROTOCOLES EXPERIMENTAUX	86
IV.1.1	<i>Yarns et filaments</i>	86
IV.1.2	<i>Moyens expérimentaux</i>	88
IV.2	RESULTATS DES ESSAIS DE CARACTERISATION MECANIQUE	92
IV.2.1	<i>Caractérisation du yarn : traction</i>	92
IV.2.2	<i>Caractérisation du filament</i>	93
IV.3	OBSERVATIONS EN MICROSCOPIE DES FACIES DE RUPTURE	105
IV.3.1	<i>Faciès de rupture après traction ou fluage</i>	105
IV.3.2	<i>Faciès de rupture après sollicitation cyclique</i>	107
IV.4	BILAN DE LA CARACTERISATION DES FIBRES	113
V	DISCUSSION : VERS UNE COMPREHENSION GLOBALE DU COMPORTEMENT DES ASSEMBLAGES DE FIBRES EN PET & PEN.....	115
V.1	COMPARAISON DES COMPORTEMENTS AUX DIFFERENTES ECHELLES	116
V.1.1	<i>Comportement en traction</i>	116
V.1.2	<i>Comportement en fluage</i>	123
V.1.3	<i>Effet de la mise en place, déformation permanente</i>	124
V.1.4	<i>Rupture sous sollicitation cyclique</i>	125
V.2	VALIDATION DU MODELE FRM.....	128
V.2.1	<i>Création d'un modèle géométrique de câble</i>	128
V.2.2	<i>Simulation du comportement mécanique</i>	130
V.2.3	<i>Bilan de la validation du modèle</i>	137
V.3	COMPORTEMENT DES FIBRES UNITAIRES EN PET ET PEN	138
V.3.1	<i>Comportement en traction</i>	138
V.3.2	<i>Origines de la déformation permanente</i>	140
V.3.3	<i>Comportement en fluage</i>	141
V.3.4	<i>Comportement sous sollicitation cyclique</i>	142
V.4	BILAN.....	146
VI	CONCLUSIONS.....	149
	RAPPEL DU CONTEXTE ET DES OBJECTIFS	149
	CARACTERE EXPERIMENTAL DE L'ETUDE	149
	COMPREHENSION GLOBALE DU COMPORTEMENT DES CABLES.....	150
	COMPORTEMENT DES FILAMENTS EN PET ET PEN.....	151
ANNEXE A	APPROXIMATION DES COURBES DE FLUAGE PAR UNE FONCTION MATHEMATIQUE.....	153
A.1	CHOIX DU TYPE DE FONCTION	153
A.2	METHODE DE DETERMINATION DU COEFFICIENT A_F	154
A.3	INFLUENCE DES METHODES D'ACQUISITION	155
ANNEXE B	REPRESENTATION DES RESULTATS SUR FIBRES ET ASSEMBLAGES EN PEN	157
ANNEXE C	VALEURS DE TAUX DE FLUAGE ET DE DEFORMATION PERMANENTE MESUREES SUR SUB-ROPE	165
	REFERENCES	169

Lexique

Le sujet de cette étude est né d'une problématique concrète rencontrée dans le milieu de l'exploitation pétrolière offshore, et concerne des structures câblées en fibres synthétiques. Il existe un vocabulaire précis, propre aux industries du pétrole et des câbles, qu'il peut être utile d'expliquer. Les définitions données ci-dessous ne sont alors pas nécessairement "absolues", mais telles qu'elles sont entendues dans le contexte de cette étude. Certains termes ont été empruntés au vocabulaire anglais car ils présentent vis-à-vis du sujet une certaine pertinence que l'on ne retrouve pas dans le vocabulaire français. D'autres sont issus du vocabulaire classiquement employé en mécanique, et sont simplement précisés dans le but d'éviter d'éventuelles ambiguïtés.

Amarrage :

Système permettant de limiter les déplacements latéraux d'une plate-forme sur la surface de l'océan en la maintenant liée au fonds marins. Synonyme : ancrage.

Câble :

Assemblage long et flexible de fibres servant d'élément de résistance aux efforts de traction. Synonymes : ligne, corde, rope (anglo-saxon). Ce dernier terme, bien qu'il ne soit pas français, sera utilisé ici pour désigner la structure de plus grosse échelle qui ait été testée au cours de cette étude, car la dénomination anglo-saxonne permet d'avantage de se représenter le caractère hiérarchique des câbles (cf. **yarn, rope-yarn, strand, sub-rope**).

Charge utile :

Limite de poids pouvant être stocké sur une plate-forme sans nuire à la flottabilité de celle-ci.

Empreinte au sol :

L'empreinte au sol est la surface de fond marin occupée par une plate-forme, limitée par l'ensemble des constituants des systèmes d'exploitation et d'ancrage.

Excursion :

L'excursion d'une plate-forme est l'amplitude des déplacements que celle-ci effectue sur la surface de l'eau du fait des diverses sollicitations auxquelles elle est soumise.

Fibre / Filament :

La définition ISO d'une fibre est la suivante : unité de matière caractérisée par sa finesse et sa flexibilité, et présentant un rapport longueur sur épaisseur élevé. En pratique, dans le cas des fibres synthétiques longues, le rapport entre la longueur et le diamètre varie de 100 à une valeur pratiquement infinie.

Le terme fibre est souvent utilisé indistinctement pour désigner soit le plus petit composant des câbles qui est le filament, d'un diamètre allant de quelques micromètres à quelques dizaines de micromètres, soit la forme sous laquelle il est produit, à savoir un assemblage de quelques centaines de filaments (cf. **yarn**). Afin d'éviter toute confusion, les termes "filament" et "yarn" seront dans cet ouvrage préférés au terme plus général "fibre" chaque fois qu'il sera fait référence spécifiquement à l'une ou l'autre de ces deux échelles.

Force à rupture :

Définition ISO pour les câbles synthétiques ^[ISO07] : force maximale (en N) appliquée en tension à un câble et entraînant sa rupture. On la note ici F_R . Elle est généralement obtenue sur la base de plusieurs essais de traction à rupture. Plusieurs possibilités existent quant au choix de la valeur considérée :

- soit la valeur moyenne $F_{R_{moy}}$ calculée d'après l'ensemble des F_R mesurées ;
- soit la valeur nominale $F_{R_{nom}}$, plus conservatrice, calculée d'après la valeur moyenne à laquelle on soustrait deux fois l'écart type mesuré ;
- soit la valeur minimale mesurée sur l'ensemble des essais, $F_{R_{min}}$ (la plus conservatrice).

La valeur rencontrée le plus fréquemment dans la littérature est la valeur minimale, notée "**MBL**" (Minimum Breaking Load).

Pour les câbles de grande dimension la force à rupture est souvent exprimée en tonnes, ou encore selon la valeur normalisée par la masse linéique de la structure : en N/tex (cf. **tex**). Cette dernière forme est pratique pour la comparaison de câbles de différentes tailles, d'autant plus qu'il est très rare de voir la résistance des câbles exprimée en contrainte à rupture car cette dernière nécessite la mesure de la section, qu'il est difficile de définir pour un assemblage de fibres.

Les câbles sont souvent désignés de manière "raccourcie" par leur force à rupture. Exemple : un "câble 300 kN" désigne un câble dont la force à rupture vaut 300 kN.

Synonymes : résistance, ténacité (lorsqu'exprimée en N/tex ; ce terme ne sera pas employé ici pour éviter toute confusion avec la définition classique de la ténacité en mécanique).

Mise en place :

Procédure appliquée aux câbles synthétiques avant leur mise en service, consistant à réaliser plusieurs cycles de mise en charge – décharge dans le but de stabiliser la géométrie et le comportement de la structure.

Module :

Grandeur permettant de caractériser la relation entre force et déformation d'une structure. Dans le cas où cette relation est linéaire, on parle de module d'élasticité (ou module d'Young), noté E .

La notion de module d'élasticité est parfois utilisée pour décrire le comportement des fibres synthétiques, pourtant non-linéaire. Bien que peu rigoureuse, cette utilisation reste acceptable

notamment dans le cas des structures ayant subi des cycles de mise en place, cette opération ayant tendance à « linéariser » leur comportement.

Le module spécifique est une valeur "normalisée" du module d'élasticité permettant la comparaison de structures faites de matériaux différents. Il est donné par le rapport du module d'élasticité sur la densité du matériau.

Le module d'élasticité se calcule selon le rapport suivant : $E = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} = \frac{\Delta F}{S \times \Delta\varepsilon}$, où $\Delta\sigma$, $\Delta\varepsilon$ et ΔF

sont respectivement des variations de contrainte, déformation et force, et S est la section de la structure. Dans le cas des assemblages de fibres synthétiques, la mesure de section est délicate. L'utilisation du module spécifique permet de contourner cette difficulté : on a la relation

$$E_{spé} = \frac{E}{\rho} = \frac{\Delta F}{\rho \times S \times \Delta\varepsilon} = \frac{\Delta F}{m_l \times \Delta\varepsilon},$$

où ρ est la masse volumique et m_l la masse linéique,

cette dernière étant relativement facile à mesurer. Le module spécifique peut alors être exprimé en N/tex (cf. **tex**). Il est également équivalent à la notion de raideur divisée par la masse linéique (cf. **raideur**).

Dans le cas des comportements non linéaires, la notion de module est également rencontrée sous différentes formes :

- Module initial : défini sur la première partie de la courbe force-déformation du matériau, pour laquelle celui-ci est considéré linéaire ;
- Module sécant : calculé en chaque point de la courbe contrainte – déformation par le rapport des valeurs discrètes σ_i/ε_i .
- Module instantané : représenté par la dérivée première de la courbe contrainte – déformation.

Polyester :

De manière générale, les polyesters sont une famille de polymères contenant dans leur structure une liaison ester (-C=O-O-). Par abus de langage, il est fréquent que ce terme générique soit utilisé pour désigner un polyester en particulier : le polyéthylène téréphtalate, ou plus simplement PET. Cependant d'autres polymères font partie de la famille des polyesters et notamment le polyéthylène naphthalate, ou PEN, dont il sera question dans cette étude.

On rencontre également parfois la dénomination PES pour les fibres en polyester. Cette dernière est cependant ambiguë car elle fait également référence au polyéther sulfone, qui est une résine thermoplastique.

Raideur :

La raideur (notée K) représente la même notion que le **module**, à savoir la relation entre force et déformation. Cependant elle s'applique généralement aux constructions, ou structures, tandis que la notion de module est plutôt réservée aux matériaux. Dans le cas des assemblages de fibres que sont les câbles, il est alors plus pertinent de parler de raideur. Celle-ci est rencontrée dans la littérature sous la forme $K = \frac{\Delta F}{\Delta\varepsilon}$,

ou bien sous une forme adimensionnelle normalisée par la force à rupture F_R :

$$K_r = \frac{\Delta F / F_R}{\Delta \varepsilon}$$

Résistance :

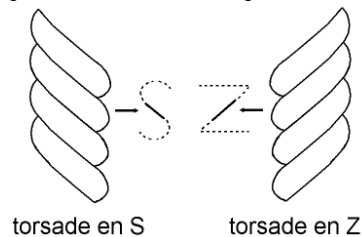
Cf. **force à rupture**.

Résistance résiduelle :

Résistance que présente un câble après avoir subi une sollicitation. La résistance résiduelle est exprimée en valeur absolue (en N, tonnes ou N/**tex**), ou en pourcentage de la résistance du même câble "neuf".

Retordage :

Procédé d'assemblage des éléments d'un câble consistant à regrouper les éléments en un faisceau parallèle et à leur appliquer un angle de torsion afin de donner une certaine cohésion à la structure. La géométrie est alors caractérisée par le pas de torsion (en nombre de tours par mètre) et le sens de la torsion, "S" ou "Z" comme indiqué dans le schéma qui suit.

**Rigidité :**

Cf. **module**.

Rope (anglo-saxon):

Cf. **câble**.

Rope-yarn (anglo-saxon):

Assemblage de **yarns** parallèles ou torsadés (cf. **retordage**). Synonyme : toron.

Strand (anglo-saxon):

Assemblage de **rope-yarns**.

Sub-rope (anglo-saxon):

Assemblage de **strands**. Le sub-rope est le plus gros élément composant le **rope**.

Remarque : un aperçu de la structure hiérarchique montrant les différents composants d'un câble synthétique est donné au chapitre I, sur la Figure I-6.

Tex :

Unité de masse linéique couramment utilisée dans l'industrie des textiles et des câbles. 1 tex = 1 g/km. La valeur de tex des câbles est notamment utilisée comme grandeur de normalisation. Une grandeur plus ancienne mais encore souvent utilisée dans l'industrie textile est le denier (1 denier = 1 g/9000 m).

Yarn (anglo-saxon):

Assemblage de longueur élevée et de section relativement faible, constitué de **filaments**. Le yarn est la structure obtenue en fin du procédé industriel de filage (cf. §I.4.1). Dans l'industrie textile française on utilise également, dans une moindre mesure, le terme "fil".

Symboles utilisés

A_f	Taux de fluage, en %/décade (cf. Annexe A)
Δx	Variation de la grandeur x
ε	Déformation
ε_R	Déformation à rupture
E	Module d'élasticité
$E_{spé}$	Module spécifique
F	Force
F_A	Amplitude de force ($= F_{MAX} - F_{MIN}$)
F_M	Force moyenne ($= [F_{MAX} + F_{MIN}] / 2$)
F_{MAX}	Force maximale
F_{MIN}	Force minimale
F_{MeP}	Force maximale appliquée lors de la procédure de mise en place
F_R	Force à rupture
$F_{Résid}$	Résistance résiduelle
$F_{R\ moy}$	Force à rupture moyenne
$F_{R\ min}$	Force à rupture minimale
K	Raideur
K_r	Raideur adimensionnelle

K_{rDYN}	Raideur dynamique
L_j	Longueur de jauge
N	Nombre de cycles
N_R	Nombre de cycles à rupture
ρ	Densité
σ	Contrainte
σ_R	Contrainte à rupture
t	Temps
T	Période
T_g	Température de transition vitreuse

I Introduction à la problématique industrielle : Recherche de nouvelles solutions technologiques pour amarrer les plates-formes offshore

I.1 Présentation du système d'amarrage classique et de ses limites

Dans les exploitations offshore, le pétrole issu des nappes sous-marines est acheminé depuis le fond de l'océan vers les plates-formes au moyen de conduites appelées risers. Du fait de la houle, des courants marins et du vent, les plates-formes ont tendance à dériver. Une dérive trop importante pourrait mettre les risers sous tension et les endommager fortement. Des systèmes d'amarrage sont donc utilisés pour limiter les excursions des plates-formes.

Ces systèmes d'amarrage sont de différentes natures selon le type de plate-forme, les conditions météorologiques locales et la profondeur d'eau. Ils peuvent être provisoires ou permanents. Les ancrages permanents sont généralement constitués de plusieurs lignes reliées à la plate-forme et ancrées au fond de la mer.

Pour l'exploitation des nappes de pétrole situées à de faibles ou moyennes profondeurs (de quelques dizaines à quelques centaines de mètres), les lignes d'ancrage sont faites de chaînes en acier.

Pour les forages dits de grands fonds (de quelques centaines de mètres à 1000 mètres de profondeur), on utilise des câbles en acier, reliés à leurs extrémités à des chaînes.

Les industries pétrolières souhaitent depuis peu développer l'exploitation de nappes situées en Ultra Grand Fond (jusqu'à 3000 mètres). A de telles profondeurs, l'utilisation des systèmes d'ancrage classiques en acier n'est plus envisageable : les longueurs de câble nécessaires auraient un poids trop important pour que le système soit efficace (réduction de la capacité des plates-formes à supporter des charges, problèmes de manutention,...).

Pour exploiter les ressources en pétrole situées en Ultra Grand Fond, il est donc indispensable de développer de nouveaux systèmes d'amarrage, plus légers que les systèmes classiques connus.

I.2 Recherche de solutions techniques de remplacement

Plusieurs solutions ont été développées pour remplacer les systèmes classiques d'amarrage avec chaînes et câbles en acier.

Une solution consiste à s'affranchir complètement de l'amarrage et à maintenir la plate-forme en place par un système dit de Positionnement Dynamique (DP). La plate-forme est positionnée en temps réel à l'aide de turbines par rapport à une position donnée, contrôlée par GPS. Cette méthode reste cependant limitée à des applications à court terme.

Pour les exploitations à plus long terme (certaines sont destinées à être exploitées pendant une vingtaine d'années), une alternative consiste à conserver le principe de maintien par amarrage en remplaçant le matériau utilisé pour les lignes. L'acier a jusqu'à présent été le matériau de prédilection car d'une part, son comportement dans divers types d'applications, y compris les câbles, est relativement bien connu et, d'autre part, son prix est très compétitif. Tout matériau utilisé en remplacement de l'acier doit alors répondre à plusieurs critères en termes de résistance mécanique, de résistance chimique, mais également de coût.

Concernant les propriétés mécaniques, plusieurs facteurs entrent en jeu pour le dimensionnement des lignes : l'excursion limite autorisée à la plate-forme, la force maximale supportée par la ligne, enfin la densité du matériau qui ne doit pas être trop élevée (ce qui est le facteur limitant dans le cas de l'acier). La combinaison de ces facteurs permet de déterminer un ordre de grandeur du Module Spécifique que doit présenter le matériau de remplacement. D'autres facteurs sont également à considérer, tels que la stabilité des propriétés mécaniques lorsque le matériau est soumis à une sollicitation cyclique, ainsi que l'allongement à long terme (propriété en fluage), qui doit être limité.

Du point de vue chimique le matériau de remplacement doit être résistant à la corrosion, ou de manière plus générale, ses propriétés doivent être stables en eau de mer.

Enfin, du point de vue économique, le matériau doit être compétitif par rapport à l'acier. Cette compétitivité ne se calcule pas seulement sur le prix du matériau au kilo, mais également sur les coûts d'installation qui peuvent varier selon le type de lignes envisagé.

Les câbles en fibres synthétiques apparaissent comme une alternative prometteuse. L'ensemble des fibres synthétiques utilisées dans l'industrie des câbles présente un large éventail de propriétés mécaniques : leur module d'Young peut varier de quelques GPa à quelques centaines de GPa. Ce résultat n'égale pas le module de l'acier (200 GPa), mais ce déficit est largement compensé par une densité beaucoup plus faible : autour de 1 g/cm^3 pour les fibres synthétiques contre 8 g/cm^3 pour l'acier.

Les problèmes de corrosion dus à l'immersion en eau de mer ne se posent pas avec les fibres synthétiques. Cependant, certains matériaux voient leurs propriétés mécaniques chuter lorsqu'ils sont immergés. Toutes les fibres ne sont donc pas adaptées à l'utilisation offshore.

Les fibres synthétiques présentent également un avantage économique certain. D'une part, la production industrielle massive de certaines fibres (PET, Nylon) permet d'avoir un matériau de base à un prix abordable. D'autre part, les coûts sont réduits du fait de leur faible densité : les câbles étant plus légers que ceux en acier, il est plus facile de les stocker, de les transporter et de les installer.

La faible densité des fibres a d'autres conséquences pratiques positives sur l'utilisation de tels câbles. Les systèmes d'amarrage faits de câbles et/ou chaînes en acier ont une configuration en caténaire : c'est en partie le poids des lignes qui permet de limiter le déplacement de la plate-forme. Avec les fibres synthétiques, les lignes ont une configuration tendue (cf. Figure I-1). Cela a pour conséquence de réduire la longueur de câble nécessaire, mais également l'empreinte au sol, ce qui est appréciable dans des sites bien souvent encombrés. Enfin, le fait d'avoir des câbles plus légers entraîne une diminution des charges verticales appliquées à la plate-forme, ce qui lui confère une charge utile supérieure.

L'utilisation de lignes synthétiques en remplacement des systèmes d'ancrage classiques semble donc être un choix très approprié.

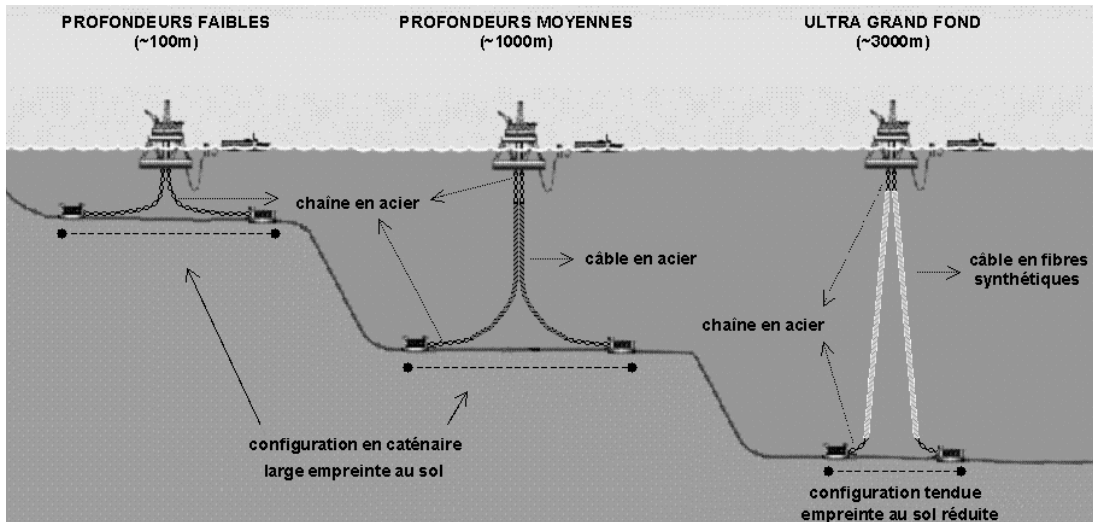


Figure I-1 : Représentation schématique des systèmes d'amarrage permanents pour plates-formes offshore. A gauche et au milieu : systèmes classiques ; à droite : système de remplacement envisagé.

I.3 Choix du matériau

Il existe un grand nombre de polymères produits industriellement sous forme de fibres. La plupart de ces fibres servent de renfort dans les matériaux composites. Cependant, parmi celles-ci, certaines sont également produites spécifiquement pour la fabrication de câbles. D'un type de fibre à un autre, les propriétés, notamment mécaniques, diffèrent et en font des composants plus ou moins appropriés pour les câbles d'amarrage de plates-formes.

Parmi les câbles couramment utilisés dans le milieu maritime, on trouve les câbles de polypropylène et de nylon (polyamide 6,6), deux types de fibre de module relativement faible. Le nylon se retrouve également sous forme de petits câbles en tant que renforts de pneumatiques, ou encore dans les cordes d'alpinisme. Pour les applications marines, les deux fibres sont utilisées pour la fabrication d'aussières (câbles employés pour l'amarrage et le remorquage de navires). Cependant, elles ne semblent pas les plus adaptées pour l'amarrage des plates-formes. Malgré leur faible prix lié à une production de masse, leurs propriétés mécaniques ne sont pas satisfaisantes pour ce type d'applications. La faible résistance des fibres de polypropylène nécessiterait l'utilisation de câbles d'un diamètre excessif pour obtenir une charge à rupture équivalente à celle des câbles en acier. De plus, le polypropylène est sujet à un fluage important lorsqu'il est soumis à des efforts continus, ce qui n'est pas souhaitable pour des lignes d'amarrage puisque l'on cherche précisément à limiter les mouvements de la plate-forme. Quant au nylon, ses propriétés mécaniques sont fortement amoindries en immersion. Enfin, par comparaison aux autres fibres disponibles sur le marché, le module que présentent les fibres de nylon et de polypropylène est largement inférieur (cf. Figure I-2). Il en résulte que pour des câbles de même diamètre faits de différents types de fibres, les excursions des plates-formes ancrées à l'aide de fibres de nylon ou de polyamide seront supérieures.

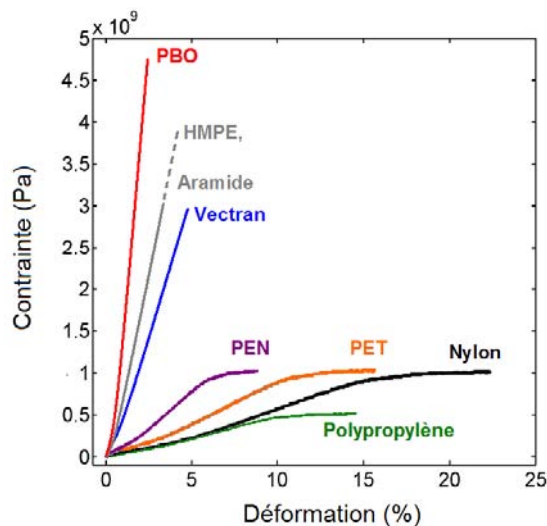


Figure I-2 : Comportement en traction de différents types de fibres synthétiques.

Les fibres PET (polyéthylène téréphtalate) ont un module plus élevé et sont actuellement les fibres les plus fabriquées et employées au monde, à la fois pour des applications textiles et techniques. En conséquence leur prix est relativement faible. Elles constituent à ce jour le matériau le plus sérieusement considéré en remplacement de l'acier. Plusieurs études ont été menées au cours de la dernière décennie dans ce sens et les premières plates-formes amarrées avec des lignes

synthétiques en PET ont commencé à être exploitées ces dernières années (cf. §I.6). En effet, les fibres en PET présentent un bon compromis des caractéristiques requises pour l'amarrage offshore, à la fois mécaniques et économiques. Une nouvelle génération de fibres en PET a été développée récemment et pourrait être amenée à remplacer la génération antérieure.

Les fibres de PEN (polyéthylène naphthalate), qui comme celles de PET font partie de la famille des Polyesters, ont été développées pour le renfort de pneumatiques dans le but de remplacer le PET ou le nylon pour des conditions d'application plus contraignantes que la normale. Elles présentent de fortes similitudes avec les fibres en PET de par leur structure moléculaire, mais leur raideur est presque deux fois supérieure. L'utilisation de câbles en PEN devrait alors mener à une déformation moins importante et donc à des excursions de plate-forme réduites. Tout porte à croire que le comportement de ces fibres, qui n'est pas encore bien connu du fait de leur récente apparition sur le marché, se rapproche de celui du PET. Cela en fait donc un matériau intéressant pour l'application offshore. Toutefois son prix reste largement supérieur à celui du PET, car sa production est limitée. Il serait malgré tout intéressant de confirmer l'adéquation des propriétés mécaniques des fibres PEN avec les caractéristiques requises pour l'amarrage offshore car si celles-ci s'avéraient avantageuses, il en résulterait une forte demande de production et logiquement une diminution du coût de fabrication.

Il existe d'autres fibres avec un module encore plus élevé, telles que les fibres aramide, HMPE (polyéthylène haut module), fibres à cristaux liquides comme le Vectran, ou PBO (polyphénylène benzobisoxazole). Les câbles en aramide et en HMPE sont utilisés dans le milieu maritime, et notamment pour des ancrages temporaires. Toutefois, ces fibres présentent certains inconvénients. Tout d'abord elles sont beaucoup plus chères que les fibres en PET. De plus elles sont beaucoup plus sensibles aux phénomènes d'abrasion et leur module élevé peut d'avérer être un problème par rapport aux phénomènes de fatigue. La rupture en service précoce de câbles en aramide a d'ailleurs contribué à une certaine prudence dans l'utilisation de ce type de fibres. L'utilisation du HMPE est également critique à long terme car ce matériau flue beaucoup.

Les fibres à cristaux liquides comme le Vectran sont encore très peu utilisées à ce jour. Leurs similitudes avec l'aramide laissent à penser que certaines caractéristiques telles que la sensibilité à l'abrasion seraient des facteurs limitants. Les fibres PBO, quant à elles, sont étudiées dans les domaines à haute technicité tels que l'aérospatiale pour leur module exceptionnel (au delà de 200 GPa), mais leur prix est beaucoup trop élevé. De plus très peu de données sont disponibles concernant le comportement à long terme de ce dernier type de fibre, qui semble montrer certaines faiblesses au contact de la lumière et de l'humidité.

Il existe donc un large panorama de fibres synthétiques et différents facteurs peuvent être une limite à leur utilisation pour les câbles d'amarrage de plates-formes. Le Tableau I-1 présente les ordres de grandeurs de caractéristiques pertinentes vis à vis de l'application envisagée, pour les types de fibres présentés précédemment ainsi que pour l'acier. Une synthèse des facteurs limitant leur utilisation est également proposée. Cette étude s'est centrée sur la considération de deux matériaux qui semblent présenter un bon compromis des différentes caractéristiques exigées : le PET et le PEN.

	Densité (g/cm ³)	Module (GPa)	Résistance (GPa)	Prix relatif (résistance équivalente)	Facteurs limitant pour l'application "ancrage permanent"
Acier	8	200	2 à 3	1	Densité élevée
Polypro.	0,9	4	0,3 à 0,5	1	Faible résistance à rupture ; Faible module ; Fluage excessif
Nylon	1,1	5	1	1,5 à 2	Module limité ; Perte des propriétés mécaniques en immersion
PET	1,4	15	1	1,5 à 2	Module moyen
PEN	1,3	25	1	5	Prix élevé ; Peu de données disponibles
Aramide	1,4	60 à 140	3	5	Mauvaise résistance à l'abrasion interne et externe ; Mauvaise résistance à la fatigue en compression
HMPE	1	100	4	4 à 5	Fluage important
Vectran	1,4	65	3	15 à 25	Prix élevé ; Peu de données disponibles
PBO	1,5	180 à 280	5	15 à 25	Prix très élevé ; Peu de données disponibles

Tableau I-1 : Caractéristiques classiques pour différents types de fibres. Comparaison avec les paramètres de l'acier. Données recueillies dans [EDG99], [GOU04], [VAS04], et fournies par les fabricants.

I.4 Fabrication des fibres et des câbles synthétiques

I.4.1 Fabrication des fibres

Les câbles synthétiques sont obtenus par assemblage d'un très grand nombre de fibres unitaires ou filaments. Ces filaments ont un diamètre de quelques dizaines de microns. Ils sont fabriqués par filage, processus similaire à celui d'extrusion et qui consiste à transformer une masse visqueuse de polymère en un filament continu.

Selon le type de polymère utilisé, le procédé de fabrication varie. Pour les thermoplastiques (entre autres Polyesters et Polyamides), on parle de filage à l'état fondu : c'est directement le polymère fondu qui est mis en forme.

En amont du procédé, le polymère est introduit sous forme de granulés puis fondu ou bien la polymérisation est effectuée in situ en mélangeant les produits de la réaction sous vide et sous haute température.

Le polymère fondu est ensuite acheminé par un jeu de pression à l'aide de pompes vers la filière, plaque percée de capillaires, à travers laquelle le matériau est extrudé après avoir été filtré pour éliminer les éventuelles particules étrangères qui affecteraient la qualité des fibres.

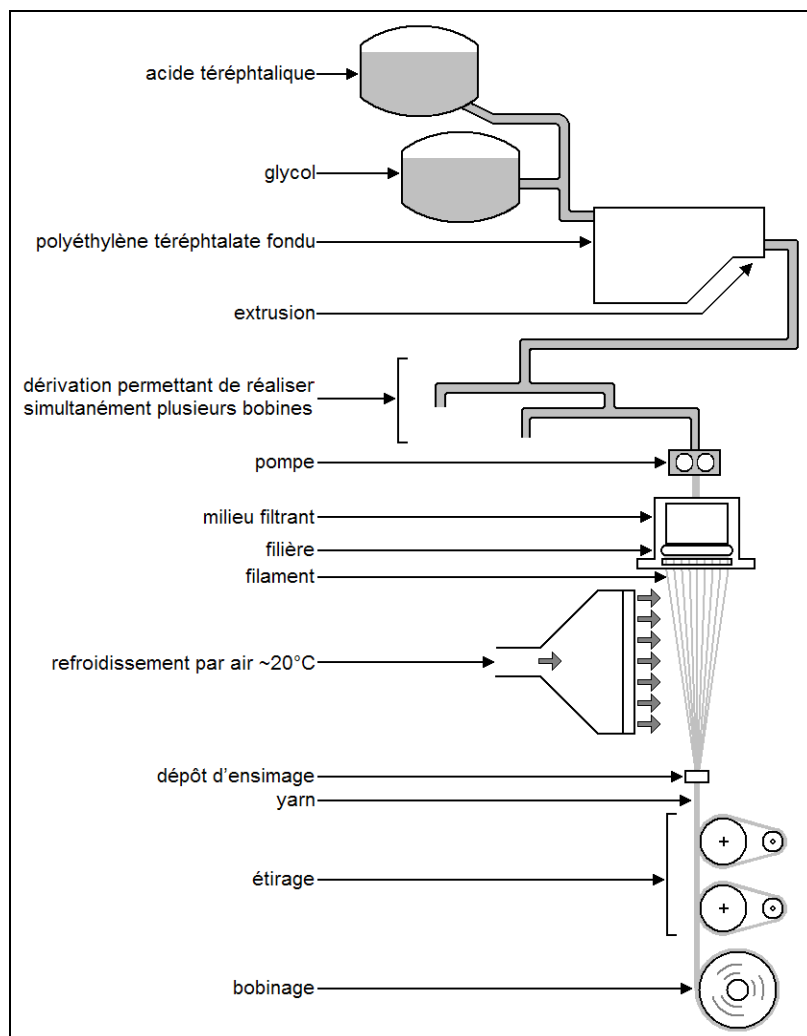


Figure I-3 : Processus de fabrication des fibres synthétiques (exemple du filage à l'état fondu du polyéthylène téréphtalate).

Dans le cas de la production industrielle, la filière comporte plusieurs centaines de trous et les filaments sont produits sous forme de yarns. Selon l'application, la forme de section des trous de la filière peut varier (on trouve par exemple des formes trilobées pour les applications textiles, qui confèrent au filament certaines propriétés optiques) mais elle est généralement cylindrique pour les fibres techniques.

En sortie de filière, les filaments formés se solidifient au contact de l'air, la solidification étant complétée par l'application d'un jet d'air à 20°C perpendiculairement à la direction de filage.

Le yarn ainsi produit passe ensuite par une étape d'ensimage. Elle consiste à déposer une fine couche de substance chimique huileuse sur le yarn, à la fois pour faciliter son passage sur les organes métalliques intervenant dans l'étape suivante de bobinage, et pour éliminer les éventuelles surcharges électrostatiques qui pourraient bouleverser l'alignement des filaments au sein du yarn et ainsi nuire au bobinage.

L'ultime étape de bobinage est combinée avec l'étape d'étirage. Le yarn ensimé est appelé en contrebas par un mécanisme d'enroulement qui maintient sur celui-ci une tension et une vitesse linéaire constantes. Il est ensuite repris par deux couples de cylindres qui permettent, grâce à des vitesses de rotation différentes, de l'étirer de plusieurs fois sa longueur initiale. Cette étape est déterminante pour les propriétés mécaniques finales des fibres car elle modifie leur microstructure en alignant les macromolécules au sein du filament, ce qui a des conséquences notables sur le module d'Young et la résistance à la rupture en traction. Les vitesses typiques de ce procédé de filage-étirage sont généralement comprises entre 4000 et 7000m/min.

Une étape supplémentaire, similaire à l'étape d'ensimage, peut être ajoutée en cours de procédé. Elle consiste à appliquer sur le yarn une substance, appelée simplement "finish", dans le but d'améliorer certaines propriétés spécifiques à l'application envisagée. Sur les filaments destinés à la fabrication de câbles d'amarrage, est appliqué un "marine finish" qui permet une diminution des effets de frottement entre yarns au sein du câble en milieu marin.

On obtient donc après le procédé de filage-étirage un faisceau de filaments groupés dans un yarn pouvant mesurer plusieurs kilomètres de longueur et stocké sous forme de bobine.

I.4.2 Fabrication des câbles

La fabrication de câbles se fait en corderie, à partir des bobines. Des machines adaptées permettent de dévider simultanément un grand nombre de bobines pour assembler les yarns selon une géométrie précise. Les assemblages sont faits à plusieurs échelles : plusieurs yarns sont assemblés pour former des rope-yarns, les rope-yarns sont à leur tour regroupés, et ainsi de suite jusqu'à former la structure finale qu'est le câble. Le câble peut ensuite être protégé par une gaine en fibres synthétiques (souvent en PET) tressée autour de la structure. Cette gaine ne contribue cependant en rien à la résistance et au comportement mécanique du câble. Elle permet simplement de tenir la structure et de limiter les dégradations qui pourraient être causées sur la surface extérieure lorsque le câble est manipulé (cf. Figure I-4).

Différents types de construction sont habituellement utilisés dans l'industrie du câble (Figure I-5).

Les sous-éléments peuvent être tressés entre eux. Cependant, cette méthode n'est pas appropriée dans le cas de certaines fibres synthétiques dont le comportement est fortement

anisotrope (entre autres les fibres aramide) : lorsque le câble est mis en traction, le serrage de l'entrelacement de fibres induit des efforts transverses très endommageants qui peuvent conduire à une rupture prématurée.



Figure I-4 : Fabrication des câbles. A gauche : assemblage de yarns ; à droite : tressage de la gaine autour du câble.

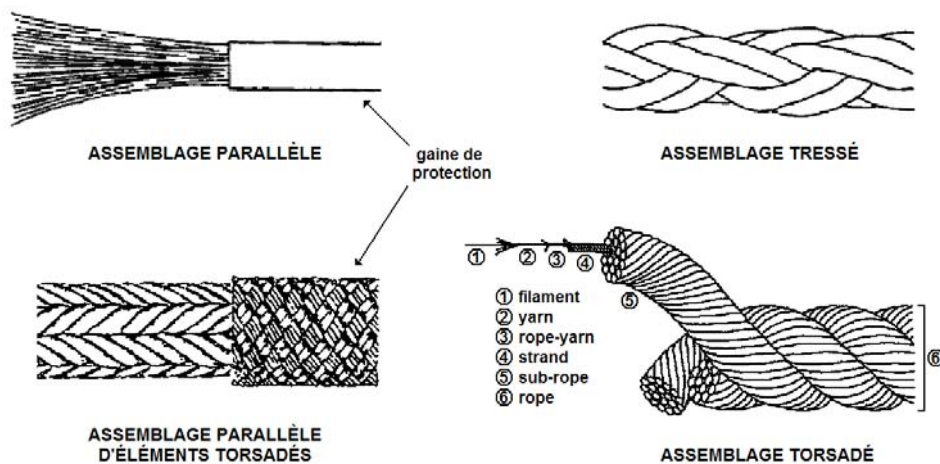


Figure I-5 : Exemples de géométrie de construction de câbles synthétiques (d'après [CHA86] et [LEE03]).

Les câbles d'amarrage offshore sont généralement fabriqués par le procédé de retordage, grâce auquel on obtient un assemblage torsadé. Pour cette application, le pas de torsade des différents composants dépasse rarement quelques dizaines de tours par mètre, à la différence des câbles pour renforts pneumatiques ou des cordes d'alpinisme où il peut être d'une centaine de tours par mètres. Le sens de torsion est généralement alterné (S puis Z ou inversement, cf. Lexique) lorsqu'on passe d'une échelle d'assemblage à l'échelle supérieure, de manière à avoir une structure globalement équilibrée. Cet équilibrage est nécessaire car il permet de limiter l'effort de torsion qui vient s'ajouter à l'ensemble des efforts subis par le câble.

Pour les fibres très anisotropes, on applique une très faible torsion (quelques tours par mètres), voire même aucune, afin de limiter les efforts transverses. Les câbles obtenus sont alors de construction (quasiment) parallèle.

Ces méthodes d'assemblage permettent, à partir de bobines de yarns d'une masse linéique d'une centaine de microgrammes par mètre, d'obtenir des câbles de plusieurs kilomètres de long,

de plusieurs centaines de millimètres de diamètre, et de quelques dizaines de kilogrammes par mètre.

I.4.3 Terminaison des câbles

La terminaison des câbles est un élément important de la structure. En effet elle est la liaison qui transmet les efforts subis par le câble vers les éléments adjacents (pour l'amarrage offshore, il s'agit des chaînes en acier). Elle doit être conçue de sorte à ne pas être source d'endommagement. Plusieurs systèmes existent pour les lignes synthétiques ^[VAS04]; les principaux systèmes utilisés sont présentés sur la Figure I-6.

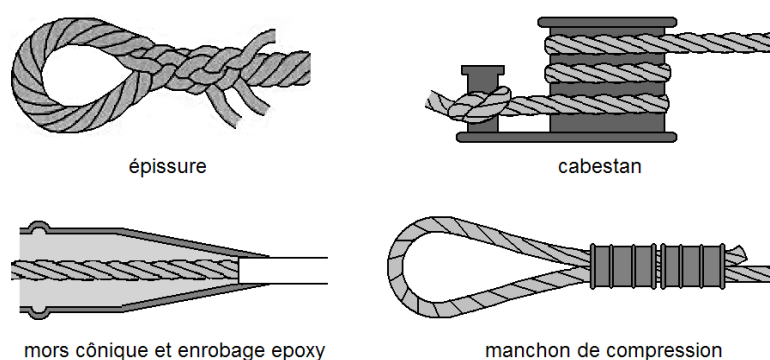


Figure I-6 : Schéma des différentes méthodes de terminaison de câbles synthétiques (d'après [VAS04]).

Les systèmes avec cabestans ou manchons de compression sont utilisés dans le milieu marin, mais peu adaptés aux amarrages de plates-formes offshore.

Dans le cas des cabestans, l'extrémité du câble est enroulée plusieurs fois autour d'une pièce cylindrique pour réduire progressivement les efforts avant d'attacher l'extrémité, par exemple par un simple nœud. Cette méthode nécessiterait une tension permanente dans le câble : si celui-ci vient à se détendre et se retendre, il peut y avoir entrelacement au niveau du cabestan ce qui est n'est pas souhaitable.

Pour les manchons de compression, la méthode consiste à replier le câble sur lui-même à son extrémité en formant un œil, l'extrémité étant alors simplement accolée et bloquée parallèlement au corps du câble avec un manchon. La terminaison en forme d'œil permet de raccrocher le câble à un élément cylindrique. Concernant les points faibles du système, des glissements ainsi que des phénomènes d'abrasion ont été observés en cours de sollicitation.

L'utilisation de mors coniques ou d'épissures est beaucoup plus répandue pour le type de câbles qui nous intéresse.

La première méthode consiste à insérer l'extrémité du câble à l'intérieur d'un mors conique évidé. L'extrémité peut alors être fixée dans le mors de plusieurs manières : soit par enrobage du câble en remplissant le mors de résine epoxy, ce qui permet de bloquer tout mouvement, soit en insérant au cœur du câble un mandrin conique qui vient le retenir lorsqu'il est mis sous tension. Ce système possède lui aussi des limites : des études ont montré l'apparition de concentration de contraintes induisant une rupture prématurée au niveau des mors.

Les épissures sont des terminaisons classiques pour les câbles utilisés dans le milieu marin. Le câble est replié sur lui-même à son extrémité pour former un œil, et la partie finale est tressée au sein même du câble. Ce système a plusieurs avantages. Tout d'abord il ne nécessite aucun apport

de matériau ou de pièce supplémentaire. De plus, de par sa construction, il est stabilisé par la mise sous tension du câble : les efforts de traction induisent un resserrement de la structure, ce qui entraîne une meilleure adhésion entre le corps du câble et la partie finale insérée à l'intérieur. Cependant la méthode n'est pas envisageable pour tous les types de câbles : pour des câbles dont les éléments sont tous parallèles, le tressage de la structure sur elle-même n'est pas réalisable. De plus elle n'est pas la plus économique, car elle nécessite d'être réalisée à la main, avec soin, cela prend donc du temps.

Les câbles auxquels nous nous intéressons dans cette étude sont de grande dimension et possèdent une construction torsadée. Les épissures, bien que moins économiques, semblent être le moyen de terminaison le plus adapté pour ce type de câble.

Il faut cependant noter qu'à ce jour, malgré des études continues sur le sujet, aucune solution idéale de terminaison n'a été développée. Même les systèmes avec épissures conduisent parfois à des ruptures au niveau de l'œil ou à la limite de l'épissure plutôt que dans la longueur utile du câble. Le choix d'une terminaison adéquate reste problématique dans ce domaine.

I.5 Problématiques mécaniques liées à l'usage de lignes synthétiques

Les câbles d'amarrages ont pour finalité de limiter les excursions de la plate-forme. Cela se traduit en termes de propriétés mécaniques par deux objectifs principaux : les câbles doivent être dimensionnés de sorte à ce que leur allongement soit limité, mais aussi de sorte à éviter toute rupture. Pour que le remplacement des lignes en acier par des lignes en fibres synthétiques soit optimum, il est nécessaire de considérer plusieurs facteurs.

I.5.1 Représentation des efforts, comportement force – allongement.

Il est important de tenir compte du type de sollicitation subi en service par les câbles. Ceux-ci vont être exposés aux efforts que produisent la houle, les courants marins, le vent, etc... sur la plate-forme. Tous ces phénomènes sont de nature cyclique. On estime que les mouvements de la plate-forme viennent solliciter le câble selon son axe. Les efforts sont alors généralement assimilés à une force axiale cyclique (sinusoïdale), caractérisée par les valeurs de force moyenne et d'amplitude de force, ou bien par ses valeurs maximale et minimale. De par la configuration des systèmes d'ancrages avec fibres synthétiques, les câbles sont continuellement sous tension : les valeurs de forces sont supposées positives à chaque instant. L'amplitude de sollicitation peut varier selon la position géographique : les conditions météorologiques sont par exemple connues pour être plus sévères dans le golfe du Mexique que dans le golf de Guinée, deux lieux de prédilection pour l'exploitation de pétrole offshore. La sollicitation peut également évoluer en un même lieu au cours du temps, en intensité aussi bien qu'en fréquence : par temps calme, les efforts sont de faible intensité et faible fréquence, tandis qu'en cas de tempête l'intensité et la fréquence sont élevées.

Pour pouvoir anticiper les déplacements d'une plate-forme il est donc nécessaire de connaître les relations entre force et allongement pour les câbles synthétiques. Ces relations peuvent dépendre de deux éléments. D'une part le matériau de base utilisé joue un rôle important : la réponse du câble aux sollicitations cycliques axiales telles que celles décrites ci-dessus est nécessairement liée au comportement mécanique des fibres qui le composent. D'autre part la géométrie d'assemblage des fibres a une influence sur l'allongement des câbles : l'angle introduit dans la construction par le retordage peut permettre un allongement supplémentaire par rapport à une structure alignée.

De plus la relation force-allongement peut évoluer avec le temps et avec la forme de la sollicitation qui comme nous venons de le voir, n'est pas régulière.

I.5.2 Mécanismes de rupture

Différents mécanismes peuvent provoquer la rupture des câbles.

Le premier mécanisme est celui de rupture par traction : la force exercée sur le câble est supérieure à la force à rupture de celui-ci. Ce type de rupture est généralement évité car la force à rupture des câbles est connue et dépend du diamètre de celui-ci. Puisque l'amplitude des forces exercées sur la plate-forme par son environnement est connue, il suffit alors de sélectionner un câble de dimension telle que la force maximale subie ne représente qu'une fraction de la résistance du câble. Cependant cette résistance n'est souvent connue que de manière approximative, une certaine dispersion existant sur la mesure de résistance de câbles identiques. Il en résulte en

pratique l'utilisation de coefficients de sécurité importants appliqués dans le but d'éviter la rupture. Cela conduit très certainement à un surdimensionnement des câbles utilisés.

Un deuxième mécanisme de rupture identifié est celui de fluage. Lorsque le câble est soumis à un effort continu, un allongement progressif peut être observé. L'allongement limite peut alors être atteint et le câble rompre. Ce phénomène est non négligeable car, pour certains types de fibre, l'allongement peut ne jamais se stabiliser, même au bout d'un laps de temps très important (plusieurs années).

La fatigue est définie comme un mécanisme de rupture propre aux sollicitations cycliques. Elle est caractérisée par la rupture du matériau après une sollicitation cyclique à des valeurs de force largement inférieures à la valeur à rupture en traction. Ce phénomène est très connu dans le cas des métaux. Il est moins courant avec les matériaux synthétiques. Cependant plusieurs mécanismes ont été clairement identifiés sur des fibres ou des assemblages de fibres comme des sources d'endommagement associées au caractère cyclique de la sollicitation et sont considérés comme des mécanismes de fatigue.

La fatigue en tension a été identifiée sur différents types de fibres, notamment en PET. Elle se distingue par la propagation d'une fissure de fatigue très caractéristique.

La fatigue en tension-compression est un effet lié à la construction des assemblages de fibres, observé dans le cas de sollicitations à forces minimales faibles. En effet la longueur des éléments qui composent un câble présente généralement une certaine dispersion. Si la force minimale au cours de la sollicitation est nulle ou proche de zéro, les éléments les plus longs se trouvent en fait en compression lorsque le câble passe par cet état de sollicitation globalement neutre. Or la compression est particulièrement endommageante pour ces fibres.

L'échauffement par hystérésis est un phénomène lié au matériau, qui montre une perte d'énergie lorsqu'il subit une force cyclique. Il est accentué par la construction des câbles (la chaleur dissipée se trouve confinée au sein de la structure) mais dans une moindre mesure si les câbles sont immergés.

Enfin l'abrasion est également un phénomène spécifiquement lié au caractère cyclique de la sollicitation. On entend par abrasion différents types d'endommagements. Lorsque le câble est mis sous tension de manière répétée, les contacts entre composants créent des frottements. Ces frottements entraînent un enlèvement de matière et donc une réduction de la section supportant la force. D'autre part les contacts entre fibres sont source d'efforts de compression dans la direction transverse à l'axe du câble. Or, les fibres synthétiques sont sensibles à ce type d'efforts, la sensibilité augmentant généralement avec le module de la fibre. Ces deux processus définissent le mécanisme d'abrasion interne. L'abrasion peut également être externe, l'usure de la matière étant alors provoquée par un frottement répété avec un élément externe (par exemple au niveau des liaisons avec les éléments voisins du système, ou en cas de contact du câble avec le sol marin).

L'étude du comportement des assemblages de fibres est faite dans le but d'optimiser le choix des matériaux et le dimensionnement des câbles pour l'application qui nous intéresse. Cela nécessite donc de considérer la relation force-allongement des structures et l'ensemble des mécanismes de rupture pouvant être impliqués, ainsi que leur importance relative.

I.6 Etat de l'art

Bien que l'ensemble des problématiques soulevées au paragraphe précédent n'ait été que partiellement abordé à ce jour, il existe d'ores et déjà plusieurs installations offshore permanentes en ultra grand fond ancrées à l'aide de lignes synthétiques.

La première de ces installations a été mise en place en 1997 au large du Brésil. Il s'agit d'un bassin du nom de Campos Basin, exploité par Petrobras, pour lequel des câbles de PET de charge à rupture allant jusqu'à 1000 tonnes ont été utilisés.

Plus récemment (2005) les exploitations "Mad Dog" et "Red Hawk", utilisant elles aussi des câbles PET, ont vu le jour dans le Golfe du Mexique (Figure I-7).

Cependant ce type d'ancrage permanent reste exceptionnel. Si les conditions météorologiques peu sévères du Brésil et les quelques connaissances empiriques concernant les câbles PET ont facilité l'introduction de ces nouveaux matériaux en remplacement de l'acier, il en va autrement pour d'autres sites tels que le Golfe du Mexique. Les autorités expriment des réserves à l'égard du remplacement des ancrages en acier, comme en témoignent leurs fortes exigences en matière de normes. La connaissance réduite du matériau conduit alors certainement à l'utilisation de coefficients de sécurité excessivement conservateurs et ainsi à un surdimensionnement des lignes.

La volonté des industries pétrolières de développer les amarrages synthétiques reste néanmoins forte. C'est dans ce but que plusieurs projets d'étude communs (Joint Industrial Projects) ont été créés ces dernières années, alliant les efforts de laboratoires de recherche, de sociétés industrielles ou d'ingénieries et d'organismes de certification. Entre autres exemples, des projets tels que "Fibre Tethers 2000", qui a été l'un des premiers en 1995, ou "Durability" en 2002, ont fortement contribué à la création d'une base de données expérimentales, à l'élaboration des normes et à la mise en place de recommandations pratiques pour la conception de systèmes d'ancrages permanents avec lignes synthétiques. C'est dans le cadre d'un de ces projets ("Optimisation des systèmes d'ancrage avec lignes synthétiques" financé par le Comité d'Etudes Pétrolières et Marines) que cette étude est née.



Figure I-7 : A gauche, une plate-forme de l'exploitation Red Hawk ancrée avec des lignes polyester (www.offshoretechnology.com) ; à droite, le stockage des lignes en PET avant installation (www.delmarus.com).

I.7 Choix des orientations de recherche et plan de l'étude

Comme il a été souligné dans les paragraphes précédents, les problématiques liées à l'amarrage des plates-formes offshore par des lignes synthétiques sont nombreuses. A ce jour le comportement mécanique de ces câbles n'est pas complètement expliqué, ce pour plusieurs raisons.

Tout d'abord ce type de câbles et les matériaux utilisés sont beaucoup plus récents que l'acier et ne bénéficient donc pas comme ce dernier de tout un savoir accumulé grâce à de très nombreuses applications et aussi de très nombreuses années de recherche sur le sujet.

De plus la multiplicité des facteurs à prendre en compte pour expliciter le comportement mécanique des câbles synthétiques (amplitudes et fréquences de sollicitations, type de matériau choisi, géométrie des structures, mécanismes de rupture) est telle qu'il est difficile dans un projet de recherche de considérer l'ensemble de ces facteurs. Les projets existants se consacrent donc plutôt à approfondir certains points particuliers.

Enfin ces études sont souvent limitées par le simple facteur économique : la compréhension du comportement mécanique de ces câbles passe nécessairement par l'expérimentation. Or dans les conditions précises de l'application qui nous concerne, les expérimentations doivent se faire sur des câbles de très grande résistance et sur de longues périodes. Ce type de tests est très coûteux et les installations existantes pour les réaliser sont peu nombreuses. Dans le but de contourner ce problème de coût, les tests sont souvent effectués sur des câbles de plus petite taille, mais sans qu'il y ait de certitudes sur les extrapolations faites sur le comportement à "l'échelle 1". Les essais à long terme sont également souvent écourtés, et les résultats extrapolés dans le temps en se basant sur des modèles mathématiques et/ou rhéologiques.

Le projet "Optimisation des systèmes d'ancrage avec lignes synthétiques" vise à établir une méthodologie à la fois de conception des systèmes d'ancrage et de prédiction du comportement à long terme.

Dans le cadre de ce projet, l'étude présentée ici s'est orientée tout d'abord vers une sélection de matériaux semblant présenter un fort potentiel pour cette application. En se basant sur les facteurs énoncés au paragraphe I.3 et sur les quelques connaissances acquises grâce aux précédents projets et à l'installation sur sites de lignes en fibres PET, le choix s'est porté sur une nouvelle génération de PET, et sur le PEN dont le module est plus élevé mais dont le comportement est a priori similaire. L'étude s'est donc consacrée à déterminer le comportement mécanique de ces deux matériaux. Ceci a été fait dans le but de vérifier la possibilité de leur application et les avantages que pourraient éventuellement apporter ces nouveaux matériaux par rapport à l'ancienne génération de PET, mais aussi l'un par rapport à l'autre.

Un choix a été fait concernant le type d'échelles étudiées. Dans certaines études, les essais expérimentaux ainsi que l'ensemble des réflexions portent sur la structure de câble telle qu'on l'envisage pour l'application offshore (= échelle 1). D'autres études font l'économie de coûteux essais et se concentrent sur le comportement de structures similaires mais de plus petite taille. La présente étude s'est attachée à faire le lien entre le comportement de ces structures de différentes tailles, en partant de l'échelle 1 jusqu'au plus petit composant des câbles : le filament. L'objectif était d'identifier et comprendre les mécanismes guidant le comportement des fibres qui forment les câbles. Les corrélations entre échelles ont été examinées. Une attention particulière a été portée au comportement des filaments, à la fois du point de vue de leur relation force-allongement sous divers types de sollicitations, et également sur le sujet des mécanismes de rupture potentiels.

L'originalité de cette étude tient donc dans le choix des matériaux considérés, PEN et PET nouvelle génération, qui sont des matériaux très récents, et également dans le panorama des échelles étudiées, allant du câble d'amarrage au filament.

La synthèse de cette étude est présentée dans la suite de ce document, selon différentes parties.

Dans un premier temps nous nous attacherons à présenter une synthèse bibliographique de l'ensemble des connaissances acquises à ce jour sur le comportement mécanique des assemblages de fibres (Chapitre II). Celle-ci abordera dans un premier temps les observations générales relevées sur le comportement des câbles synthétiques, et particulièrement pour les matériaux qui nous concernent. Puis nous nous intéresserons plus précisément à la littérature existant sur le comportement mécanique des fibres en PET et PEN. Enfin nous présenterons différents modèles développés dans le but de prédire le comportement des fibres ou des câbles.

Les deux chapitres suivants s'attacheront à la description des essais expérimentaux réalisés et l'analyse des résultats obtenus tout au long de l'étude. Le chapitre III présentera de manière précise les différents assemblages de fibres qui ont été considérés, les types d'essais qui ont été effectués et les résultats de cette caractérisation du comportement des assemblages. Le chapitre IV exposera de manière similaire la caractérisation que nous avons faite de l'élément constitutif des assemblages : la fibre.

Le chapitre V proposera une analyse plus approfondie des résultats présentés aux chapitres III et IV passant notamment par le rapprochement des analyses issues des essais à l'échelle des câbles avec celles obtenues à l'échelle des fibres, ainsi qu'avec les observations issues de la littérature. Cette partie s'intéressera également à développer une meilleure compréhension des mécanismes de déformation à l'échelle des fibres notamment grâce à la comparaison du comportement du PET et du PEN.

Nous proposerons enfin dans le chapitre VI un bilan de l'ensemble des conclusions issues de ce travail replacées dans le cadre de l'application qui nous concerne ainsi que des recommandations sur les orientations pertinentes à envisager pour des études à venir.

II Comportement mécanique des câbles et fibres synthétiques : Etude bibliographique

Ce chapitre présente dans un premier temps une synthèse des connaissances actuelles sur le comportement mécanique des assemblages de fibres tels que ceux qui sont utilisés pour l'amarrage offshore. Les structures auxquelles il est fait référence dans la littérature sont généralement des câbles de taille variable, ou des sous-éléments de ces câbles.

Dans un deuxième temps, on s'intéresse plus précisément au comportement des éléments fondamentaux qui constituent les assemblages. Le yarn, bien qu'étant un assemblage parallèle de filaments, est habituellement considéré dans la littérature comme l'élément fondamental. Cela tient au fait qu'il est la plus petite structure sous laquelle les filaments sont produits industriellement, et aussi au fait que le niveau de construction pour passer du filament au yarn est relativement simple. C'est donc à la fois le comportement des yarns et celui des filaments qui sont considérés dans la deuxième partie de ce chapitre.

Enfin la dernière partie du chapitre se consacre à présenter différents modèles (analytiques, statistiques ou encore numériques) de prédiction du comportement mécanique des fibres et de leurs assemblages.

II.1 Comportement des assemblages de fibres

Les publications traitant du comportement des câbles synthétiques pour l'amarrage offshore sont dans l'ensemble relativement récentes comme en témoigne la publication en 1992 de la thèse de Del Vecchio ("Light Weight Materials for Deep Water Moorings"), document de référence dans ce domaine ^[DEL92]. Elles présentent pour la plupart des résultats obtenus dans le cadre de différents projets d'étude communs. De par le caractère très appliqué du sujet, la littérature s'avère souvent très technique, s'apparentant parfois à une énumération de résultats expérimentaux et d'observations empiriques. Certaines conclusions générales sur le comportement mécanique des câbles peuvent cependant être tirées de l'ensemble de ces publications.

La grande majorité des études citées concerne des structures en fibres PET. Sauf mention explicite, c'est donc à ce matériau qu'il sera fait référence.

II.1.1 Paramètres liés au comportement mécanique des assemblages de fibres

II.1.1.a Viscoélasticité - viscoplasticité

Les câbles en fibres synthétiques ont un comportement complexe, très différent de celui des câbles en acier qui est généralement considéré comme élastique linéaire sur le domaine d'utilisation. Ainsi l'application d'une force sur un câble synthétique entraîne une déformation dissociée en deux composantes :

- Une composante viscoélastique : l'évolution de la déformation dépend de la température, de la vitesse de sollicitation, du sens d'application de celle-ci (augmentation ou diminution : phénomène d'hystérésis) et cette dépendance est généralement non linéaire ;
- Une composante viscoplastique : le retrait de la force appliquée entraîne une diminution de la déformation, mais la structure ne revient jamais à un état de déformation nulle. Quel que soit le temps de recouvrance accordé, une déformation permanente est observée ^[DAV00].

La représentation schématique d'un essai de traction simple et d'un essai précédé d'un cycle de charge – décharge permet d'illustrer ce comportement (cf. Figure II-1).

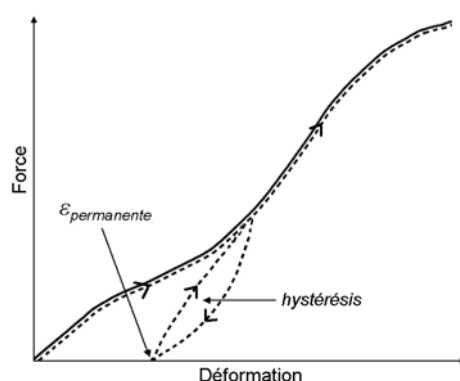


Figure II-1 : Allure de la relation force – déformation pour un câble synthétique. La courbe en traits forts illustre un essai de traction simple ; celle en pointillés illustre un essai à rupture précédé d'un cycle de charge – décharge.

Les études sur l'application offshore des câbles s'intéressent généralement à la mesure de la raideur des câbles K_r (cf. Lexique). En effet c'est le seul paramètre propre au comportement

viscoélastique – viscoplastique qui soit jugé pertinent vis-à-vis des modèles d'analyse des systèmes d'ancrage. Ces modèles se basent sur les données environnementales de la plate-forme (données météorologiques, force des courants...) pour évaluer les performances des ancrages. Pour un diamètre et une raideur de câble donnés, le système est validé si les efforts subis par les câbles et les excursions de la plate-forme ne dépassent pas les valeurs limites fixées par certaines normes et déterminées de manière empirique ^{[API97], [EDG99], [API01], [BV07]}.

A observer la non-linéarité de la courbe force – déformation sur la Figure II-1, il paraît difficile de définir une constante de raideur pour les câbles synthétiques. Plusieurs auteurs soulignent cependant que lorsque plusieurs cycles de charge-décharge sont appliqués aux câbles, cette courbe a tendance à se linéariser et l'effet d'hystérésis est atténué. La mesure de K_r se fait donc en pratique après qu'une procédure dite de "mise en place" ait été effectuée. La procédure nécessaire pour obtenir un comportement stabilisé varie selon les auteurs de quelques cycles à plusieurs milliers, mais les premiers cycles apparaissent clairement comme étant les plus importants ^{[BOS99], [FRA00], [CAS05]}.

Deux domaines de fréquence distincts sont généralement considérés pour la mesure de raideur : le domaine statique (ou quasi-statique) qui s'applique aux sollicitations de période élevée (~1 heure), et le domaine dynamique pour celles de fréquence élevée (entre 0,03 et 0,1Hz). La raideur statique est considérée constante. En revanche, la raideur dynamique montre une dépendance vis-à-vis des paramètres de sollicitation (force moyenne F_M , amplitude de force F_A , et période T). Ainsi Del Vecchio ^[DEL92], s'appuyant sur les travaux de Bitting ^[BIT80], formule-t-il l'équation suivante :

$$K_{rDYN} = A + B \cdot F_M + C \cdot F_A + D \cdot \log(T) \quad (II.1)$$

Où A , B , C et D sont des constantes, et F_M et F_A sont exprimées en % de la force à rupture. Plusieurs auteurs s'intéressent à cette relation. La plupart s'accordent à dire que seule la force moyenne a une influence notable : la raideur augmente lorsque F_M augmente. L'effet de l'amplitude de force est inverse ($C < 0$) mais sa contribution est souvent négligée. Quant à la fréquence, son influence est invariablement négligée. Quelques exemples de valeurs de raideur statique et dynamique mesurées sur des câbles en PET sont présentés dans le Tableau II-1.

Référence	Raideur Dynamique				Raideur Statique
	A	B	C	D	
[FER98]	10 à 11,6	0,152	-0,2	0	-
[HOO99]	17,1	0,225	0	0	-
[FRA00]	18,5	0,3	0	0	Min 12 ; Max 15
[CAS02]	16,6 à 22,9	0,107 à 0,202	-5,1 à -12,1*	0	-
[DAV02]	18,5	0,33	0	0	15
[PET05]	20,1	0,303	0	0	Min 18,5 ; Max 20

Tableau II-1 : Valeurs de raideur statique et dynamique mesurées sur des câbles en PET.

Pour la raideur dynamique on donne les valeurs des coefficients de l'équation (II.1).

* Ici le coefficient C n'est pas appliqué à l'amplitude de force mais de déformation.

Les valeurs numériques sont relativement proches si l'on considère que les essais sont issus de différentes études, pour différents câbles et sous diverses sollicitations. Des essais menés sur des structures en PEN ont montré que la relation (II.1) pouvait également être appliquée à ce type de fibres, et l'on obtient : $A = 23$ $B = 0,33$ $C = 0$ et $D = 0$ ^[GRO05].

II.1.1.b Facteurs environnementaux

Deux facteurs environnementaux peuvent être particulièrement influents sur le comportement mécanique des câbles : la température et le fait d'être en immersion dans l'eau de mer.

Alors que le contact avec l'eau est un problème pour l'acier (endommagement par corrosion) ou encore pour les câbles en nylon (propriétés mécaniques réduites en immersion [MAN87a]), la littérature montre que les phénomènes d'hydrolyse qui pourraient éventuellement dégrader les structures en PET ne sont pas à craindre. Certains essais à rupture menés sur des câbles ayant subi des périodes de fluage en immersion ne révèlent aucune perte de résistance [DEL92], et l'extrapolation d'essais sur yarn suggère une perte de résistance de seulement 10% après 10 ans à 40°C, après 200 ans à 20°C et après 6000 ans à 0°C [BUR07].

La température peut avoir une forte influence sur la relation force – déformation des câbles, comme l'illustre la Figure II-2. Dans le cas des structures immergées, la température de l'eau de mer est généralement peu élevée : au maximum 20°C en surface, au minimum 1°C au-delà de 600 m de profondeur [CHO02]. Davies et al. ont montré qu'un câble testé en fluage entre 10 et 25°C ne montre pas de réaction particulière au gradient de température [DAV00]. Bien qu'il puisse exister un gradient de température d'une vingtaine de degrés sur la longueur d'un câble en service, on peut considérer que la raideur reste relativement homogène d'une extrémité à l'autre. Ces constatations concernent la température du milieu environnant. Il faut néanmoins considérer également le fait qu'un câble soumis à un effort cyclique a tendance à s'échauffer. Ce phénomène étant à l'origine d'un mécanisme de rupture particulier, il sera abordé au paragraphe II.1.2.b.

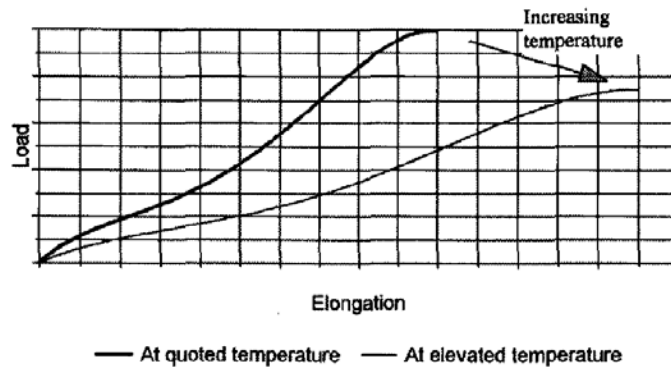


Figure II-2 : Influence de la température sur le comportement en traction de structures en PET, d'après [OVE97]. Le tracé en trait épais représente une courbe de traction classique, celui en trait fin montre l'effet d'une augmentation de température sur la courbe.

D'un point de vue expérimental, les conclusions issues de la littérature quant à l'influence de l'eau et de la température sur le comportement des câbles permettent de considérer que la réalisation d'essais non immergés, à une température ambiante d'environ 20°C, reste représentative pour l'application qui nous concerne.

II.1.1.c Influence du matériau de base et de la géométrie de construction

Le comportement mécanique des câbles est évidemment lié au comportement du matériau dont les fibres sont faites. Ainsi des mesures de raideur croissantes sur des câbles faits de fibres en

PET, PEN et HMPE reflètent bien la position relative des courbes de traction de la Figure I-2 ^[GRO05]. Néanmoins la littérature montre qu'il existe certains effets indiscutablement liés à la géométrie de construction des assemblages.

L'un de ces effets est la diminution de la résistance lorsque le diamètre de la structure, autrement dit son nombre de composants, augmente : pour un assemblage de force à rupture $F_{R \text{ assemb}}$, constitué de n éléments de force à rupture $F_{R \text{ elem}}$, on a : $F_{R \text{ assemb}} < n \times F_{R \text{ elem}}$. Ce phénomène est connu sous le nom de "bundle effect" ("effet paquets").

Cette perte de résistance est mesurée par le rapport $F_{R \text{ assemb}} / n \times F_{R \text{ elem}}$, équivalent à un facteur de rendement. On relève par exemple un rendement de 74% entre un yarn en PET et un câble de 60 kN fabriqué à partir de ce yarn ^[DEL92]. L'étude expérimentale du phénomène n'est pas aisée car, comme nous l'avons déjà signalé, les terminaisons peuvent être à l'origine d'une rupture prématurée ne révélant pas le potentiel réel de l'assemblage.

La résistance des câbles est également liée à l'angle de torsion appliqué lors de la construction des assemblages : elle chute lorsque celui-ci est augmenté. Hearle quantifie le phénomène à l'aide d'une relation mathématique simple : la perte de résistance est égale à $\cos^2(\alpha)$, α étant l'angle de l'hélice formée par la torsion de la structure ^[HEA69]. Des études plus récentes montrent en fait une légère augmentation de la résistance pour les faibles angles de torsion, expliquée par une meilleure cohésion de l'assemblage ^{[AMA92], [RAO00]} (cf. Figure II-3).

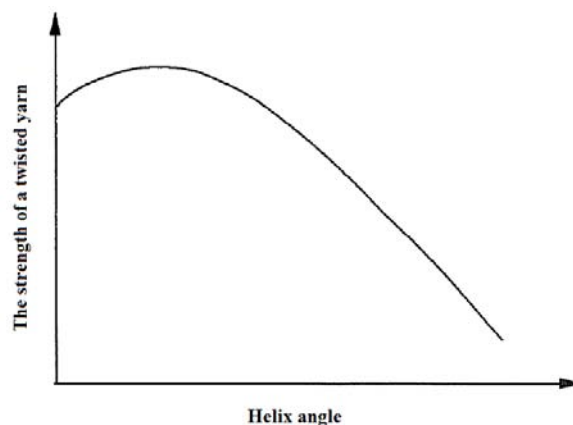


Figure II-3 : Relation entre résistance et géométrie d'un assemblage de fibres, d'après [AMA92].
En abscisse angle de l'hélice ; en ordonnée résistance du yarn tressé.

La torsion des câbles a une influence sur la force à rupture des câbles, mais aussi sur leur raideur. Des essais de traction sur un élément simple fait de filaments puis sur un assemblage tressé de plusieurs éléments mettent en évidence une diminution de la raideur ^[WIL02]. L'étude de ce phénomène pour différents types de matériaux a mené à l'interprétation suivante : du fait de l'angle existant entre l'axe de la structure et celui des éléments qui la composent, l'effort n'est pas axial par rapport aux éléments. La raideur transverse, qui est généralement plus faible que la raideur axiale pour les fibres synthétiques, est alors mise en jeu ^[RAO00]. D'autres études vont dans le même sens en montrant que dans le cas d'un assemblage parallèle, la raideur est équivalente à celle des éléments qui le composent : lorsque l'angle de construction vaut zéro, aucun effet n'est observé ^{[BOS99], [CAS05]}.

Enfin certains auteurs suggèrent que la déformation plastique mesurée lorsqu'un assemblage est chargé puis déchargé est due en partie à un réarrangement moléculaire irréversible du matériau, mais également à une réorganisation des éléments au sein du câble ^{[DAV00], [FRA00]}.

Les différents effets de construction que nous venons de mentionner sont rapportés dans diverses publications, mais ceux-ci ne sont généralement pas quantifiés ni expliqués.

Vis-à-vis des modèles d'analyse de performances des systèmes d'ancrage, ces phénomènes ne sont pas problématiques. Les données d'entrée des modèles sont généralement issues de mesures expérimentales faites sur des câbles à échelle (presque) réelle : les effets de la construction sont alors déjà intégrés dans les résultats obtenus. Les structures peuvent donc être dimensionnées de manière relativement fiable par rapport aux intervalles admissibles d'efforts et de déformation.

Cependant comme nous l'avons vu au paragraphe I.5.2, il existe des mécanismes se déroulant à long terme qui eux ne sont pas intégrés aux modèles d'analyse, et qui pourtant doivent être considérés si l'on souhaite s'assurer de l'intégrité des câbles tout au long de leur vie en service.

II.1.2 Etude des mécanismes de rupture à long terme

II.1.2.a Comportement en fluage

Le fluage représente une problématique nouvelle dans l'étude des systèmes d'ancrage, n'étant pas jugé critique pour les câbles en acier. Les auteurs s'intéressant au comportement des câbles en PET se basent sur des résultats de la littérature obtenus à l'échelle du yarn pour conclure que le fluage n'est pas critique pour l'application offshore ^{[LO99], [DAV00]} : ce n'est que lorsque la sollicitation maximale va au delà d'environ $60\% F_R$ ou 8% de déformation que le fluage provoque un endommagement irréversible ^{[MAN87a], [VAN93]}. Or les câbles sont dimensionnés de sorte à subir des efforts inférieurs à ces niveaux critiques. Si le fluage ne mène pas forcément à la rupture, il peut néanmoins entraîner un dépassement de l'excursion limite souhaitée pour la plate-forme. Il faut alors effectuer sur site une opération de tension ("re-tensioning") sur les câbles. La considération du fluage sur le long terme est donc indispensable.

Les études présentant des résultats expérimentaux de fluage sur câbles décrivent une évolution de déformation linéaire selon une échelle de temps logarithmique, cette description étant parfois nuancée par la distinction de plusieurs paliers de temps sur chacun desquels la déformation est linéaire ^{[DEL92], [FIB95], [DAV00]}. La vitesse de déformation (ou "taux de fluage"), principale donnée obtenue, est exprimée en %/décade. Cela signifie donc que la plus grande partie de l'élongation due au fluage se produit en tout début de la vie en service. Bien qu'elle dépende de la force appliquée, de manière générale la vitesse mesurée est faible : de l'ordre de 0,1%/décade. Elle est encore inférieure lorsque les structures sont préalablement soumises à des cycles de mise en place ^[DAV00]. La seule publication existant sur le fluage de câbles en PEN donne une évolution de la déformation ainsi qu'un ordre de grandeur du taux de fluage identiques à ceux du PET ^[GRO05].

La Figure II-4 présente par exemple le résultat d'un essai de fluage réalisé pendant 15 jours sur un câble en PET ayant subi une mise en place.

Hormis la mesure des taux de fluage, certains auteurs s'interrogent aussi sur la possibilité d'une dégradation de la structure au cours du fluage^[DEL92]. Des mesures de résistance résiduelle sur des câbles ayant subi des périodes de fluage à 30% F_R de un mois à un an ne montrent aucune perte de résistance remarquable. D'autres s'intéressent à la mesure de durées de vie en fluage, mais les données sur câbles sont très limitées voire inexistantes de fait du coût que peuvent avoir des essais à long terme sur ce type d'échelle. Seules des forces élevées permettraient d'avoir une rupture en un temps "raisonnable", mais elles sont peu représentatives des forces subies en service. La plupart des auteurs s'appuient alors sur les courbes de durée de vie des yarns. Il faut rappeler que les sollicitations pour l'application offshore sont de nature cyclique. Une estimation de la durée de vie sous sollicitation cyclique basée sur la durée de vie lors d'un essai de fluage à la valeur de la force maximale est à priori conservatrice si l'on considère que le fluage est le mécanisme qui provoque la rupture^[BAN99].

Au vu des faibles vitesses de déformation mesurées et des niveaux de sollicitation considérés en service, le fluage des câbles en PET n'apparaît pas comme le mécanisme de rupture critique. Il est nécessaire de se pencher sur l'étude des autres mécanismes pouvant altérer l'intégrité des structures, d'autant plus que si ces mécanismes viennent à diminuer la résistance des câbles, les efforts de fluage deviennent alors plus importants et peuvent atteindre un niveau critique^[BAN99].

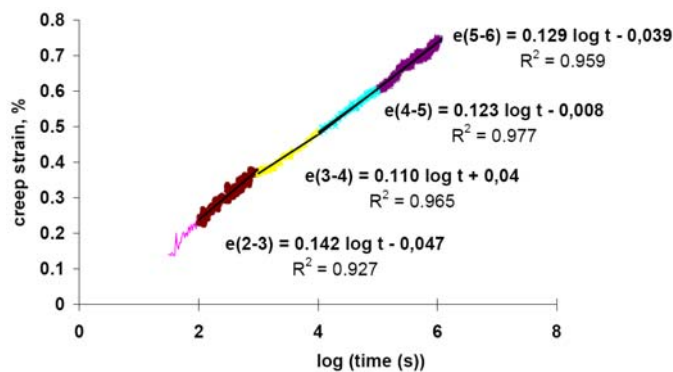


Figure II-4 : Essai de fluage à 50% F_R sur un câble PET de 300 kN, d'après [DAV00]. En abscisse, échelle de temps logarithmique ; en ordonnée, déformation en %. Les équations sont le résultat d'une régression linéaire indépendante pour chaque décade de temps ; les valeurs R^2 représentent l'erreur faite entre la régression et les données ($R^2=1$ équivaut à une corrélation parfaite).

II.1.2.b Comportement en fatigue

En dehors du fluage, les principaux mécanismes pouvant entraîner à long terme la rupture des câbles sont des mécanismes de fatigue, associés au caractère cyclique de la sollicitation. La durée de vie en service souhaitée pour les câbles d'amarrage est de 20 ans, ce qui représente jusqu'à 10^8 cycles^{[HEA97], [BAN99]}. La validation expérimentale de l'utilisation de câbles synthétiques est difficile car elle implique la réalisation d'essais à grande échelle sur de très longues durées, les essais autant que les spécimens étant très coûteux. On trouve cependant dans la littérature plusieurs études expérimentales sur la durée de vie de câbles en PET^{[PAR82], [BAN00], [BAN05], [FLO06]}. La durée de vie est exprimée pour certains auteurs en fonction de la force maximale appliquée, selon une échelle semi-logarithmique^[PAR82] :

$$\log(N_R) = A'' + B'' \cdot \frac{F_{MAX}}{F_R} \quad (II.2)$$

Où N_R est le nombre de cycles à rupture et où l'on a pour des câbles en PET : $A'' = 10,009$ et $B'' = -9,88$. Pour d'autres auteurs elle est exprimée en fonction de l'amplitude de force, sur une échelle log-log ^[BAN05] :

$$\log(N_R) = A''' + B''' \cdot \log\left(\frac{F_A}{F_R}\right) \quad (\text{II.3})$$

Avec $A''' = 4,13$ et $B''' = -5,09$.

De manière générale, ces études montrent que les câbles en PET ont une résistance en fatigue bien meilleure que celles des câbles en acier.

Considérant les essais de fatigue n'ayant pas mené à la rupture du câble, plusieurs études se consacrent, comme cela a été fait pour le fluage, à la mesure de résistance résiduelle. Alors que certains auteurs remarquent une perte de résistance ^{[MAN87b], [KAR88], [DEL92]}, d'autres ne constatent aucune diminution de la force à rupture après sollicitation cyclique et mesurent même parfois des résistances supérieures à la valeur de référence ^{[BAN99], [DEP99]}. Cela remet en cause la pertinence de ce genre de tests, notamment si la valeur de force à rupture utilisée est la valeur minimale, ou si l'on ne tient pas compte de la dispersion des résultats. Par exemple une résistance résiduelle de $95\%F_R$ n'est pas significative si la dispersion sur la mesure de F_R est de 10% ; et un spécimen légèrement dégradé pourra malgré tout montrer une résistance résiduelle de $100\%F_R$ si la force à rupture initiale considérée est la force à rupture minimale.

Il est à noter que pour les mesures de durées de vies trouvées dans la littérature, il n'est pas précisé si le mécanisme ayant provoqué la rupture est l'un des mécanismes de fatigue décrits au paragraphe I.5.2, ou bien celui de fluage. Il est en fait peu évident de déterminer par quel mécanisme un spécimen rompt (on signale cependant que l'observation en microscopie des spécimens après rupture peut donner des indications, cf. §II.2.4). Ceci illustre une tendance dans la littérature qui consiste à désigner toute rupture de structure synthétique sous une sollicitation cyclique par le terme de rupture en fatigue. La notion de fatigue prend alors un sens plus général que dans la définition associée au comportement des métaux.

Certaines études s'attachent cependant à distinguer les différents mécanismes pouvant entrer en jeu dans la fatigue, dans le but d'identifier précisément les phénomènes qui mènent à la rupture.

Le mécanisme de fatigue en tension identifié sur filaments (cf. §II.2.3.b) n'est pas considéré critique pour les câbles ^[BAN99]. En effet il n'est observée sur des filaments en PET que pour des amplitudes de charges très élevées ($\sim 60\%F_R$) alors que les câbles sont dimensionnés de sorte que les niveaux de charge subis n'atteignent pas de tels niveaux.

Le phénomène de fatigue en tension-compression a quant à lui été clairement observé sur câbles ^[FIB95]. Les solutions suggérées pour éliminer les risques de rupture en tension-compression sont l'utilisation de câbles de construction adaptée ^[FLO96] (les câbles torsadés sont par exemple moins sensibles à ce phénomène que les câbles tressés) et l'application d'un critère de tension minimale à respecter lors du design des systèmes d'ancrage (ainsi même les éléments longs de la structure ne passent pas en compression lorsque celle-ci passe par le niveau de force minimum). Le critère de tension minimum a évolué au gré des validations expérimentales réalisées ces dernières années, la valeur généralement recommandée aujourd'hui étant de $2\%F_R$ ^[BV07]. Cela montre que le phénomène, bien qu'il soit identifié, n'est pas réellement maîtrisé.

L'échauffement par hystérésis au sein des câbles a été mesuré dans plusieurs études. Des gradients de température élevés peuvent avoir des conséquences catastrophiques sur le

comportement des câbles, notamment une diminution de la résistance, une accélération du fluage, voire même la fusion d'éléments. Si des essais dans des conditions sévères ont pu mener à une élévation de plusieurs dizaines de degrés après seulement une centaine de cycles^[HEA97], on estime cependant que pour des amplitudes de sollicitation inférieures à $\pm 15\% F_R$ (plus représentatives de ce que subissent les câbles en service) l'échauffement n'est pas significatif^[BAN99].

L'abrasion interne est aussi décrite comme un mécanisme de fatigue lié aux fortes amplitudes de sollicitation^{[BAN99], [HUN99], [KAR99]}. Le phénomène est moins important pour les câbles dont les angles de construction sont faibles car les mouvements relatifs entre les éléments sont limités. Ces mouvements sont également réduits si la charge minimale est relativement élevée : lorsque le câble est déchargé, la structure est "desserrée" et les mouvements relatifs sont facilités. Les effets de frottement entre éléments peuvent être mesurés par des essais dits "yarn-on-yarn"^[EDG99]. Cependant ces essais, bien qu'ils fournissent une estimation qualitative des propriétés de différents types de fibre, ne permettent pas de quantifier les effets du frottement dans les câbles.

L'abrasion externe peut être liée au contact répété avec un élément de liaison, ou à l'intrusion de particules étrangères dans le câble (sable, ...) qui peuvent provoquer du frottement. Ce dernier mécanisme, particulièrement endommageant, est facilement évité par la mise en place d'un filtre de protection entre le câble et la gaine qui l'entoure^{[HEA97], [STO99]}.

L'ensemble des mécanismes de rupture à long terme est considéré dans la littérature et il semble que la plupart d'entre eux ne soient critiques que pour des niveaux de sollicitations supérieurs à ceux que l'on envisage pour le dimensionnement des câbles. Cela laisse alors supposer que les exigences en termes de durée de vie pour les câbles en fibres synthétiques sont largement atteintes.

Le comportement mécanique des câbles synthétiques et les différences marquantes avec le comportement des câbles en acier sont largement abordés dans la littérature. Les paramètres et mécanismes importants sont identifiés : des données de raideur sont obtenues et l'influence de paramètres principaux comme l'amplitude de force, la force moyenne et la fréquence est évaluée ; les différents mécanismes de fatigue ont été étudiés. Ces résultats dans leur ensemble montrent que le PET est tout à fait apte à remplacer l'acier pour l'application offshore. Les données concernant les structures en PEN sont quasiment inexistantes, mais la seule étude ayant considéré le PEN semble indiquer un comportement similaire.

On voit que la littérature se limite souvent à la considération expérimentale de cas particuliers représentatifs de circonstances de sollicitation précises, caractéristiques d'une plateforme en service, mais ne parvient pas à une compréhension de l'ensemble des mécanismes mis en jeu. Les mesures de raideur des câbles sont invariablement ré-effectuées pour chaque nouveau matériau, ou nouvelle génération d'un même matériau, ou pour une géométrie de construction nouvelle... Cela indique que la connaissance du comportement mécanique de ces câbles reste superficielle, et une compréhension plus globale serait profitable.

La contribution du matériau de base au comportement des câbles est indéniable, mais elle est souvent simplement observée, sans être réellement quantifiée. Une étude réalisée sur des assemblages de fibres en nylon pour une application très différente (cordes d'escalade) a montré une forte prépondérance de la contribution du matériau au comportement des cordes par rapport à la contribution de la construction^[PON98]. L'étude du comportement des composants de base des câbles offshore nous apparaît alors pertinente. On s'intéresse donc maintenant au comportement des fibres en PET et en PEN.

II.2 Comportement des fibres PET et PEN

II.2.1 Généralités

II.2.1.a Description des polymères

Le PET (polyéthylène téréphtalate) et le PEN (polyéthylène naphthalate) sont deux polymères thermoplastiques, plus précisément des polyesters. Leur structure moléculaire est proche (Figure II-5). On remarque dans celle du PEN un noyau aromatique supplémentaire : cela confère à la molécule une rigidité plus élevée, propriété que l'on retrouve à l'échelle des fibres.

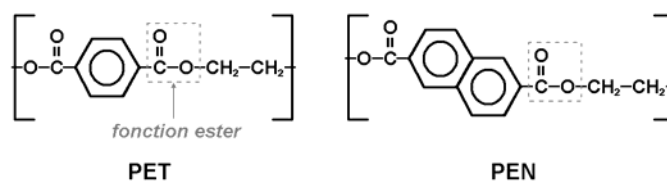


Figure II-5 : Structures moléculaires du PET et du PEN.

Le PET et le PEN sont semi-cristallins : on distingue dans leur microstructure une phase amorphe et une phase cristalline. Quelques données caractéristiques des deux polymères sont présentées dans le Tableau II-2.

	Densité	Température de transition vitreuse	Température de fusion	Références
PET	1,33 à 1,45 g/cm ³	70 à 125°C	250 à 265°C	[BRA99]
PEN	1,35 g/cm ³	113 à 117°C	270°C	[WU00] [BED01]

Tableau II-2 : Propriétés classiques du PET et du PEN.

La phase amorphe est sujette lors de l'élévation de la température au phénomène de transition vitreuse (T_g), caractérisé par une perte notable de module. On a vu au paragraphe II.1.2.b que pour certaines sollicitations extrêmes, l'échauffement dû à l'hystérésis pouvait entraîner une élévation de la température au sein de la structure de plusieurs dizaines de degrés : au vu de la valeur de T_g du PET, cela peut avoir des conséquences néfastes sur le comportement de la structure. Cependant des essais d'analyse thermique différentielle sur fibres PET donnent une T_g de 107°C, et des essais d'analyse thermomécanique dynamique donnent une valeur encore supérieure^[LEC06], ce qui écarte la possibilité de passage de la transition vitreuse lors de la sollicitation cyclique des câbles. La différence entre la T_g habituellement mesurée sur PET massique et celle mesurée sur fibre est expliquée par le caractère très orienté de la microstructure des fibres. Cette microstructure est fortement alignée selon l'axe des fibres du fait des étapes de filage et étirage de la mise en œuvre. Cette explication est confirmée par la mesure de température de fusion sur des fibres en PEN : la valeur relevée pour des fibres "modérément étirées" est de 270°C, tandis que pour des fibres "fortement étirées" la valeur est de 298°C^[VAN00].

II.2.1.b Modèle de microstructure des fibres

Le premier modèle utilisé pour décrire la microstructure des fibres polymères est un modèle fibrillaire ^[STA59]. Il s'agit d'un modèle dit "à cordes", où la structure du filament est représentée par un rassemblement de fibrilles formées de macromolécules, et dans lesquelles on observe une alternance de zones cristallines où les molécules sont repliées pour former un empilement ordonné, et de zones amorphes où les molécules suivent une disposition aléatoire. Le modèle a été depuis continuellement développé, notamment par Peterlin ^[PET75] et Prevorsek ^[PRE73]. Ce dernier propose pour les fibres de PET et de nylon une microstructure en trois phases telle qu'on peut la voir sur la Figure II-6 : les fibrilles (ou microfibrilles) sont constituées d'un enchaînement de zones cristallines et amorphes, et liées entre elles par une zone elle aussi amorphe, mais possédant une orientation préférentielle selon l'axe de la fibre. On distingue cette phase interfibrillaire, dite "amorphe orientée" ou "mésomorphe" ou encore "mésophase", de la phase amorphe intrafibrillaire qui est isotrope.

Le regroupement de plusieurs dizaines de microfibrilles en une entité nommée microfibrille a également été mis en évidence par les techniques de microscopie électronique à transmission, en diffraction des rayons X aux petits angles, et par pelage des filaments ^[OUD87]. Les microfibrilles sont séparées par des zones mésomorphes de densité inférieure à celle de la phase reliant les microfibrilles. Pour des filaments ayant un diamètre d'une vingtaine de microns, la taille caractéristique des microfibrilles est de l'ordre de 0,2 à 0,5 μm et celle des microfibrilles de 15 à 20 nm.

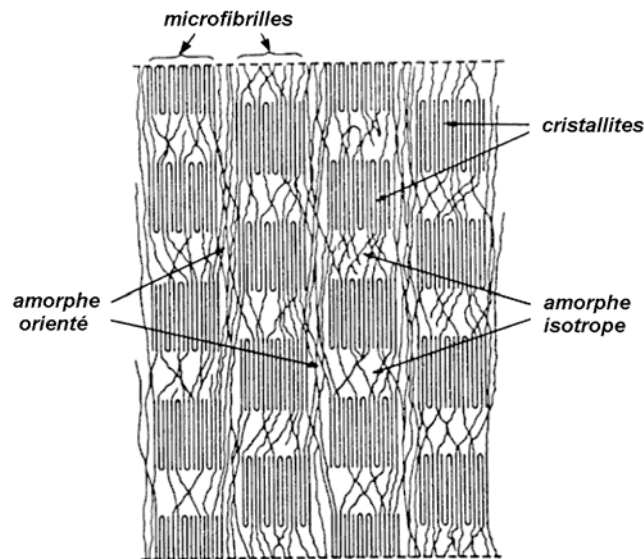


Figure II-6 : Modèle microstructural des fibres en PET, d'après [PRE73].

Tandis que la résistance dans l'axe des fibres est assurée par l'orientation préférentielle des macromolécules, la cohésion transverse est, elle, liée à des interactions intermoléculaires de type forces de Van der Waals (interactions dipôle-dipôle, interactions entre électrons π des noyaux benzéniques) ^[GUE04].

Concernant le PEN, les similitudes de la molécule et du procédé de fabrication avec ceux du PET laissent supposer une organisation analogue de la microstructure. La mise en évidence de l'existence d'une mésophase à l'aide d'essais de diffraction des rayons X sur fibres de PEN semble confirmer cette hypothèse ^[JAK96].

II.2.1.c *Structure cœur – peau, gradient de contraintes*

Plusieurs études soulignent une répartition inhomogène des propriétés au sein des filaments polymères. On observe une interface entre deux régions, l'une située au cœur du filament, et l'autre formant une "peau", dont les propriétés physiques sont différentes. Cette structure cœur – peau est également associée à l'existence d'un gradient de contraintes entre le centre et la surface du filament. Ce phénomène est lié au mode de fabrication, et plus précisément au processus de refroidissement qui ne peut être homogène et s'effectue de l'extérieur vers l'intérieur du filament. Le filament, bien qu'étant dans un état de contrainte globalement neutre, présente alors un cœur en traction et une surface en compression ^[HER04].

II.2.2 Propriétés mécaniques

Le comportement des câbles synthétiques est fortement lié à celui des fibres. Les polyesters en l'occurrence ont, comme cela a été mis en évidence à l'échelle des câbles, un comportement non linéaire viscoélastique viscoplastique. A la différence des câbles, pour lesquels la relation force – déformation est généralement caractérisée par la raideur, on parle plus souvent de module dans le cas des fibres.

II.2.2.a *Viscoélasticité - viscoplasticité*

Le caractère viscoélastique du comportement des fibres PET est mis en évidence par diverses techniques expérimentales. Des essais de traction à différentes vitesses de déformation montrent par exemple lorsque la vitesse augmente une nette diminution de la déformation à rupture, tandis que la force à rupture est inchangée : il apparaît globalement une augmentation du module ^[OUD84]. Des mesures par analyse thermomécanique dynamique montrent également la dépendance du module vis-à-vis de la température ^[LEC06].

Le caractère plastique du comportement est mis en évidence grâce à des essais de charge – décharge et à la mesure de déformation permanente résultante. Cette déformation permanente augmente lorsque le niveau de la charge appliquée est élevé, avec cependant une valeur limite de "saturation", d'environ 4%, atteinte pour des niveaux de force d'environ $25\%F_R$ ^[DAV00].

L'allure de courbes issues de la littérature et caractéristiques du comportement en traction des fibres en PET et en PEN est représentée sur la Figure II-7.

La courbe de traction pour un yarn en PET montre plusieurs variations de pente. Ces variations déterminent l'évolution du module, que l'on peut observer sur le même graphique (il s'agit ici du module instantané) qui présente deux maximums : le caractère non-linéaire est bien visible.

On trouve très peu de publications concernant les propriétés du PEN. La Figure II-7.b montre néanmoins un comportement en traction similaire à celui du PET. Les valeurs de force et déformation à rupture sont du même ordre de grandeur et les variations de pente de la courbe, ici très prononcées, montrent également une évolution du module.

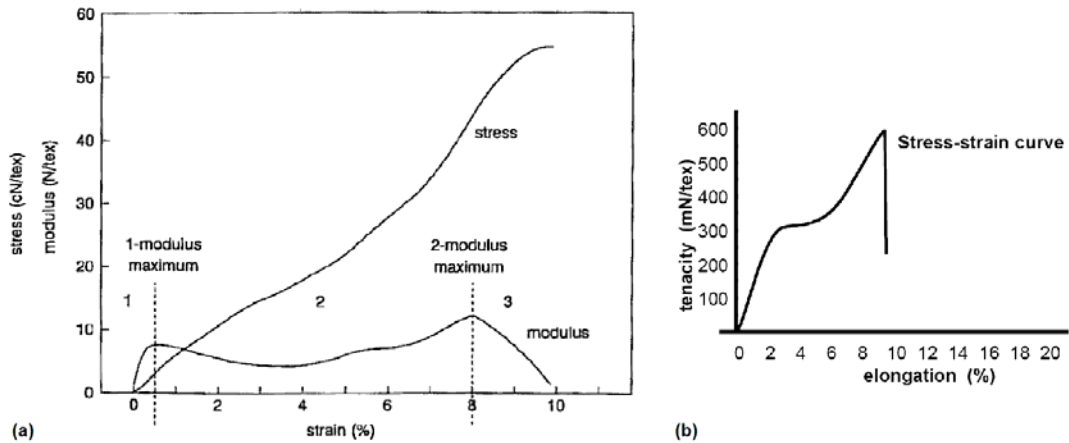


Figure II-7 : Allure des courbes force – déformation résultant d’essais de tractions sur fibre PET et PEN.
 (a) Essais de traction sur yarn PET, d’après [VAN93], représentant également l’évolution du module. En abscisse déformation en %; en ordonnée force et module en N/tex. (b) Essai de traction sur PEN, d’après [VAN00]. En abscisse déformation en %; en ordonnée force en mN/tex.

Certains auteurs se sont intéressés aux effets d’une sollicitation cyclique sur le comportement des fibres en PET ^{[VAN70], [MAN87b]}. Une diminution de l’aire d’hystérésis au fur et à mesure des cycles est notamment mesurée, ainsi qu’une baisse de l’amplitude de déformation révélant une élévation du module des fibres. Le module varie également avec les paramètres de sollicitation : il croît lorsque la force moyenne appliquée ou la fréquence de sollicitation sont augmentées. L’aire d’hystérésis suit, elle, une évolution inverse.

Dans une étude récente, des yarns en PET soumis à une sollicitation cyclique présentent une forte élévation de la température de plusieurs dizaines de degrés qui se stabilise ensuite. Ce phénomène est associé à une dissipation d’énergie ^[LEC06]. Cette observation n’est pas sans rappeler l’élévation de température mesurée dans des câbles ^[HEA97] (cf. § II.1.2.b).

La comparaison des pertes d’énergie liées à l’hystérésis lors de la sollicitation cyclique de fibres de PET et de PEN montre pour ces dernières une perte d’énergie plus importante, signe d’un échauffement du PEN pouvant être supérieur ^[VAN00].

II.2.2.b *Lien avec la microstructure*

Les différentes phases de la traction mises en évidence par le tracé du module sur la Figure II-7 peuvent être associées à l’évolution de la microstructure des fibres au cours de la sollicitation.

Plusieurs études sur le comportement de filaments de PET et de nylon – dont le comportement est proche – qui considèrent le modèle microstructural en trois phases, ne font pas état du premier pic de module observé sur la Figure II-7 ^{[OUD87], [MAR03], [LEC06]}. La première étape de la traction, pour laquelle le module décroît, implique le réaligement des zones amorphes isotropes qui viennent rejoindre progressivement la phase amorphe orientée. Cette phase mésomorphe complétée est alors à son tour soumise à la tension et continue à s’aligner davantage.

Le raidissement observé en deuxième partie de l’essai de traction est attribué à la sollicitation à la fois des zones amorphes qui sont alors fortement alignées et des zones cristallines. Une déformation de la structure carbonée est alors impliquée, certains auteurs parlant de l’ouverture des angles de valence des liaisons C-C ^[OUD87].

La dernière phase de la traction pour laquelle on observe une chute du module est enfin due, selon les auteurs, soit à des ruptures progressives de molécules dans les zones reliant les

phases cristallines (considérées comme les moins résistantes), soit à des glissements interfibrillaires.

Une interprétation différente des premières phases de la courbe de traction, basée sur l'évolution de module présentée sur la Figure II-7, est proposée par Van den Heuvel ^[VAN93]. La première partie de la courbe de traction, pour laquelle le module croît jusqu'au premier maximum, est associée à un phénomène de désenchevêtrement des chaînes de la phase amorphe. La légère diminution de module qui suit correspond alors, comme précédemment, à l'alignement de ces mêmes phases amorphes selon l'axe de la sollicitation. Les mouvements de chaînes sont expliqués par des changements de conformation dus à la rotation des segments de chaînes macromoléculaires : les molécules passent d'une conformation *gauche* à une conformation *trans*, qui permet un meilleur alignement (cf. Figure II-8).

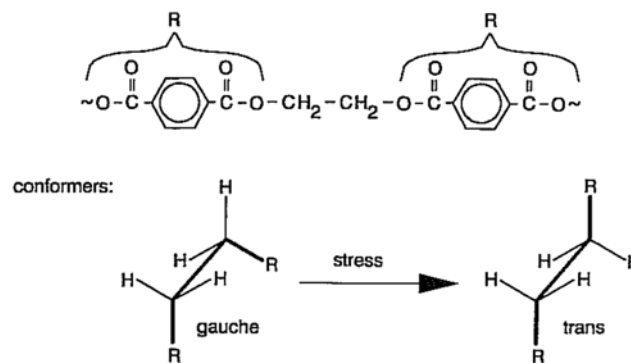


Figure II-8 : Passage de la conformation *gauche* à la conformation *trans* du PET, d'après [VAN93].

La déformation plastique est quant à elle associée à la première phase d'allongement des chaînes moléculaires ^[NOR95] : la phase initiale de désenchevêtrement apparaît comme un processus irréversible.

II.2.3 Mécanismes de rupture à long terme

Les mécanismes de rupture à long terme de filaments ou de yarns rejoignent ceux identifiés précédemment sur câbles, mais on ne les retrouve pas tous : les mécanismes tels que l'abrasion ou la fatigue en tension-compression n'ont pas lieu à l'échelle des fibres, où les interactions de frottement et dispersions de longueurs entre composants sont faibles, voire inexistantes dans le cas des filaments. Les mécanismes observés à cette échelle sont uniquement le fluage et la fatigue en tension.

II.2.3.a Fluage

Comme pour les câbles, l'évolution de la déformation lors d'un essai de fluage est considérée linéaire sur une échelle de temps logarithmique et les taux de fluages sont exprimés en %/décade. On trouve dans la littérature, pour des sollicitations sur yarns en PET entre 20 et 50% F_R , des valeurs de taux de fluage entre 0,07 et 0,26%/décade. Ces valeurs sont relativement faibles et d'un ordre de grandeur similaire ou légèrement supérieur à ce qui a pu être observé sur câbles. Des tests de résistance résiduelle effectués sur des yarns après qu'ils aient été soumis à du fluage ne montrent, comme pour les câbles, aucune perte notable de résistance ^[DEL92].

Davies s'intéresse à l'influence du niveau de force appliquée sur la vitesse de déformation mesurée lors d'essais de fluage sur filaments et sur yarns^[DAV00]. Les résultats mettent en avant d'une part une forte corrélation entre les valeurs obtenues sur yarns et sur filaments, et d'autre part une relation non linéaire entre force appliquée et vitesse de fluage (cf. Figure II-9).

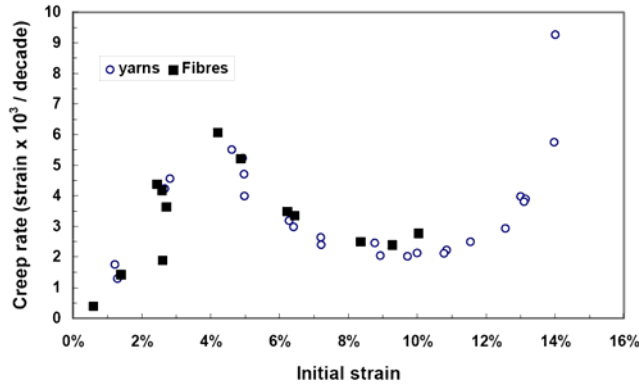


Figure II-9 : Evolution du taux de fluage des fibres et yarns en PET pour différentes valeurs de force appliquée, d'après [DAV00]. En abscisse déformation initiale en % ; en ordonnée taux de fluage en % / décade.

Comme pour le comportement en traction, l'évolution de la déformation en cours de fluage peut être reliée à la microstructure. La déformation observée tout au long du fluage est associée à l'étirement progressif des chaînes amorphes^[OUD87]. On observe lorsqu'il y a rupture du spécimen une forte accélération de la déformation précédant la rupture. Ce phénomène est expliqué par une accumulation du type d'endommagement décrit pour la dernière phase de l'essai de traction.

On trouve dans la littérature des données de durée de vie en fluage, obtenues sur yarns PET pour des valeurs de force constante comprises entre 70 et 90% F_R ^[MAN87a]. Une régression linéaire basée sur ces données fournit une équation de la forme suivante, reliant le niveau de force et la durée de vie t_R des yarns :

$$\frac{F}{F_R} = a - b \cdot \log(t_R) \quad (\text{II.4})$$

a et b valant respectivement : 0,97 et 0,0436 dans le cas d'essais en milieu sec,
1,02 et 0,057 dans le cas d'essais en immersion.

Cette forme de régression linéaire est en fait une variante du modèle classique de fluage des matériaux polymères de Zhurkov^[ZHU72], qui exprime la durée de vie t_R en fonction des conditions thermiques (température T) et mécaniques (contrainte σ) selon une loi du type Arrhenius:

$$t_R = t_0 \cdot \exp\left(\frac{U_0 - \gamma\sigma}{RT}\right) \quad (\text{II.5})$$

Avec

- t_0 : période d'oscillation thermique ;
- U_0 : énergie d'activation minimale pour la scission de la chaîne moléculaire ;
- γ : coefficient de structure définissant la contrainte réelle appliquée ;
- R : constante des gaz parfaits.

Dans le but de collecter des données de durée de vie à de plus faibles sollicitations, Thornton propose une technique d'essais "accélérés", basée sur le principe de superposition de Boltzmann et celui de transposition temps – température [THO98]. La méthode consiste à appliquer une charge constante au spécimen en même temps que plusieurs paliers successifs de températures croissantes. Un traitement des données permet ensuite d'obtenir une courbe maîtresse de déformation pour la température souhaitée. Cette méthode est appliquée sur des yarns de PET utilisés dans les géotextiles. Ainsi pour des spécimens sollicités à $67\%F_R$ et rompus dans un intervalle de temps inférieur à 24h, il obtient après traitement des données une estimation de la durée de vie en fluage à température ambiante de 10^9 secondes (environ 30 ans). Une estimation basée sur l'équation (II.4) donne une valeur inférieure ($\sim 10^7$ s) mais la comparaison est peu pertinente, les fibres en PET étant de types différents.

Il est à noter qu'aucune étude sur le fluage de fibres en PEN n'a été relevée.

II.2.3.b Fatigue

Le phénomène de fatigue en tension a été identifié pour la première fois dans les années 70 sur différentes fibres synthétiques, dont les fibres de PET [BUN74]. Ce mécanisme de rupture a été mis en évidence pour des sollicitations cycliques de forte amplitude.

Il se distingue par un faciès de rupture caractéristique lié à un type de fissuration particulier (cet aspect sera détaillé dans la section suivante) et par des durées de vie largement inférieures aux durées de vie en fluage pour une force égale à la force maximale appliquée en fatigue. Cette tendance est confirmée par la mesure du pourcentage de survie en fonction du temps sous charge pour des essais de fatigue et de fluage (cf. Figure II-10) : pour une force maximale de $70\%F_R$, la valeur de durée de vie médiane (paramètre choisi au vu de la grande dispersion des résultats de durée de vie) est d'environ 2000 s en fatigue, alors qu'en fluage elle apparaît largement supérieure à 10^5 s.

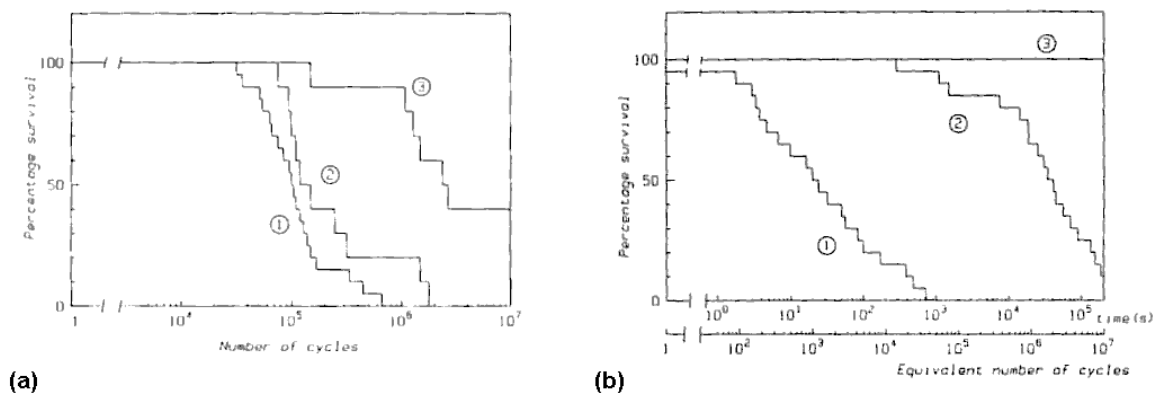


Figure II-10 : Diagrammes de durées en vie en fatigue et fluage, d'après [OUD87].

(a) Durées de vie en fatigue, avec $F_{MAX} = (1) 70\%, (2) 65\%, (3) 60\%F_R$.

(b) Durées de vie en fluage, $F = (1) 90\%, (2) 80\%, (3) 70\%F_R$.

Pour les deux diagrammes on a : en abscisse durée de l'essai ; en ordonnée probabilité de survie en %.

Les paramètres qui entrent en jeu dans le déclenchement de la fatigue sont la force maximale et la force minimale : on observe une durée de vie supérieure des spécimens lorsque la force maximale est diminuée et lorsque la force minimale est augmentée [OUD84], [HER04], [LEC06]. Cette augmentation de durée de vie lorsque la charge minimale augmente montre que la rupture sous une

sollicitation cyclique ne peut être assimilée à une rupture en fluage sous une force constante équivalente à la sollicitation cyclique : augmenter la charge minimale signifierait alors également augmenter la charge constante équivalente, ce qui dans le cas du fluage aurait pour conséquence de diminuer la durée de vie, or on observe pour la fatigue l'effet inverse.

Pour des forces maximales suffisamment faibles ou inversement des forces minimales suffisamment élevées, les durées de vies des fibres sont allongées de sorte que la rupture n'est pas observable pour des temps d'essai "raisonnables", et l'on considère le mécanisme de fatigue arrêté. L'existence d'un seuil de force minimale à partir duquel la fatigue est arrêtée peut être relié à l'état particulier de contraintes résiduelles observé sur les filaments^[HER04] (cf. § II.2.1.c) : lorsque la sollicitation cyclique passe par la valeur minimale, la zone en surface des filaments peut passer en compression. Or les fibres sont particulièrement peu résistantes à ce type de sollicitation. Si la force minimale reste supérieure au seuil lors de la sollicitation cyclique, la surface du filament ne passe jamais en compression, et le mécanisme de fatigue est évité. Néanmoins aucun critère absolu de force minimale ou maximale à autoriser pour éliminer le mécanisme de tension ne peut être donné : les différents types de fibres testés au fur et à mesure de l'évolution des procédés de fabrication voient leurs propriétés changer, y compris leur résistance à la fatigue^{[BUN74], [OUD84], [HER04], [LEC06]}.

Comme pour les mécanismes de traction et de fluage, la rupture en fatigue peut être associée à une évolution de la microstructure des fibres : elle est expliquée par la mise en compression des régions amorphes situées en surface du filament. On observe également la présence de particules étrangères à l'endroit de la fissure^[HER04]. Ces particules, vraisemblablement intégrées au polymère (volontairement ou non) au cours du procédé de fabrication, ont été identifiées comme point d'initiation des fissures de fatigue^[LEC06].

D'autres études sur des yarns en PET ne considèrent pas le mécanisme de fatigue que nous venons de décrire^[MAN87a]. La fatigue y est décrite comme une simple accumulation de déformation en fluage et la rupture se produit lorsque la limite de déformation est atteinte. Ces observations se basent sur des essais réalisés entre 0,1 et 20Hz, pour des forces maximales comprises entre 75 et 90% F_R . La force minimale est fixée pour chaque essai à 10% de la force maximale, ce qui pourrait expliquer qu'il n'observe pas le mécanisme de fatigue en tension : il est possible que le niveau minimum de force appliqué soit supérieur au critère de tension minimum. Les durées de vies en fatigue obtenues sont comparées à la droite de régression linéaire basée sur les données de durée de vie en fluage (équation (II.4)), et montrent de bonnes corrélations, indépendamment de la fréquence appliquée lors des essais de fatigue. Enfin des essais de résistance résiduelle sur des fibres en PET ayant préalablement subi une sollicitation cyclique n'ont montré, comme pour les câbles, aucune dégradation de la force à rupture.

Les publications faisant référence à la fatigue de fibres en PEN sont peu nombreuses. On peut citer les travaux de Liang et al. qui, bien qu'ils ne fassent pas référence au PEN, comparent le comportement mécanique de fibres dont les chaînes moléculaires sont plus ou moins rigides, et concluent à une moins bonne performance en fatigue des fibres présentant les chaînes les plus rigides^[LIA98]. Cette observation associée à la comparaison des énergies dissipées des fibres PET et PEN faite au paragraphe II.2.2.a semblent indiquer de moins bonnes performances en fatigue du PEN par rapport au PET. Cependant une étude approfondie reste à faire, notamment pour savoir à quel type de mécanisme le PEN est soumis dans le cas d'une sollicitation cyclique.

II.2.4 Observations en microscopie

L'observation des faciès de rupture de filaments est un moyen utile d'analyse pour l'identification et la compréhension des mécanismes impliqués dans les divers schémas de sollicitation évoqués. La microscopie électronique à balayage a notamment permis de mettre en évidence plusieurs des phénomènes précédemment cités. Les travaux dans ce domaine de Hearle et al. ont mené à l'élaboration d'un "Atlas de la rupture des fibres" regroupant des observations faites sur toute une variété de filaments, synthétiques et naturels ^[HEA98].

La rupture en traction de filaments en PET donne lieu à un faciès caractéristique que l'on retrouve également pour les filaments de nylon : une fissure est initiée sur la surface, ou au voisinage de celle-ci, et sa propagation donne lieu à une déformation plastique en créant une ouverture dans le filament. La section supportant la charge est alors progressivement réduite, jusqu'à atteindre un point critique où la fissure se propage rapidement dans la direction transverse à l'axe du filament. On observe alors en microscopie deux zones distinctes, l'une inclinée, en forme de "V", correspondant à la phase de propagation lente de la fissure, et l'autre transverse correspondant à la rupture catastrophique. Les deux extrémités rompues présentent des faciès symétriques. Un faciès typique de ce type de rupture est montré sur la Figure II-11. La rupture des filaments en fluage produit le même type de faciès.

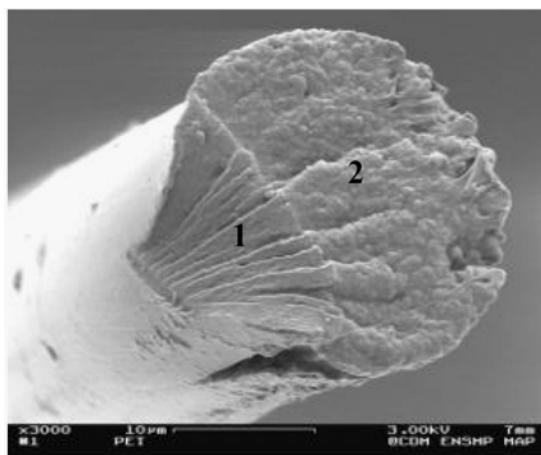


Figure II-11 : Faciès caractéristique de la rupture en traction et fluage de fibres en PET, d'après [HER04].
1 : Phase de propagation lente ; 2 : rupture catastrophique.

C'est en partie grâce à des observations en microscopie électronique à balayage que le mécanisme particulier de fatigue en tension a pu être mis en évidence. En effet les filaments rompus selon ce mécanisme présentent des faciès très différents de ceux décrits pour la traction et le fluage. Dans le cas de la fatigue, on observe une longue languette de matériau sur l'une des deux extrémités : cela traduit une forte déviation de la fissure au moment de son initiation. Elle se propage alors le long de la fibre selon un angle relativement faible, la section étant progressivement réduite jusqu'à présenter une rupture catastrophique telle que celle décrite pour le mécanisme de traction. On observe sur la Figure II-12 un exemple de ce type de faciès. La phase de rupture catastrophique ne se produit pas au fond de la fissure mais en amont, ce qui laisse supposer une rupture finale en fluage. Le faciès complémentaire montre un creux correspondant à la languette de matériau située sur l'autre extrémité rompue du filament.

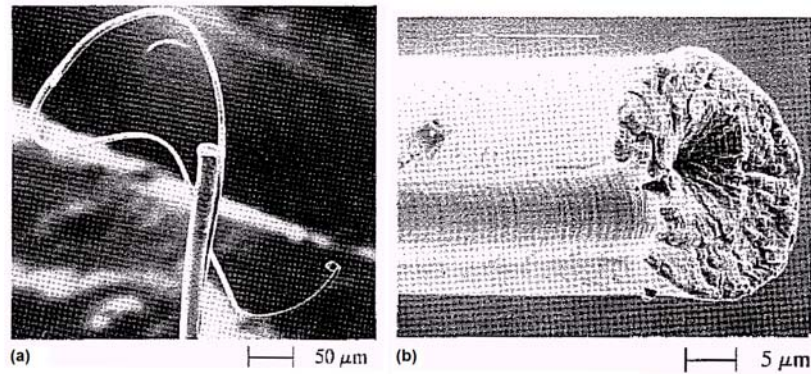


Figure II-12 : Faciès caractéristique de la rupture en fatigue de fibres en PET, d'après [HEA98]. (a) Extrémité présentant la languette associée à la propagation selon un angle faible; (b) Faciès complémentaire typique, présentant un creux correspondant à la languette de matériau restée attachée sur l'autre extrémité.

Si les valeurs de durée de vie en fatigue des filaments sont influencées par les évolutions de propriétés que subissent ceux-ci au fur et à mesure des nouvelles générations produites, il en va autrement pour les faciès de rupture, qui sont aujourd'hui similaires à ceux qui étaient déjà observés il y a 30 ans [HER04], [LEC06].

En se basant sur les faciès de rupture obtenus pour des sollicitations cycliques de différentes amplitudes, Herrera avance la possibilité d'une "compétition" entre les mécanismes de fluage et de fatigue, qui pourrait expliquer les divergences d'interprétation que nous avons vues au paragraphe précédent. Les filaments rompus aux sollicitations de force maximale très élevée ou plutôt "moyennes" présentent tous des faciès du type "traction / fluage". Pour les sollicitations de force maximale intermédiaire, les faciès sont du type "fatigue". Il en déduit alors un intervalle réduit de sollicitation pour lequel la charge cyclique entraîne une rupture selon le mécanisme de fatigue en tension (cf. Figure II-13).

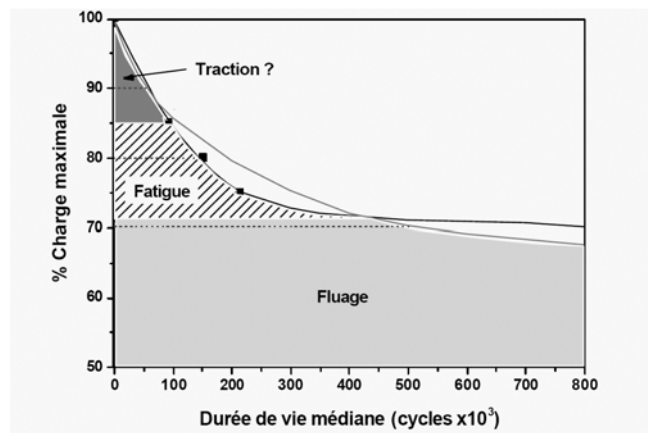


Figure II-13 : "Courbes de coexistence" des processus de fatigue en tension et de fluage pour des filaments de nylon, d'après [HER04]. Les limites du domaine sont identifiées d'après observation des faciès de rupture.

La réalisation sur yarns en PET d'un essai de sollicitation cyclique dont on sait qu'il provoque la fatigue des filaments a également montré des ruptures avec faciès de fatigue : le mécanisme se retrouve également dans les assemblages de plusieurs filaments [LEC06].

Enfin bien que l'identification des mécanismes de rupture par microscopie électronique soit plus complexe pour les assemblages de fibres, du fait de la quantité d'éléments à observer, la

contribution des phénomènes d'abrasion a pu être confirmée par cette méthode, comme le montre la Figure II-14 ^[FLO06].

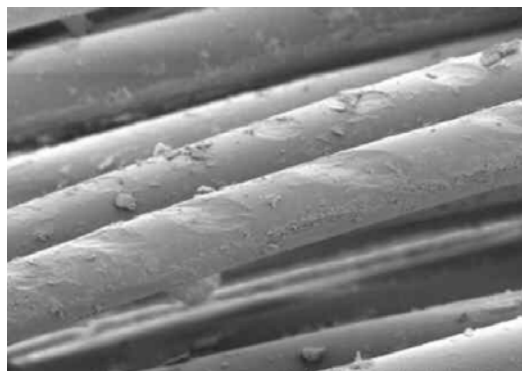


Figure II-14 : Marques d'abrasion sur des filaments suite à l'application d'une sollicitation cyclique sur un câble en PET, d'après [FLO06].

A notre connaissance, aucune observation de faciès de rupture sur filaments en PEN n'a été faite en dehors de la présente étude.

A la lumière des caractéristiques relevées pour les câbles et les fibres, plusieurs parallèles peuvent être établis entre le comportement des assemblages et celui du composant fondamental. On voit notamment que l'organisation hiérarchique de la géométrie des câbles (rope, sub-rope, strand, rope-yarn...) se retrouve dans les fibres (filament, macrofibrille, microfibrille, chaîne moléculaire...). Certains aspects identifiés du comportement mécanique des câbles sont aussi évoqués dans les études sur fibres, notamment :

- la linéarisation de la relation force – déformation après plusieurs cycles de sollicitation ;
- l'identification du mécanisme de fluage comme processus final de rupture en fatigue après l'affaiblissement de la structure par d'autres mécanismes ;
- l'échauffement lors d'une sollicitation cyclique lié au phénomène d'hystérésis ;
- la détermination d'un critère de tension minimum résultant de considération du mécanisme de tension – compression...

Il ressort des observations faites dans la littérature que l'influence du matériau sur le comportement mécanique global des câbles est capitale. La contribution de la construction, bien que moindre, reste néanmoins à considérer, comme cela a été vu au paragraphe II.1.1.c.

On remarque que, toutes échelles confondues, les études sur le PEN sont peu nombreuses.

La nécessité apparente de réaliser une caractérisation mécanique complète (mesures de raideur statique, dynamique...) pour chaque nouveau câble est malheureusement un frein au développement de constructions et de matériaux innovants : cette caractérisation doit être faite à des échelles pour lesquelles les essais sont très coûteux. L'utilisation de modèles de comportement, basés sur des essais simples, éventuellement à échelle réduite (la validation finale passant cependant toujours par quelques essais à taille réelle) semble alors un outil très avantageux pour la phase de design des câbles, notamment pour identifier dans un premier temps les mécanismes susceptibles d'être mis en jeu et éliminer les constructions et les matériaux ne se montrant pas adaptés.

II.3 Modélisation du comportement

Les quelques équations présentées précédemment permettent d'approcher les résultats expérimentaux par des expressions mathématiques simples (raideur, fluage, fatigue), et peuvent être vues comme des modèles relativement élémentaires. Il en existe de plus élaborés : nous présentons ici dans le détail certains de ces modèles. La simulation du comportement des câbles est rendue complexe par la multiplicité des paramètres à considérer, qu'ils concernent la description de la structure elle-même ou le type de sollicitation subie. La plupart des modèles se concentrent donc sur certains aspects particuliers. Nous présentons en fin de la section qui suit un modèle qui semble, à nos yeux, le plus complet pour l'application dont il est question.

II.3.1 Comportement en traction

II.3.1.a Modèle de calcul de raideur des câbles

Puisque les câbles en fibres synthétiques ont vocation à remplacer des câbles en acier, une démarche envisageable lorsque l'on souhaite modéliser leur comportement mécanique est de s'inspirer des modèles qui ont pu être développés pour les câbles métalliques.

Ghoreishi propose ainsi un modèle analytique simple du comportement statique de câbles en fibres synthétiques [GHO04]. Il s'appuie sur les travaux de Labrosse sur le comportement axial de câbles métalliques de géométrie "6+1" (cf. Figure II-15(a)) : un élément central ("core", rayon R_C) entouré par six éléments dits hélicoïdaux ("wire", rayon R_W) [LAB98].

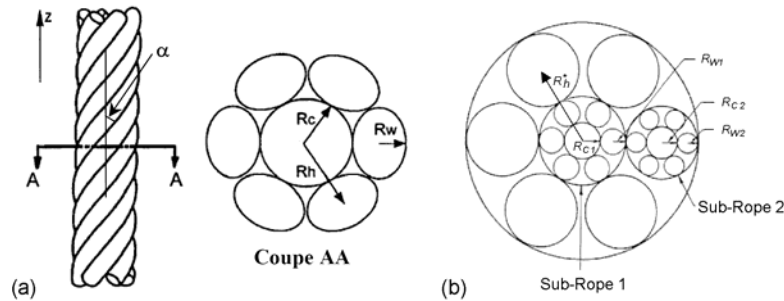


Figure II-15 : Géométrie d'un câble "6+1", d'après [GHO04]. (a) schéma classique pour un câble métallique ; (b) structure hiérarchique pour un câble synthétique.

Le chemin parcouru par les éléments hélicoïdaux est défini par la distance de leur centre avec l'axe du câble $R_h = R_W + R_C$, et le pas $P = 2\pi \times R_h / \tan \alpha$.

Ce type de câble est sujet à un couplage traction / torsion. Le comportement axial global de la structure est alors caractérisé par la relation suivante :

$$\begin{Bmatrix} F_z \\ M_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{\varepsilon\varepsilon} & k_{\varepsilon\theta} \\ k_{\varepsilon\theta} & k_{\theta\theta} \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} u_{z,z} \\ \theta_{z,z} \end{Bmatrix} \quad (\text{II.6})$$

où $u_{z,z}$ est la déformation axiale de la structure, $\theta_{z,z}$ l'angle de rotation, F_z l'effort axial et M_z le couple. Deux hypothèses fortes sont faites pour la modélisation : les déformations sont supposées faibles et élastiques et les déplacements et efforts de friction liés aux interactions entre

les éléments sont négligés. Etant donnés différents paramètres liés au matériau (module d'élasticité et de cisaillement), à la géométrie du câble (paramètres R_h et α) et aux propriétés des éléments (section, moment d'inertie, rigidité en torsion), Labrosse propose trois équations permettant de déterminer les coefficients k_{ij} de la matrice de raideur (la matrice de l'équation (II.6) étant supposée symétrique, il n'y a que trois coefficients à déterminer ; le détail des équations est donné dans [GHO04]).

Ghoreishi propose d'étendre ce modèle aux câbles synthétiques en considérant les sous-éléments du câble comme des structures indépendantes elles-mêmes de construction "6+1" (Figure II-15.b) et en leur appliquant le modèle décrit précédemment. On obtient ainsi les matrices de raideur de chaque élément du câble. Une nouvelle série d'équations intégrant les $k_{ij(élément)}$ des différents éléments permet alors de déterminer la matrice de raideur globale du câble.

Des essais réalisés sur un câble 25 tonnes en aramide sont utilisés pour valider le modèle. Les termes $k_{ij(élément)}$ sont déterminés à partir de tests expérimentaux sur des éléments du câble, puis la validation est faite sur le terme k_{cc} (raideur axiale) du câble (cf. Figure II-16). La courbe force-déformation obtenue avec le modèle se superpose bien avec la courbe expérimentale. Il est à noter que la problématique des effets de mise en place est contournée en considérant les résultats obtenus après que plusieurs cycles de mise en place ont été effectués, à la fois sur les éléments (pour la détermination des $k_{ij(élément)}$) et sur le câble (pour la validation finale).

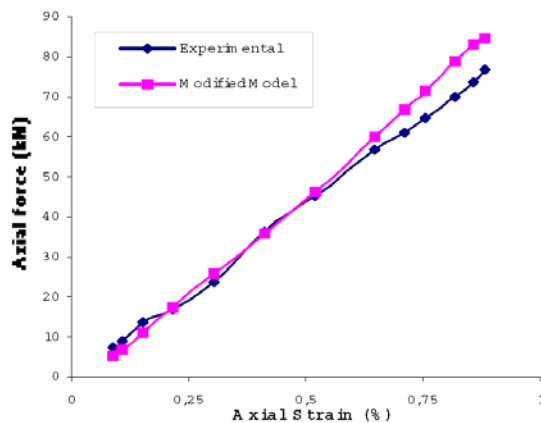


Figure II-16 : Validation du modèle de comportement des câbles synthétiques de Ghoreishi, d'après [GHO04].
 En abscisse déformation en% ; en ordonnée la force axiale en kN.
 (◆) Données expérimentales ; (■) données obtenues à partir du modèle.

La validation effectuée est partielle, les auteurs précisent que d'autres essais de validation sont en cours. Cependant certaines des hypothèses sur lesquelles le modèle est basé laissent à penser qu'il n'est pas adaptable à tous les types de fibres synthétiques : les hypothèses de faibles déformations et d'un comportement élastique linéaire sont, comme nous l'avons vu, loin d'être validées dans le cas des câbles en PET.

II.3.1.b Calcul de résistance : approche statistique

Nous avons vu au paragraphe II.1.1.c que la force à rupture des câbles est généralement inférieure à la somme des forces des éléments qui les constituent. Cette perte de rendement est liée à la dispersion des caractéristiques des constituants. Une méthode courante de prévision du phénomène consiste à suivre une approche probabiliste.

Amaniampong propose un modèle statistique pour la détermination de la force à rupture de câbles de construction entièrement parallèle ^[AMA95]. Il se base sur des modèles plus anciens ^{[DAN45], [PHO75]}, auxquels il apporte certaines corrections, avec notamment :

- l'introduction de variables statistiques supplémentaires (section, raideur, longueur initiale et déformation à rupture des éléments) ;
- la prise en compte de la non-linéarité du comportement sous la forme d'un polynôme approchant la relation force – déformation et dont les coefficients sont eux aussi variables ;
- la considération de l'influence de la longueur de la structure selon la théorie du maillon le plus faible (plus la structure est longue, moins sa résistance est élevée).

Les résultats du modèle sont confrontés à des valeurs expérimentales, pour des câbles de construction parallèle en aramide et PET. L'échelle considérée comme élément constitutif est le yarn. La méthode de calcul se montre robuste, avec une erreur de seulement 0,1% par rapport à la valeur expérimentale pour le PET, et de 4% pour l'aramide.

Phoenix propose également une correction à apporter dans le cas des câbles de construction plus complexe, torsadés ou tressés ^[PHO78]. Pour les câbles torsadés, le seul paramètre supplémentaire est l'angle α défini sur la Figure II-15(a). Le ratio entre la contrainte vue par la structure σ_S et celle vue par les éléments σ_E est donné par l'équation suivante ^[HUN99] :

$$\frac{\sigma_S}{\sigma_E} = \cos \alpha - \frac{\sin \alpha \cdot \tan \alpha}{2} \quad (\text{II.7})$$

II.3.1.c *Evaluation de contraintes locales par la méthode des éléments finis*

Bien que la méthode des éléments finis soit difficilement applicable à un câble synthétique du fait de l'inhomogénéité de la structure, on peut cependant noter que l'application d'une analyse numérique au comportement de filaments a pu mettre en évidence certaines propriétés.

Marcellan se penche notamment sur la question de la cinétique de rupture en traction de filaments de nylon. Sur la base d'un comportement du filament élastoplastique, l'application d'un modèle par éléments finis permet la mise en évidence lors de la propagation d'une fissure de la singularité des contraintes au fond de la fissure ^[MAR03].

Leclerc s'intéresse à l'influence des particules présentes dans les filaments et identifiées comme point d'initiation des ruptures en fatigue (cf. § II.2.3.b). Le comportement est choisi élastique. La méthode des éléments finis est utilisée pour simuler la réponse d'un matériau anisotrope dans lequel est présente une inclusion. Les résultats mettent en évidence la possibilité d'une fissuration longitudinale ^[LEC06].

Ces calculs sont cependant basés sur des modèles parfois largement simplifiés et ne permettent de mettre en évidence certains phénomènes que de manière qualitative.

II.3.2 Comportement à long terme

II.3.2.a Prédiction de la déformation en fluage

Un modèle de comportement à long terme de fibres synthétiques proposé par Chailleux propose de prévoir l'évolution de la déformation de la structure au cours de sollicitations de type fluage et recouvrance pour des structures en aramide et en PET [CHA03], [CHA05a], [CHA05b].

Celui-ci s'appuie sur les travaux de Perzyna [PER66], Northolt [NOR95] et Schapery [SCH97] pour formuler une expression de la déformation en fonction du temps et dissociée en une composante viscoélastique linéaire, une composante viscoélastique non-linéaire, et une composante viscoplastique. Cette dernière est exprimée sur la base de l'hypothèse suivante : le mécanisme de plasticité n'est activé que lorsque la force à laquelle la structure est soumise est supérieure à toute sollicitation précédemment exercée. Se basant sur la représentation classique d'une évolution logarithmique de la déformation au cours du fluage mais aussi de la recouvrance, Chailleux établit ainsi deux relations pour l'évolution de la déformation, respectivement lors d'un essai de fluage à une valeur de contrainte connue et lors d'un essai de recouvrance consécutif à une période de fluage de durée donnée (pour le détail des équations, voir [CHA05a]).

Les différents paramètres des équations doivent être identifiés pour pouvoir appliquer le modèle. Ils sont au nombre de six (A_0 complaisance non-linéaire instantanée, A_1 taux de fluage non linéaire, g_1 facteur de non-linéarité, a_σ facteur d'accélération, p facteur de plasticité instantanée et D_p taux de plasticité). L'identification est faite à partir d'essais simples de fluage – recouvrance à plusieurs niveaux de charge. Initialement chaque niveau de sollicitation est appliqué sur un spécimen différent. Chailleux propose également une alternative pour laquelle toute l'identification est faite sur un même spécimen. Les paramètres sont ajustés grâce aux courbes expérimentales selon une procédure d'optimisation. Chaque paramètre varie avec la charge appliquée, une extrapolation est alors faite à partir des valeurs obtenues pour définir la relation entre chaque paramètre et la charge. Dans le cas des structures en PET, dont le comportement est plus complexe que celui de l'aramide, un essai d'identification supplémentaire consistant en plusieurs cycles de montée en charge puis décharge d'amplitude croissante est nécessaire pour définir dans un premier temps le paramètre p .

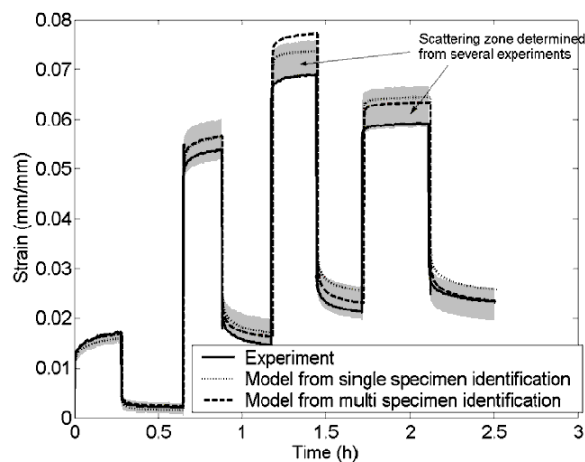


Figure II-17 : Validation du modèle de Chailleux par comparaison avec données expérimentales, d'après [CHA05b]. En abscisse temps en heures ; en ordonnée déformation absolue (0.01 = 1%). Traits forts : données expérimentales ; pointillés larges : données du modèle d'après la procédure d'identification multi-spécimens ; pointillés fins : données du modèle d'après la procédure d'identification à un seul spécimen. Zone grisée : dispersion mesurée d'après plusieurs essais expérimentaux.

Une procédure expérimentale sur yarn PET, consistant en une séquence aléatoire de chargements, est appliquée dans le but de valider le modèle. Les prévisions obtenues à l'aide des deux différents modes d'identification des paramètres sont proches des résultats expérimentaux. La déformation calculée est légèrement surestimée, mais se trouve toujours dans l'intervalle de dispersion des mesures expérimentales (cf. Figure II-17).

Un essai de validation similaire est effectué sur un câble en PET de 300 kN, l'identification des paramètres étant faite d'après des essais sur câbles. Les résultats montrent que le modèle peut être appliqué avec succès à cette échelle ^[CHA05b].

II.3.2.b Prévion de la durée de vie en fluage

Un autre phénomène associé au fluage et que l'on cherche à prévoir est la rupture. L'estimation des durées de vie, pour les fibres comme pour les câbles, est souvent effectuée dans la littérature d'après une relation simple telle que l'équation (II.4), les coefficients a et b étant liés aux types de matériau et de construction considérés. Huntley apporte cependant un éclairage sur les résultats que peut fournir ce type de modèles, en s'intéressant à la définition du paramètre d'entrée F/F_R ^[HUN99]. Trois possibilités sont envisagées, toutes liées au choix de la définition de la force à rupture, qui peut être :

- la valeur nominale $F_{R\ nom}$;
- une valeur dite "potentielle" $F_{R\ pots}$, calculée d'après la relation (II.7) intégrant l'effet de construction ;
- enfin une valeur théorique $F_{R\ théo}$ égale à la somme des forces à rupture des éléments de la structure.

Huntley se base sur les valeurs de a et b données par Mandell pour la durée de vie de yarns en PET et compare les durées de vies obtenues avec l'équation (II.7), pour les trois différentes valeurs de F_R , avec des essais expérimentaux de fluage sur câbles. Les résultats présentés dans le Tableau II-3 montrent que le choix d'une valeur de F_R ou d'une autre donne des résultats de durée de vie pouvant varier de plusieurs ordres de grandeurs. On voit aussi que le calcul basé sur la force à rupture nominale donne une estimation largement conservatrice. Huntley conclut que davantage d'essais de rupture en fluage sont nécessaires pour déterminer le type de force à rupture le plus pertinent. Cela montre les limites de ce simple modèle, censé limiter les expérimentations. Les constatations faites ici sont une très bonne illustration du problème de définition de la force à rupture déjà évoqué (§II.1.2.b).

	Durée de vie, $F_{fluage} = 60\%F_{R\ moy}$	Durée de vie, $F_{fluage} = 85\%F_{R\ moy}$
Résultat expérimental	> 633 heures	> 113 jours
Calcul d'après $F_{R\ nom}$	26 – 90 heures	2 secondes
Calcul d'après $F_{R\ pot}$	65 ans	6 jours
Calcul d'après $F_{R\ théo}$	463 ans	102 ans

Tableau II-3 : Comparaison de durées de vie expérimentales et calculées d'après [HUN99].

II.3.3 Modèle spécifique du comportement des câbles synthétiques : FRM

Fibre Rope Modeller est un logiciel commercial développé par Tension Technology International dont l'objectif est le design et la prédiction des performances de câbles synthétiques (pour tous types de fibres), quelles que soient leur taille et leur construction, et pour des sollicitations complexes du type de celles que l'on rencontre dans l'application offshore [LEE93], [BAN95], [LEE03], [FLO05].

Le logiciel présente plusieurs aspects :

- dans un premier temps une définition très précise de la géométrie de la structure que l'on souhaite étudier est faite par l'utilisateur ;
- le logiciel permet ensuite le calcul des réponses du câble et de ses composants en termes de force, couple, déformation et rotation à une sollicitation quasi-statique ;
- enfin un développement du logiciel permet la prédiction des effets de fatigue lors d'une sollicitation cyclique.

La définition de la géométrie du câble se fait selon l'organisation hiérarchique "filament / yarn / rope-yarn /..." telle qu'elle a été présentée sur la Figure I-6 : le câble comporte différents niveaux, le niveau fondamental étant en théorie le filament (en pratique, le yarn ou le rope-yarn sont plus souvent utilisés) et le dernier niveau étant le câble lui-même. Chaque niveau est défini par le nombre de ses composants de niveau directement inférieur, la valeur du pas de torsion en tours par mètre et l'indice de compaction ("packing factor"). Ce dernier a pour but de considérer dans la modélisation le fait que les éléments sont plus ou moins "serrés" dans le câble. Il se calcule par le rapport "somme des sections des éléments au niveau n-1 / section du niveau n", cette dernière étant supérieure du fait des interstices qui existent entre les éléments (cf. Figure II-18).

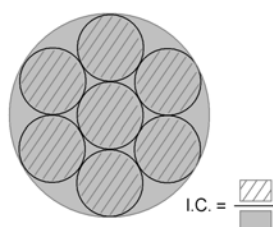


Figure II-18 : Définition de l'Indice de Compaction :
I.C. = somme des aires des éléments / aire de la structure globale.

Une fois la géométrie décrite depuis le niveau "câble" jusqu'au niveau fondamental, les données d'entrée nécessaires au calcul du comportement du câble sont les propriétés du niveau fondamental avec notamment le diamètre, la masse linéique et les propriétés en traction. Pour ces dernières la courbe force – déformation est ajustée par un polynôme et les données d'entrées traitées par le logiciel sont les coefficients de ce polynôme ainsi que les valeurs de force et déformation à rupture. Il est également possible de tenir compte de l'influence de la vitesse de sollicitation en introduisant des facteurs reliant la vitesse de déformation et les coefficients du polynôme force – déformation ;

Toutes ces données étant fournies, le logiciel peut alors calculer la réponse du câble à une sollicitation mécanique. Une hypothèse posée sur la déformation du câble est que les plans orthogonaux à l'axe de la structure restent orthogonaux après l'extension. La conservation du

volume est assurée par le serrage de la structure lors de l'extension et donc par une évolution de la compaction. L'évolution peut être modélisée de trois manières différentes dans le logiciel, illustrées sur la Figure II-19. C'est à l'utilisateur de décider quel est le mode de compaction qui intervient pour la structure qu'il considère, le choix ayant un impact sur le calcul des efforts de contacts entre éléments.

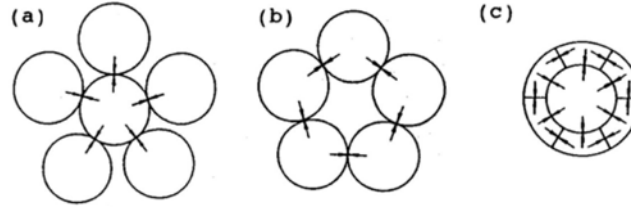


Figure II-19 : Différents modes de compaction des structures intégrés au modèle FRM, d'après [LEE93].
(a) compaction simple ; (b) type "wire rope" ; (c) type "en coin".
Les flèches représentent les forces d'interaction entre éléments.

Le principe du logiciel est de calculer dans un premier temps les propriétés obtenues pour les éléments du niveau fondamental en réponse à la sollicitation et en tenant compte du chemin parcouru par ces éléments au sein du niveau supérieur (par exemple pour un rope-yarn torsadé : les éléments du niveau fondamental sont les yarns et suivent un parcours hélicoïdal). Les résultats de ces calculs sont ensuite intégrés en tant que données d'entrée pour effectuer le calcul au niveau directement supérieur en tenant cette fois-ci compte du chemin des éléments du niveau supérieur, ainsi de suite jusqu'à calculer la réponse globale du câble. Une analyse géométrique permet d'avoir accès à l'élongation subie par les éléments à tous les niveaux de la structure.

Les calculs se basent sur le principe des travaux virtuels pour déterminer les valeurs de force et de couple subies à un certain niveau de déformation et de rotation, en fonction de la force et de la déformation subies par les éléments de ce niveau. Le logiciel considère que la rupture d'éléments fondamentaux a lieu lorsque ceux-ci atteignent leur déformation à rupture. L'augmentation globale de la force appliquée déclenche alors une rupture catastrophique de toute la structure.

Le logiciel tient compte des efforts de frottement entre éléments. Pour cela les modes de frottement principaux sont identifiés (cf. Figure II-20):

- Glissement axial lorsque la structure est étirée ;
- Glissement axial lorsqu'il y a rotation ;
- Rotation entre éléments due à la géométrie de construction,
- Usure aux points de contact par mouvement de rotation ("scissoring") ;
- Usure aux points de contact par mouvement orthogonal ("sawing") ;
- Distorsion (effet de compaction cité précédemment).

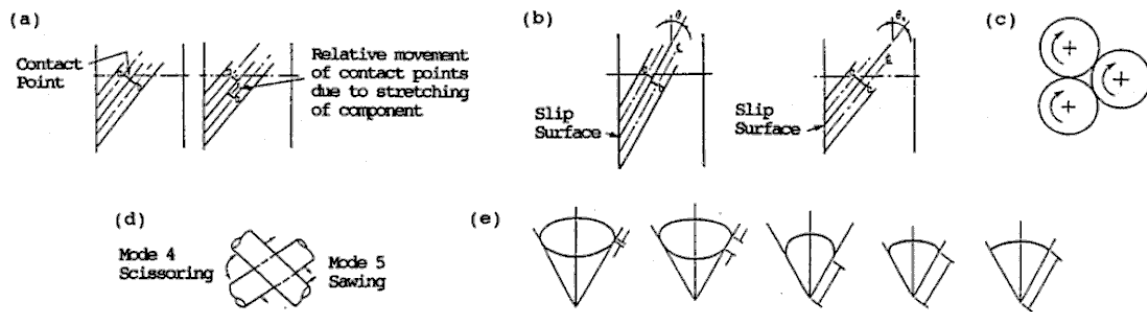


Figure II-20 : Différents modes de frottement des éléments intégrés au modèle FRM, d'après [LEE93].
 (a) Glissement axial (structure étirée) ; (b) Glissement axial (rotation) ; (c) Rotation due à la construction ; (d) Usure aux points de contact par rotation ("scissoring") ou mouvement orthogonal ("sawing") ; (e) Distorsion.

Cette contribution des efforts de frottement au comportement global est obtenue en multipliant le déplacement au point de contact par la force de frottement, cette dernière étant égale au produit de la force de contact (calculée par le logiciel) et du coefficient de frottement (caractéristique matériau fournie par l'utilisateur). Seul le premier mode de glissement axial donne lieu à des efforts significatifs. Les modes de friction par usure et distorsion sont, eux, considérés d'importance vis-à-vis des caractéristiques en fatigue des câbles.

La méthode de calcul du comportement en fatigue se base sur la prédiction de la réponse du câble à un cycle d'extension, c'est à dire le calcul que nous venons de présenter. Celui-ci génère des résultats caractérisant l'état de la structure en fin de cycle : les efforts de traction subis par les composants, la pression de contact et les glissements survenus, la dissipation d'énergie sous forme de chaleur... Pour les calculs de fatigue, ces caractéristiques en fin d'un premier cycle sont alors considérées par le logiciel comme les nouvelles données d'entrée pour le cycle suivant et un nouveau calcul est effectué à partir de ces données. Chaque cycle est ainsi calculé sur la base des caractéristiques obtenues sur le cycle précédent.

Le logiciel intègre trois mécanismes principaux de fatigue : fluage, abrasion interne et échauffement par hystérésis. Des méthodes de calcul sont développées pour chaque mécanisme et considérées parallèlement les unes aux autres.

Le calcul de fluage n'est pas basé sur la prédiction de l'augmentation de la déformation au cours du temps, mais sur le concept de résistance résiduelle. Il est intégré au logiciel à l'aide de l'équation (II.8), développée par Meredith, qui décrit une décroissance logarithmique de la résistance $F_{Résid}$ en fonction du temps ^[MER54] :

$$\frac{F_{Résid}}{F_C} = 1 - k \cdot \log\left(\frac{t}{t_C}\right) \quad (II.8)$$

F_C est la résistance pour une durée de test t_C dont les conditions sont connues. L'intégration de cette équation au modèle permet d'obtenir une relation force – déformation évolutive en fonction du temps passé sous charge : en pratique, on applique une simple homothétie à la relation force – déformation, selon le rapport "nouvelle F_R / ancienne F_R ".

L'échauffement de la structure est intégré au modèle de fatigue par le calcul de la chaleur générée. On obtient une valeur de variation de température. La diminution de F_R et l'augmentation

de ε_R associées à l'élévation de température sont alors introduites de manière similaire à ce qui est fait pour la perte de résistance due au fluage.

Deux possibilités sont proposées quant à l'intégration des effets de l'abrasion. La première consiste à introduire un paramètre d'usure variable. Ce paramètre représente la fraction d'éléments fondamentaux rompus par cycle et est fonction de la pression de contact entre éléments, du coefficient de friction, de l'amplitude, de la vitesse et la direction de glissement. Une deuxième méthode plus globale consiste à introduire un taux d'usure constant dans tout le câble (on suppose qu'il n'existe pas de point de contact localisé qui soit particulièrement endommageant), qui ne dépende que de la force maximale appliquée, et qui reste constant au cours de la sollicitation. Ce taux d'usure globale est estimé d'après des données expérimentales de fatigue disponibles. Une valeur très conservatrice est alors obtenue, les résultats expérimentaux combinant les ruptures non pas obtenues par abrasion, mais par l'ensemble des mécanismes de rupture en fatigue.

Le modèle de fatigue complet conduit finalement à une relation similaire à l'équation (II.3).

Quelques essais expérimentaux de traction sur des structures de différentes tailles montrent une bonne corrélation entre les courbes force – déformation calculées par le logiciel et les courbes réelles. La mesure expérimentale de la résistance résiduelle d'un câble ayant subi un million de cycles montre également la pertinence de la courbe de fatigue produite par le logiciel (Figure II-21).

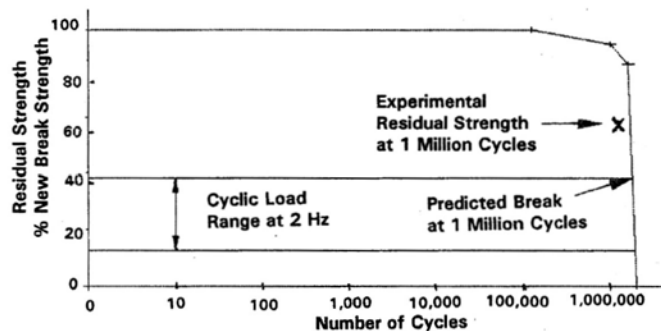


Figure II-21 : Prédiction du comportement en fatigue d'un câble avec le logiciel FRM, d'après [BAN95]. En abscisse nombre de cycles en échelle logarithmique ; en ordonnée résistance calculée en $\%F_R$. Les deux lignes parallèles symbolisent l'amplitude de la sollicitation. Le modèle prévoit la rupture lorsque la courbe de résistance résiduelle atteint la valeur de la force maximale de sollicitation, ici après 1 million de cycles. La croix montre la résistance mesurée sur un câble après qu'il ait subi un essai de fatigue arrêté à 1 million de cycles. On voit que le câble a subi une importante perte de résistance, laissant supposer une rupture prochaine, et montrant ainsi la pertinence du modèle.

Ce modèle est, par comparaison aux autres modèles présentés, de loin le plus complet. Des paramètres importants concernant par exemple la géométrie du câble ou les interactions entre éléments, qui sont souvent négligés dans d'autres modèles, sont ici intégrés. Des schémas de sollicitations variés peuvent être appliqués. Cependant le fait que le modèle couvre toutes ces possibilités n'est pas sans inconvénient : il est nécessaire de fournir un nombre de paramètres d'entrée conséquent. Ces paramètres doivent pour certains être déterminés expérimentalement. D'autres semblent parfois difficiles à quantifier (on pense notamment aux effets de friction).

On voit donc que quel que soit le modèle que l'on souhaite appliquer, il est nécessaire de passer par une phase d'expérimentation. Si dans certains cas, l'identification des paramètres utilisés par les modèles se fait à partir d'essais à échelle réduite ou sur le composant fondamental de la structure, la validation des modèles à l'échelle réelle semble encore indispensable.

II.4 Bilan de l'étude bibliographique

La synthèse des publications traitant du comportement mécanique des câbles a montré que les études concernées sont bien souvent expérimentales, les objectifs se limitant généralement à la mesure de certaines grandeurs pouvant servir de paramètre d'entrée dans des modèles d'analyse (mesures de raideur) ou fournir des courbes de référence (mesures de durée de vie). Malheureusement les mécanismes mis en jeu lors de la sollicitation tels que la fatigue, le fluage ou encore les effets de mise en place, bien qu'ils soient identifiés, ne sont pas réellement compris ni expliqués, ce qui entraîne la nécessité de réaliser de nouveau une caractérisation complète pour chaque nouveau matériau et chaque nouvelle construction de câble.

La considération des phénomènes se produisant à l'échelle du filament permet, nous l'avons vu, d'expliquer une grande partie des observations faites à l'échelle du câble. Pourtant à ce jour peu d'études se sont penchées sur une réflexion globale tenant compte parallèlement du comportement des assemblages de fibres et de celui de leurs composants. Une telle réflexion permettrait sans aucun doute une meilleure compréhension des mécanismes de sollicitation, et des interactions pouvant exister entre la contribution du matériau au comportement global de la structure et celle de sa géométrie de construction.

On remarque que, tant à l'échelle des câbles qu'à celle des fibres, les études sur le PEN sont très peu nombreuses. Les quelques résultats mis en avant laissent à penser que le comportement du PEN est assez proche de celui du PET, et que ce matériau relativement nouveau est potentiellement un bon candidat pour l'application offshore.

Concernant les modèles développés dans le but de prédire le comportement des fibres et de leurs assemblages, on voit que beaucoup d'entre eux ne permettent de modéliser qu'un phénomène parmi d'autres et ne rendent pas compte du comportement global des structures. Le modèle FRM se distingue en cherchant à modéliser à la fois le comportement en traction et le comportement lors de sollicitations à long terme (fluage ou cyclique), tout en tenant compte de manière précise de la construction de la structure. Cependant ce modèle, comme les autres, n'a pas à ce jour fait l'objet d'une validation approfondie : les quelques essais de validation effectués ont certes démontré les bonnes performances du modèle, mais sont très peu nombreux et ont été produits par les auteurs à l'origine même du modèle.

Toutes ces remarques justifient largement les orientations de recherche décidées au cours de la présente étude (cf. § I.7). La réalisation d'une caractérisation expérimentale sur des structures de différentes tailles allant du câble au filament, à la fois pour des spécimens en PET et en PEN, puis l'analyse et l'interprétation des résultats obtenus et la confrontation de ceux-ci avec le modèle FRM peuvent permettre de répondre aux interrogations soulevées à la lecture de cette étude bibliographique.

III Caractérisation des assemblages de fibres

Ce chapitre présente la caractérisation expérimentale qui a été réalisée sur différents assemblages de fibres en PET et en PEN.

Trois échelles ont été considérées. La plus grosse échelle testée a été le "rope". Avec une force à rupture de 5 000 kN, ce type d'assemblage est représentatif des câbles d'amarrage utilisés aujourd'hui dans l'offshore. Le "sub-rope", représentant un niveau d'échelle inférieur, a également été caractérisé. Enfin le "rope-yarn", élément constitutif à la fois du sub-rope et du rope, est le plus petit assemblage à avoir été testé.

Divers schémas de sollicitation ont été appliqués aux différentes structures. Le choix de ces sollicitations a été limité par les contraintes d'utilisation des machines d'essais.

Concernant le rope, seuls quelques cycles de fluage – recouvrance ont été considérés, sur l'unique spécimen testé.

Les sub-ropes ont été testés en traction, ainsi qu'en fluage – recouvrance. Pour ces deux types d'essai, l'influence de la réalisation de plusieurs cycles de mise en place avant d'effectuer l'essai considéré a été étudiée.

Pour les rope-yarns, des essais identiques à ceux effectués sur les sub-ropes ont été effectués dans l'objectif de réaliser une étude multi-échelle.

Des essais supplémentaires de fluage ont été réalisés sur rope-yarns, sur une durée supérieure à celle appliquée dans le cas des essais de fluage – recouvrance (24h au lieu de 6h).

III.1 Description des spécimens et protocoles expérimentaux

Au cours de cette étude, de nombreux essais expérimentaux ont été réalisés, sur une gamme d'assemblages de fibres synthétiques d'échelle variée, avec notamment la réalisation d'essais sur des structures à taille réelle. Les structures testées ont été assemblées à partir des deux matériaux sur lesquels cette étude porte, tous deux fabriqués par la société Performance Fibers :

- la fibre PET "nouvelle génération" nommée 1W83, qui pourrait remplacer une génération plus ancienne (855TN de Akzo / Diolen) très souvent évoquée dans la littérature ;
- la fibre PEN, dont l'application sous forme de câbles de grande dimension n'avait jusqu'alors pas été envisagée, les spécimens étudiés ici présentant de ce fait un caractère très novateur.

III.1.1 Différentes tailles d'assemblage étudiées

III.1.1.a Câble à échelle 1 : "Rope"

Un câble en PET de taille similaire à ceux utilisés en pratique pour l'amarrage des plates-formes a été testé au cours de cette étude. Le spécimen, que l'on nomme "rope", a été confectionné par la société Scanrope et possède une force à rupture de 5000 kN (valeur donnée par le fabricant). Il est composé d'un assemblage parallèle de sept sub-ropes, chacun étant constitué de sept strands arrangés selon la géométrie "6+1" mentionnée au chapitre précédent (cf. Figure II-15).

Du fait du coût très élevé à la fois des spécimens et de la réalisation des essais à taille réelle, seul un spécimen en PET a été testé à l'échelle 1.

III.1.1.b Sub-rope

Les sub-ropes testés ici, fournis par la société Bexco, sont différents de ceux qui constituent le rope que nous venons de décrire. Leur force à rupture est de 300 kN. Les sub-ropes en PET et PEN possèdent la même construction : ce sont des assemblages de trois strands, torsadés à 3 tours par mètre (tpm). Chaque strand est un assemblage de 28 rope-yarns torsadés à 5 tpm.

III.1.1.c Rope-yarn

Les échantillons de rope-yarns en PET et PEN, fournis par Performance Fibers, sont identiques à ceux qui ont servi à la fabrication des sub-ropes, et également du rope dans le cas du PET. Il s'agit d'assemblages de yarns torsadés à 20 tpm (30 yarns de masse linéique 220 tex dans le cas du PET, 40 yarns de 167 tex dans le cas du PEN). La force à rupture des rope-yarns en PET et en PEN indiquée par le fabricant est de 5 kN.

Le Tableau III-1 fournit quelques valeurs caractéristiques des trois échelles que nous venons de décrire, et une illustration des différentes structures est donnée sur la Figure III-1. Pour la mesure de masse linéique, il existe des procédures standards sur lesquelles se basent généralement les fabricants. La procédure ISO consiste par exemple à mesurer la masse d'une

longueur de référence déterminée lors de la mise sous tension à $2\%F_{R\ min}$ de la structure neuve ^[ISO07]. Les mesures que nous avons effectuées ont été obtenues par simple pesée d'une longueur d'échantillon tendue "à la main", et diffèrent légèrement des valeurs fournies par les fabricants. Nous nous baserons alors par la suite sur ces dernières.

		Diamètre approximatif	Masse linéique		Force à rupture F_R	
			(fabricant)	(mesurée)	(fabricant)	(mesurée)
Rope	PET	132 mm	$11,4 \cdot 10^6$ tex	-	5 000 kN	-
Sub-rope	PET	32 mm	$6 \cdot 10^5$ tex	$6 \cdot 10^5$ tex	300 kN	327 ± 11 kN (8 mesures)
	PEN			$5,4 \cdot 10^5$ tex		331 ± 8 kN (13 mesures)
Rope-yarn	PET	4 mm	$6,6 \cdot 10^3$ tex	$6,9 \cdot 10^3$ tex	5 kN	$4,48 \pm 0,18$ kN (11 mesures)
	PEN					$4,92 \pm 0,22$ kN (6 mesures)

Tableau III-1 : Grandeurs caractéristiques des assemblages de fibres testés.

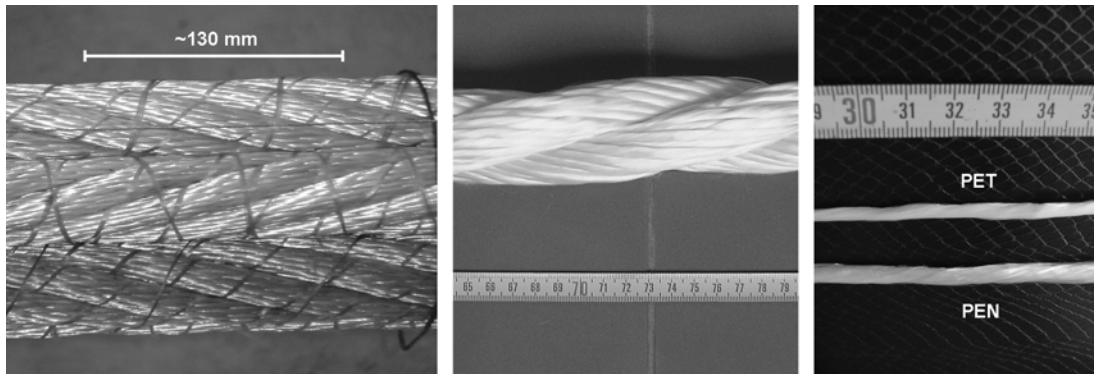


Figure III-1 : Différents assemblages de fibres testés au cours de l'étude.
De gauche à droite : Rope (PET) ; Sub-rope (PEN), Rope-yarns.

III.1.2 Moyens expérimentaux

III.1.2.a Considérations expérimentales issues de la littérature

Les références citées au chapitre précédent se basent sur les résultats de nombreux essais mécaniques, et leurs auteurs font souvent part de certaines remarques ou de certaines difficultés rencontrées concernant la réalisation des protocoles expérimentaux. L'étude présentée ici comportant un volet expérimental important, il nous semble opportun de mentionner certaines de ces remarques.

Terminaisons

Comme cela a été évoqué aux chapitres précédents, les terminaisons représentent souvent un point faible de la résistance des câbles. Bien que les techniques soient continuellement développées pour obtenir des terminaisons qui reflètent au mieux la résistance réelle des câbles, aucune des solutions utilisées à ce jour n'est considérée comme parfaite.

Dans beaucoup de références, les études expérimentales de structures câblées utilisent des terminaisons en épissures, comme cela est fait en pratique pour les ancrages offshore. La technique utilisant des mors coniques et un enrobage est également utilisée ^{[DEL92], [WIL02], [VAS04]}.

Del Vecchio souligne que des essais de traction seuls ne sont pas suffisants pour déterminer l'efficacité des terminaisons, les efforts cycliques ayant tendance à aggraver les endommagements précisément à leur voisinage ^[DEL92]. Dans une référence mentionnée au paragraphe II.1.2.b et qui présente la synthèse de divers essais de fatigue sur câbles, la localisation de la rupture est précisée pour chaque essai : on distingue les ruptures amorcées dans la longueur utile du spécimen et celles amorcées au niveau des terminaisons ^[BAN00]. On voit d'une part que les deux types de terminaisons, épissures et mors coniques, sont utilisés en proportions similaires. D'autre part, une grande majorité de ruptures est initiée au niveau des terminaisons. Cependant les résultats ne permettent pas de dire si les ruptures dans les terminaisons sont plus fréquentes avec les épissures ou avec les mors coniques.

Méthodes de mesure

L'une des principales difficultés expérimentales pour les essais mécaniques sur câbles synthétiques est la mesure de déformation. Plusieurs méthodes sont décrites dans la littérature.

La méthode la plus simple consiste à relever le déplacement de la traverse de la machine d'essai. Une deuxième méthode consiste à fixer un extensomètre sur la longueur utile du spécimen. La longueur de jauge est alors définie par les positions extrêmes de l'extensomètre. Une troisième possibilité est la mesure par corrélation d'images vidéo (vidéo-extensométrie) : cette méthode consiste à suivre à l'aide de caméras le déplacement de deux marqueurs fixés sur le câble, l'espacement entre les marqueurs constituant la longueur de jauge.

La comparaison de ces trois méthodes montre une nette différence de la mesure basée sur le déplacement de traverse ^{[DAV02], [DAV06]}. Les mesures données par extensométrie et vidéo-extensométrie, produisant des valeurs de déformation identiques, sont considérées plus pertinentes. La différence obtenue dans le cas du déplacement de traverse est attribuée à la contribution des terminaisons à la déformation.

La vidéo-extensométrie présente plusieurs avantages. D'une part, c'est une méthode sans contact (la fixation des marqueurs sur le câble est moins intrusive que celle d'un extensomètre classique). D'autre part, en plaçant des marqueurs à la fois sur la circonférence du câble entier et sur des sous-éléments, il est possible d'isoler le mouvement de chaque sous-élément et de le comparer au mouvement global du câble (la légère rotation que peuvent subir les sous-éléments au cours du mouvement rend ces mesures difficiles avec des extensomètres classiques).

Une autre remarque concernant la mesure de déformation rencontrée dans la littérature est le fait que les spécimens ont souvent une longueur de jauge relativement courte. En effet des terminaisons telles que les épissures utilisent une partie non négligeable du câble et réduisent ainsi considérablement sa longueur utile. La conséquence en est une précision limitée sur les mesures de déformation.

Forces appliquées

La réalisation d'une étude expérimentale passe par la détermination d'une procédure comprenant notamment le choix de la sollicitation appliquée. Dans le cas d'une sollicitation

cyclique, les valeurs de force moyenne et d'amplitude de force (ou de force minimale et maximale) choisies sont généralement exprimées sous forme d'un pourcentage de la force à rupture. Différentes valeurs de force à rupture peuvent alors être utilisées : la valeur moyenne F_{Rmoy} , minimale F_{Rmin} , ou encore nominale F_{Rnom} .

Il est alors indispensable de conserver une certaine cohérence lors de l'analyse et de la comparaison de résultats expérimentaux : la comparaison de résultats basés sur la force à rupture moyenne avec d'autres résultats basés sur la force à rupture minimale peut mener à des conclusions erronées. Cette remarque est parfaitement illustrée dans le paragraphe II.1.2.b, où l'on cite des essais de résistance résiduelle présentant des valeurs supérieures à la force à rupture.

Il n'est pas toujours possible de choisir entre force à rupture moyenne et force à rupture minimale : le coût des essais sur des grosses structures est tel qu'une répétition de simples essais à rupture pour obtenir une valeur moyenne n'est pas toujours envisageable. Il faut alors parfois se contenter d'une donnée de force à rupture minimale fournie par le fabricant, celui-ci pouvant de plus la choisir conservatrice.

Il existe des alternatives au choix de la force à rupture comme valeur de référence pour déterminer les forces à appliquer lors d'un essai. Certaines études préfèrent comparer des sollicitations exprimées en termes de déformation appliquée. Cependant, comme nous venons de le voir, la mesure de déformation peut parfois se montrer plus délicate et moins précise que la mesure de force. Une autre possibilité est alors de choisir une valeur de force appliquée qui soit "normalisée" par rapport à la taille de la structure. En l'occurrence, la grandeur de masse linéique couramment usitée dans le domaine textile, le tex, semble très adaptée. Ainsi peut-on par exemple comparer des essais de fluage à "X N/tex" pour des câbles de différentes tailles.

L'ensemble de ces remarques a été considéré dans la mesure du possible tout au long des essais expérimentaux menés au cours de cette étude.

III.1.2.b Essais sur rope

Les essais sur rope ont été réalisés au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (Nantes) sur un banc de fatigue d'une capacité maximale en force de 24 000 kN (c'est le seul équipement de cette capacité qui existe en France). Le banc permet une mise en charge statique assurée par trois vérins hydrauliques, à laquelle peut se superposer une excitation dynamique assurée par quatre vérins hydrauliques à paliers hydrostatiques.

Le spécimen testé était terminé par des épissures pour pouvoir être installé sur le banc d'essai : l'œil formé à chaque extrémité du rope était monté sur une pièce cylindrique fixée de chaque côté de la machine d'essai.

L'allongement a été mesuré à l'aide d'un extensomètre fixé aux deux extrémités de la longueur utile et également d'un système de corrélation d'images vidéo : deux caméras ont été placées de manière à suivre le déplacement de deux marqueurs fixés au spécimen. Les images obtenues ont ensuite été analysées par un programme informatique développé par l'IFREMER permettant d'obtenir la mesure de déformation du spécimen. Une illustration de ce montage est donnée sur la Figure III-2.

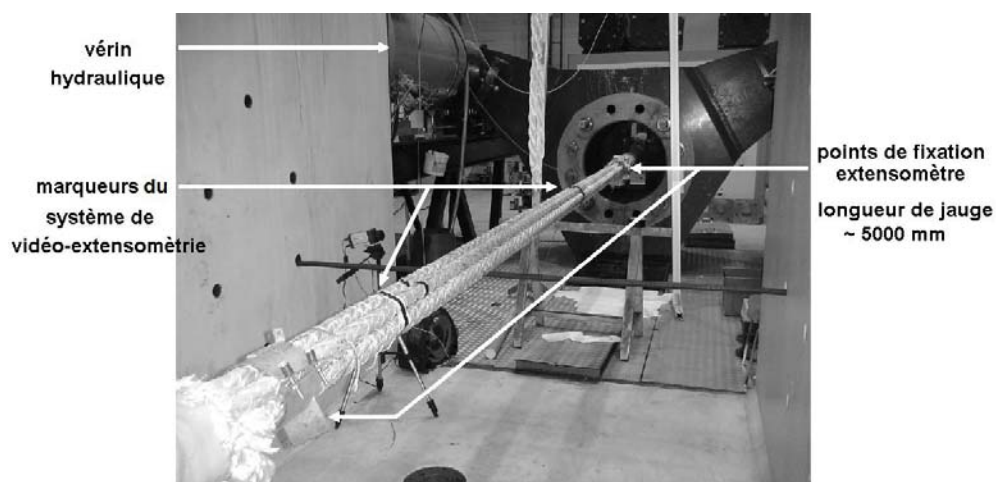


Figure III-2 : Dispositif expérimental pour les essais sur rope.

III.1.2.c Essais sur sub-rope

Les essais sur sub-ropes ont été effectués à l'IFREMER (Brest), sur un banc de traction équipé d'un vérin hydraulique Zwick et d'un capteur de force de 1000 kN.

Les terminaisons étaient des épissures. La mesure de l'allongement a été relevée de trois manières différentes. Si la mesure grâce à un extensomètre s'est montrée très adaptée pour les essais de fluage et de recouvrance, cette solution n'a cependant pas pu être appliquée pour les essais menant à la rupture du spécimen, qui auraient endommagé l'extensomètre. La mesure du déplacement du vérin s'est alors présentée comme l'alternative la plus simple. Bien qu'elle mène à des valeurs de déformation biaisées pour les raisons citées au paragraphe III.1.2.a, certaines observations ont pu être faites à partir de ces mesures. La mesure par la méthode plus précise de vidéo-extensométrie a également été utilisée, selon le même principe que celui décrit pour les essais sur rope. Cependant le système n'a pu être utilisé pour tous les essais, car il nécessite un équipement particulier, pas toujours disponible, et pour lequel une installation minutieuse est requise (le placement des caméras doit être optimisé pour avoir la meilleure résolution possible par rapport au mouvement de chaque marqueur).

Un aperçu du dispositif expérimental utilisé pour les sub-ropes est montré sur la Figure III-3.

L'asservissement de la machine était assuré par un logiciel spécifique (CaTs³, fourni par Zwick), permettant de réaliser différents types d'essais (traction, fluage, sollicitation cyclique...) grâce au pilotage de la charge ou du déplacement : le logiciel contrôle à chaque instant la valeur de charge ou de déplacement appliquée au spécimen et ajuste celle-ci de manière à suivre une valeur consigne fournie par l'expérimentateur en mettant le vérin en mouvement.

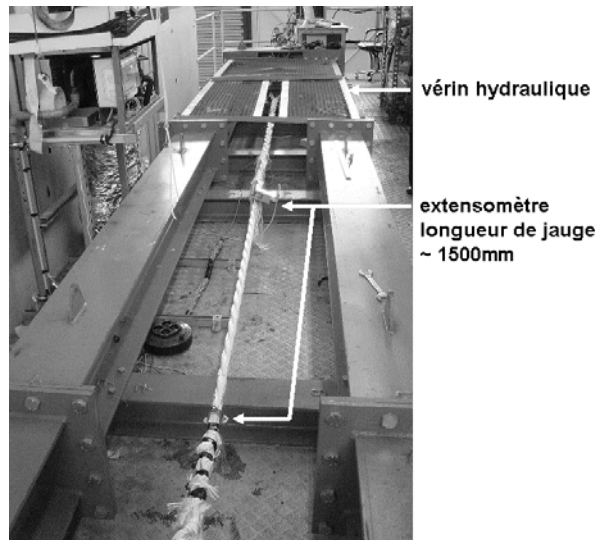


Figure III-3 : Dispositif expérimental pour les essais sur sub-robe.

III.1.2.d Essais sur rope-yarn

Les rope-yarns ont été testés au Centre des Matériaux sur une machine d'essai à vérin mécanique (Instron). Un capteur de force de 10 kN a été utilisé. La machine a été équipée de cabestans : deux pièces cylindriques d'un diamètre de 200 mm. Chaque extrémité des spécimens était alors enroulée plusieurs fois autour du cylindre avant d'être attachée par un simple nœud (cf. Figure III-4).

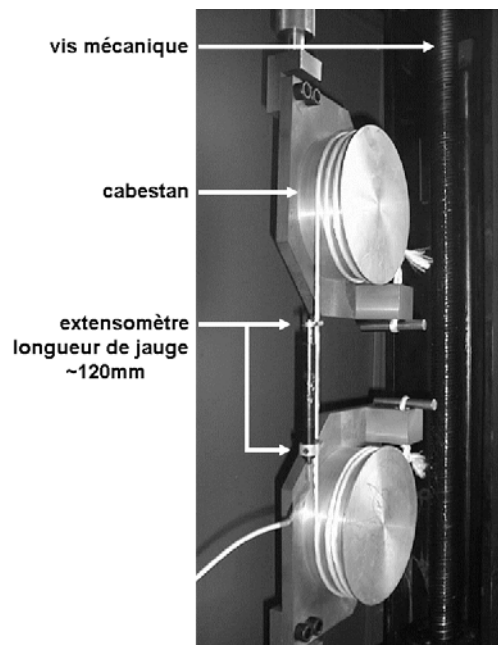


Figure III-4 : Dispositif expérimental pour les essais sur rope-yarn.

La mesure d'allongement était faite à l'aide d'un extensomètre fixé au rope-yarn. Le pilotage des essais a été fait grâce à un logiciel d'acquisition et de traitement de signal (winATS) permettant de réaliser des essais de traction, fluage, ... par un asservissement soit de la force, soit du déplacement.

III.1.2.e Conditions d'humidité et de température

Les essais réalisés sur les trois échelles différentes se sont déroulés dans des conditions de température et d'humidité ambiante, avec les variations que peuvent induire les changements climatiques extérieurs. Les variations de température ont été mesurées au cours des essais. Un écart extrême de 10°C entre la valeur maximale et la valeur minimale de température a été relevé au cours d'un essai, les autres écarts mesurés étant généralement plus faibles. Si l'on s'en réfère à la littérature (cf. §II.1.1.b), le comportement des câbles en PET ne semble pas être sensible aux faibles écarts de température. N'étant pas non plus sensible à l'immersion, on peut supposer que de simples variations d'humidité sont également sans conséquence. On suppose qu'il en est de même pour le PEN.

III.2 Résultats des essais de caractérisation mécanique

Pour chaque échelle, les contraintes d'utilisation des machines d'essai ont dû être prises en compte pour le choix des sollicitations appliquées. De plus, la quantité de spécimens disponibles a déterminé le nombre de répétitions des essais. Ainsi plusieurs des essais réalisés sur rope-yarns ont pu être répétés pour évaluer la dispersion des résultats, les spécimens ayant été fournis sous la forme de bobines de plusieurs centaines de mètres de long. Une douzaine de sub-ropes a été fournie pour chaque matériau, permettant quelques répétitions mais de manière plus limitée. Enfin aucune répétition n'a pu être réalisée sur le rope, pour des raisons évidentes de coût.

III.2.1 Caractérisation du rope

Les essais à échelle 1 ont été effectués suite à la réalisation d'un protocole de mesure de couple induit et de raideurs statique et dynamique. L'ensemble des sollicitations effectuées au cours de ce protocole ne sera pas étudié ici, mais il faut cependant garder à l'esprit que la structure a subi, avant que ne soient effectués les essais auxquels nous nous intéressons dans cette étude, un historique de charge précis : le rope ne se trouve plus dans son état "neuf".

III.2.1.a *Historique de sollicitations*

Au cours d'une première campagne d'essais, le rope avait été soumis à une dizaine de cycles de force entre 2 et 20% de sa force à rupture. Suite à cet essai, il a été stocké plusieurs mois, avant d'être testé à nouveau. Au cours de la deuxième campagne d'essai, il a été soumis dans un premier temps à la procédure de mise en place définie par la norme ISO 18692 consistant en un plateau de 30 minutes à 50% F_R suivi d'une centaine de cycles entre 10 et 30% F_R à 0,05 Hz ^[ISO07]. Consécutivement à cette mise en place, des mesures de raideur quasi-statique et de raideur dynamique ont été réalisées. Ce sont les sollicitations effectuées à la suite de ces mesures qui nous intéressent dans cette étude, et que nous allons maintenant décrire. Le rope ne se trouve alors pas dans son état neuf, ayant subi des sollicitations répétées à un niveau de charge maximum de 50% F_R . On considère donc qu'il est dans un état stabilisé suite à la mise en place.

III.2.1.b *Choix du type d'essai effectué : fluage – recouvrance*

Le choix d'une procédure d'essai a été guidé par plusieurs contraintes liées à l'équipement utilisé. Pour des raisons de sécurité, il n'a pas été envisageable de mener un essai jusqu'à rupture du spécimen. Pour des raisons de disponibilité de la machine, il a fallu envisager un essai à relativement court terme.

Le choix s'est alors porté sur une série d'essais de fluage – recouvrance. Des paliers de fluage de 6 heures suivis de paliers de recouvrance de 18 heures ont été successivement appliqués avec des valeurs de sollicitation en fluage croissantes : 10, puis 30, puis 50% F_R (la valeur de force à rupture considérée étant celle fournie par le fabricant). La période de recouvrance a été délibérément choisie plus longue que celle de fluage afin de permettre à la structure de revenir à un état de déformation minimum. La charge appliquée lors de la recouvrance n'a pas été choisie égale à zéro mais à 2% F_R , car en pratique il est difficile de maintenir une charge nulle sur ce type de structures, qui ont tendance à flamber du fait de leur propre poids.

III.2.1.c Résultats

La réalisation des essais de fluage – recouvrance s’est avérée dans la pratique relativement délicate. Une défaillance du système de pilotage a contraint à une application manuelle de la force tout au long des essais, menant à des imprécisions notamment lors des longues périodes de recouvrance : en l’absence d’un pilotage continu dans le temps, le maintien des vérins à une même position a mené à une augmentation progressive des efforts. L’allure de la sollicitation appliquée et des déformations est montrée sur la Figure III-5.

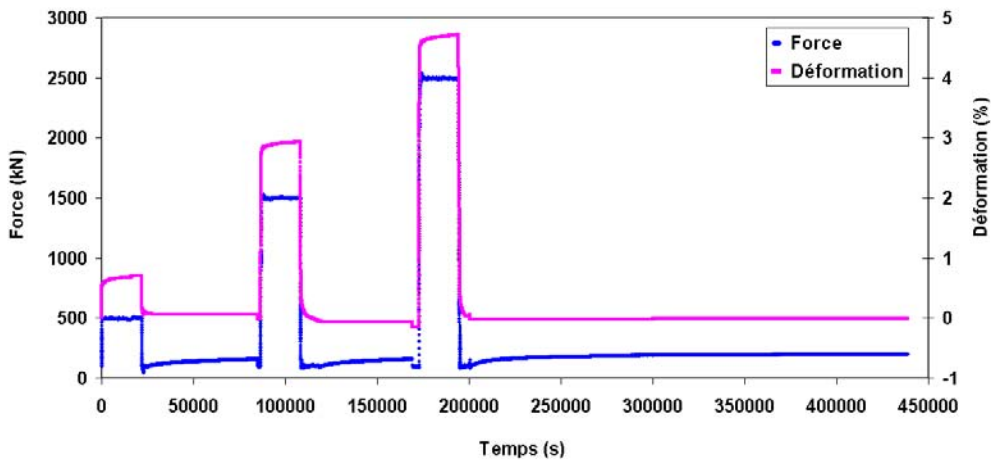


Figure III-5 : Evolution de la force et de la déformation lors de l’essai réalisé sur rope.

On peut cependant considérer que l’évolution des efforts au cours des "pseudo" phases de recouvrance n’aura pas eu d’incidence sur le comportement observé en fluage. On calcule alors les vitesses de déformation A_f à chaque palier de fluage¹. Les valeurs obtenues sont présentées dans le Tableau III-2 et présentent toutes un ordre de grandeur similaire.

Force appliquée	Taux de fluage A_f en %/décade
500 kN	0,09
1 500 kN	0,09
2 500 kN	0,11

Tableau III-2 : Taux de fluage déterminés d’après l’essai sur rope.

III.2.2 Caractérisation du sub-rope

Davantage d’essais ont pu être réalisés sur sub-ropes, et pour les deux matériaux qui nous intéressent. La contrainte de durée limitée des essais a dû ici encore être prise en compte et a mené au choix d’un protocole de mise en place plus court. Contrairement à l’essai sur rope, il a été possible de mener des essais jusqu’à rupture des spécimens et ainsi de mesurer des valeurs expérimentales de force à rupture.

¹ Une description détaillée de la méthode utilisée pour la détermination du taux de fluage A_f est donnée dans l’annexe A.

III.2.2.a Description de la procédure de mise en place

La procédure de mise en place qui a été appliquée sur les sub-ropes est issue d'une recommandation faite par l'O.C.I.M.F. (Oil Companies International Marine Forum) pour stabiliser la construction et le comportement mécanique des câbles marins avant la réalisation d'essais de caractérisation. Les structures subissent cinq paliers de mise en charge à $50\%F_R$ (soit ici 150 kN) d'une durée de cinq minutes séparés par des paliers de recouvrance de cinq minutes (à $2\%F_R$). Les montées à $50\%F_R$ et descentes à $2\%F_R$ sont effectuées à une vitesse d'environ $20\%F_R$ /minute (respectivement positive et négative), soit en déformation approximativement 1 à 2% / minute pour les matériaux qui nous intéressent ici. Après le cinquième palier à $50\%F_R$, une dernière phase de recouvrance d'une durée d'une heure est effectuée, puis la procédure expérimentale proprement dite peut démarrer. Le nombre limité de cycles effectués et la faible durée des paliers permettent d'obtenir une procédure de courte durée. Les efforts appliqués sont, eux, relativement élevés de sorte que la majeure partie de la déformation plastique est "consommée" au cours de cette mise en place, mais ne sont pas non plus excessifs, pour ne pas endommager la structure.

La description du protocole de mise en place suivi d'un essai de traction, ainsi qu'un exemple d'essai sur un sub-rope en PEN sont illustrés sur la Figure III-6. On voit que la déformation plastique au début de chaque cycle augmente au fur et à mesure, puis se stabilise aux derniers cycles et l'on obtient une déformation plastique "stabilisée" après le dernier palier de recouvrance d'une heure (la partie initiale de la montée en traction se superpose notamment parfaitement avec la montée en charge du dernier cycle de mise en place).

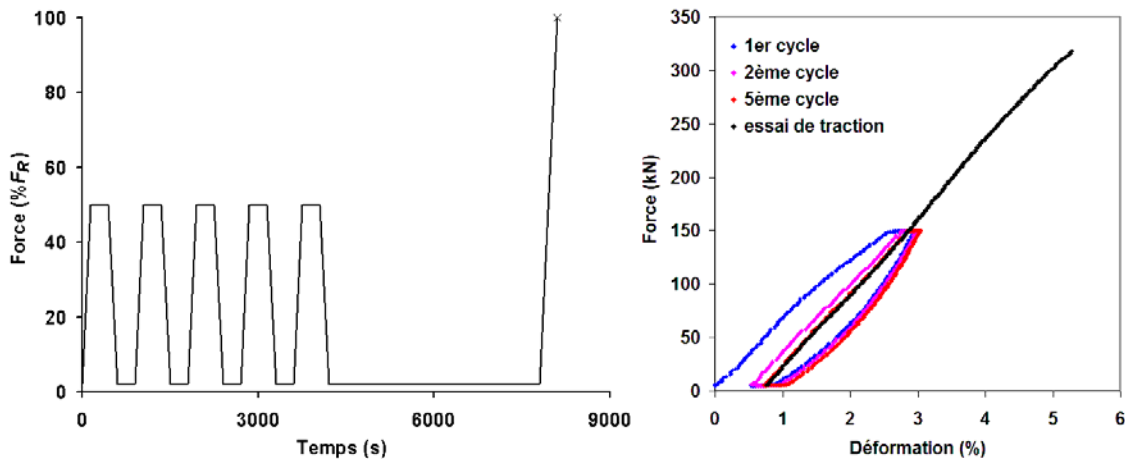


Figure III-6 : Procédure de mise en place précédant un essai de traction. A gauche : protocole définissant l'évolution de la force au cours de la mise en place ; à droite : évolution de la relation force – déformation au cours de la mise en place puis de la traction sur un sub-rope en PEN.

Les essais sur sub-ropes (principalement des essais de traction et de fluage – recouvrance) ont été effectués à la fois sur des structures neuves et sur des structures ayant subi cette procédure de mise en place. Une liste récapitulative de l'ensemble des tests réalisés sur les sub-ropes en PET et en PEN est donnée dans le Tableau III-3.

Nombre de tests réalisés		Procédure
Spécimens en PET	Spécimens en PEN	
1	4	Traction (vitesse $\varepsilon \sim 2\%$ / minute)
1	1	Mise en place – traction
1	1	Fluage 30 kN 6h – recouvrance 6 kN 18h (essai A)
1	1	Fluage 90 kN 6h – recouvrance 6 kN 18h (essai B)
1	1	Fluage 150 kN 6h – recouvrance 6 kN 18h (essai C)
1	3	Mise en place – Fluage 30 kN 6h – recouvrance 6 kN 18h (essai A')
1	1	Mise en place – Fluage 90 kN 6h – recouvrance 6 kN 18h (essai B')
1	1	Mise en place – Fluage 150 kN 6h – recouvrance 6 kN 18h (essai C')

Tableau III-3 : Description de l'ensemble des essais réalisés à l'échelle du sub-rope.

III.2.2.b Traction, sans et avec mise en place

L'allure de la relation force – déformation obtenue lors des essais de traction sans et avec mise en place sur sub-ropes en PET est similaire à ce qui est présenté dans la littérature (cf. Chapitre II). Cette allure, présentée sur la Figure III-7, confirme le caractère non linéaire du comportement. Les courbes obtenues pour le PEN, montrant une allure très similaire, sont présentées dans l'annexe B, Figure B-1. Si les niveaux de force impliqués lors de la traction sont les mêmes pour les deux matériaux, les niveaux de déformation sont quant à eux environ deux fois plus faibles pour le PEN, ce qui indique une raideur deux fois plus élevée pour ce dernier.

La représentation des essais de traction avec mise en place peut être faite de plusieurs façons. Dans un premier cas, la déformation est calculée sur la base de la longueur de jauge initiale, définie avant la réalisation des cycles de mise en place. Une deuxième représentation consiste à considérer une nouvelle longueur de jauge, qui intègre l'allongement irréversible, et ainsi ramener la valeur de déformation à zéro suite à la procédure de mise en place. Ce nouveau calcul de déformation (notée ε') est relié au calcul la déformation basé sur la longueur de jauge initiale (notée ε), et à la valeur de déformation permanente $\varepsilon_{plastique}$ obtenue en fin de mise en place :

$$\varepsilon' = \frac{\varepsilon - \varepsilon_{plastique}}{1 + \varepsilon_{plastique}} \quad (\text{III.1})$$

Lorsque l'on choisit une représentation du type " ε' " pour comparer des essais précédés d'une mise en place avec des essais de traction simple, l'augmentation de raideur et la linéarisation dues à la mise en place sont nettement visibles. En revanche lorsque la déformation est calculée d'après la longueur de jauge initiale, le phénomène de déformation permanente est mis en évidence, comme on peut le remarquer sur la Figure III-7. On observe également dans ce dernier cas que la courbe "avec mise en place" rejoint la courbe de traction simple lorsque la valeur de force dépasse la valeur maximale appliquée lors de la mise en place ($50\% F_R$).

En pratique, il arrive que le choix de représentation de la déformation selon la longueur de jauge initiale ou après mise en place ne se présente pas : dans certains cas (indisponibilité des équipements de mesure, essais consécutifs avec désinstallation et réinstallation du spécimen sur la machine d'essai,...) la mesure d'allongement n'est faite qu'après la mise en place. C'est alors la mesure de ε' qui est déterminée. Il est alors important de préciser quel est le type de mesure de déformation présenté et, lorsque l'on confronte des données, de s'attacher à comparer des mesures

pertinentes entre elles. Dans le cas contraire, on ne saurait s'il faut interpréter une courbe dont la déformation initiale est nulle comme une représentation du type " ε' ", où la déformation plastique n'est pas rendue visible, ou bien comme une représentation de type " ε " montrant une recouvrance totale du matériau. Sauf précision contraire, c'est la représentation de type " ε " qui sera utilisée par la suite dans cette étude.

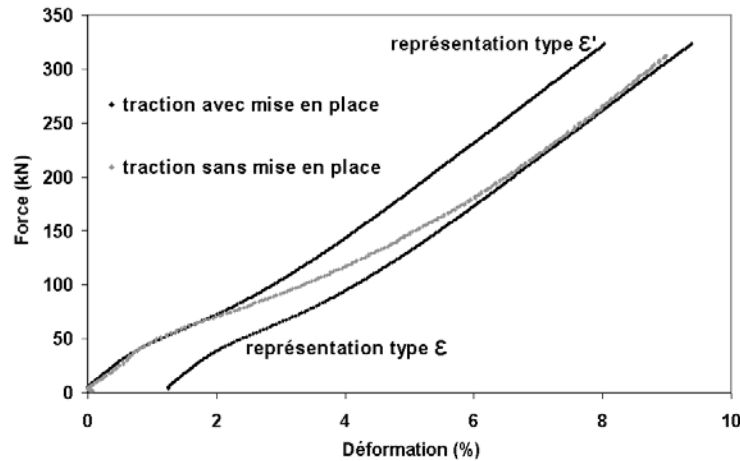


Figure III-7 : Courbes force – déformation issues d'essais de traction sans et avec mise en place sur sub-rope en PET. La courbe "avec mise en place" est représentée de deux façons différentes.
Type ε : le calcul de déformation est basé sur la longueur de jauge initiale, avant mise en place.
Type ε' : il est basé sur une longueur de jauge "réinitialisée" après la mise en place.

Alors qu'une certaine dispersion des résultats en traction peut être attendue, les essais répétés sur des sub-ropes en PEN montrent une bonne superposition des courbes force – déformation obtenues (cf. Annexe B, Figure B-1). Une dispersion existe cependant en ce qui concerne les valeurs de force et déformation à rupture. Un quatrième essai de traction sur sub-rope en PEN, non illustré ici, a présenté une courbe force – déformation différente. Il s'est avéré après observation des images ayant mené à la mesure de déformation par vidéo-extensométrie que l'un des marqueurs s'était déformé au cours de la sollicitation, engendrant des mesures de déformation erronées. Ceci montre que le système de vidéo-extensométrie, bien que préférable au calcul de déformation basé sur le déplacement du vérin, n'est pas infaillible et requiert une certaine vigilance. Le problème rencontré dans cet essai particulier n'a cependant été observé sur aucun des autres tests sur sub-ropes, et cet essai a néanmoins fourni une valeur supplémentaire de force à rupture, la vidéo-extensométrie n'ayant aucune influence sur la mesure de force.

Pour certains essais menant à rupture, la mesure par vidéo-extensométrie n'a pu être effectuée, la seule valeur de déformation disponible étant celle obtenue à partir du déplacement du vérin. Ce fut notamment le cas à la suite des différents essais de fluage – recouvrance présentés dans la section suivante (essais A, B, C et A', B', C') : les spécimens testés ont subi par la suite d'autres sollicitations jusqu'à une valeur maximale de $50\%F_R$ (lesquelles ne seront pas détaillées ici) puis de longues phases de recouvrance d'une durée variable d'un spécimen à l'autre, avant d'être finalement sollicités en traction jusqu'à rupture. Plusieurs courbes de traction ont donc été obtenues, pour des échantillons ayant subi des historiques de sollicitation légèrement différents, mais aucun ne dépassant $50\%F_R$. La comparaison de l'ensemble de ces courbes de traction basées sur la mesure du déplacement du vérin a permis de mettre en évidence la similitude du comportement en traction : les courbes obtenues pour des sub-ropes en PET, présentées sur la Figure III-8, montrent une faible dispersion. Les valeurs de déformation permanente sont

légèrement variables, mais toutes du même ordre de grandeur. Il en est de même des valeurs de force et déformation à rupture (des résultats similaires obtenus sur sub-ropes en PEN sont présentés dans l'annexe B, Figure B-2).

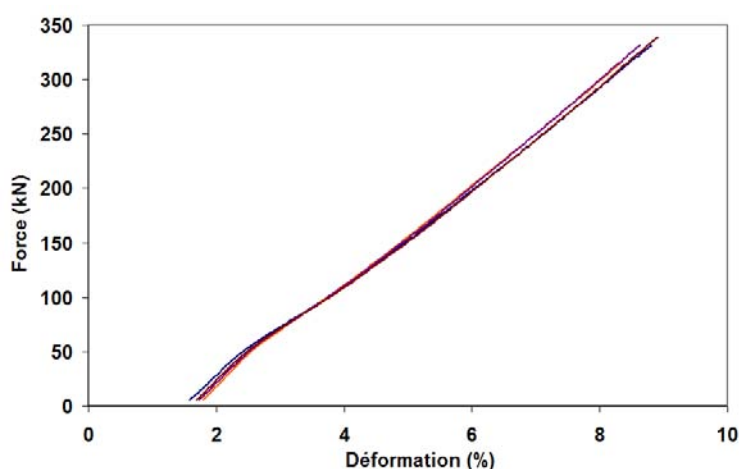


Figure III-8 : Courbes force – déformation issues d'essais de traction effectués sur sub-ropes en PET suite aux essais de fluage – recouvrance (4 essais différents représentés), mesure d'allongement basée sur le déplacement du vérin.

Concernant le PET, les valeurs de déformation plastique mesurées sont de l'ordre de 1-1,5% suite à la procédure de mise en place, et de 1,5-2% suite aux divers essais de fluage – recouvrance. Ces valeurs sont remarquablement inférieures aux valeurs relevées dans la littérature pour d'autres fibres en PET, qui s'approchent de 4% ^[DAV00]. La structure en PET étudiée ici présente alors un avantage certain par rapport aux fibres de PET traditionnellement utilisées pour l'application offshore, puisqu'un allongement limité fait partie des caractéristiques souhaitées. A ce stade de l'étude on ne peut cependant pas préciser si ce gain est dû à une différence de propriétés au niveau des fibres ou au type de construction des câbles.

Enfin l'ensemble des tests menant à la rupture des spécimens a permis de rassembler un nombre conséquent de valeurs de force à rupture, présentées dans le Tableau III-1 (les valeurs données sont des valeurs moyennes, les nombres en italique représentent l'écart type, et le nombre de mesures effectuées est indiqué entre parenthèses). Les résultats de la littérature montrent que la résistance de câbles ayant subi un historique de sollicitations est bien souvent identique à celle des câbles neufs. L'amplitude des sollicitations subies ici par les échantillons, valant au maximum 50% n'est notamment pas considérée particulièrement endommageante. L'ensemble des valeurs de force à rupture obtenues peut alors être utilisé pour calculer une valeur moyenne. Cette valeur, ainsi que la valeur minimale mesurée sur l'ensemble des essais, sont nettement supérieures à la valeur de 300 kN indiquée par le fabricant. L'écart type mesuré est relativement faible. Il semble donc que la valeur fournie par le fabricant est excessivement conservatrice, et que la valeur moyenne obtenue lors de nos essais reflète davantage le potentiel réel des sub-ropes.

III.2.2.c *Fluage – recouvrance, sans et avec mise en place*

Les essais de fluage – recouvrance ont été effectués sur les sub-ropes en PET et PEN selon le protocole suivant : une phase de fluage de 6h était suivie d'une phase de recouvrance de 18h. Comme cela est indiqué dans le Tableau III-3, trois niveaux de fluage différents ont été testés,

chaque essai étant précédé ou non d'une phase de mise en place selon le protocole décrit précédemment. Les niveaux de force ont été définis selon trois valeurs intermédiaires : 10, 30 et 50% F_R , soit respectivement 30, 90 et 150 kN. Ces essais seront respectivement nommés par la suite essais A, B, C, et lorsque précédés de la procédure de mise en place essais A', B', C'.

Les tests de fluage – recouvrance mettent en évidence l'effet de la mise en place sur le comportement en fluage, à la fois du point de vue de l'évolution des valeurs de déformation impliquées mais également de l'évolution des vitesses de déformation. Les résultats obtenus en fluage pour les sub-ropes en PET sont présentés sur la Figure III-9 et montrent un effet marqué de la mise en place : quel que soit le niveau de force appliqué, les courbes de déformation au cours des 6 heures de fluage obtenues après mise en place sont invariablement situées au-dessus des courbes obtenues sans mise en place. De plus l'écart entre les courbes "sans" et "avec" mise en place diminue lorsque la force de fluage tend vers la force appliquée lors de la mise en place : à 150 kN (essai C), cet écart est presque nul. Les mêmes observations sont faites pour les essais sur sub-ropes en PEN (cf. Figure B-3).

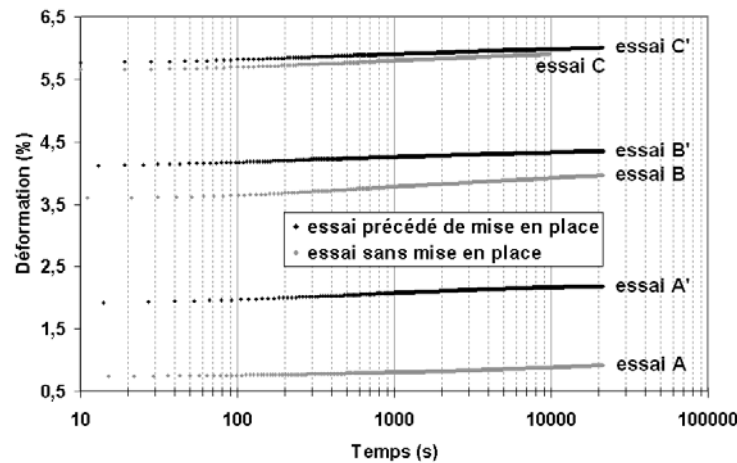


Figure III-9 : Evolution de la déformation au cours du temps lors des phases de fluage réalisées sur sub-ropes en PET pour des essais précédés ou non de la procédure de mise en place.

Les valeurs de vitesse de déformation pour chaque test, déterminées comme pour le rope selon la méthode détaillée dans l'annexe A, sont données dans le Tableau III-4. Pour les deux matériaux, la non-linéarité du comportement en fluage est visible : le taux de fluage des échantillons n'ayant pas subi de mise en place est croissant lorsque l'on passe de l'essai A à l'essai B, mais elle prend une valeur intermédiaire lors de l'essai C. Si la mise en place ne semble pas avoir d'effet sur le taux de fluage à 30 kN (essais A et A'), elle entraîne en revanche pour les essais B, B' et C, C' une diminution de celui-ci.

On remarque une certaine similitude entre les deux matériaux concernant les valeurs de vitesse de fluage mesurées, alors que les niveaux de déformation varient pourtant du simple au double (exemple : pour l'essai C, le niveau de déformation est aux alentours de 3% pour le PEN et de 6% pour le PET, et les vitesses de fluage valent respectivement 0,11 et 0,13).

La comparaison des phases de recouvrance qui suivent chacun de ces paliers de fluage peut être faite par la considération de la valeur de déformation permanente (ou déformation plastique), observée en fin d'essai. Le Tableau III-4 synthétise les données obtenues pour les deux matériaux.

L'effet de la mise en place est très marqué : que ce soit pour le PET ou le PEN on observe, lorsqu'il n'y a pas de mise en place, des valeurs croissantes de déformation permanente lorsque la force appliquée en fluage augmente. Lorsque les essais sont précédés d'une mise en place, les valeurs de déformation finales sont toutes largement supérieures, et sont relativement uniformes malgré les différents niveaux de fluage.

		Taux de fluage A_f , en %/décade		Déformation plastique, en %	
		Sans mise en place	Avec mise en place	Sans mise en place	Avec mise en place
Sub-ropes en PET	Essai A / A'	0,10	0,10	0,23	1,41
	Essai B / B'	0,16	0,07	0,76	1,31
	Essai C / C'	0,11	0,08	0,90	1,26
Sub-ropes en PEN	Essai A / A'	0,03	0,03	0,11	0,52
	Essai B / B'	0,18	0,04	0,35	0,67
	Essai C / C'	0,13	0,04	0,51	0,68

Tableau III-4 : Valeurs de taux de fluage et de déformation plastique finale mesurées au cours des différents essais de fluage – recouvrance sur sub-ropes.

La considération des résultats obtenus avec l'essai A' pour trois spécimens en PEN renseigne sur la dispersion expérimentale. Ces spécimens ont tous trois subi le même schéma de sollicitation, et les valeurs présentées dans le Tableau III-4 montrent un écart entre les taux de fluage et déformation permanentes mesurées. Cependant cet écart n'est pas excessif (0,01%/décade pour le taux de fluage et 0,16% pour la déformation) et confirme que les différences constatées entre les divers schémas de sollicitation sont, elles, significatives.

L'ensemble des essais de fluage – recouvrance que nous venons de décrire a été suivi de cycles de fluage – recouvrance supplémentaires. Un schéma de sollicitation semblable à celui réalisé sur rope et illustré sur la Figure III-5 a été appliqué : la première phase de fluage à 30 kN puis recouvrance sur les spécimens ayant subi l'essai A a été suivie d'une phase de fluage à 90 kN, puis d'une phase de recouvrance, puis d'une phase de fluage à 150 kN et d'une dernière phase de recouvrance. Pour les autres essais, une permutation circulaire du schéma de sollicitation a été appliquée : les essais commençant par du fluage à 90 kN ont été suivis de fluage à 150 puis 30 kN, ceux commençant par le fluage à 150 kN ont été suivis de fluage à 30 puis 90 kN.

Ces données supplémentaires ont permis de confirmer l'hypothèse émise par Perzyna et soulignée dans le chapitre précédent (cf. §II.3.2.a) selon laquelle le mécanisme de plasticité n'est activé que lorsque la force appliquée à une structure est supérieure à toute sollicitation précédemment exercée. La considération des paliers de fluage intermédiaires à 90 kN en est une bonne illustration : les essais pour lesquels le spécimen avait été préalablement soumis à du fluage à 30 kN (spécimens de l'essai A) ont présenté des valeurs de taux de fluage et de déformation plastique en fin de recouvrance très similaires à ceux obtenus pour les essais commençant par la phase de fluage à 90 kN (spécimens de l'essai B). En revanche, les essais pour lesquels la phase de fluage à 90 kN avait été précédée d'une phase à 150 kN puis d'une phase à 30 kN (spécimens de l'essai C) ont montré des valeurs de taux de fluage inférieures et des valeurs de déformation permanente supérieures aux valeurs obtenues pour les essais commençant par la phase de fluage à 90 kN (l'ensemble des valeurs de taux de fluage et de déformation permanente mesurées pour tous les essais à chaque niveau de charge est présenté dans l'Annexe C).

III.2.3 Caractérisation du rope-yarn

Les essais sur rope-yarns ont été préparés dans l'optique d'une étude multi-échelle : les schémas de sollicitation appliqués aux rope-yarns ont été déterminés de manière à être équivalents à ceux réalisés sur sub-ropes afin de comparer par la suite les résultats obtenus. Pour cela il a été nécessaire de reconsidérer les niveaux de force appliqués, et plus précisément la manière de les exprimer : par exemple lors de la procédure de mise en place des sub-ropes, une force de $50\%F_R$ a été appliquée. Or on sait, du fait de la perte de résistance entre échelles, qu'il n'est pas équivalent d'appliquer une force de $50\%F_R$ sur un rope-yarn : pour cela il faudrait que la force à rupture du sub-rope atteigne la valeur $3 \times 28 \times 5$ (nombre de strands \times nombre de rope-yarns dans un strand \times force à rupture d'un rope-yarn) soit 420 kN, ce qui est loin d'être le cas lorsque l'on considère la valeur obtenue dans le Tableau III-1. Pour définir les niveaux de force appliqués aux rope-yarns, c'est la valeur de force normalisée par la masse linéique qui a été utilisée afin d'avoir un niveau de sollicitation équivalent à celui appliqué aux sub-ropes : les mêmes valeurs de force par unité de masse linéique, en N/tex, ont été appliquées aux deux échelles.

Les mêmes essais de caractérisation que ceux réalisés sur sub-ropes ont été effectués sur rope-yarns, à savoir des essais traction et de fluage – recouvrance, précédés ou non de la procédure de mise en place. Du fait de la disponibilité d'un plus grand nombre d'échantillons, des essais supplémentaires ont été réalisés : des essais de traction à des vitesses de sollicitations variées ont permis de voir l'influence de la vitesse, et des essais de fluage de plus longue durée et sur une gamme d'efforts plus large ont été réalisés pour une meilleure compréhension du comportement des assemblages à long terme. Un récapitulatif de l'ensemble des essais effectués sur rope-yarns est présenté dans le Tableau III-5.

Nombre de tests réalisés		Procédure
Spécimens en PET	Spécimens en PEN	
3	3	Traction (vitesse $\varepsilon \sim 15\%$ / minute)
1	-	Traction (vitesse $\varepsilon \sim 5\%$ / minute)
3	-	Traction (vitesse $\varepsilon \sim 2\%$ / minute)
1	-	Traction (vitesse $\varepsilon \sim 1\%$ / minute)
3	3	Mise en place puis traction
1	1	Fluage – recouvrance, essai A
1	1	Fluage – recouvrance, essai B
1	1	Fluage – recouvrance, essai C
1	1	Fluage – recouvrance, essai A'
2	1	Fluage – recouvrance, essai B'
1	1	Fluage – recouvrance, essai C'
14	14	Fluage 24h ($F = 5$ à $80\%F_R$)

Tableau III-5 : Description de l'ensemble des essais réalisés à l'échelle du rope-yarn.

III.2.3.a Procédure de mise en place

La procédure de mise en place sur rope-yarn a été effectuée selon le même schéma que celle décrite pour les sub-ropes au paragraphe III.2.2.a. Le niveau de force appliqué à chaque palier de mise en charge (noté F_{MeP}) a été calculé comme nous venons de l'indiquer selon les masses linéiques (tex) des échelles, fournies par les fabricants et indiquées dans le Tableau III-1 :

$$\begin{aligned} F_{MeP} \text{ (rope-yarn)} &= F_{MeP} \text{ (sub-rope)} \times \text{tex (rope-yarn)} / \text{tex (sub-rope)} \\ &= 50\% \times 300 \text{ kN} \times 6,6 \cdot 10^3 / 6 \cdot 10^5 = 1,65 \text{ kN} \end{aligned}$$

La très faible valeur de force appliquée lors des paliers de recouvrance a été calculée de la même manière et une valeur de 0,07 kN a été retenue. La valeur de vitesse de mise en charge de 2% / minute a été conservée (-2% dans le cas de la décharge).

III.2.3.b Traction, sans et avec mise en place

Dans un premier temps, des essais de traction simple sans procédure de mise en place ont été réalisés sur des rope-yarns en PET. Différentes vitesses de sollicitations ont été testées. Une partie des résultats est présentée sur la Figure III-10. Les essais de traction réalisés à 2 et 15%/minute présentent chacun une légère dispersion des courbes force – déformation, à la différence des sub-ropes pour lesquels les courbes se superposaient presque parfaitement. La comparaison des deux vitesses montre certes une légère différence, cependant celle-ci est du même ordre de grandeur que la dispersion pour une même vitesse. L'influence de la vitesse ne semble donc pas être significative, du moins pour les valeurs de vitesse que nous avons testées.

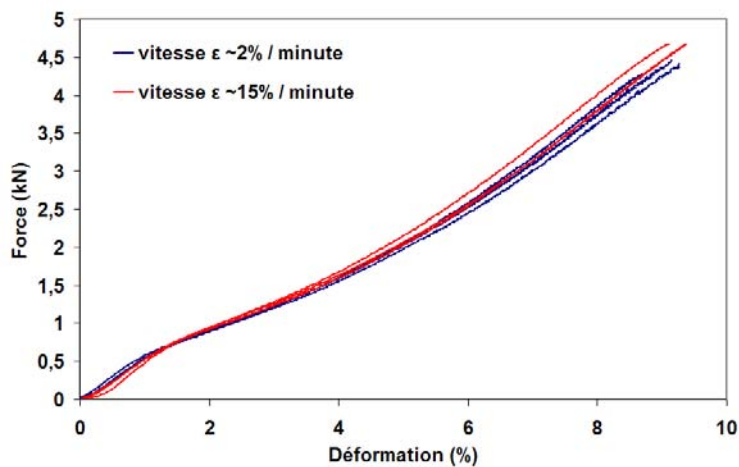


Figure III-10 : Courbes force – déformation résultant d'essais de traction (sans mise en place) sur rope-yarns en PET pour deux vitesses de sollicitation différentes.

Des essais similaires ont été réalisés sur rope-yarns PEN pour une seule vitesse de sollicitation, et des essais précédés de la procédure de mise en place précédemment décrite ont été effectués sur les deux matériaux. Comme pour les sub-ropes, les rope-yarns en PEN présentent des niveaux de force à rupture équivalents à ceux du PET mais des niveaux de déformation bien plus faibles, révélant ici encore une raideur plus élevée.

La comparaison des essais sans et avec mise en place sur rope-yarns en PET est présentée sur la Figure III-11.

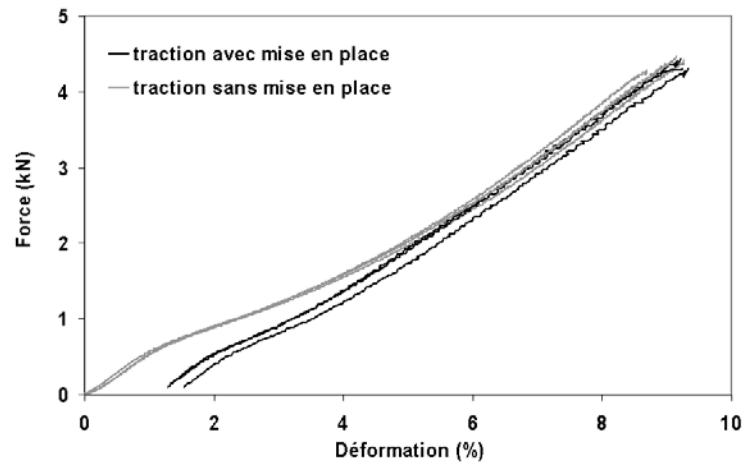


Figure III-11 : Courbes force – déformation issues d’essais de traction sans et avec mise en place sur rope-yarns en PET.

L’allure des courbes force – déformation est similaire à celle qui avait été obtenue sur sub-ropes. Comme pour les sub-ropes, les courbes des essais de traction précédés d’une mise en place sont plus linéaires que celles associées aux essais de traction simple. Elles présentent une nette déformation plastique et rejoignent les courbes de traction simple pour se superposer à ces dernières lorsque la force dépasse F_{MeP} (des résultats similaires sont obtenus pour le PEN comme illustré sur la Figure B-4).

Les valeurs de force à rupture obtenues pour chacun de ces essais sont présentées dans le Tableau III-1. Contrairement aux mesures sur sub-ropes, les valeurs expérimentales sont légèrement inférieures à la valeur indiquée par les fabricants. Les écarts-types sont ici encore assez faibles (~ 4%). Il est à noter que le système de serrage avec cabestans s’est révélé insuffisamment efficace et a entraîné par plusieurs reprises une rupture au niveau du point de contact entre le spécimen et le cabestan. Cela peut expliquer la différence entre les valeurs mesurées ici et la valeur attendue. La valeur indiquée par le fabricant a alors été utilisée comme valeur de référence, notamment pour la définition des vitesses de mise en charge et des valeurs de sollicitation appliquées lors des essais de fluage sur 24h que nous présenterons par la suite.

III.2.3.c Fluage – recouvrance, sans et avec mise en place

Les essais de fluage – recouvrance ont été réalisés à trois niveaux de sollicitation différents, équivalents à ceux effectués sur sub-ropes en termes de force par unité de masse linéique, et calculés de la même manière que les niveaux de charge et décharge décrits dans le protocole de mise en place. La durée de la phase de fluage était ici encore 6h, et celle de recouvrance 18h. Les essais équivalents aux tests sur sub-ropes à 30, 90 et 150 kN sont nommés respectivement essai "A, B et C", de même que ceux précédés de mise en place sont nommés essai "A', B' et C'" dans le Tableau III-5 qui résume l’ensemble des essais réalisés sur rope-yarns.

A titre indicatif, les valeurs de force appliquées pour les phases de fluages sont 0,33 kN pour les essais A et A', 1 kN pour les essais B et B' et 1,65 kN pour les essais C et C'.

Comme pour les sub-ropes, les courbes de déformation en fonction du temps lors des phases de fluage ont été approchées par une fonction logarithmique. Les courbes expérimentales de fluage obtenues pour les rope-yarns en PET sont présentées sur la Figure III-12. On observe le même effet de mise en place que celui décrit pour les sub-ropes : du fait de la déformation plastique

apparue suite aux cycles de charge – décharge, les courbes de fluage "après mise en place" sont à chaque niveau de sollicitation au-dessus de celles pour lesquelles il n'y a pas eu de mise en place, l'écart entre les deux étant réduit lorsque la force de fluage augmente (c'est également le cas pour le PEN dont les courbes sont représentées sur la Figure B-5, à l'exception des courbes pour les essais C et C' qui présentent un comportement contradictoire).

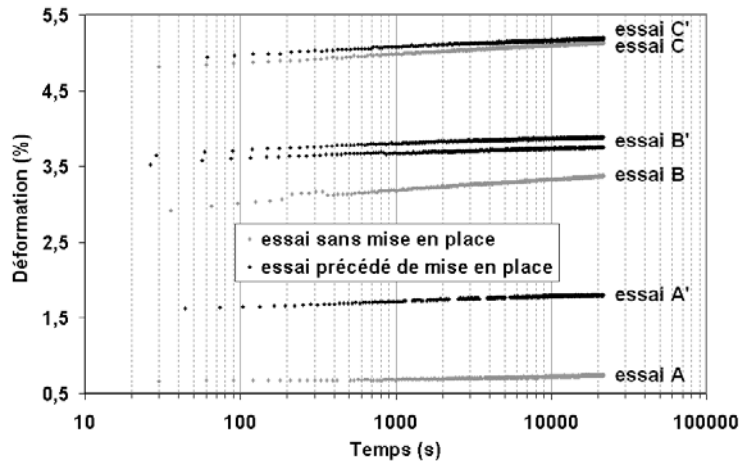


Figure III-12 : Evolution de la déformation au cours du temps lors des phases de fluage de 6h réalisées sur rope-yarns en PET pour des essais précédés ou non de la procédure de mise en place.

Les vitesses de déformation mesurées lors des phases de fluage sont présentées dans le Tableau III-6, avec les valeurs de déformation en fin de recouvrance. La répétition d'un des essais (essai B') montre une bonne reproductibilité des mesures de vitesse de déformation et une légère dispersion sur les valeurs de déformation permanente (écart de 0,15%), mais celle-ci reste limitée par rapport aux écarts relevés entre deux essais différents.

		Taux de fluage A_f , en %/décade		Déformation plastique, en %	
		Sans mise en place	Avec mise en place	Sans mise en place	Avec mise en place
Rope-yarns en PET	Essai A / A'	0,04	0,07	0,31	1,18
	Essai B / B'	0,15	0,07 0,07	0,74	1,17 1,32
	Essai C / C'	0,11	0,10	0,83	1,13
Rope-yarns en PEN	Essai A / A'	0,03	0,03	0,21	0,49
	Essai B / B'	0,16	0,08	0,49	0,99
	Essai C / C'	0,16	0,09	0,96	0,50

Tableau III-6 : Valeurs de taux de fluage et de déformation plastique finale mesurées au cours des différents essais de fluage – recouvrance sur rope-yarns.

Les données recueillies pour les rope-yarns présentent des évolutions similaires à celles notées pour les sub-ropes :

- Le taux de fluage des spécimens "neufs" est croissant entre le plus faible niveau de sollicitation (essai A) et le niveau moyen (essai B), mais présente une valeur intermédiaire lorsque l'on passe au niveau de sollicitation le plus élevé (essai C) ;

- Après mise en place, le taux de fluage diminue nettement pour l'essai B', et dans une moindre mesure pour l'essai C' (on observe pour l'essai A' une diminution comme pour les sub-ropes dans le cas du PEN mais les résultats sur PET sont contradictoires) ;
- Pour les spécimens n'ayant pas subi de cycles de mise en place, la déformation en fin d'essai est plus importante pour les charges de fluage les plus élevées ;
- Lorsqu'il y a mise en place, les valeurs de déformation permanente en fin d'essai sont plus élevées et plus homogènes.

Ces phénomènes sont observés à la fois pour les spécimens en PET et ceux en PEN. Ici encore on observe une similitude dans les valeurs numériques de taux de fluage mesurées pour les deux matériaux, tandis que les niveaux de déformation du PET valent environ le double de celles du PEN.

III.2.3.d *Fluage à plus long terme*

Les essais de fluage présentés jusqu'ici étaient de relativement courte durée (6 heures), et ne représentaient que quelques valeurs de sollicitation sur la gamme d'efforts que peut subir un échantillon entre 0 et sa force à rupture. Ces limitations expérimentales concernaient le rope et le sub-rope, et étaient liées aux contraintes d'utilisation des machines et à la quantité d'échantillons disponibles. Les essais sur rope-yarns ont été complétés par une série d'essais de fluage d'une durée plus élevée, et couvrant une large gamme de sollicitations.

Une durée de 24h a été choisie. Cette durée est relativement longue comparée aux essais de 6h présentés précédemment et peut notamment permettre de vérifier la pertinence des taux de fluage calculés d'après les mesures réalisées sur 6h. Elle reste cependant faible comparée à des essais de fluage présentés dans la littérature pouvant durer jusqu'à plusieurs mois, voire plusieurs années car le choix a été fait ici de multiplier les essais pour les deux matériaux considérés : les forces de fluage appliquées varient d'une valeur très faible de $5\%F_R$ jusqu'à la valeur la plus élevée de $80\%F_R$, valeur à laquelle la rupture d'un des spécimens s'est produite au cours des 24h de test. Pour chaque matériau, les essais ont été répétés pour une valeur de charge sur deux afin de connaître la dispersion des résultats.

Certaines courbes de déformation en fonction du temps obtenues sur rope-yarns en PET sont présentées sur la Figure III-13(a) (on ne représente que les niveaux de sollicitation les plus élevés, pour lesquels l'augmentation de déformation est plus visible). Comme pour les essais sur 6h, l'allure des courbes est linéaire sur une échelle de temps logarithmique. Les rope-yarns en PEN présentent le même type d'évolution (cf. Figure B-6(a)). Les couples de courbes correspondant à un même niveau de charge ne se superposent pas toujours, cependant ils présentent une évolution similaire. Pour l'une des courbes obtenues à $80\%F_R$, la rupture du spécimen s'est produite vers $t = 6000$ s. L'évolution de la déformation de ce spécimen n'est pas entièrement linéaire : la rupture est précédée d'une accélération de la vitesse de déformation.

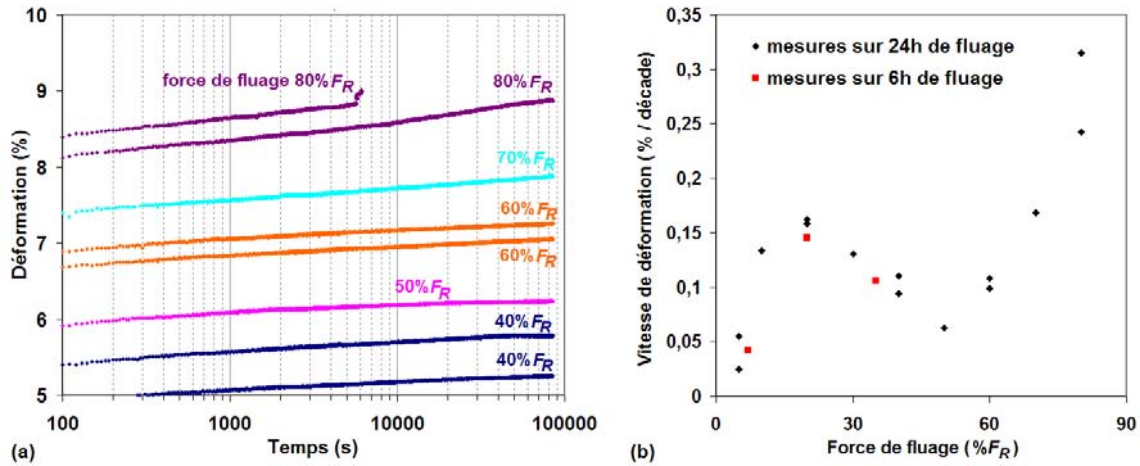


Figure III-13 : (a) Evolution de la déformation au cours du temps lors des essais de fluage de 24h réalisés sur rope-yarns en PET "neufs" ; (b) Valeurs de vitesses de déformation mesurées en fonction de la force de fluage exercée.

Les valeurs de taux de fluage à chaque niveau de sollicitation sont déterminées de la même manière que pour les essais de 6h. Dans le cas du spécimen rompu, on élimine la dernière partie de la courbe pour laquelle la déformation accélère pour effectuer la détermination du taux de fluage. Les valeurs obtenues pour les rope-yarns en PET sont représentées en fonction de la sollicitation à laquelle elles sont associées sur la Figure III-13(b) (pour le PEN : Figure B-6(b)).

Sur la figure de gauche, les essais semblent montrer une vitesse de déformation assez faible et similaire pour les différents niveaux de charge. La figure de droite permet de montrer qu'il existe des différences entre niveaux de charge. On observe pour les deux matériaux une évolution des vitesses de déformation en trois phases. Aux très faibles charges la vitesse est quasiment nulle, puis elle croît lorsque la charge est augmentée jusqu'à un maximum local observé pour une charge d'environ 20% F_R. On observe ensuite une légère décroissance de la vitesse jusqu'environ 50 – 60% F_R, et enfin une très forte accélération jusqu'à observer vers 80% F_R des vitesses critiques pouvant mener, comme le montrent les expériences, à la rupture du spécimen en un temps relativement court.

On constate que pour les deux matériaux, l'échelle de vitesse de déformation utilisée est la même, ce qui confirme les similitudes de comportement entre les deux matériaux déjà remarquées suite aux essais de fluage – recouvrance.

La considération des valeurs mesurées sur 6h montre une certaine cohérence avec les résultats obtenus sur 24h. En effet on peut exprimer les trois niveaux de fluage étudiés au paragraphe précédent en fonction de la force à rupture des rope-yarns. On obtient alors pour le fluage à 0,33 kN (essai A) : 7% F_R, pour celui à 1 kN (essai B) : 20% F_R, et pour celui à 1,65 kN (essai C) : 33% F_R. Les valeurs de taux de fluage associées sont ainsi également représentées sur les Figures III-13 et B-6 et se montrent similaires à celles mesurées sur 24h.

III.3 Bilan de la caractérisation des assemblages

Une caractérisation expérimentale en traction et en fluage à trois échelles différentes a été réalisée (uniquement en fluage dans le cas du rope) pour le PET et le PEN. Cette caractérisation a montré la difficulté à réaliser des essais sur des assemblages de fibres, difficulté accentuée lorsque l'on teste des structures de grande taille : les expérimentations sur rope ont été d'une part limitées en nombre et en durée, et d'autre part sujettes à des imprévus (défaillance du système de pilotage).

Des contraintes liées aux machines d'essai ou aux spécimens ont dû être considérées dans la planification et la définition des expériences (durée d'utilisation des machines, quantités d'échantillons disponibles). Certaines méthodes expérimentales ont parfois montré des limites (sub-ropes : déformation des marqueurs utilisés en vidéo-extensométrie lors de l'un des essais sur sub-ropes ; rope-yarns : plusieurs ruptures au niveau du contact spécimen – cabestan). Cependant ces difficultés expérimentales ne furent qu'occasionnelles et des résultats expérimentaux fiables ont pu être obtenus.

La volonté de réaliser une étude multi-échelle a conduit à la détermination de niveaux de charge équivalents entre rope-yarns et sub-ropes, cette détermination étant basée sur la considération des efforts en termes de force normalisée par la masse linéique de la structure. Les résultats ont montré un comportement similaire à l'échelle du sub-rope et du rope-yarn, et pour les deux matériaux.

Le comportement en traction s'est montré analogue à celui décrit dans la littérature, avec une évolution non linéaire de la courbe force - déformation. Les spécimens ayant préalablement subi une procédure de mise en place ont montré un comportement plus linéaire, associé à l'apparition d'une déformation plastique importante. Cette déformation plastique mesurée pour le PET est très inférieure à ce qui est indiqué dans la littérature pour d'autres fibres en PET, ce qui confirme la pertinence d'une possible utilisation de ces nouvelles fibres pour les câbles d'amarrage offshore. L'utilisation du PEN apparaît elle aussi adaptée pour cette application au vu de sa raideur, supérieure à celle du PET.

Les vitesses de déformation mesurées lors des essais de fluage se sont également avérées être d'un ordre de grandeur similaire aux valeurs relevées dans la littérature. Une forte influence des cycles de mise en place a été relevée. Les taux de fluage mesurés après mise en place sont, pour certaines valeurs de forces de fluage, inférieurs à ceux obtenus pour des essais sans mise en place. Les valeurs de déformation permanente en fin de recouvrance sont, elles, supérieures dans le cas des essais précédés de mise en place, et ne présentent pas de dépendance vis à vis de la force de fluage appliquée comme cela est observé pour les essais sans mise en place.

Les essais de fluage sur 24h réalisés à l'échelle du rope-yarn ont permis de mettre en évidence une évolution des taux de fluage en fonction de la force appliquée en trois phases, les valeurs mesurées étant en accord avec celles obtenues après seulement 6h de fluage. Non seulement les deux matériaux montrent le même type de comportement en trois phases, mais de plus les valeurs numériques mesurées sont très proches.

Considérant ces résultats, la réalisation d'essais à l'échelle de la fibre peut être une source d'informations intéressante quant à l'influence relative du matériau et de la construction des assemblages sur leur comportement. La suite de ce document s'attache donc à décrire la caractérisation mécanique qui a été effectuée à l'échelle fondamentale au cours de cette étude.

IV Caractérisation des fibres (yarns & filaments)

Ce chapitre décrit les essais qui ont été effectués sur les éléments représentant le composant fondamental des câbles.

D'un point de vue industriel le composant de base est le yarn. C'est également souvent à cette échelle que les études sur "fibres" présentes dans la littérature sont réalisées. Néanmoins les yarns sont composés de filaments pouvant être caractérisés de manière individuelle. Ces filaments représentent donc le réel composant fondamental. On présente ici la caractérisation mécanique à la fois des yarns et des filaments en PET et PEN.

En vu d'une comparaison du comportement mécanique des différentes échelles, des essais similaires à ceux présentés au chapitre précédent ont été effectués.

Un premier dispositif expérimental a permis la caractérisation en traction des yarns, et un second dispositif a été développé dans le but d'une étude plus complète à cette échelle.

Pour les filaments, des essais ont été réalisés en traction, fluage et recouvrance sur des spécimens neufs et des spécimens ayant subi une mise en place, ainsi que des essais de fluage à plus long terme, similaires à ceux décrits au chapitre III. Le dispositif utilisé a également permis de réaliser des essais de sollicitation cyclique, pour deux valeurs de fréquence différentes. Cette caractérisation relativement large à l'échelle fondamentale a été complétée par l'observation en microscopie de spécimens rompus selon différents schémas de sollicitation.

IV.1 Description des spécimens et protocoles expérimentaux

IV.1.1 Yarns et filaments

Les fibres utilisées pour cette étude sont les mêmes que celles décrites au paragraphe III.1 : il s'agit de fibres en PET (1W83) et PEN fabriquées par la société Performance Fibers. Le fabricant indique un taux de cristallinité de 50,2% pour le PET et de 45% pour le PEN. La densité pour les deux types de fibre vaut respectivement 1,39 et 1,35g/cm³.

		Masse linéique		Diamètre (mesuré)	Force à rupture	
		(fabricant)	(mesurée)		(fabricant)	(mesurée)
Yarn	PET	110 tex	112 tex	~0,4 mm	91 N	78,6 ± 2,8 N (32 mesures)
	PEN	111 tex	114 tex		90 N	77 ± 1,6 N (5 mesures)
Filament	PET	-	0,57 tex	22,9 ± 0,9 µm	-	0,467 ± 0,015 N (34 mesures)
	PEN	-	0,82 tex	27,9 ± 1,5 µm	-	0,707 ± 0,053 N (34 mesures)

Tableau IV-1 : Grandeurs caractéristiques des yarns et filaments testés.

IV.1.1.a Yarns

Les yarns sont la plus petite échelle qui ait été fournie par les fabricants (Performance Fibers) pour cette étude, sous la forme de bobines de plusieurs dizaines de kilomètres de long : la quantité de spécimens disponibles n'a donc pas été une contrainte à cette échelle.

La masse linéique des yarns indiquée par les fabricants est de 110 tex pour le PET, et 111 tex pour le PEN, avec des valeurs de force à rupture respectives de 91 et 90 N. Pour le PET, cela représente un faisceau de 192 filaments. Pour le PEN, dont les filaments ont un diamètre supérieur, on en décompte 140. Une vérification de la valeur de masse linéique a été réalisée en mesurant la masse d'une dizaine d'échantillons de 1 m de long (cf. Tableau IV-1).

Pour l'application qui nous concerne, aucun retordage n'est généralement appliqué au yarn, ou bien celui qui est appliqué est très faible et peut être négligé. A la différence des structures considérées au chapitre précédent dont les éléments présentaient des sections relativement circulaires, les yarns prennent plutôt la forme d'un faisceau parallèle.

Il est à noter que les yarns en PET et PEN que nous venons de décrire, et dont la caractérisation en traction est présentée par la suite, sont d'une construction légèrement différente de celle des yarns qui composent les rope-yarns testés au chapitre précédent (cf. §III.1.1.c).

IV.1.1.b Filaments

Les filaments ont été extraits des yarns. Cette opération a été réalisée avec un soin particulier afin de ne pas endommager les spécimens, qui sont de très petite taille.

Les caractéristiques fournies par le fabricant ne concernent que les yarns. Nous nous sommes alors attachés à mesurer certaines grandeurs pour les filaments.

Ainsi le diamètre de chaque spécimen a été systématiquement mesuré avant chaque essai mécanique. Pour cela un laser Mitutoyo LSM-6000 a été utilisé. Le principe de la mesure est basé sur le fait que les filaments présentent, pour les deux matériaux, une section circulaire relativement

constante sur la longueur, cela étant révélé par leur observation en microscopie électronique à balayage. La mesure de diamètre consiste à placer le spécimen orthogonalement à une nappe laser à l'aide de vis micrométriques. L'ombre créée par le filament lorsqu'il rencontre la nappe laser est estimée par l'appareil, et un affichage numérique permet de lire directement la valeur du diamètre ainsi déterminée, avec une précision de $\pm 0,1 \mu\text{m}$. La mesure par laser varie sur la longueur de chaque spécimen, l'amplitude des variations pouvant atteindre un micron sur quelques centimètres de longueur de filament. Le choix a été fait ici de relever la plus petite mesure de diamètre lue sur toute la longueur du spécimen. En effet, les mesures plus élevées peuvent en partie être dues à la présence de poussière en surface du filament. De plus on peut estimer que lors d'une sollicitation, c'est à l'endroit où le diamètre et donc la section sont minimums que les contraintes sont les plus élevées et que la rupture risque de se produire. La répartition des valeurs de diamètre mesurées sur 300 échantillons de chaque matériau est montrée sur la Figure IV-1. On observe une forte dispersion, très certainement liée au processus de fabrication.

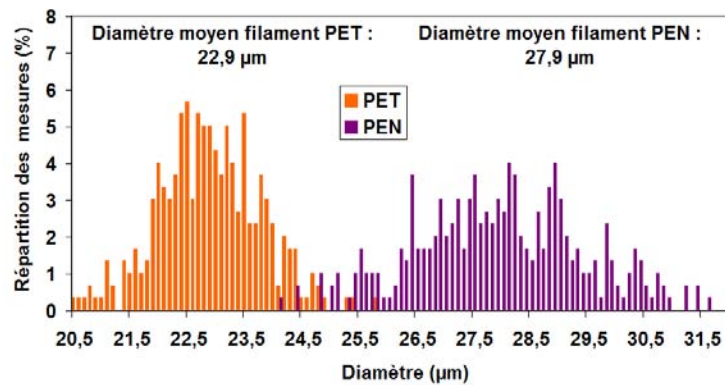


Figure IV-1 : Répartition des diamètres mesurés sur filaments en PET et en PEN, pour un total de 300 mesures par type de fibre.

Le Tableau IV-1 résume les données disponibles, mesurées ou fournies par le fabricant, pour les échelles du yarn et du filament et pour les deux matériaux.

Les valeurs de tex mesurées pour les filaments et présentées dans ce tableau sont obtenues à partir des diamètres moyens et des valeurs de densité. Le calcul réalisé est le suivant :

$$\text{tex} = \frac{\text{densité (en g/cm}^3) \times \Pi \times \text{diamètre}^2 \text{ (en } \mu\text{m}) \times 10^{-3}}{4} \quad (\text{IV.1})$$

Une illustration des spécimens est donnée sur la Figure IV-2. On remarque notamment que visuellement, rien ne permet de distinguer les spécimens en PET de ceux en PEN.

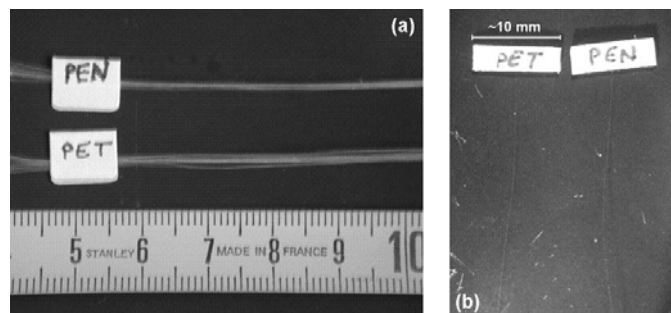


Figure IV-2 : Fibres testées. (a) Yarns en PET et PEN. (b) Echantillons de filaments en PET et PEN préparés pour les essais mécaniques.

IV.1.2 Moyens expérimentaux

L'ensemble des essais mécaniques sur yarns et filaments a été réalisé en atmosphère contrôlée, à une température de 20°C ($\pm 1^\circ\text{C}$) et une humidité relative de 50% ($\pm 5\%$).

IV.1.2.a Essais sur yarns

Les yarns ont été testés sur une machine d'essai à vérin mécanique (INSTRON), à l'IFREMER (Brest). Un capteur de force de 500 N a été utilisé.

Les échantillons ont été serrés dans la machine grâce à des mors spéciaux possédant une partie arrondie permettant de réduire progressivement la charge appliquée comme avec le système de cabestans. Ils ont été enroulés sur un demi-tour sur cette partie cylindrique avant d'être bloqués par une pince pneumatique (cf. Figure IV-3). La mesure d'allongement a été effectuée grâce au même système de vidéo-extensométrie que celui décrit au chapitre précédent. Un fond blanc était placé derrière le spécimen, permettant un contraste optimal pour le suivi des marqueurs noirs. Le pilotage, effectué à partir de la machine, permettait la réalisation d'essais de traction mais les essais sous charge constante auraient, eux, nécessité un pilotage manuel difficilement réalisable. La plupart des essais sur assemblages de fibres présentés au chapitre précédent (procédure de mise en place avec paliers de charge et décharge, essais de fluage et de recouvrance) n'ont alors pas pu être reproduits sur yarns avec cette machine d'essai.

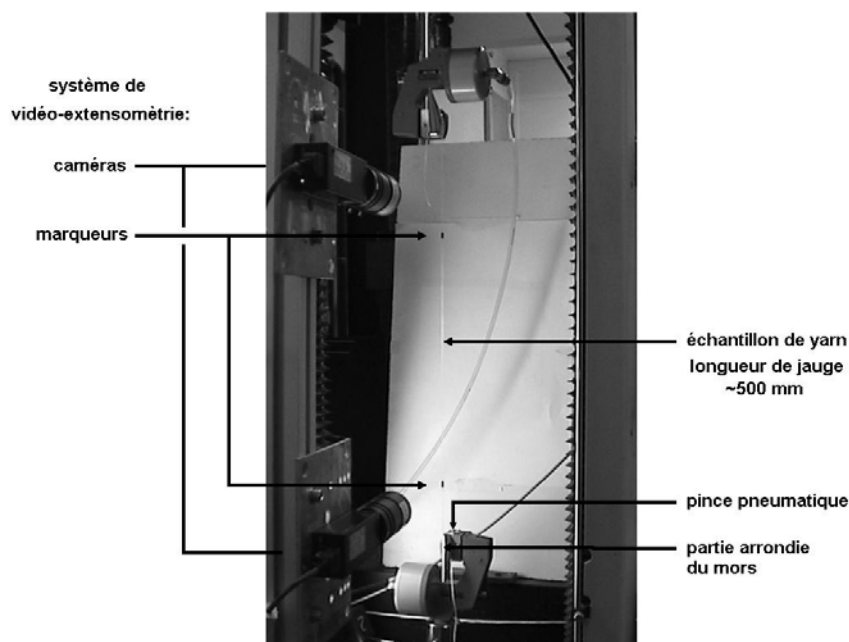


Figure IV-3 : Dispositif expérimental pour les essais sur yarns (machine IFREMER)

Un deuxième système expérimental a alors été développé dans le but de pallier ce manque. Un appareil destiné à l'analyse thermomécanique dynamique (DMTA Metravib VA 4000) a été utilisé au Centre des Matériaux. Ce type d'analyse consiste à solliciter mécaniquement un échantillon par un déplacement cyclique à une certaine fréquence et sous certaines conditions de température, et à mesurer la force transmise. Une version adaptée du programme de pilotage de la machine (logiciel Dynatest), permettant la réalisation d'essais statiques (fluage et recouvrance) et

cycliques à faible fréquence, a été fournie par Metravib. Elle permet donc d'une part la réalisation d'essais similaires à ceux effectués sur assemblages, et d'autre part la réalisation de schémas de sollicitation cycliques proches de ceux rencontrés en service par les câbles offshore. Cependant plusieurs limites se sont présentées lors de l'utilisation de ce système.

Tout d'abord la capacité en force de la machine est limitée à 60 N, valeur inférieure à la force à rupture des yarns. Ce système ne permet donc pas la réalisation d'essais à rupture. Néanmoins les essais à rupture ont pu être réalisés sur la machine INSTRON.

Ensuite le déplacement de la partie mobile du système est relativement restreint du fait des dimensions de l'appareil. Des spécimens de longueur de jauge relativement faible ont pu être testés, réduisant ainsi la précision sur la mesure de déformation.

Enfin, la plus importante contrainte liée à ce dispositif expérimental se révèle être le système de serrage des spécimens. Le montage comporte deux mors plats classiques, l'un fixe et l'autre mobile. Etant données les dimensions de la machine, et plus précisément la faible distance séparant les mors, l'adaptation d'un système tel que celui des cabestans décrit au paragraphe III.1.2.d n'est pas envisageable. La préparation et le serrage des spécimens ont alors été réalisés de la manière suivante :

- Chaque extrémité des spécimens a été collée entre deux morceaux de ruban adhésif,
- Les deux extrémités ainsi "enrobées" ont chacune été repliées sur une pièce de petite dimension en aluminium dont le bord était arrondi pour ne pas endommager le spécimen,
- L'ensemble "yarn dans ruban adhésif + pièce en aluminium" de chaque extrémité a été serré dans les mors de la machine.

La longueur de jauge des échantillons correspondait alors à l'écart entre les mors pour une charge quasi-nulle, et la déformation a été calculée à partir du déplacement du mors mobile. Une illustration du montage est donnée sur la Figure IV-4.

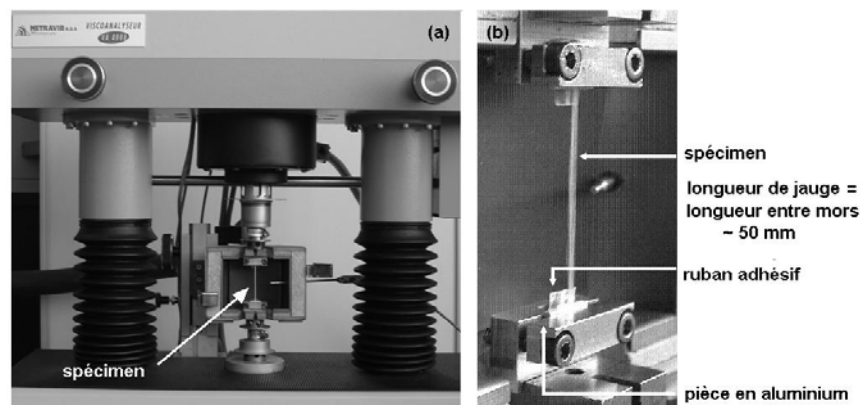


Figure IV-4 : Dispositif alternatif d'essai sur yarn sur machine d'analyse thermomécanique dynamique (Centre des Matériaux). (a) Vue générale du dispositif ; (b) vue rapproché du système de serrage des échantillons.

Des essais préliminaires de traction (limités à 60 N) ont ainsi été réalisés pour différentes valeurs de longueur de jauge, et comparés aux essais réalisés sur la machine INSTRON. De fortes différences de l'évolution de la déformation ont été relevées selon les différentes longueurs de jauge, mettant en évidence la contribution d'une partie de la longueur des yarns située dans les mors à l'allongement total. Une estimation de la longueur de spécimen serrée dans les mors et

participant à la déformation a été faite d'après ces essais de traction. En additionnant cette longueur, supposée constante, à la longueur de jauge on obtient une nouvelle estimation des valeurs de déformation. Les courbes force – déformation pour les différentes longueurs de jauge se superposent alors entre elles, et se superposent également aux courbes obtenues d'après les essais réalisés sur la machine INSTRON.

Se basant sur cette méthode d'estimation de la déformation, plusieurs essais similaires à ceux réalisés sur rope-yarns (fluage – recouvrance et fluage sur 24h) ont été réalisés. Cependant plusieurs incohérences ont été relevées lors de l'analyse des résultats de ces essais. La procédure expérimentale développée n'a alors pas été validée, la méthode de serrage des spécimens nécessitant manifestement d'être améliorée. Les résultats obtenus avec cette méthode ne sont pas présentés ici, seuls les résultats de traction obtenus avec la machine IFREMER sont décrits par la suite.

IV.1.2.b Essais sur filaments

Les tests sur filaments ont été réalisés sur une machine développée spécifiquement pour ce type d'essais par Bunsell dans les années 70 [BUN71]. Le dispositif est similaire aux machines d'essais mécaniques habituellement utilisées, mais avec des dimensions beaucoup plus réduites (cf. Figure IV-5). Deux mors, l'un fixe et l'autre mobile, sont reliés à un bâti. Le mors mobile est translaté selon l'axe du spécimen grâce à un moteur entraînant la vis mère. Le déplacement du mors mobile est mesuré à l'aide d'un capteur LVDT de 50 mm de course avec une précision de 1 μm . La force est mesurée grâce à un capteur à jauges semi-conductrices d'une capacité de 1 N et d'une précision de 0,1 mN, permettant à la fois la mesure d'efforts statiques et d'efforts dynamiques.

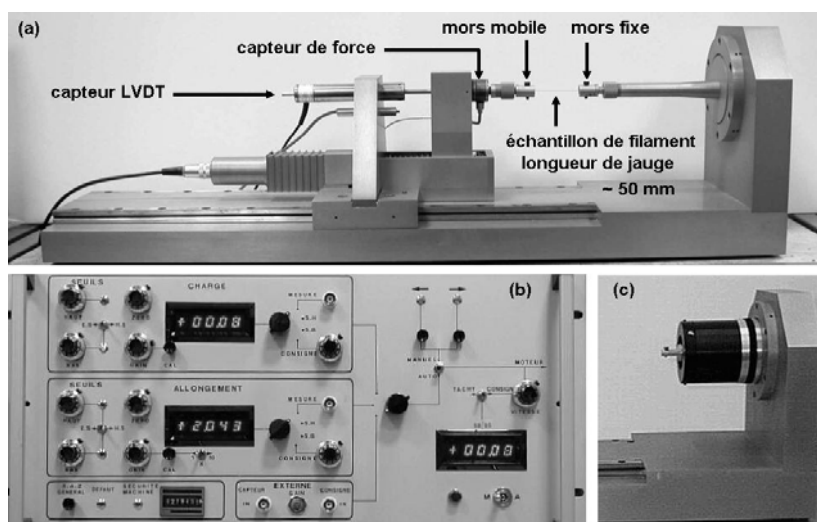


Figure IV-5 : Dispositif expérimental pour les essais sur filaments. (a) Configuration de la machine pour les essais en traction ; (b) Système électronique d'asservissement ; (c) Pot vibrant ajouté au système pour les essais de sollicitation cyclique à 50 Hz.

Un système électronique développé au Centre des Matériaux permet l'asservissement de la charge ou du déplacement à une valeur donnée (Figure IV-5(b)) pour la réalisation d'essais de traction, fluage ou relaxation. L'acquisition des données est faite sur un ordinateur relié à la machine via le logiciel winATS. Ce même logiciel permet également d'introduire un signal d'asservissement et ainsi de réaliser des schémas de sollicitation plus élaborés tels que fluage et

recouvrement consécutifs ou sollicitation cyclique sinusoïdale. Dans ce dernier cas la fréquence de sollicitation est limitée par la vitesse de déplacement du mors mobile. Des essais cycliques à 0,1 Hz ont pu être réalisés au cours de cette étude.

Le dispositif a également été développé dans le but de réaliser des essais cycliques à plus grande fréquence. Pour cela un pot vibrant, fonctionnant selon le principe d'un excitateur électrodynamique à aimant permanent fixe, est ajouté au mors fixe (Figure IV-5(c)). La composante statique de la sollicitation est ainsi assurée par le déplacement du mors mobile et la composante cyclique est ajoutée par la mise en mouvement du pot vibrant. Ce dernier peut être utilisé sur une gamme de fréquence allant de 20 Hz à 18 kHz. Cependant l'amplitude de battement du pot est fortement diminuée lorsque l'on augmente la fréquence. Pour le type de fibres qui nous concerne, les essais sont généralement réalisés à 50 Hz.

Le pot vibrant impose une amplitude de déplacement constante autour de la valeur moyenne donnée par le mors mobile. Néanmoins, grâce à la combinaison d'un système d'asservissement de la force maximale et de l'intervention de l'opérateur au cours de l'essai, il est possible d'imposer une amplitude de force.

Pour les filaments, le serrage des spécimens dans la machine est moins problématique qu'aux autres échelles. Après avoir extrait un filament du yarn, deux morceaux de papier cartonné (type bristol) enduits de colle néoprène sont serrés sur celui-ci avec un espacement d'environ 50 mm définissant la longueur de jauge (cf. Figure IV-2(b)). Le spécimen est alors placé dans la machine d'essai en serrant chaque morceau de papier cartonné dans un mors. L'écart entre les mors pour une valeur de déplacement nul vaut précisément 50 mm. Une valeur précise de la longueur de jauge est alors déterminée en mesurant le déplacement d_0 du mors pour lequel la fibre commence à subir une très faible charge. La déformation est alors calculée d'après le déplacement d du mors mobile selon la relation suivante :

$$\varepsilon = \frac{d - d_0}{L_j + d_0} \quad (IV.2)$$

IV.1.2.c *Technique expérimentale pour l'observation en microscopie électronique*

L'utilisation de la microscopie électronique à balayage a été envisagée dans le but d'une étude des mécanismes de rupture. Dans le cadre de la caractérisation des polymères, il existe des limitations à l'utilisation de la microscopie électronique à balayage. La faible conductivité électronique du milieu conduit à une accumulation de charges induites par l'impact du faisceau d'électrons sur la surface de l'échantillon. Ce dernier peut être endommagé par un échauffement local dû à la faible conductivité thermique des polymères. Avec un MEB à effet thermoélectronique classique, l'obtention d'images de qualité convenable passe par l'application de tensions d'accélération de l'ordre de la dizaine de kV. Une forte métallisation des échantillons est alors indispensable, au détriment des détails d'observation.

Le microscope utilisé au cours de cette étude (un Zeiss Gemini 982 numérique équipé d'un canon à émission de champ) permet de travailler à de faibles tensions d'accélération avec un faisceau d'électrons très fin. La faible tension a pour effet de réduire la pénétration des électrons dans la surface et ainsi donne de meilleurs résultats. La métallisation des échantillons reste nécessaire, mais une très fine couche d'or-palladium de l'ordre de 3 nm suffit à l'obtention d'images de très bonne qualité. Cette métallisation est effectuée à l'aide d'un pulvérisateur sous vide secondaire (Cressington 208HR), permettant un dépôt d'épaisseur homogène contrôlée sur toute la surface des échantillons. Lors des observations au MEB faites pour cette étude, la valeur de tension typiquement utilisée a été de 2 kV et la distance de travail de 4 mm.

IV.2 Résultats des essais de caractérisation mécanique

IV.2.1 Caractérisation du yarn : traction

Comme nous l'avons précisé précédemment, seuls des essais de traction simple réalisés sur la machine INSTRON ont fourni des résultats exploitables à l'échelle du yarn.

Ces essais ont été réalisés avec une vitesse de déplacement de la traverse de 50 mm / minute, soit en déformation environ 10% / minute. Comme le résume le Tableau IV-2, plusieurs essais classiques de traction ont été effectués, au cours desquels l'évolution de la force et de la déformation ont été mesurées. Cependant le système de vidéo-extensométrie pour la mesure de déformation n'a pu être utilisé pour l'ensemble des essais. Du fait du passage des spécimens sur la partie arrondie du mors, la mesure du déplacement de la traverse n'était pas un moyen satisfaisant de déterminer la déformation. En l'absence de mesure de déformation par vidéo-extensométrie, les essais supplémentaires sur yarns ont alors simplement permis la mesure de la force à rupture.

Nombre de tests réalisés		Procédure
Spécimens en PET	Spécimens en PEN	
6	3	Traction (vitesse $\epsilon \sim 10\%$ / minute)
26	2	Mesure de force à rupture

Tableau IV-2 : Description des essais réalisés à l'échelle du yarn.

Les courbes force – déformation obtenues à partir des essais de traction présentent une faible dispersion (cf. Figure IV-6 pour le PET et Figure B-7 pour le PEN). Pour les yarns en PET, on retrouve l'allure générale du comportement en traction de ce type de fibres, présentée au paragraphe II.2.2.a. Les yarns en PEN montrent un comportement non-linéaire similaire, et notamment plus proche du comportement du PET que cela n'est suggéré dans la littérature (cf. Figure II-7(b)). Comme cela était le cas au chapitre précédent, on observe que pour des valeurs de force à rupture relativement proches d'un matériau à l'autre, la déformation est environ deux fois plus élevée dans le cas du PET que dans celui du PEN, le module du PEN valant en conséquence approximativement deux fois celui du PET.

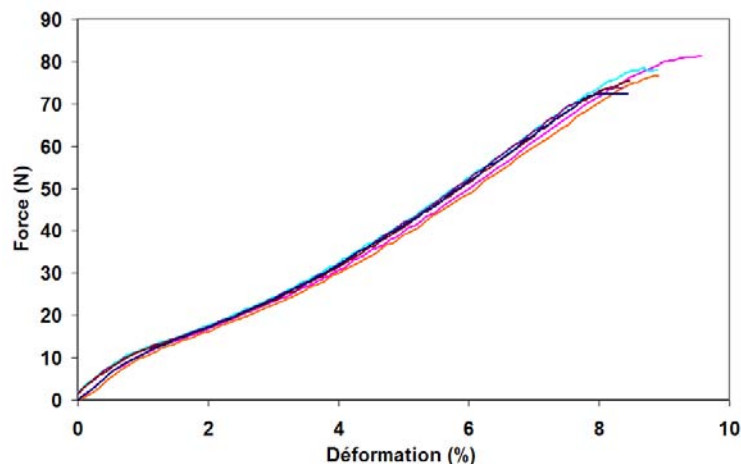


Figure IV-6 : Courbes force – déformation issues d'essais de traction sur 6 yarns en PET.

Les valeurs de force à rupture obtenues sont présentées dans le Tableau IV-1. On remarque qu'elles sont nettement inférieures à celles fournies par le fabricant. Cela peut être dû à un endommagement prématuré des spécimens au niveau des mors. Cependant il est difficile de confirmer ou d'infirmer cette hypothèse. En effet, les yarns rompent généralement de façon progressive, presque filament par filament. La localisation de la rupture est variable d'un filament à l'autre au sein d'un même yarn, et il est courant d'observer sur un spécimen après essai des points de rupture dispersés sur la longueur de jauge et d'autres proches des mors. Il est néanmoins difficile d'identifier le premier point de rupture, et donc de savoir s'il a été initié au niveau des mors ou non.

IV.2.2 Caractérisation du filament

Grâce à un dispositif expérimental moins contraignant que pour les autres échelles, et ayant déjà fait ses preuves dans le cadre d'études précédentes ^{[MAR03], [HER04], [LEC06]}, de nombreux essais sur filaments ont pu être envisagés. Des essais similaires à ceux effectués sur sub-ropes et rope-yarns ont notamment été réalisés : traction (sans et avec mise en place), fluage – recouvrance (sans et avec mise en place), et fluage sur 24h. Des essais supplémentaires de sollicitation cyclique à 0,1 et 50 Hz ont également été effectués. Un résumé de l'ensemble des tests pratiqués est présenté dans le Tableau IV-3.

Nombre de tests réalisés		Procédure
Spécimens en PET	Spécimens en PEN	
30	30	Traction (vitesse $\varepsilon \sim 20\%$ / minute)
4	4	Mise en place – traction
1	1	Fluage – recouvrance, essai A
1	1	Fluage – recouvrance, essai B
1	1	Fluage – recouvrance, essai C
1	1	Fluage – recouvrance, essai A'
2	1	Fluage – recouvrance, essai B'
1	1	Fluage – recouvrance, essai C'
39	34	Fluage 24h ($F = 5$ à $85\%F_R$)
8	9	Sollicitation cyclique 0,1 Hz ($F_{MIN} = 2\%F_R$, $F_{MAX} = 10$ à $80\%F_R$)
100	123	Sollicitation cyclique 50 Hz ($F_{MIN} = 2$ à $10\%F_R$, $F_{MAX} = 10$ à $85\%F_R$)

Tableau IV-3 : Description des essais réalisés à l'échelle du filament.

Pour les tests similaires à ceux appliqués aux assemblages de fibres, la volonté de réaliser une étude comparative rigoureuse nous a amenés à calculer de manière précise les niveaux de force exercés sur les filaments selon la même méthode que précédemment (cf. §III.2.3) : la sollicitation équivalente est obtenue par l'application d'une même valeur de force par unité de masse linéique à toutes les échelles. La valeur de force F pour chaque type d'essai est donc obtenue par la relation suivante : $F(\text{filament}) = F(\text{sub-rope}) \times \text{tex}(\text{filament}) / \text{tex}(\text{sub-rope})$.

Or la masse linéique de chaque filament dépend de son diamètre et ce dernier, comme nous l'avons vu, varie fortement d'un spécimen à l'autre. Elle dépend également de la densité, qui n'est pas la même pour le PET et le PEN. Pour un même type de sollicitation sur différents filaments, on

obtient donc des valeurs de force spécifiques à chaque spécimen, à l'aide de la relation ci-dessus et de la relation (IV.1).

IV.2.2.a Traction, sans et avec mise en place

La norme ASTM D2256 définissant la procédure de caractérisation en traction de fibres synthétiques indique que l'essai à rupture doit durer environ 20 secondes^[AST02]. Les essais de traction que nous avons réalisés sur yarns indiquent une déformation à rupture d'environ 5% pour le PEN et 10% pour le PET. Pour les essais de traction sans mise en place sur filaments, la vitesse de déplacement du mors mobile a alors été fixée à 10 mm / minute, soit pour des spécimens de 50 mm de longueur de jauge, une vitesse de déformation de 20% / minute.

La littérature fait état d'une forte dispersion du comportement en traction des filaments et donc de la nécessité de répéter les essais. Une trentaine d'essais de traction simple a donc été réalisée pour chaque matériau. La Figure IV-7(a) sur laquelle sont présentées les courbes force – déformation des spécimens en PET confirme la dispersion de comportement. On observe également une forte dispersion dans le cas du PEN (cf. Figure B-8(a)). Le comportement en traction est similaire à celui observé sur les assemblages au chapitre précédent, et sur yarns au début de ce chapitre : la non-linéarité se traduit par des variations du module au cours de la mise en charge. A l'échelle du filament, on constate en fin de traction une chute considérable de module qui n'avait pas été observée aux autres échelles. Cette chute de module entraîne une très forte dispersion des valeurs de déformation à rupture, qui vont de 10 à 20%, tandis que la dispersion des valeurs de force à rupture est plus modérée. La déformation à rupture se révèle alors ici plus importante que pour les structures précédemment considérées.

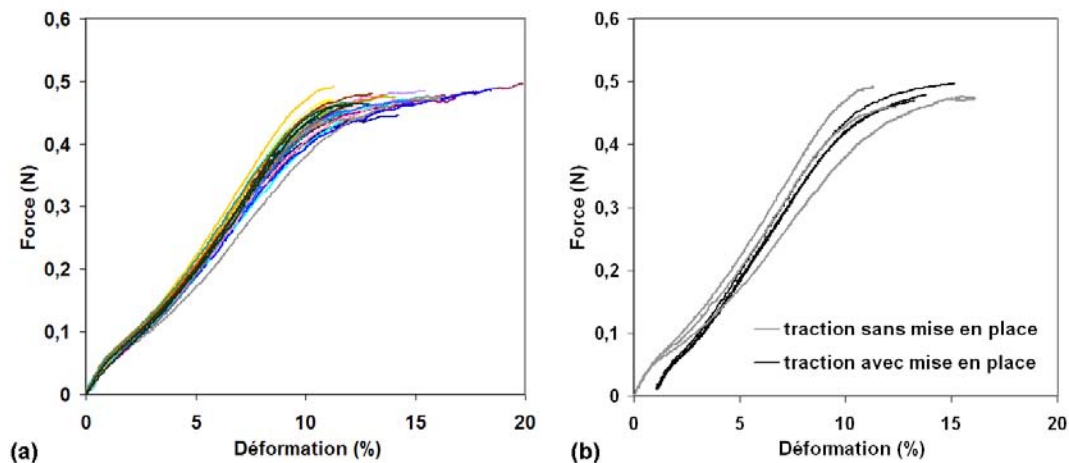


Figure IV-7 : Courbes force – déformation issues d'essais de traction sur 30 filaments en PET. (a) Essais de traction simple ; (b) Comparaison des essais de traction simple et des essais précédés de mise en place.

Pour comparer ces essais de traction simple aux essais précédés de mise en place on ne représente, sur les 30 essais de traction simple, que trois courbes : les deux courbes "extrêmes" et une courbe moyenne. Les essais précédés des cinq cycles de mise en place sont réalisés selon la procédure décrite au chapitre précédent. Pour la procédure avec mise en place, la vitesse de déformation lors de la sollicitation est d'environ 2% / minute. Cette valeur est inférieure à celle utilisée pour les essais de traction simple, cependant les résultats d'essais réalisés à différentes

vitesse sur rope-yarns (cf. §III.2.3.b) laissent supposer que le comportement des deux matériaux est sensiblement le même pour ces ordres de grandeur.

La comparaison des courbes force – déformation issues des essais de traction sans et avec mise en place est illustrée sur la Figure IV-7(b) pour le PET. On observe d'une part que les quatre courbes "après mise en place" présentent une faible dispersion et, d'autre part, qu'elles semblent rejoindre la courbe de traction simple moyenne lorsque la force devient supérieure à celle précédemment exercée lors des cinq cycles de mise en place. Pour les filaments en PEN, les résultats diffèrent légèrement (cf. Figure B-8(b)). Même après mise en place, les courbes force – déformation présentent une dispersion. On peut cependant considérer qu'ici encore, les courbes "sans" et "avec mise en place" viennent se superposer au-delà de F_{MeP} .

Les valeurs de force à rupture relevées au cours de ces essais ont permis de déterminer les valeurs moyennes et les écarts-types rapportés dans le Tableau IV-1. Les ruptures se produisent généralement dans la longueur de jauge, et celles qui sont localisées dans les mors ne sont pas considérées. On obtient ainsi des valeurs fiables. On note une valeur de force à rupture nettement supérieure pour le PEN. Les filaments en PEN ont un diamètre supérieur à celui du PET, ce qui peut expliquer cette différence. Dans le but de confirmer cette hypothèse, et également d'expliquer la dispersion des résultats pour un même type de fibre, on considère la valeur de force à rupture normalisée par la section de chaque spécimen, c'est à dire la contrainte à rupture. La Figure IV-8 illustre la relation entre le diamètre de chaque filament et sa contrainte à rupture.

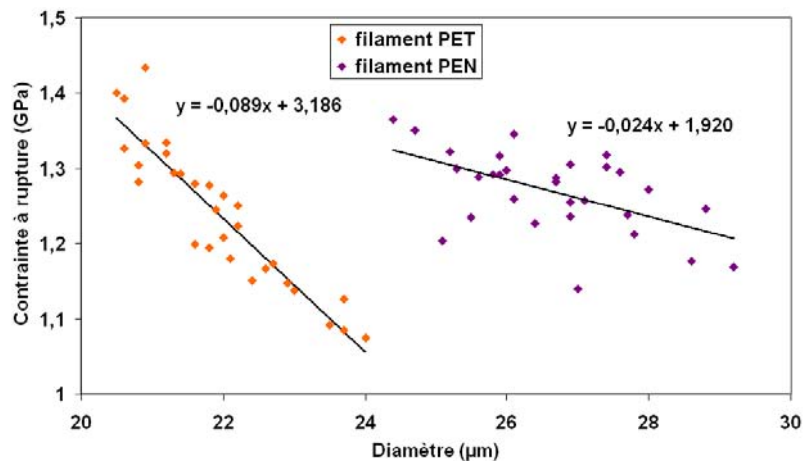


Figure IV-8 : Relation entre la contrainte à rupture et le diamètre des filaments en PET et PEN.

Les deux matériaux présentent un intervalle de valeurs de contrainte à rupture semblable (entre 1,1 et 1,4 GPa) : ce sont bien les valeurs de diamètre supérieures des filaments en PEN qui leur confèrent une plus grande force à rupture, le matériau en lui-même présentant une résistance équivalente à celle du PET. D'autre part, une forte corrélation semble exister entre le diamètre et la contrainte à rupture. En effet cette dernière décroît de manière linéaire lorsque le diamètre augmente, cette corrélation étant davantage marquée pour le PET que pour le PEN. Ce résultat pourrait être associée à l'influence que le volume des spécimens peut avoir sur leur contrainte à rupture. Cette interprétation est cependant contredite par la réalisation de quelques essais de traction supplémentaires sur des spécimens dont la longueur de jauge est deux fois plus importante ($L_j = 100$ mm). Si l'on représente les valeurs de contrainte à rupture non plus en fonction du diamètre mais du volume des spécimens ou encore de leur surface externe, on voit que pour des

spécimens de diamètre équivalent la longueur de jauge, et en conséquence le volume et la surface, n'influent pas sur la résistance. C'est donc bien la répartition des valeurs de diamètre qui est à l'origine des différences de contrainte à rupture. Cela laisse supposer une hétérogénéité de structure au sein même des filaments en fonction du diamètre, le phénomène étant très probablement lié à la cinétique de refroidissement des fibres lors de leur fabrication.

IV.2.2.b Fluage – recouvrance

Des essais identiques à ceux réalisés sur sub-ropes et rope-yarns, consistant en une phase de fluage de 6h suivie d'une phase de recouvrance de 18h, ont été effectués sur filaments. Trois différents niveaux de force pour la phase de fluage ont été testés ici encore, et les essais ont été faits sur spécimens neufs et sur spécimens ayant subi la procédure de la mise en place (sans mise en place : essais A, B et C ; avec mise en place : essais A', B' et C').

Pour chaque type d'essai et pour chaque spécimen, le niveau de charge est calculé de manière à avoir une sollicitation équivalente à celle appliquée aux autres échelles. A titre indicatif, les valeurs de force appliquées lors des phases de fluage valent, si l'on considère un diamètre moyen :

- pour le PET : essai A \rightarrow 0,029 N ; essai B \rightarrow 0,087 N ; essai C \rightarrow 0,145 N ;
- pour le PEN : essai A \rightarrow 0,042 N ; essai B \rightarrow 0,126 N ; essai C \rightarrow 0,210 N.

En pratique les valeurs appliquées sont légèrement différentes puisque calculées en fonction du diamètre de chaque spécimen.

Les courbes d'évolution de la déformation en fonction du temps pour les trois différentes phases de fluage sont présentées pour le PET sur la Figure IV-9, et pour le PEN sur la Figure B-9. Les valeurs de taux de fluage correspondant à chaque essai, ainsi que les valeurs de déformation plastique relevées à la fin de chaque phase de recouvrance, sont consignées dans le Tableau IV-4.

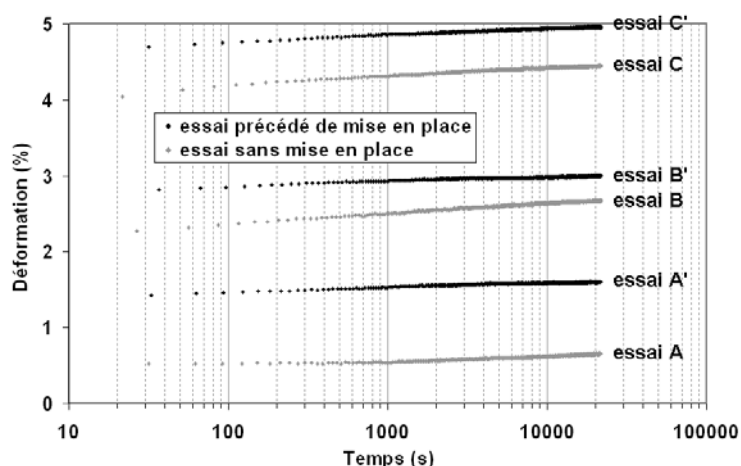


Figure IV-9 : Evolution de la déformation au cours du temps lors des phases de fluage de 6h réalisées sur filaments en PET.

		Taux de fluage A_f en %/décade		Déformation plastique, en %	
		Sans mise en place	Avec mise en place	Sans mise en place	Avec mise en place
Filaments en PET	Essai A / A'	0,10	0,06	0,22	1,01
	Essai B / B'	0,13	0,07 0,08	0,65	0,94 1,13
	Essai C / C'	0,10	0,10	0,67	1,21
Filaments en PEN	Essai A / A'	0,02	0,02	0,09	0,43
	Essai B / B'	0,18	0,09	0,37	0,68
	Essai C / C'	0,16	0,09	0,61	0,67

Tableau IV-4 : Valeurs de taux de fluage et de déformation plastique mesurées au cours des essais de fluage – recouvrance sur filaments.

La réalisation de l'essai B' sur deux spécimens en PET montre une légère dispersion des valeurs mesurées (écarts de 0,01% /décade pour la vitesse de déformation et 0,19% pour la déformation plastique). Néanmoins les observations faites à partir des Figures IV-9 et B-9 et du Tableau IV-4 rejoignent celles du chapitre précédent concernant les résultats sur assemblages de fibres :

- Pour les essais sans mise en place, la vitesse de déformation est toujours plus élevée dans le cas de l'essai B. Les valeurs de déformation plastiques en fin de recouvrance sont quant à elles croissantes avec la force de fluage appliquée.
- La comparaison des essais sans et avec mise en place montre, de manière générale, des vitesses de déformation plus faibles (ou équivalentes) et une déformation plastique supérieure après mise en place, les valeurs de chacune de ces grandeurs étant relativement proches entre les essais A', B' et C'.
- La comparaison des résultats entre PET et PEN montre que les valeurs de vitesse de déformation sont assez proches d'un matériau à l'autre, mais les niveaux de déformation sur PET valent environ le double de ceux du PEN.

On retrouve donc à l'échelle du filament un comportement similaire à celui des assemblages, présentant un caractère non linéaire et une composante plastique non négligeable de la déformation.

IV.2.2.c Fluage 24h

Des essais de fluage d'une durée de 24h similaires à ceux sur rope-yarns ont été réalisés sur filaments pour différents niveaux de charge. Cela a été fait dans le but d'une meilleure compréhension du comportement en fluage du composant fondamental et également toujours dans l'optique de comparer le comportement à différentes échelles.

Les forces de fluage exercées ont été calculées en pourcentage de la force à rupture moyenne des filaments. Les essais ont été effectués à 5, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80 et 85% F_R . Plusieurs de ces essais ont été répétés pour évaluer la dispersion. Au-delà de 70% F_R , la majorité des spécimens a rompu dans les 24h. Les durées de vie des échantillons rompus sont reportées dans le Tableau IV-5.

	Fluage à 70% F_R	Fluage à 80% F_R	Fluage à 85% F_R
Durée de vie filament en PET (en s)	-	44396	
	-	42232	
	-	14315	7641
	-	3255	3561
	-	2350	2455
	-	1175	201
	-	167	173
	-	119	151
Durée de vie filament en PEN (en s)	11377	22335	348
		3759	209
		992	192
		228	120
		48	47
			42

Tableau IV-5 : Durée de vie des filaments rompus lors des essais de fluage.

Malgré une forte dispersion, on peut noter une diminution des valeurs de durée de vie lorsque la force de fluage augmente. La durée de vie des filaments en PET semble supérieure à celle des filaments en PEN, cependant la forte dispersion et le manque de valeurs à des niveaux de charge inférieurs ne permettent pas véritablement de conclure sur ce point.

La Figure IV-10(a) montre l'évolution de la déformation en fonction du temps pour certains des essais de fluage sur filament en PET. Les vitesses de déformation correspondant à chaque niveau de force sont, elles, illustrées sur la Figure IV-10(b). Ces valeurs sont obtenues en approchant les courbes de déformation par une fonction logarithme, comme cela a été fait au chapitre précédent.

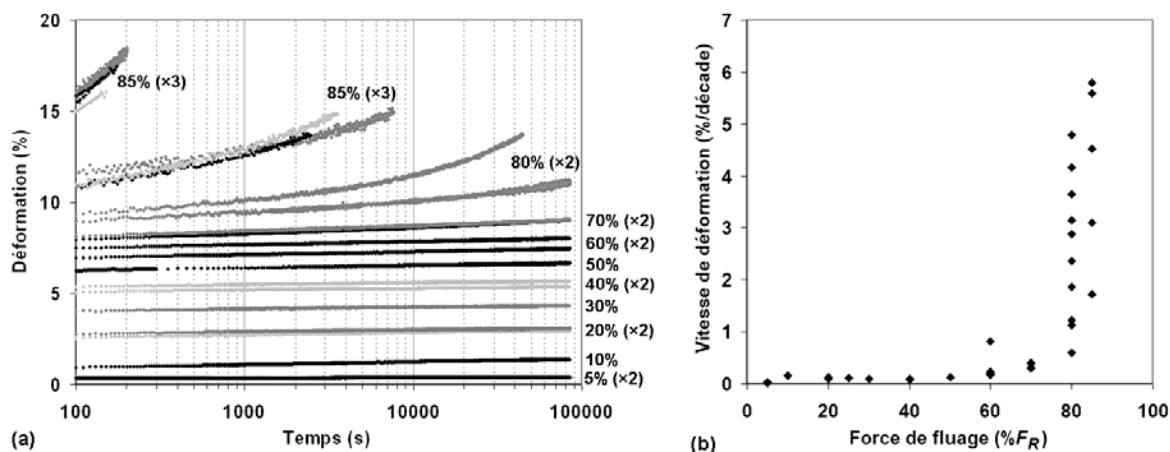


Figure IV-10 : (a) Evolution de la déformation au cours du temps lors des phases de fluage de 24h (sans mise en place) réalisées sur filaments en PET. (b) Vitesses de déformation mesurées pour chaque essai de fluage de 24h, tracées en fonction de la force de fluage exercée.

Ces deux figures semblent montrer une variation très faible, voire inexistante, de la déformation et du taux de fluage pour des valeurs de force inférieures à 60 - 70% F_R . Au-delà de ces valeurs, la vitesse de déformation augmente brusquement pour atteindre des valeurs critiques entraînant une rupture rapide des spécimens. Les filaments en PEN montrent un comportement similaire, pour des valeurs de déformation deux fois plus faibles (cf. Figure B-10). Les vitesses de déformation aux valeurs de force les plus élevées sont également beaucoup plus faibles dans le cas du PEN.

Dans le cas des essais menant à rupture, pour le PET comme le PEN, la déformation ne semble pas véritablement linéaire sur une échelle de temps logarithmique, mais plutôt progressivement accélérée. La rupture en fluage d'un rope-yarn a montré une accélération de déformation plutôt brusque, se produisant juste avant la rupture (cf. §III.2.3.d). La dernière partie de la courbe était exclue de la détermination de la fonction logarithme approchée. Ici, du fait de l'accélération continue, aucune limite ne peut être spécifiée entre une première partie qui aurait une allure linéaire et une deuxième partie non-linéaire. La détermination est donc faite sur l'ensemble des données. Une moins bonne correspondance entre la fonction modèle et la courbe de données peut alors expliquer la forte dispersion observée notamment sur les vitesses de déformation à $85\%F_R$, valeur pour laquelle l'ensemble des spécimens a rompu.

Si l'on observe uniquement les taux de fluage aux faibles valeurs de force (jusque $60-70\%F_R$, cf. Figure IV-11 pour le PET et Figure B-11 pour le PEN), la dispersion est beaucoup plus faible. Les Figures IV-10(b) et B-10(b) laissent à penser que les vitesses de déformation sont sensiblement les mêmes pour les forces de fluage inférieures à $60\%F_R$. Les Figures IV-11 et B-11 montrent en fait pour le PET et le PEN une même évolution remarquable, similaire à celle qui avait été relevée pour les essais sur rope-yarns : la vitesse de déformation évolue selon trois phases distinctes. Dans un premier temps elle est croissante (jusque $10-15\%F_R$ pour le PET et $15-20\%F_R$ pour le PEN), puis décroissante jusque $35-40\%F_R$ et enfin croissante. On remarque que sur ces intervalles, les valeurs de vitesse sont relativement similaires entre le PET et le PEN.

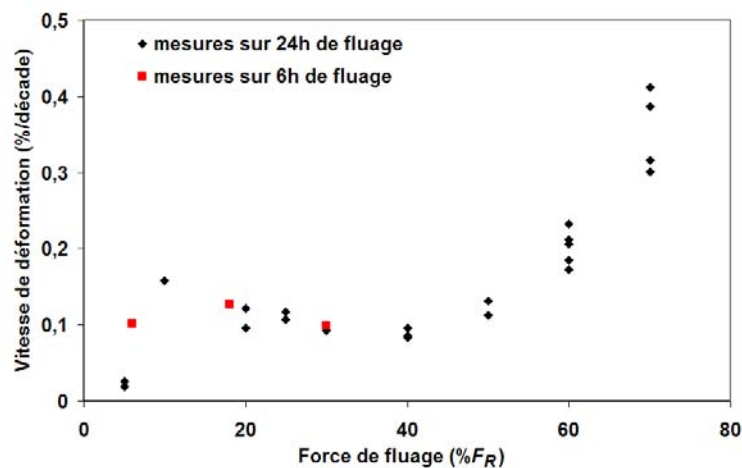


Figure IV-11 : Vitesses de déformation mesurées lors des essais de fluage sur filaments en PET pour des forces de fluage exercées allant jusque $70\%F_R$.

Les valeurs mesurées sur 6h lors des essais A, B et C sont ajoutées aux résultats des Figures IV-11 et B-11. Les trois niveaux de fluage représentent respectivement environ 6, 18 et $30\%F_R$. Les valeurs de taux de fluage associées sont dans l'ensemble cohérentes avec celles déterminées sur la base des essais de 24h (les valeurs obtenues pour les essais B et C sur PEN sont légèrement supérieures).

IV.2.2.d Sollicitation cyclique

La possibilité étant donnée de réaliser des schémas de sollicitation cycliques sur filaments, des essais ont été effectués dans le but d'identifier et de comprendre les mécanismes de rupture sur

les filaments en PET et PEN étudiés ici, à la lumière de ce qui a été observé sur d'autres filaments dans la littérature.

Pour cela deux types d'essais ont été considérés : des essais avec une fréquence de 0,1 Hz (partie cyclique de la sollicitation appliquée par la vis mère, machine en configuration "traction") puis avec une fréquence de 50 Hz (cycles appliqués avec le pot vibrant). Chaque essai a été réalisé sur une durée de 24h, ou inférieure en cas de rupture du spécimen. Les principales données recueillies lors de ces essais sont les valeurs de déformation et de durée de vie.

Cycles 0,1 Hz

La fréquence de 0,1 Hz a été choisie de manière à être dans des conditions de sollicitation proches de ce que subissent les structures offshore en service : cela représente approximativement l'effet de la houle, bien qu'en pratique la sollicitation soit de nature plus aléatoire. Les essais ont été réalisés sur 24h, soit environ 8500 cycles. La force minimale a été fixée à $2\%F_R$, et plusieurs niveaux de force maximale allant de 10 à $80\%F_R$ ont été testés (la force à rupture de chaque spécimen ayant été préalablement calculée en fonction de son diamètre, grâce à la relation entre diamètre et contrainte à rupture établie sur la Figure IV-8).

La déformation a été déterminée grâce à la mesure du déplacement du mors mobile. Les valeurs de force ont également été enregistrées. Un exemple d'évolution de la relation force – déformation au fur et à mesure des cycles est donné sur la Figure IV-12(a). Les forces minimale et maximale sont constantes comme cela est souhaité pour le schéma de sollicitation. On observe en revanche une forte augmentation des déformations minimale et maximale de chaque cycle au cours de l'essai. Cette augmentation semble se stabiliser après quelques milliers de cycles.

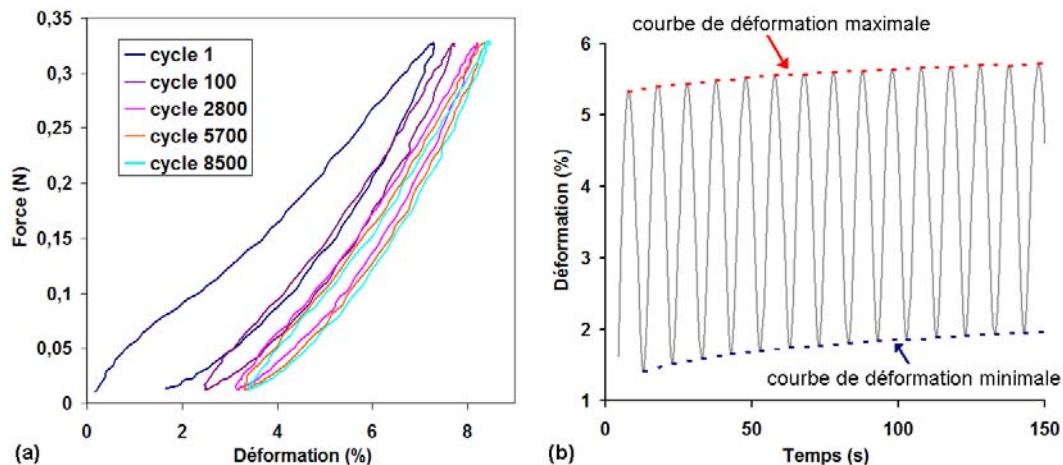


Figure IV-12 : (a) Evolution de la relation force – déformation au cours de la sollicitation cyclique à 0,1 Hz entre 2 et $70\%F_R$ d'un filament en PET ; (b) Exemple d'évolution de la déformation au cours du temps lors de la sollicitation cyclique à 0,1 Hz entre 2 et $60\%F_R$ d'un filament en PEN.

Nous nous sommes alors intéressés à cette évolution des niveaux de déformation minimum et maximum au cours du temps. Comme l'illustre la Figure IV-12(b), les courbes "enveloppes" de la déformation minimale et maximale semblent présenter une variation logarithmique en fonction du temps. Elles ont alors été approchées par une fonction similaire à celle utilisée pour approcher les courbes de fluage, avec des résultats satisfaisants. Nous obtenons ainsi pour chaque essai une valeur de vitesse d'évolution des déformations minimales et maximales. L'évolution de ces vitesses

en fonction de la charge maximale appliquée lors de la sollicitation cyclique pour les filaments en PET est présentée sur la Figure IV-13.

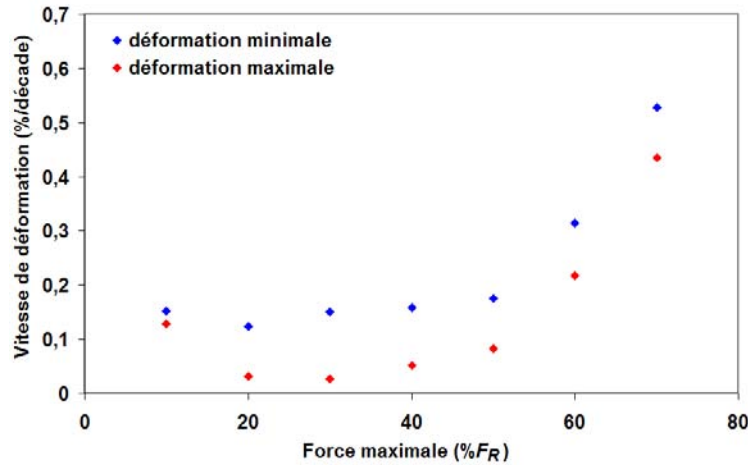


Figure IV-13 : Evolution des vitesses de déformation lors d'une sollicitation cyclique à 0,1 Hz sur filament en PET en fonction de la force maximale appliquée.

On observe globalement un comportement proche de celui constaté en fluage. Pour les valeurs de force maximales élevées (au-delà de $60\%F_R$), les vitesses de déformation minimale et maximale sont croissantes. En dessous de ces niveaux de sollicitation, les variations sont moins nettes. L'existence d'un maximum local n'est pas évidente pour les filaments en PET comme c'est le cas en fluage. Néanmoins on peut aisément supposer que la vitesse de déformation, partant de zéro pour une force de fluage nulle, va croître jusque $F_{MAX} = 10\%F_R$. Cette phase de croissance est d'ailleurs observée sur le PEN, qui présente un pic de vitesse pour une force maximale égale à $20\%F_R$ (cf. Figure B-12). On relève également un minimum local aux alentours de $40\%F_R$ pour le PEN et de $20 - 30\%F_R$ sur le PET. La similitude avec le fluage ne se situe pas uniquement au niveau du comportement global, mais aussi des valeurs numériques relevées. A titre d'exemple, le maximum local de vitesse à $20\%F_R$ pour les filaments en PEN vaut :

- dans le cas de la sollicitation cyclique, respectivement 0,14 et 0,11% / décade pour les déformations minimale et maximale,
- dans le cas du fluage, pour deux essais différents, 0,15 et 0,12% / décade.

Il est intéressant de constater que les vitesses associées à la déformation minimale sont généralement supérieures aux vitesses relatives à la déformation maximale. Cela est en accord avec les observations de la littérature sur le raidissement de fibres et des structures au cours d'une sollicitation cyclique : si pour un même essai, la déformation minimale augmente plus vite que la déformation maximale, l'amplitude de déformation diminue alors que l'amplitude de force reste constante. Il en résulte naturellement un raidissement du spécimen.

Un seul des essais à 0,1 Hz a conduit à la rupture du spécimen. Il s'agit d'un essai entre 2 et $80\%F_R$ sur filament en PEN. Cet essai a été prolongé sur plusieurs jours, précisément dans le but de provoquer la rupture. Celle-ci s'est produite à $N_{cycles} = 1,8 \times 10^4$.

Cycles 50Hz

La fréquence de 50 Hz est moins représentative de sollicitations réelles subies par les structures offshore que celle de 0,1 Hz, néanmoins des essais ont été réalisés à 50 Hz pour plusieurs raisons :

- Obtenir des ruptures plus rapides et ainsi un plus grand nombre de valeurs de durées de vie, du moins pour les niveaux de sollicitation les plus élevés,
- Identifier les mécanismes de rupture impliqués pour les fibres en PET et PEN considérés dans cette étude en envisageant les différents mécanismes cités dans la littérature, notamment grâce à l'observation des spécimens rompus en microscopie électronique à balayage (cet aspect sera abordé au paragraphe suivant).

Les essais ont été réalisés sur 24h, avec une force minimale de $2\%F_R$, et des valeurs de force maximale allant de 10 à $85\%F_R$ en se basant sur la valeur moyenne de force à rupture. De nombreux essais ont été effectués à forte charge dans le but d'obtenir une grande quantité de ruptures. Des essais supplémentaires avec une force minimale de 5 et $10\%F_R$ ont également été réalisés afin de déterminer si une influence de la force minimale similaire à celle signalée dans la littérature était observée.

Pour les niveaux de force maximale supérieurs à $60\%F_R$, la plupart des spécimens ont rompu au cours des 24h. En reconsidérant les niveaux de force maximale appliqués par rapport à la force à rupture spécifique à chaque spécimen (d'après le diamètre et la relation établie grâce à la Figure IV-8), il s'est avéré que le rapport F_{MAX} / F_R était différent de celui évalué d'après la valeur $F_{R\ moy}$: les rapports les plus élevés, estimés à 80% dans le cas de la force à rupture moyenne, peuvent aller jusque 100% si l'on considère la force à rupture propre à chaque spécimen. Ainsi les durées de vie indiquées sur la Figure IV-14 pour le PET, et sur la figure B-13 pour le PEN, sont représentées par rapport au pourcentage " $F_{MAX} / F_{R\ specimen}$ ".

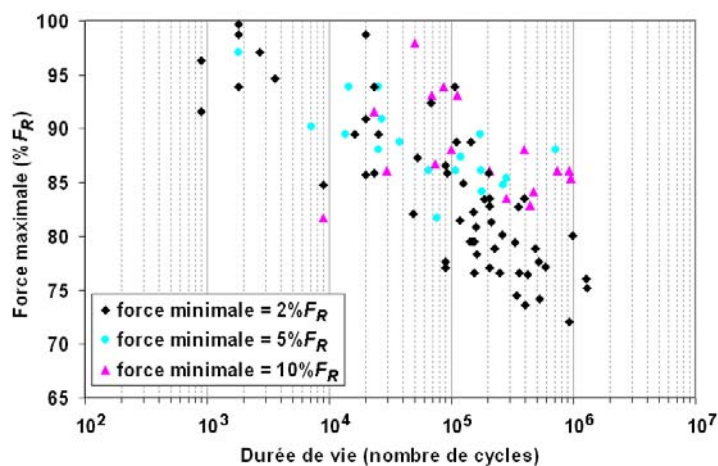


Figure IV-14 : Durées de vie mesurées sur filaments en PET après sollicitation cyclique à 50 Hz.

Les deux matériaux présentent une nette augmentation de la durée de la vie lorsque la force maximale diminue. La détermination d'une relation simple entre durée de vie et force maximale est néanmoins rendue difficile par la très grande dispersion des résultats : pour une même valeur de charge, les valeurs de durée de vie relevées peuvent diverger de plusieurs décades. On peut tout de même noter que la durée de vie du filament en PEN rompu à 0,1 Hz, qui est également représentée

sur la Figure B-13, se situe dans le domaine de dispersion des ruptures à 50 Hz. Cela suggère une corrélation de la durée de vie non pas avec la durée de l'essai, mais avec le nombre de cycles subis.

Concernant l'influence du niveau de force minimum, une tendance similaire à ce que l'on décrit au paragraphe II.2.3.b semble se dégager. On observe en effet des valeurs de durées de vie supérieures pour les essais à $F_{MIN} = 5$ et $10\%F_R$ par rapport aux essais à $F_{MIN} = 2\%F_R$. Cette tendance est discutable concernant le PET du fait de la dispersion. Elle est plus visible sur le PEN, et se confirme encore davantage pour les deux matériaux si l'on ne considère que les spécimens de durée de vie supérieure ou égale à 10^5 cycles. Cependant la comparaison entre les essais de force minimale 5 et $10\%F_R$ ne montre pas de différence remarquable. L'influence de la force minimale ne semble pas alors pas aussi marquée pour ces deux matériaux que dans le cas des résultats présentés dans la littérature.

Pour ces essais à 50 Hz le dispositif expérimental utilisé est, comme nous l'avons expliqué au paragraphe IV.1.2.b, différent du montage utilisé à 0,1 Hz : la composante cyclique de la sollicitation est obtenue par le battement d'un pot vibrant qui transmet une amplitude de déplacement constante, et la composante statique est appliquée grâce au déplacement du mors mobile. Les valeurs constantes de force minimale et maximale voulues sont obtenues grâce au système électronique de régulation du déplacement du mors mobile, combiné à l'ajustement manuel de l'amplitude de vibration du pot.

La seule valeur de déformation disponible est celle obtenue par le déplacement du mors mobile, et représente approximativement la déformation moyenne. Cependant les courbes de déformation obtenues lors de nos essais de sollicitation à 50 Hz se sont révélées bien moins régulières que les courbes de fluage, notamment du fait des interactions entre l'ajustement manuel sur le pot vibrant et le contrôle automatisé de la force maximale par déplacement du mors mobile. La détermination de la vitesse de déplacement moyen, selon une méthode similaire à ce qui avait été réalisé pour le fluage ou pour les déformations minimale et maximale à 0,1 Hz, s'est alors avérée bien moins pertinente. Néanmoins, la représentation des courbes de déformation moyenne en fonction du temps a mené à la mise en évidence d'un phénomène particulier associé à la rupture des spécimens, à la fois pour le PET et en PEN : une accélération de la vitesse de déformation en fin d'essai est presque invariablement observée sur les courbes des spécimens rompus. Une illustration de ce phénomène est donnée sur la Figure IV-15, où sont représentées les déformations moyennes relevées pour quatre essais de sollicitation cyclique sur filaments en PEN entre 2 et $60\%F_R$. Deux de ces essais ont mené à rupture, et on observe une très nette augmentation de la déformation juste avant la rupture.

Ce phénomène d'accélération brutale, également observé sur rope-yarn lors de la rupture en fluage d'un spécimen en PET (cf. §III.2.3.d), est différent de l'accélération continue relevée lors de la rupture en fluage des filaments. Dans le cas des rope-yarns, il peut être associé à la rupture progressive de filaments au sein de la structure, entraînant une réduction de la section supportant la charge. Dans le cas des filaments rompus sous sollicitation cyclique, cette réduction de section est due à la propagation de la longue fissure de fatigue.

C'est alors notamment par l'observation en microscopie des filaments rompus au cours des différents types de sollicitation qu'une meilleure compréhension des mécanismes mis en jeu est possible.

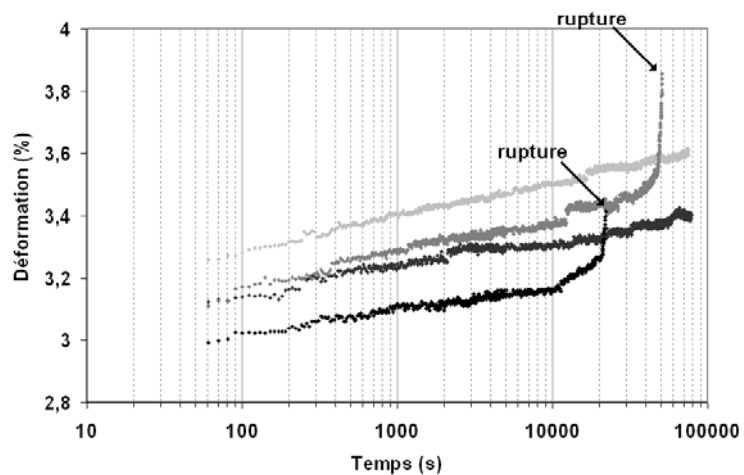


Figure IV-15 : Exemple de déformation moyenne mesurée d'après le déplacement du mors mobile lors de quatre différents essais de sollicitation cyclique à 50 Hz entre 2 et 60% F_R sur filaments en PET.

IV.3 Observations en microscopie des faciès de rupture

L'observation des faciès de fibres peut renseigner sur les mécanismes de rupture impliqués lors des divers types de sollicitation (cf. §II.2.4). Les faciès typiques de ruptures en traction et en fluage ont été clairement identifiés comme étant identiques, présentant une ouverture en "V" associée à une déformation plastique et une zone de rupture finale transverse. Un faciès particulier a également été identifié et associé à la rupture après sollicitation cyclique sous certaines conditions. Ce faciès, que l'on nomme faciès de fatigue (en tension), est facilement remarquable par la languette de matériau se trouvant sur l'une des extrémités du spécimen rompu, traduisant la longue propagation d'une fissure de fatigue le long du filament.

Au cours de cette étude, les faciès de filaments rompus ont été observés de manière quasi-systématique au microscope électronique à balayage (MEB). Cela a été fait dans le but confirmer l'observation de ces faciès sur les filaments en PET que nous avons étudiés, qui sont d'une génération relativement nouvelle, et également dans le but de déterminer si le même type de faciès existe pour les filaments en PEN, leur morphologie n'ayant fait l'objet d'aucune étude à ce jour.

IV.3.1 Faciès de rupture après traction ou fluage

Les faciès observés pour les filaments en PET rompus en traction se sont montrés identiques à ceux décrits dans la littérature pour d'autres grades de fibres PET. Les filaments en PEN ont également présenté des faciès semblables. Les spécimens observés sur la Figure IV-16 montrent bien, pour chaque matériau, deux parties complémentaires symétriques, avec une première phase de propagation de l'ouverture formant un "V" par déformation plastique, et une deuxième phase de propagation transverse à l'axe du filament.

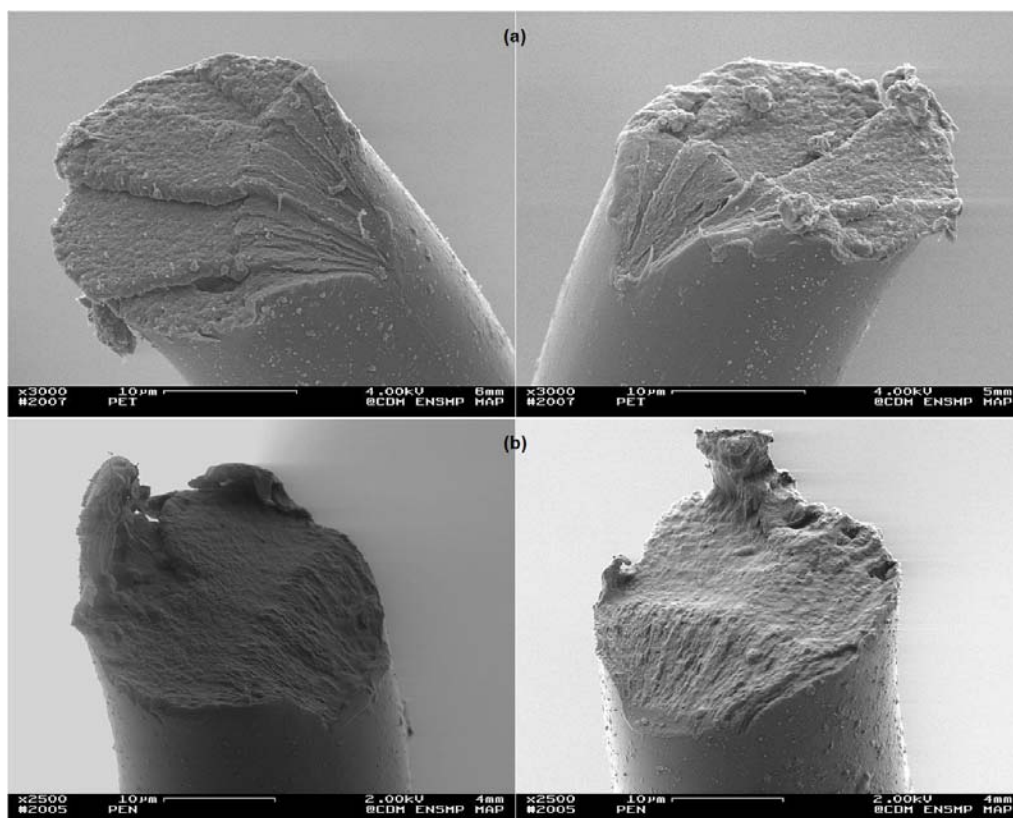


Figure IV-16 : Observation au MEB de faciès de rupture complémentaires après essai de traction (a) d'un filament en PET ; (b) d'un filament en PEN.

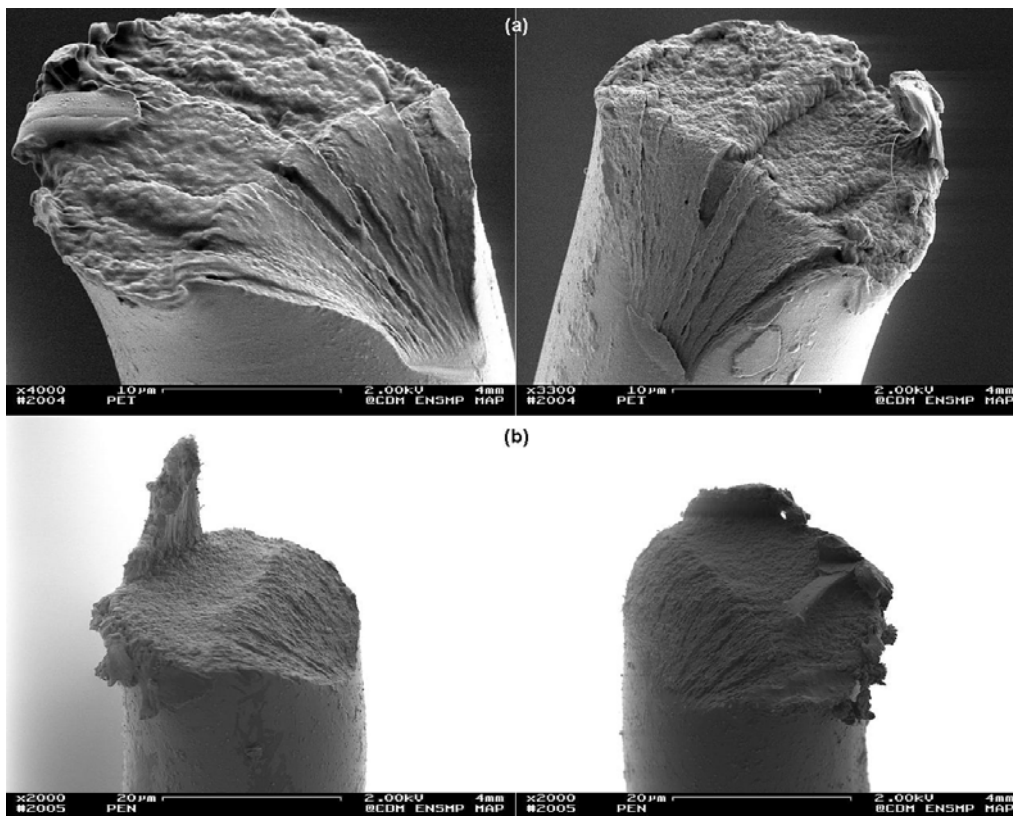


Figure IV-17 : Observation au MEB de faciès de rupture complémentaires après essai de fluage (a) sur un filament en PET ($F = 80\%F_R$) ; (b) sur un filament en PEN ($F = 85\%F_R$).

Les ruptures en fluage présentent, pour les deux matériaux, un faciès identique à celui de la traction : les morphologies observées sur la Figure IV-17, illustrant la rupture en fluage d'un spécimen en PET et d'un spécimen en PEN, sont similaires à celles de la Figure IV-16.

IV.3.2 Faciès de rupture après sollicitation cyclique

IV.3.2.a Microscopie électronique à balayage

Une grande partie des échantillons rompus après sollicitation à 50 Hz ont été observés au MEB, et principalement ceux ayant subi des cycles avec la plus faible force minimale de $2\%F_R$.

Parmi ces échantillons plusieurs ont montré un faciès identique au faciès typique de fatigue en tension décrit dans la littérature, présentant la languette de matériaux caractéristique de la propagation de fissure de fatigue et le creux complémentaire (cf. Figure IV-18).

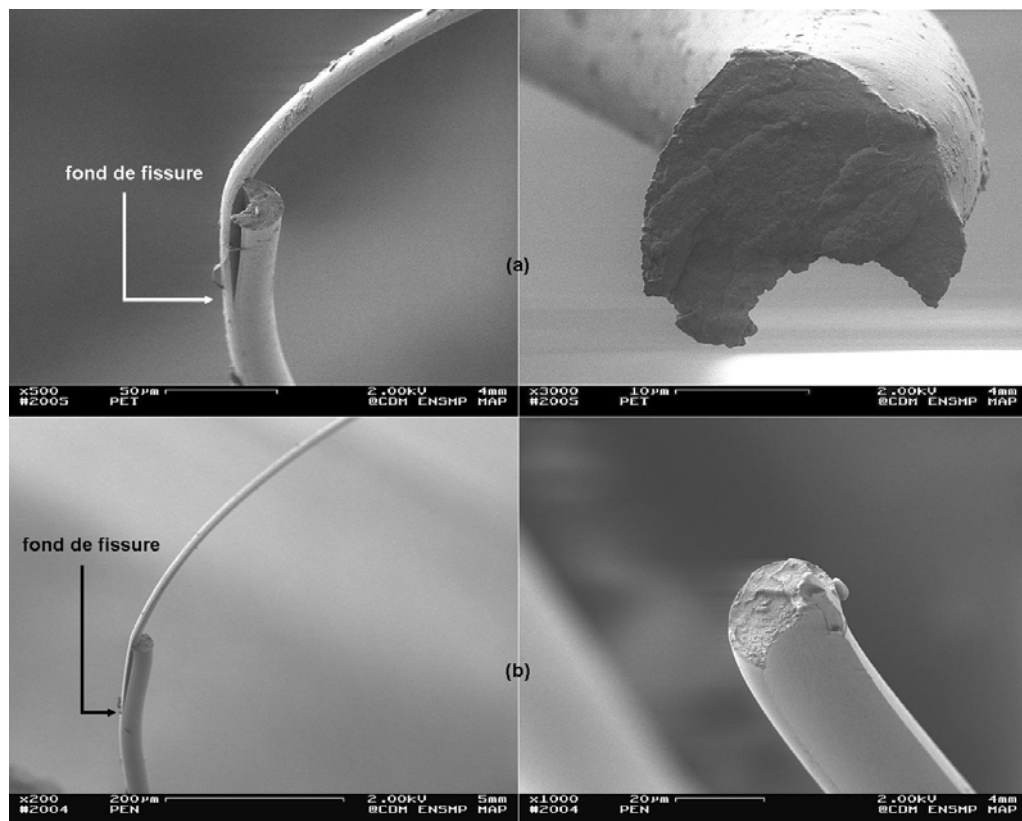


Figure IV-18 : Observation au MEB de faciès de rupture en fatigue complémentaires après sollicitation cyclique entre 2 et $70\%F_R$ à 50 Hz (a) d'un filament en PET ; (b) d'un filament en PEN.

Ce type de rupture, qui avait d'ores et déjà été identifié sur d'autres fibres en PET, a donc été observé pour la première fois sur des filaments en PEN dans le cadre de cette étude. L'illustration donnée sur la Figure IV-18 montre également très clairement que la rupture ne se produit pas à partir du fond de la fissure de fatigue mais en amont. L'observation des nombreux faciès de fatigue montre que cette position de la rupture transverse semble aléatoire, étant parfois très proche et parfois très éloignée du fond de fissure. La zone de rupture présente un aspect en deux parties, identique à celui existant en traction ou en fluage (la sollicitation n'étant pas limitée

dans le temps, on parlera dans ce cas plutôt de fluage). On remarque que l'initiation de cette zone ne fait pas nécessairement, comme on pourrait le penser, au niveau de la surface créée par la fissuration en fatigue. Elle peut aléatoirement être créée sur la surface externe, sur la surface créée par la fissure de fatigue, ou même au cœur de la section du filament. La Figure IV-18(a) fournit notamment l'exemple d'une initiation sur la surface externe (image de droite, en haut à droite).

Tous les échantillons rompus après sollicitation cyclique n'ont pas présenté un faciès de rupture de type fatigue. La Figure IV-19 montre l'exemple du faciès d'un filament en PET rompu après avoir été sollicité entre 2 et 80% F_R . Ce faciès est typique d'une rupture en traction ou fluage. D'autres spécimens, que ce soit en PET ou en PEN, ont présenté ce type de morphologie après une sollicitation cyclique.

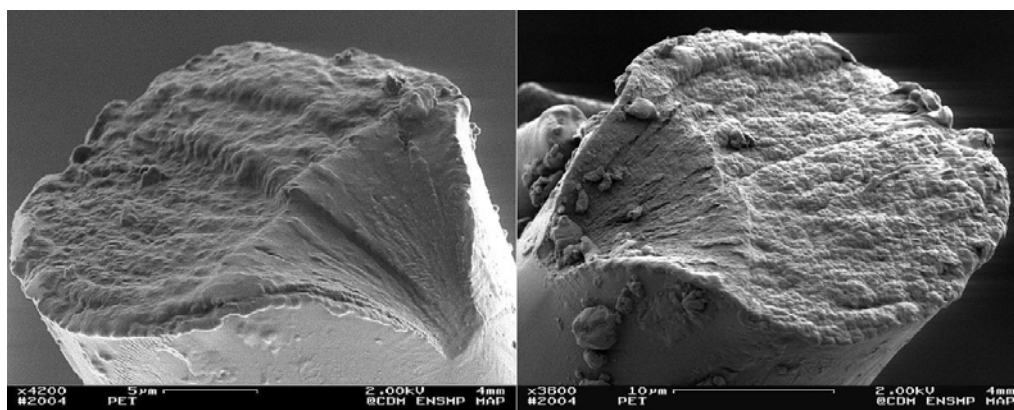


Figure IV-19 : Observation au MEB de faciès de rupture en fluage complémentaires après essai de sollicitation cyclique entre 2 et 80% F_R à 50 Hz d'un filament en PET.

Ces deux observations différentes semblent confirmer ce qui a été suggéré dans la littérature par Herrera (cf. §II.2.4), à savoir qu'il existe une compétition entre les mécanismes de fluage et de fatigue selon les niveaux de charge appliqués lors de la sollicitation cyclique.

Un troisième type d'observation a été fait. En s'intéressant particulièrement à la zone d'initiation (zone en "V") des fibres sollicitées cycliquement et présentant un faciès de fluage, plusieurs spécimens en PEN ont montré un motif particulier, jusqu'alors jamais observé sur des fibres synthétiques : des stries relativement régulières, dont l'espacement semble augmenter lorsque l'on se rapproche de la zone de rupture transverse. A la lumière de ces observations, un examen attentif de cette zone a été fait par la suite sur l'ensemble des filaments. Le même type de motifs a été observé sur de nombreux spécimens en PEN et également sur les filaments en PET, mais de manière moins prononcée. Une illustration de ces observations est donnée sur la Figure IV-20.

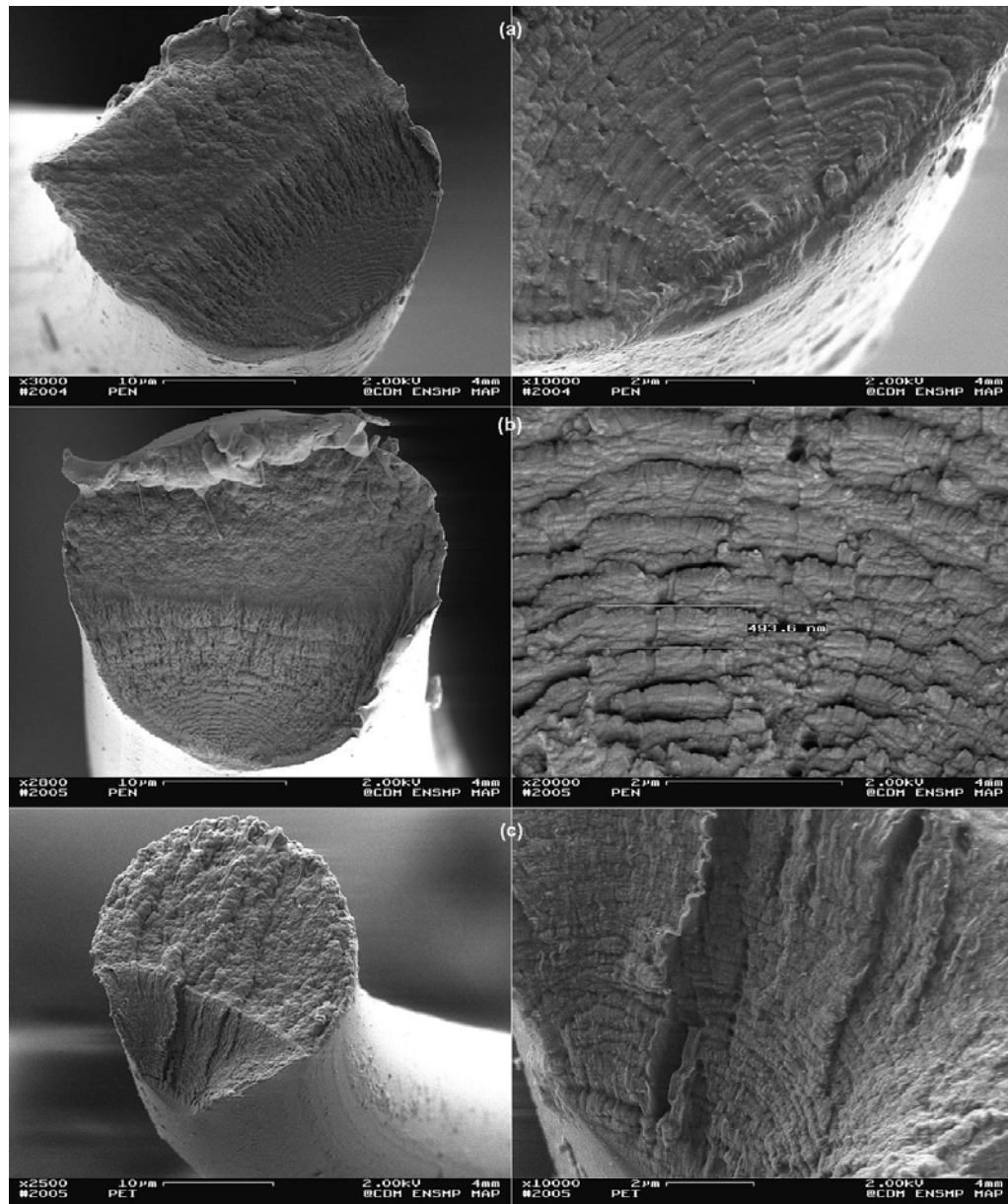


Figure IV-20 : Observation au MEB de faciès de rupture striés après essai de sollicitation cyclique entre 2 et 80% F_R à 50 Hz, pour deux spécimens en PEN – figures (a) et (b) – et un spécimen en PET – figure (c). A gauche : une des deux parties rompues de chaque spécimen ; à droite : une vue rapprochée de la zone d'initiation de la rupture (correspondant à la partie inférieure de chaque image de gauche).

Ce type de faciès strié a été observé uniquement sur des filaments rompus après sollicitation cyclique, certains présentant un faciès de traction, d'autres rompus en fatigue. La Figure IV-21 en montre un exemple pour un filament en PEN : le creux observé sur la partie gauche du spécimen correspond à la zone de propagation de la fissure de fatigue, et la partie supérieure de l'image représente la zone d'initiation de la rupture, où sont situées les stries.

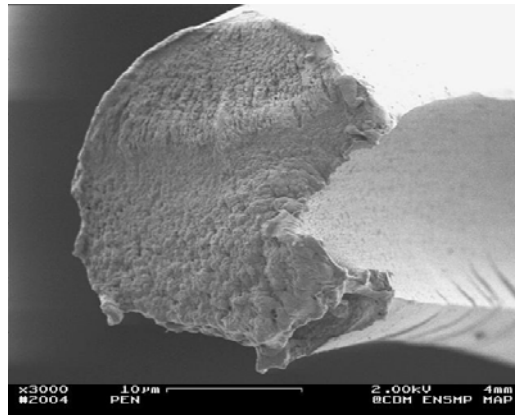


Figure IV-21 : Observation au MEB de faciès de rupture après essai de sollicitation cyclique entre 2 et 70% F_R à 50 Hz d'un spécimen en PEN.

Nous avons alors cherché à classer les différents types de faciès observés. Pour cela, les valeurs de durées de vie sont représentées graphiquement en fonction de la charge maximale, comme sur la Figure IV-14, mais uniquement pour les spécimens dont le faciès de rupture a été observé au MEB (cf. Figure IV-22 pour le PET et Figure B-14 pour le PEN). A chaque valeur de durée de vie est attribué un faciès, les différents types de faciès étant classés suivant quatre catégories :

- Les faciès de type traction / fluage,
- Les faciès de type traction / fluage striés,
- Les faciès de type fatigue,
- Les faciès de type fatigue striés.

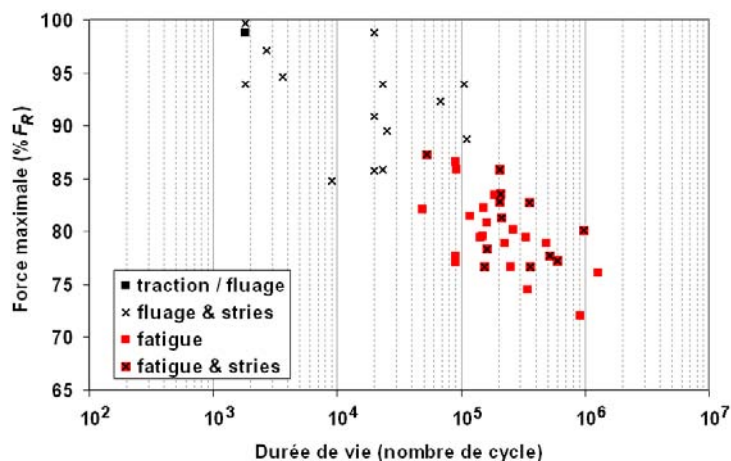


Figure IV-22 : Corrélation entre durée de vie mesurée et type de faciès de rupture observé sur filaments en PET rompus après sollicitation cyclique à 50 Hz.

On observe pour le PET et le PEN des traits de comportement similaires.

D'une part, une grande proportion des spécimens présente des stries, indépendamment du faciès de rupture "global" (fluage ou fatigue). Cela suggère une corrélation étroite entre le caractère cyclique la sollicitation et le fait que la zone d'initiation en "V" soit striée. Il se peut notamment que les spécimens pour lesquels les stries n'ont pas été relevées possèdent malgré tout ce type de

motifs, mais n'aient pas bénéficié de la même qualité d'observation que les autres (la mise au point à de telles échelles se révèle parfois difficile).

D'autre part, les deux types de filaments présentent une frontière distincte entre des domaines de prédominance de chaque mode de rupture : pour les échantillons dont la durée de vie est inférieure à 10^5 cycles, la quasi-totalité des ruptures a lieu en fluage. Pour les durées de vie supérieures, on observe une rupture en fatigue. L'hypothèse de compétition entre les deux mécanismes pour le PET émise par Herrera se confirme donc dans cette étude pour le PET et est également validée pour le PEN.

IV.3.2.b Microscopie optique

Les fissures de fatigue produisent des languettes qui sont pour le PET comme le PEN très grandes, mesurant jusqu'à quelques millimètres de long. Ces longues languettes permettent parfois d'identifier les ruptures en fatigue à l'œil nu, et dans tous les cas la microscopie optique est un outil suffisant pour cette identification, bien plus simple à mettre en œuvre que la microscopie électronique à balayage (l'inconvénient étant l'impossibilité d'observer des détails tels que les stries).

La Figure IV-23 illustre cette possible identification des ruptures en fatigue au microscope optique, pour un spécimen en PET et un en PEN. On distingue très nettement les languettes. On remarque aussi les variations de localisation de la rupture : sur l'image de gauche, on voit que celle-ci a eu lieu très en amont du fond de fissure, alors que sur l'image de droite elle est très proche. Ces constatations sont en accord avec les remarques issues des observations au MEB.

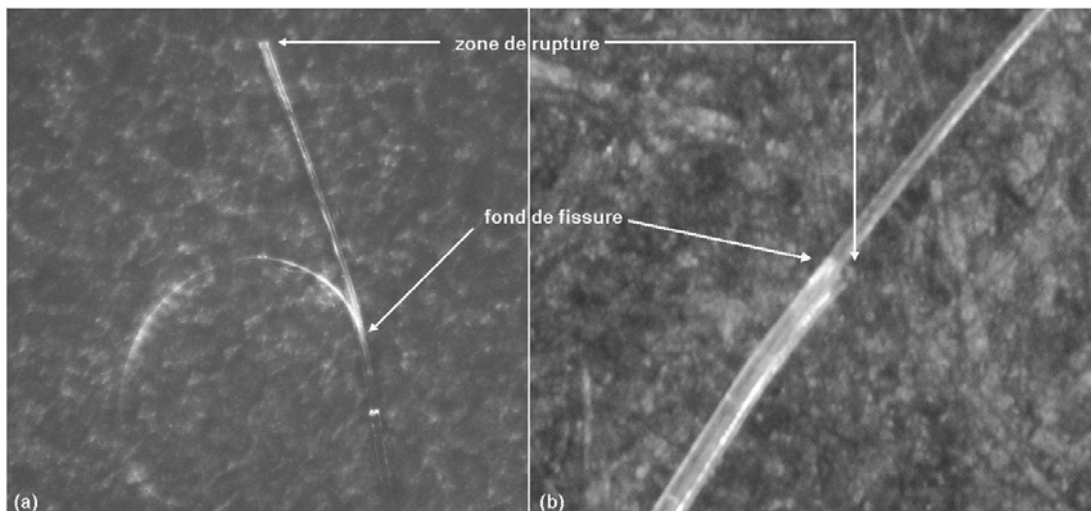


Figure IV-23 : Observation en microscopie optique de spécimens rompus en fatigue.
(a) Filament en PET ; (b) Filament en PEN.

La microscopie optique nous a permis de mettre en évidence un phénomène singulier remarqué pour un spécimen particulier. Nous avons vu au paragraphe IV.2.2.d et notamment avec l'illustration de la Figure IV-15, que la déformation moyenne des échantillons rompus sous une sollicitation cyclique à 50 Hz a tendance à augmenter fortement avant la rupture. Cette remarque nous a amenés à considérer un spécimen particulier, testé à 50 Hz entre 2 et $40\%F_R$. Après une durée d'essai de 24h, ce spécimen était non rompu, comme cela aurait pu être attendu au vu de la faible force maximale appliquée. Néanmoins notre attention a été attirée par la courbe de déformation moyenne de ce spécimen : en fin d'essai, une accélération semblable à celles illustrées

sur la Figure IV-15 a été relevée. Ce spécimen a alors été observé en microscopie optique, et l'initiation d'une fissure de fatigue a été remarquée. Une illustration de cette observation, ainsi que de l'évolution de la déformation moyenne du spécimen, sont données sur la Figure IV-24.

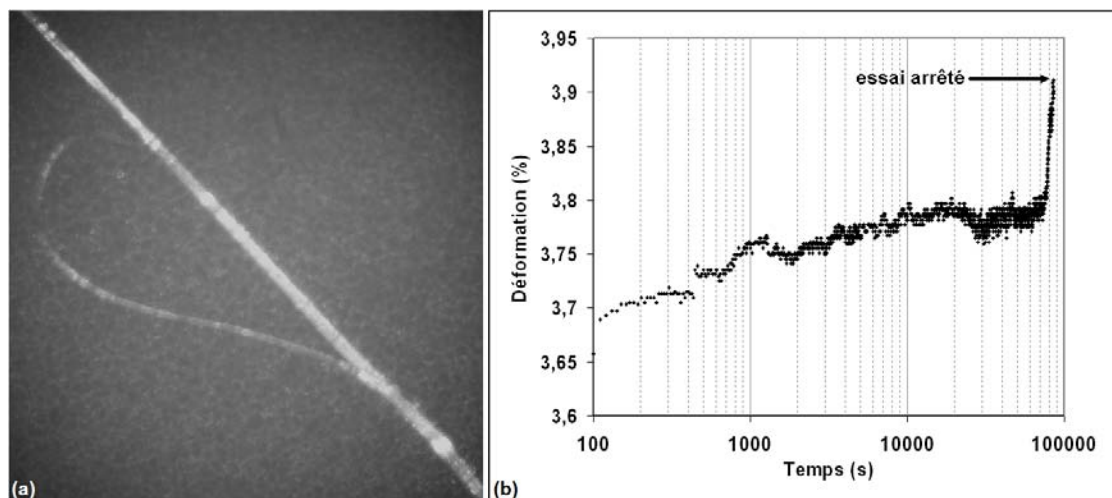


Figure IV-24 : (a) Observation en microscopie optique d'une fissure de fatigue sur un échantillon en PET après 24h de sollicitation cyclique à 50 Hz entre 2 et 40% F_R ; (b) Mesure de déformation moyenne au cours du temps pour ce même échantillon.

Cette découverte soulève la possibilité de développement de fissures de fatigue à des sollicitations cycliques de faible force maximale, jusqu'alors écartée. Elle montre également les moyens qui existent pour identifier ce développement de fissure : le suivi de la déformation au cours du temps et observation en microscopie optique permettent de détecter l'apparition des fissures.

IV.4 Bilan de la caractérisation des fibres

La caractérisation expérimentale présentée dans ce chapitre a été réalisée sur les yarns et filaments en PET et PEN.

A l'échelle du yarn, le comportement en traction s'est montré semblable à celui des assemblages, avec une évolution non linéaire de la relation force – déformation. Les valeurs de force à rupture qui ont été mesurées sont inférieures à celles annoncées par le fournisseur, laissant supposer que le système de serrage des spécimens a pu entraîner un endommagement excessif.

Dans le but de réaliser des essais autres que la traction simple, un deuxième dispositif expérimental a été développé sur la base d'une machine d'analyse thermomécanique dynamique. Cependant la divergence des résultats fournis à partir de ce dispositif a montré la nécessité d'améliorer le système de serrage des spécimens, et seuls les résultats de traction réalisés avec le premier dispositif se sont révélés exploitables.

Des essais de traction et également de fluage et de recouvrance similaires à ceux qui ont été effectués sur assemblages ont pu être reproduits sur filaments. La plupart des observations issues de ces essais se sont avérées analogues à celles faites sur assemblages, notamment :

- l'évolution non linéaire de la relation force – déformation lors de la traction;
- l'existence d'une déformation plastique non négligeable lorsque la force est ramenée à zéro ;
- la stabilisation de comportement lorsque des cycles de mise en place sont appliqués avant les essais de fluage – recouvrance (valeurs plus homogènes de taux de fluage et de déformation plastique) ;
- l'évolution du taux de fluage en fonction de la charge appliquée selon trois phases – croissante, décroissante puis enfin croissante ;
- les similitudes de comportement entre PET et PEN, avec un module double pour le PEN lors de la traction mais des vitesses de déformation similaires pour les deux matériaux lors du fluage.

Si le comportement des filaments s'avère être fortement comparable à celui des assemblages, on note néanmoins quelques aspects de comportement propres à cette échelle. On observe par exemple sur la fin de l'essai de traction sur filaments une très forte diminution du module. Cela entraîne de très grandes variations de déformation pour de faibles variations de force, et on relève ainsi une forte dispersion de la déformation à rupture. On relève également, dans une moindre mesure, une certaine dispersion de la force à rupture. Celle-ci est associée, grâce à la considération des valeurs de contrainte, à la répartition de diamètres des filaments : les fibres de plus petit diamètre ont une meilleure résistance. Cela suggère une inhomogénéité de structure au sein même des filaments, sans doute liée à la phase de refroidissement lors du processus de fabrication.

La réalisation de nombreux essais sous sollicitation cyclique a été possible à l'échelle des filaments.

Le suivi de la déformation lors de ces essais a permis de montrer une évolution similaire à ce que l'on observe en fluage (croissance des déformations maximale et minimale en "log(t)").

Cependant lorsque les essais mènent à la rupture des spécimens, un mécanisme différent semble être impliqué peu avant celle-ci au vu de l'accélération de déformation qui est relevée.

L'étude des mécanismes de rupture lors des essais de fluage et de sollicitation cyclique a montré une très forte dispersion des durées de vie. L'augmentation de la durée de vie lorsque la force diminue est néanmoins visible (force maximale pour la sollicitation cyclique, et statique pour le fluage). La comparaison de résultats de sollicitation cyclique à 0,1 et 50 Hz indique que la durée de vie ne dépend pas de la durée de la sollicitation mais du nombre de cycles subis. L'influence bénéfique d'une force minimale plus élevée sur la durée de vie est également observée, mais de manière moins évidente que cela n'est suggéré dans la littérature.

Il existe deux mécanismes de rupture distincts identifiés par le passé sur PET, l'un associé aux sollicitations en traction ou en fluage et l'autre à un mécanisme de fatigue avec fissuration lente. L'implication de ces mêmes mécanismes est ici confirmée pour le PET que nous avons étudié et également pour la première fois pour le PEN, grâce à l'observation en microscopie électronique à balayage des faciès de rupture. Dans le cas de la fatigue, la propagation de la fissure mène finalement à une rupture en deux phases de type fluage, initiée de manière relativement aléatoire sur la longueur de filament fissurée.

L'hypothèse indiquée dans la littérature d'une compétition entre les mécanismes de fluage et de fatigue lors de la sollicitation cyclique est corroborée par les observations MEB. Cependant de nombreux spécimens rompus après sollicitation cyclique, y compris selon le mécanisme de fluage, ont présenté un aspect particulier strié. Cet aspect, jusqu'alors jamais observé sur des filaments polymères, suggère une avancée progressive de la fissuration associée au caractère périodique de la sollicitation, et donc un mécanisme de rupture différent du simple fluage.

Un examen des spécimens en microscopie optique a permis d'identifier plus simplement les ruptures en fatigue, et a mené à l'observation d'un cas inattendu de propagation d'une fissure de fatigue lors d'un essai cyclique avec une force maximale relativement faible ($40\% F_R$). Ceci contredit l'idée rencontrée dans la littérature selon laquelle le mécanisme de fatigue en tension n'est pas à considérer dans le cas des sollicitations de force maximale peu élevée.

Au vu des observations faites au cours de ce chapitre et du précédent, deux axes de réflexions apparaissent comme particulièrement pertinents.

D'une part, le comportement mécanique à l'échelle des assemblages et à l'échelle élémentaire présentent de fortes corrélations. Une analyse approfondie "en parallèle" des résultats obtenus aux différentes échelles pourrait alors mener vers une meilleure compréhension globale du comportement de ces structures.

D'autre part, on relève de fortes ressemblances entre le comportement des structures en PET et celles en PEN. En se basant sur les connaissances que l'on a de ces deux polymères, une réflexion approfondie peut aider à fournir l'explication des phénomènes moléculaires mis en jeu lors de la sollicitation de ce genre de fibres.

Le chapitre suivant s'attache donc à étudier ces deux problématiques.

V Discussion :

vers une compréhension globale du comportement des assemblages de fibres en PET & PEN

Au cours des deux chapitres précédents, nous avons exposé les essais expérimentaux réalisés et les résultats obtenus sur les assemblages de fibres dans un premier temps, puis sur les fibres elles-mêmes.

Il semble maintenant pertinent de considérer ces résultats dans leur ensemble, notamment afin de mettre en évidence les similitudes ou les différences de comportement entre échelles. Ceci peut permettre une meilleure compréhension du comportement mécanique des structures câblées, en s'appuyant sur les connaissances acquises sur le comportement des filaments.

Nous avons vu qu'il existe plusieurs modèles de prédiction du comportement des assemblages. Un modèle en particulier, développé sous la forme d'un logiciel informatique (Fibre Rope Modeller), semble être particulièrement pertinent vis-à-vis de la problématique qui nous intéresse. Cependant aucune réelle validation de ce modèle n'a été publiée à ce jour. Nous nous proposons donc de confirmer la pertinence du modèle sur la base de nos résultats expérimentaux.

Enfin une meilleure compréhension des mécanismes impliqués à l'échelle moléculaire lors de la sollicitation des fibres peut être faite par la considération approfondie des résultats obtenus à l'échelle des filaments.

L'étude de deux matériaux différents, PET et PEN, qui possèdent néanmoins une structure moléculaire relativement proche, peut permettre une meilleure compréhension des mécanismes de déformation mis en jeu lors des divers schémas de sollicitation que nous avons appliqués. Les performances relatives des deux matériaux en vue de l'application qui nous intéresse seront également considérées dans ce chapitre.

V.1 Comparaison des comportements aux différentes échelles

V.1.1 Comportement en traction

Des essais de traction jusqu'à rupture des spécimens ont été réalisés sur toutes les échelles considérées lors de l'étude (à l'exception du rope).

Une comparaison du comportement en traction entre échelles peut alors être réalisée, à condition de choisir des grandeurs de comparaison qui soient pertinentes. En terme d'allongement des structures, si l'on tient compte du fait que les spécimens pour les différentes échelles étaient de longueurs très différentes, la déformation semble être une grandeur appropriée. Pour ce qui est de la mesure de force, la valeur de contrainte habituellement utilisée pour comparer des structures de sections différentes n'est pas la plus adaptée ici : la définition même de la notion de section est discutable dans le cas des assemblages de fibres. Il semble plus judicieux de considérer les valeurs de force normalisées par la masse linéique de chaque structure (tex), comme cela a notamment été fait pour déterminer les niveaux de sollicitations équivalents aux chapitres III et IV.

La Figure V-1 présente les courbes de traction des filaments et assemblages en PET. Une représentation similaire pour les structures en PEN est illustrée par la Figure B-15 de l'Annexe B.

Lorsque plusieurs essais ont été réalisés sur une même échelle, c'est la courbe présentant des niveaux de raideur, force à rupture et déformation à rupture moyens qui est représentée. Pour les filaments, on trace comme dans le chapitre IV la courbe moyenne ainsi que les deux courbes extrêmes ("supérieure" et "inférieure") afin de visualiser la dispersion, qui est bien plus importante qu'aux autres échelles.

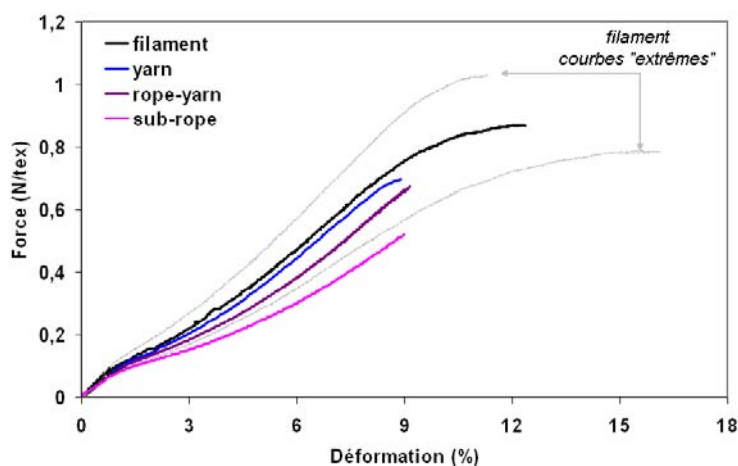


Figure V-1 : Superposition de courbes de traction obtenues pour les différentes structures en PET testées.

Les valeurs de tex utilisées pour déterminer les niveaux de force en N/tex sont pour le yarn, le rope-yarn et le sub-rope, celles fournies par les fabricants. La différence entre les valeurs que nous avons mesurées et les valeurs fournies par les fabricants est non négligeable, et ceci peut avoir une influence directe sur les valeurs de force présentées sur la Figure V-1. Les valeurs "fabricant" nous semblent les plus fiables : ces derniers suivent généralement des procédures de mesure précises, tandis que nous avons effectué des mesures par simple pesée (cf. §III.1.1). Pour les

filaments, nous avons déterminé le tex d'après la densité de chaque matériau et le diamètre de chaque filament. La valeur est donc fiable.

Il est à noter que la vitesse de sollicitation n'est pas toujours la même d'une échelle à l'autre, ce qui pourrait avoir un effet sur les courbes puisque le comportement mécanique dépend de la vitesse. Néanmoins les ordres de grandeur ne sont pas excessivement différents : la plus petite vitesse utilisée est de 2%/minute pour le sub-rope, la plus grande de 20%/minute sur filament. Nous avons vu au paragraphe III.2.3.b que des essais de traction sur rope-yarns pour des vitesses de déformation de 2 à 15%/minute ne montrent pas d'influence flagrante de la vitesse. On considère alors que les conditions de vitesse de sollicitation sont suffisamment proches pour toutes les échelles considérées.

Les Figures V-1 et B-15 mettent en avant deux différences principales lorsque l'on passe d'une échelle à l'échelle supérieure : une perte de résistance ainsi qu'une diminution du module.

V.1.1.a Résistance

Le Tableau V-1 présente les valeurs de force à rupture calculées en N/tex pour les différentes échelles étudiées au cours de notre étude, et pour les deux matériaux. Pour le filament, le rope-yarn et le sub-rope, c'est la valeur de force à rupture mesurée expérimentalement qui est utilisée. Pour le rope et le yarn, nous avons choisi la valeur "fabricant" car dans le premier cas la valeur expérimentale n'est pas disponible, et dans le deuxième elle est nettement inférieure à la valeur indiquée par le fabricant, ce qui laisse supposer une mauvaise efficacité du système expérimental.

		Filament	Yarn	Rope-yarn	Sub-rope	Rope
Résistance en N/tex	PET	0,87	0,81	0,68	0,52	0,44
	PEN	0,95	0,80	0,77	0,55	-

Tableau V-1 : Résistances des différentes structures en PET et PEN.

Le phénomène de perte de résistance des assemblages lorsque leur taille augmente a été observé dans la littérature, et des modèles ont été développés dans le but de le décrire.

Plusieurs causes peuvent être à l'origine du phénomène.

Tout d'abord la difficulté de réaliser en pratique un assemblage "parfait" implique nécessairement l'existence d'une dispersion de la longueur des éléments au sein de la structure. Cette dispersion entraîne une répartition inhomogène des efforts : les éléments les plus courts sont davantage sollicités et vont rompre en premier. Plus un assemblage comporte d'éléments, plus la dispersion de longueurs risque d'être élevée et donc plus la résistance diminue.

Ensuite la longueur de jauge utilisée peut avoir une influence sur la résistance des structures. Il est généralement admis, pour les fibres synthétiques, que la résistance a tendance à diminuer lorsque la longueur de jauge augmente, du fait de la plus grande probabilité de présence de défauts. Or pour nos essais de traction la longueur de jauge, qui est de 50 mm pour les filaments, est presque 10 fois plus grande pour les yarns et rope-yarns, et plus de 30 fois plus élevée pour les sub-ropes ! On peut alors supposer que la perte de résistance est fortement liée à cette disparité des protocoles expérimentaux. Néanmoins des essais de traction ont été réalisés sur filaments pour des longueurs de jauge supérieures, jusque 150 mm (soit 3 fois la longueur de jauge usuelle), et n'ont

révélé aucune perte de résistance notable. Si la différence de longueur de jauge avec les sub-ropes est bien plus importante, on peut cependant penser que la perte de résistance due à la différence de longueurs de jauge est moins critique que celle liée à la dispersion des longueurs d'éléments dans la structure, évoquée précédemment. Il est difficile d'évaluer précisément cette contribution car dans notre cas, il n'est pas envisageable expérimentalement de tester des spécimens de filament de 2 m ou bien de sub-rope de 50 mm...

Enfin une partie de la perte de résistance peut être associée à l'introduction de différents angles de construction dans les structures auxquelles nous nous intéressons, notamment dans le cas des angles importants. La littérature a montré que l'évolution de la résistance d'un assemblage torsadé est plus complexe qu'une simple décroissance : la résistance est en fait croissante dans un premier temps, jusqu'à un angle optimum, puis elle décroît (cf. §II.1.1.c). Ce phénomène peut s'expliquer de plusieurs manières. Une première explication consiste à considérer le fait que l'effort est appliqué dans l'axe de l'assemblage, et n'est donc pas dans l'axe des éléments. Il peut cependant être dissocié en deux composantes, l'une selon l'axe de l'élément, et l'autre orthogonale. L'amplitude de la composante axiale est alors inférieure à l'amplitude d'effort appliquée à l'assemblage. La rupture se produisant lorsque la force à rupture des éléments est atteinte, on obtient alors une force à rupture supérieure pour l'assemblage. Cela n'est cependant vrai que jusqu'à une certaine limite, car la composante orthogonale aux éléments joue elle aussi un rôle en induisant des efforts de cisaillement. Si ceux-ci sont a priori négligeables dans un premier temps, il semble probable qu'au-delà d'un certain angle ils deviennent prépondérants et provoquent une rupture plus rapide des éléments. Le gain initial de résistance peut également être expliqué par l'introduction d'une meilleure cohésion dans la structure du fait de l'angle de construction, et ainsi la possibilité de phénomènes de transferts de charge similaires à ceux que l'on observe dans les matériaux composites. La chute de résistance lorsque les angles deviennent trop importants est ensuite expliquée comme précédemment.

Les modèles de prévision de la résistance des assemblages qui ont été développés sont pour la plupart des modèles statistiques. Ces modèles, considérant à la base des assemblages parallèles, ont également été adaptés aux assemblages torsadés ou tressés. La description est dans ce cas plus complexe, car les interactions entre éléments doivent alors être prises en compte (cf. §II.3.1.b). Le développement de modèles statistiques complexes n'étant pas ici notre propos, nous avons considéré le phénomène de manière plus simple.

La Figure V-2(a) illustre la perte de résistance observée pour les différentes structures testées dans notre étude en fonction du nombre de filaments que comporte chaque structure, pour les deux matériaux. On calcule pour cela le rapport entre la force à rupture (en N/tex) de chaque structure et celle du composant de base : le filament.

Les points ainsi obtenus (représentés par des losanges) mettent en évidence la perte de résistance lorsque la taille de la structure augmente. La perte de résistance représentée par ces points englobe ici l'ensemble des causes potentielles que nous avons mentionnées plus haut : à la fois les effets dus au passage d'une structure constituée d'un seul élément à une structure de taille supérieure, faite de plusieurs éléments (dispersion des longueurs des éléments, nécessité de tester des longueurs de jauges plus grandes), et les effets dus au passage d'un assemblage parallèle à un assemblage torsadé (gain/perte de résistance selon la valeur de l'angle de construction).

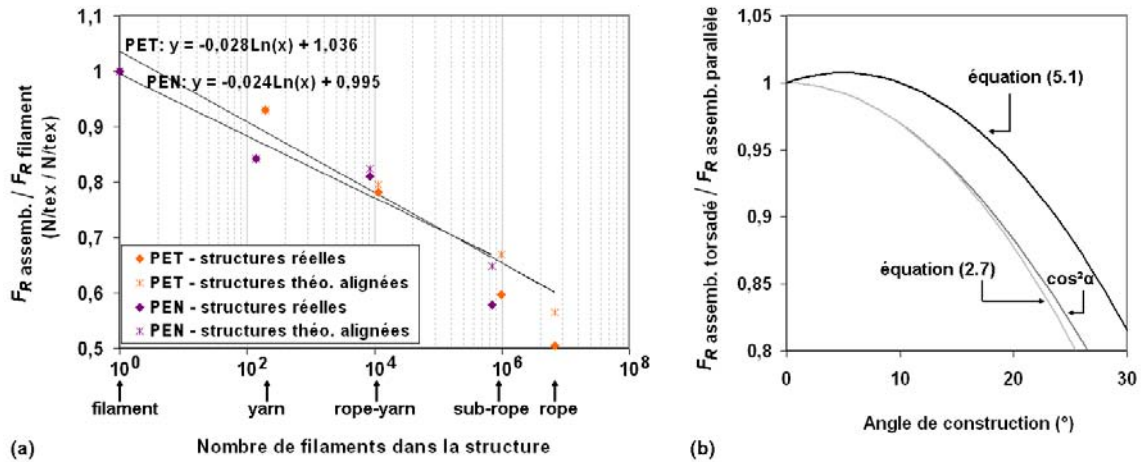


Figure V-2 : (a) Résistance des assemblages par rapport à celle des filaments en fonction du nombre de filaments ; (b) Résistance d'un assemblage torsadé par rapport à un même assemblage parallèle en fonction de l'angle de construction.

Nous avons alors cherché à isoler les différentes contributions de la perte de résistance.

Pour cela nous nous sommes basés sur des résultats et modèles issus de la littérature concernant l'influence de l'angle de construction (cf §II.1.1.c et II.3.1.b). Une étude expérimentale de la résistance d'assemblages possédant un angle α variant de 0 à 20°, pour différents matériaux, a montré une évolution semblable à celle illustrée par la Figure II-3 en mettant en évidence l'existence d'un angle optimum situé aux alentours de 5° pour lequel la résistance est supérieure à celle d'un assemblage parallèle [RAO00]. Les relations telles que l'équation (II.7) ou la relation plus simple en " $\cos^2(\alpha)$ " évoquée au paragraphe II.1.1.c permettent de tenir compte de la perte de résistance liée au retordage, mais elles ne traduisent pas le gain de résistance observé aux faibles angles. De plus on relève une incohérence dans l'équation (II.7) : celle-ci se présente comme le rapport de la résistance de l'assemblage torsadé sur celle des éléments qui le composent. Pour $\alpha = 0$ le rapport vaut 1, ce qui est en contradiction avec la chute de résistance associée à la taille des structures. Nous considérons alors qu'il est plus pertinent de présenter ces relations comme le rapport entre la résistance d'un assemblage torsadé sur celle d'un assemblage de même taille mais de construction parallèle.

Pour les angles de construction impliqués dans les assemblages que nous étudions, l'équation (II.7) fournit des valeurs quasiment égales à la simple relation en " $\cos^2(\alpha)$ " (écart de 2% lorsque $\alpha = 30^\circ$ et 2‰ lorsque $\alpha = 20^\circ$). Nous avons alors choisi de modifier cette dernière équation, plus simple, de manière à intégrer un angle optimal α_0 égal à 5° pour lequel la résistance de l'assemblage est maximale, et à conserver un rapport égal à 1 lorsque $\alpha = 0$. On obtient la relation suivante :

$$\frac{F_{R(\text{assemblage-torsadé})}}{F_{R(\text{assemblage-parallèle})}} = \cos^2(\alpha - \alpha_0) + 1 - \cos^2 \alpha_0 \quad (\text{V.1})$$

les valeurs de force à rupture étant exprimée en N/tex. Une représentation de la relation " $\cos^2(\alpha)$ " et des équations (II.7) et (V.1) est donnée sur la Figure V-2(b).

Connaissant la géométrie de construction de chacun des assemblages étudiés, les angles intervenant à chaque niveau sont calculés, et les rapports " $F_{R \text{ assemblage torsadé}} / F_{R \text{ assemblage parallèle}}$ " sont déduits d'après l'équation (V.1). Un résumé des résultats obtenus est présenté dans le Tableau V-2. Le rapport calculé à un niveau doit être multiplié à tous les rapports obtenus aux niveaux inférieurs afin d'obtenir un facteur global. Ainsi, il est nécessaire de considérer le strand, élément

intermédiaire entre rope-yarn et sub-rope, afin d'obtenir le facteur global pour ce dernier. Pour le rope, le coefficient est le même que pour le sub-rope puisqu'il s'agit d'un assemblage parallèle de sub-ropes.

Structure	Construction	Angle α	Rapport	
			$\frac{F_{R \text{ assemblage torsadé}}}{F_{R \text{ assemblage parallèle}}}$	Rapport global
Filament	-	0°	1	1
Yarn	Assemblage parallèle de filaments	0°	1	$\frac{1 \times 1}{= 1}$
Rope-yarn	Assemblage torsadé de yarns, 20 tpm, diamètre ~4 mm	14°	0,98	$\frac{1 \times 1 \times 0,98}{= 0,98}$
Strand	Assemblage torsadé de rope-yarns, 5 tpm, diamètre ~23 mm	20°	0,94	$\frac{1 \times 1 \times 0,98 \times 0,94}{= 0,93}$
Sub-rope	Assemblage torsadé de strands, 3 tpm, diamètre ~32 mm	17°	0,96	$\frac{1 \times 1 \times 0,98 \times 0,94 \times 0,96}{= 0,89}$
Rope	Assemblage parallèle de sub-ropes	0°	1	$\frac{1 \times 1 \times 0,98 \times 0,94 \times 0,96 \times 1}{= 0,89}$

Tableau V-2 : Détails de construction des différents assemblages étudiés et facteurs de perte de résistance associés aux angles de construction.

En divisant les valeurs réelles de résistance du Tableau V-1 par le rapport global de chaque assemblage calculé dans le Tableau V-2, on déduit ainsi la résistance théorique que les structures possèderaient si elles étaient entièrement alignées. Ces valeurs sont elles-aussi représentées, pour les deux matériaux, sur la Figure V-2(a) (points en forme d'étoile). Elles présentent une décroissance relativement linéaire par rapport au nombre de filaments compris dans chaque structure (en échelle logarithmique). Une régression linéaire est alors appliquée pour chaque matériau. Le coefficient de cette relation est sensiblement le même pour le PET et le PEN : le phénomène est a priori indépendant du type de matériau considéré. En faisant la moyenne des coefficients du PET et du PEN, on propose alors une relation générale simple entre la résistance relative des assemblages parallèles et le nombre de filaments :

$$\frac{F_{R \text{ assemblage}}}{F_{R \text{ filament}}} = 1 - 0,026 \times \ln(N_{\text{filaments}}) \quad (\text{V.2})$$

la force à rupture des assemblages et des filaments étant exprimée en N/tex.

Ainsi la relation (V.2) permet d'évaluer la perte de résistance d'un assemblage par rapport aux éléments qui le composent, cette perte étant principalement associée à la dispersion de longueurs de ces éléments, mais aussi probablement en partie à la différence de longueurs d'échantillons testés d'une échelle à l'autre.

On peut donc en combinant les relations (V.1) et (V.2) obtenir une estimation fiable de la résistance de n'importe quelle structure torsadée, du moins pour des angles de construction inférieurs à 30°.

Afin de valider ce modèle simple, nous nous sommes intéressés à certains résultats de la littérature. Dans le cadre d'une étude sur le comportement d'assemblages endommagés, Williams présente des valeurs expérimentales de résistance à rupture pour un assemblage intact de fibres en PET (Diolen 855TN) et pour les sous-éléments qui le composent ^[WIL02]. Le Tableau V-3 présente les données disponibles, fournies par Williams, ainsi que certaines grandeurs que nous avons

déduites. Le plus petit composant pour lequel Williams fournit des données est le yarn. Nous avons alors reproduit la démarche que nous venons de présenter en prenant cette fois-ci comme composant fondamental non pas le filament mais le yarn : la seule modification dans notre modèle concerne le coefficient de la relation (V.2), qui pour le yarn vaut 0,032. Les valeurs de résistance données par Williams sont exprimées en MPa, cependant nous considérons que cela ne constitue pas un obstacle pour l'application de notre modèle, le rapport entre des valeurs exprimées en N/tex étant équivalent.

La Figure V-3 compare les valeurs de résistance indiquées par Williams pour chaque échelle (valeurs moyennes) aux valeurs obtenues à partir de notre modèle sur la base des données géométriques disponibles. On voit que notre modèle très simple peut fournir une prédiction relativement fiable. Il existe certes un écart entre les valeurs expérimentales et celles du modèle, particulièrement pour le sub-ropé. Cependant dans ce dernier cas la valeur du modèle se situe dans le domaine de dispersion associé aux résultats expérimentaux. Cette dispersion est d'ailleurs forte à cette échelle, comme le montre la barre d'erreur. Il est probable que sur les trois spécimens de sub-ropé testés par Williams, certains aient rompu de manière précoce à cause des terminaisons. Le modèle, qui dans ce cas fournit une valeur située dans la tranche "supérieure" de la dispersion, pourrait donc refléter le potentiel réel de la structure.

Structure	Construction	Contrainte à rupture (MPa)	Angle α
Yarn	-	965 - 1000	0°
Strand	Assemblage torsadé de 20 yarns, 24 tpm, diamètre ~2,5 mm	876 - 931	11°
Element	Assemblage torsadé de 9 strands, 6,2 tpm, diamètre ~7,6 mm	769 - 883	8°
Sub-ropé	Assemblage torsadé de 3 elements, 6,6 tpm, Diamètre ~13,7 mm	523 - 786	16°

Tableau V-3 : Détails de construction d'assemblages étudiés par Williams ([WIL02]).

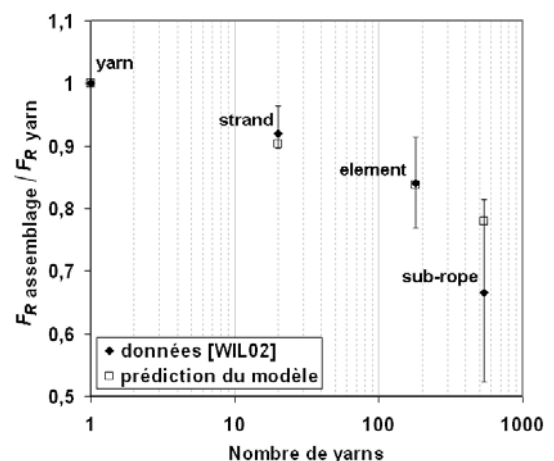


Figure V-3 : Résistance des assemblages par rapport à celle des yarns, données issues de [WIL02] et résultats du modèle.

Ce modèle simple permet donc d'avoir un ordre de grandeur fiable de la résistance d'un assemblage par rapport à la résistance des éléments qui le composent, en se basant sur la considération de l'influence de la taille de l'assemblage et de l'angle de construction.

V.1.1.b Raideur

Nous avons vu sur les Figures V-1 et B-15 que les différentes échelles présentent une différence de raideur. Afin de mieux visualiser ces différences, nous nous sommes intéressés plus précisément à l'évolution du module au cours de la traction pour les différentes échelles. On parle ici du module "instantané", dont la valeur varie au cours de la sollicitation. En effet, on ne peut se contenter de la valeur initiale puisque les structures vont être sollicitées bien au delà de ce domaine. Le module instantané est donc représenté comme une courbe variant selon le niveau de déformation ou bien d'effort appliqué.

Plusieurs possibilités se sont présentées pour déterminer le module. Une méthode simple consiste à calculer la pente entre deux points sur une succession de courts intervalles (pente glissante). Cette méthode a parfois nécessité un lissage des courbes.

La représentation des courbes obtenues pour les différentes structures en PET est montrée sur la Figure V-4, et pour les structures en PEN sur la Figure B-16. Pour chaque échelle plusieurs courbes sont représentées (dans le cas des filaments ces courbes sont, comme pour les courbes de traction, une représentation du comportement moyen et des comportements "extrêmes" parmi la trentaine d'essais réalisés).

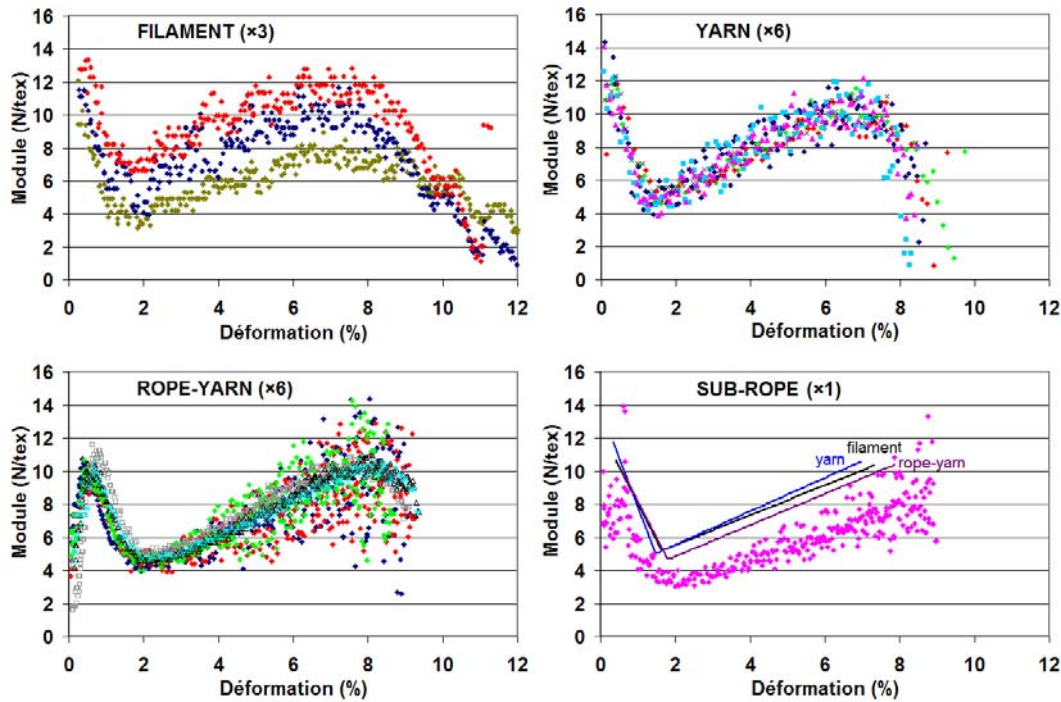


Figure V-4 : Evolution du module au cours des essais de traction sur différentes structures en PET.
Entre parenthèses : nombre d'essais représentés.

Bien que les courbes ne soient pas très régulières, on observe globalement une évolution caractéristique du module au cours de la traction en quatre phases, pour toutes les échelles, et pour les deux matériaux. Lors d'une première phase relativement courte, le module croît jusqu'à un premier maximum local. Puis on observe une décroissance jusqu'à un minimum local, suivi à nouveau d'une croissance jusqu'au second maximum local, et enfin le module décroît jusqu'à rupture.

La première phase de croissance du module est particulièrement marquée pour les structures les plus grosses : rope-yarns et sub-rope. Pour ces structures, le module part initialement d'une valeur plus faible que pour les plus petites échelles. Ce phénomène, tout comme celui de la perte de résistance, peut s'expliquer par la dispersion croissante des longueurs d'éléments qui composent un assemblage lorsque la taille de celui-ci augmente. Du fait de cette dispersion, seuls les éléments les plus courts vont initialement supporter la charge, puis au fur et à mesure l'ensemble des constituants va participer à la sollicitation, ce qui aura pour effet d'augmenter le module de la structure. Cette phase de croissance existe aussi à l'échelle des filaments et des yarns, mais elle est beaucoup moins marquée et seule une observation minutieuse de la partie initiale des

courbes permet de l'identifier. Une explication de ce phénomène, ainsi que des phases suivantes d'évolution du module, basée sur la considération de la structure moléculaire des filaments, sera donnée par la suite.

La dernière phase d'évolution du module, au cours de laquelle celui-ci décroît, est moins marquée pour les structures les plus grosses. Ceci est sans aucun doute lié au fait que la rupture est plus précoce pour les gros assemblages.

Les phases intermédiaires de décroissance puis croissance du module sont alors les deux phases d'évolution communes à l'ensemble des échelles. Afin de comparer le comportement des différentes structures, on ajoute sur les graphiques associés au module des sub-ropes des droites symbolisant le comportement moyen pour les filaments, yarns et rope-yarns. On constate alors que les valeurs de module pour une échelle donnée sont généralement situées au-dessous des valeurs de module pour l'échelle inférieure. Lors de la phase de décroissance, cet écart est principalement visible pour le sub-rope par rapport aux structures de taille inférieure. Puis lors de la phase de croissance il devient également remarquable pour le rope-yarn. On remarque aussi un décalage progressif du minimum de module vers une valeur plus faible et située à un niveau de déformation légèrement plus élevée, pour les assemblages les plus gros. Ces phénomènes peuvent être associés aux différents angles de retordage présents dans les structures. La littérature indique notamment que pour un assemblage torsadé subissant une déformation ε_a , les filaments qui le composent ont une déformation $\varepsilon_f = \varepsilon_a \times \cos^2(\alpha)$ ^[RAO00]: cela peut expliquer le décalage du minimum de module pour les structures les plus grosses, qui sont aussi les plus complexes en termes d'angles de construction.

Au vu de ces hypothèses, il semble alors logique que les comportements du yarn et du filament soient très proches, comme on le voit pour le PET, puisque dans ce cas l'assemblage est parallèle.

Ces hypothèses seront également confirmées par la suite grâce à l'application du logiciel de prédiction de comportement des câbles FRM, dont les calculs pour le comportement quasi-statique se basent principalement sur la courbe de traction du composant fondamental et sur les paramètres de construction dû câble : les résultats obtenus à partir du logiciel traduisent de manière très satisfaisante les variations de module observées expérimentalement (cf. §V.2.2.a).

V.1.2 Comportement en fluage

Des données sur le comportement en fluage ont été obtenues à toutes les échelles, y compris celle du rope. Ces données concernent principalement les taux de fluage mesurés pour divers niveaux de force constante. Ainsi sur filament et rope-yarn, les essais d'une durée de 24h ont permis de mettre en évidence un comportement particulier. L'évolution de la vitesse de déformation en fonction de la force appliquée se fait très clairement en trois phases.

On compare de manière quantitative les résultats obtenus à ces deux échelles. Pour cela, les données sur PET présentées sur les Figures III-13 et IV-11 sont reconsidérées en calculant la valeur de force non plus en % F_R , mais en N/tex (cf. Figure V-5 et, pour le PEN, Figure B-17).

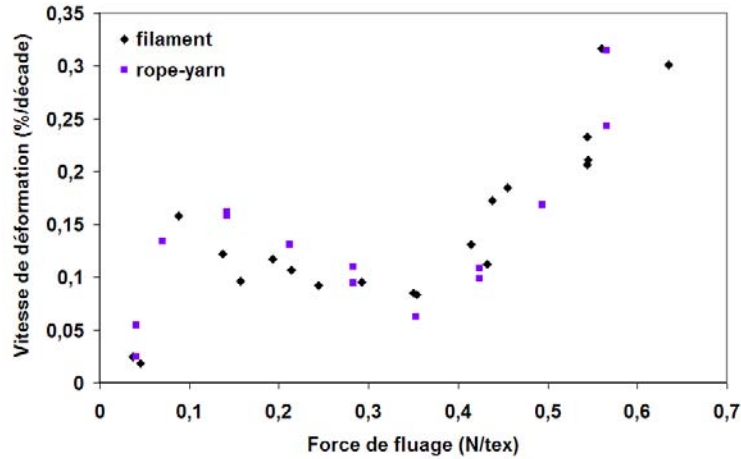


Figure V-5 : Evolution de la vitesse de déformation en fonction de la force appliquée pour les structures en PET.

Les corrélations de comportement en fluage entre les échelles sont flagrantes. Non seulement les changements de pente (maximum et minimum locaux) se situent aux mêmes niveaux de force, mais en plus les valeurs numériques de la vitesse sont sensiblement les mêmes à toutes les valeurs de force.

Il apparaît donc clairement que le comportement en fluage des assemblages est entièrement guidé par le fluage du filament.

Les quelques résultats obtenus à l'échelle 1 confirment cette hypothèse. Les essais de fluage sur rope présentés au paragraphe III.2.1.c ont été effectués à la suite d'autres essais au cours desquels des efforts d'une valeur inférieure ou égale à $50\%F_R$ ont été appliqués. On peut alors considérer que lorsque chaque phase de fluage démarre, le rope se trouve dans un état similaire à celui des autres échelles lorsqu'elles ont subi la procédure de mise en place. On ne peut pas comparer les valeurs obtenues sur rope aux valeurs de la figure ci-dessus puisque les résultats des chapitres précédents ont montré l'influence de la mise en place sur la vitesse de fluage. Néanmoins on peut comparer ces vitesses de déformation, mesurées lors d'essais à 500, 1500 et 2500 kN, avec les valeurs obtenues lors des essais A', B' et C' sur sub-ropes, rope-yarns et filaments. Ces dernières valeurs, présentées dans les tableaux III-4, III-6 et IV-4, sont relativement homogènes : elles sont toutes comprises entre 0,06 et 0,10%/décade. Les taux de fluage mesurés sur rope sont compris entre 0,09 et 0,11%/décade, ce qui confirme la forte analogie entre le taux de fluage mesuré sur filament et celui mesuré sur câble.

V.1.3 Effet de la mise en place, déformation permanente

La procédure de mise en place, qui est à l'origine une procédure appliquée dans le milieu industriel, a été déterminée de manière empirique. Son but est de stabiliser les câbles avant d'effectuer des essais de caractérisation, afin que les structures caractérisées soient dans un état comparable à celui des câbles installés sur site. La littérature a montré que lors de la mise en place, une déformation permanente était associée à la stabilisation des structures. Cette déformation permanente est due, toujours d'après la littérature, à deux contributions distinctes : la réorganisation géométrique des éléments au sein du câble, mais également la modification des propriétés du composant fondamental.

Les essais réalisés dans cette étude ont montré qu'en effet l'application d'une procédure de mise en place similaire sur différentes échelles, allant du sub-rope au filament, entraîne l'apparition d'une déformation plastique. La comparaison des valeurs obtenues permet de conclure quant à l'importance relative des phénomènes contribuant à cette déformation plastique. De plus, la considération des valeurs de déformation mesurées après 18h de recouvrance lors des essais A, B, C et A', B' et C' permet de renforcer les conclusions. La comparaison de l'ensemble des mesures réalisées sur PET est illustrée sur la Figure V-6 (et pour le PEN sur la Figure B-18).

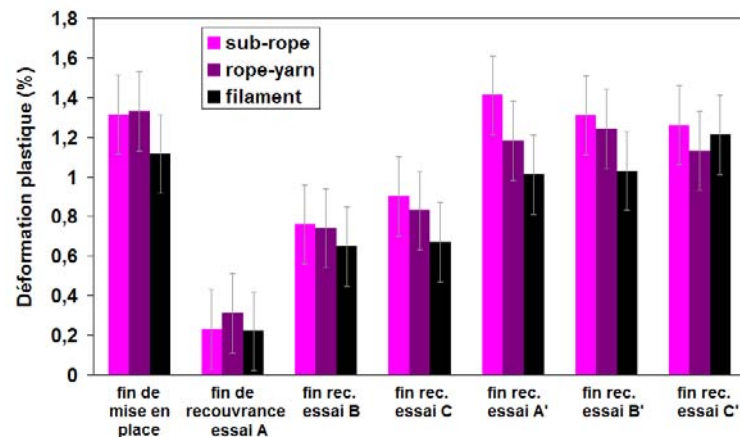


Figure V-6 : Niveaux de déformation permanente relevés à la fin de différents essais sur structures en PET.

Au vu de l'ensemble des mesures de déformation réalisées au cours de cette étude, et plus particulièrement lors des essais répétés, la dispersion pour ces mesures est estimée à $\pm 0,2\%$, pour les deux matériaux et sur l'ensemble des échelles.

On retrouve pour plusieurs des essais considérés une évolution a priori logique : la valeur de déformation plastique décroît lorsque l'on passe du sub-rope au rope-yarn puis au filament : la différence entre ces valeurs, quoique faible, pourrait nous permettre de distinguer la contribution "géométrique" de la contribution "macromoléculaire". Néanmoins, ce schéma ne se retrouve pas pour la totalité des essais. De plus, au vu de la marge d'erreur estimée, les différences observées pourraient tout aussi bien être dues à la dispersion des résultats. Enfin si l'on considère que la contribution géométrique est égale à la différence entre la valeur de déformation plastique de l'assemblage et celle du filament, cette contribution géométrique est proportionnellement très faible par rapport à la contribution du filament. Il nous semble donc pertinent, au vu des faibles écarts entre les échelles, de considérer la déformation plastique comme étant principalement due aux modifications du comportement du filament, associées au réalignement des chaînes moléculaires. Ainsi on peut aisément négliger en première approximation la contribution géométrique.

V.1.4 Rupture sous sollicitation cyclique

Les essais cycliques ont été réalisés uniquement à l'échelle des filaments dans le cadre de cette étude. On ne peut donc pas, comme c'est le cas pour la traction ou le fluage, comparer des résultats sur filaments, yarn, rope-yarn,...

Néanmoins il existe dans la littérature une base de données qui à notre sens est digne d'intérêt et exploitable : la synthèse de différents essais de sollicitation cyclique sur des structures câblées en PET proposée par Banfield ^[BAN00], ainsi que des résultats de fatigue obtenus au cours du JIP "Durability" ^[FLO06] peuvent nous permettre de comparer les durées de vie obtenues sur des

filaments en PET et sur des assemblages, en partant du principe que le composant fondamental des câbles dont il est question dans la littérature est semblable au filament en PET que nous avons étudié.

Les résultats sur câbles concernent des assemblages en PET de tailles diverses, leur force à rupture allant de 50 à 1000 kN. Les données relatives à la sollicitation appliquée sont des valeurs d'amplitude de force, exprimées en % de la force à rupture de la structure (les valeurs de F_{MOY} , F_{MIN} et F_{MAX} ne sont, elles, pas toujours connues). Dans le cas des filaments, les valeurs F_{MIN} et F_{MAX} sont connues. On peut alors en déduire la valeur d'amplitude de force correspondant à chaque essai.

Pour faire la comparaison avec les résultats sur filaments, un remaniement des données sur câbles est nécessaire. Nous cherchons à réévaluer les valeurs d'amplitude de force appliquées aux câbles en termes de % de la force à rupture des filaments, de manière à comparer des niveaux de sollicitation équivalents entre câbles et filaments. Pour cela on applique un coefficient aux valeurs d'amplitude issues de la littérature : ce "coefficient de perte" permet de tenir compte de la différence de résistance entre câbles et filaments (on parle ici en termes de valeur normalisée : contrainte à rupture, ou force par unité de masse linéique). La construction des câbles n'étant pas connue de manière précise, nous considérons alors un intervalle de valeurs encadré par une estimation inférieure et une estimation supérieure. Pour cela nous nous basons sur nos propres données : les câbles de force à rupture 1000 kN par exemple sont a priori de taille et de construction intermédiaire à celles du rope et du sub-rope que nous avons étudiés. Pour ces câbles, les coefficients $F_{R\ assemblage}/F_{R\ filament}$ calculés au paragraphe V.1.1.a pour le rope et le sub-rope sont donc respectivement utilisés comme bornes inférieure et supérieure pour la nouvelle estimation de l'amplitude de force. De la même manière, on utilise pour les câbles de 50 kN les coefficients obtenus pour le sub-rope et le rope-yarn.

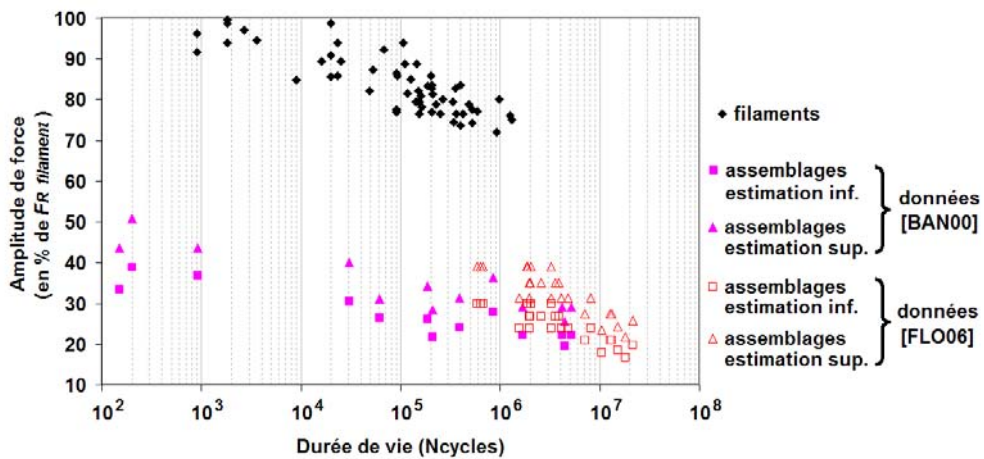


Figure V-7 : Comparaison des données de durée de vie sous sollicitation cyclique obtenues dans cette étude pour des filaments en PET et dans [BAN00] et [FLO06] pour des assemblages de grande taille.

Les données ainsi calculées sont représentées sur la Figure V-7. On observe un écart considérable de comportement entre les filaments et les assemblages : pour les filaments, l'amplitude de force nécessaire pour provoquer une rupture entre 10^3 et 10^6 cycles est supérieure à $72\%F_R$, tandis que pour les câbles, les amplitudes de force concernées sont inférieures à $50\%F_R$. Les résultats sur câble ne sont que des estimations, évaluées d'après nos propres observations sur

assemblages, néanmoins la différence de comportement reste incontestable en considérant une marge d'erreur assez large. Il existe donc nécessairement une source d'endommagement propre au fait que la structure soit un assemblage d'éléments plus petits, qui se distingue des propriétés du matériau dont est constitué le câble et qui provoque une rupture prématurée de celui-ci.

L'écart des résultats pourrait être attribué à la différence de vitesse de sollicitation entre filaments et câbles : pour ces derniers la fréquence des cycles de charge est située entre 0,1 et 2 Hz, tandis que pour les filaments, elle est de 50Hz. Cependant, si l'on compare les données de durée de vie en secondes et non pas en nombre de cycles, l'écart de comportement reste marqué. De plus, si la fréquence a effectivement un effet, c'est un effet d'échauffement, et cela devrait entraîner un effet opposé à celui observé : les filaments, soumis à une fréquence plus élevée, devraient alors être plus sensibles à la sollicitation que les câbles.

On peut aussi avancer que la comparaison en termes d'amplitude de force n'est pas suffisante : il se peut que les valeurs maximales de force subies par les câbles, qui ne sont pas connues ici, soient en fait proches de celles appliquées aux filaments. Toutefois, si l'on considère les protocoles d'essais généralement appliqués sur câbles dans la littérature, les forces maximales appliquées sont rarement, voire jamais supérieures à $90\%F_R$, et si l'on applique un coefficient de perte raisonnable, on obtient par rapport à la résistance du filament une force maximale appliquée aux câbles de 70% : dans tous les cas, les durées de vies considérées sur la Figure V-7 concernent des niveaux d'effort plus faibles pour les câbles que pour les filaments.

Enfin cette comparaison peut être jugée inadéquate pour une autre raison : l'hypothèse a été avancée au paragraphe V.1.1.a que les efforts subis par les filaments au sein du câble sont, du fait de la présence des angles de construction, inférieurs à l'amplitude de sollicitation appliquée au câble. Il serait donc plus pertinent de comparer les résultats de la Figure V-7 en termes d'"amplitude subie par le filament au sein du câble" et d'"amplitude subie par le filament en tant qu'élément unique". Néanmoins cette remarque confirme encore davantage nos observations : si l'on modifie les données sur câbles en ce sens, l'écart de comportement entre câbles et filaments sera alors encore plus prononcé.

L'application d'une sollicitation de type cyclique est donc beaucoup plus endommageante pour un assemblage de filaments que pour un filament seul. Contrairement au comportement statique, qui peut globalement être assimilé à celui du composant fondamental, on constate ici un net effet de construction. Cet effet peut être lié à des phénomènes de frottement, qui vont provoquer de l'abrasion entre éléments, et peuvent également produire de la chaleur. A cet échauffement dû au frottement peut aussi s'ajouter un échauffement par hystérésis lié au matériau, la chaleur dégagée par les éléments situés au cœur de la structure ayant notamment plus de mal à se dissiper de par le confinement de ces éléments.

V.2 Validation du modèle FRM

Le logiciel Fibre Rope Modeller (FRM) développé par Tension Technology International et présenté au paragraphe II.3.3, propose de prédire le comportement de câbles synthétiques sous différents types de sollicitation, notamment traction (il fournit alors comme résultat la courbe force – allongement) et fatigue (durée de vie).

Nous souhaitons ici comparer certains de nos résultats expérimentaux aux résultats que peut fournir le modèle. La comparaison se base sur les essais sur filaments et assemblages en PET uniquement, car certains paramètres du modèle relatifs au matériau considéré sont connus pour le PET, mais pas pour le PEN.

V.2.1 Création d'un modèle géométrique de câble

V.2.1.a Description de la méthode

La première étape de l'utilisation du logiciel consiste à fournir, à l'aide d'une interface développée à cet effet (cf. Figure V-8), une description détaillée de la structure que nous appellerons par la suite modèle géométrique. Cette description se fait à partir de la structure que l'on souhaite étudier, dans notre cas le sub-rope, en décrivant de manière hiérarchique sa construction. Ainsi on commence par donner le nombre de sous-éléments de la structure (ici 3 strands), la manière dont ils sont assemblés (par exemple tressés, ou dans notre cas torsadés), les angles de construction impliqués et également le facteur de compaction (cf. §II.3.3). Puis les sous-éléments sont à leur tour décrits de façon similaire (1 strand = 28 rope-yarns torsadés, etc...), jusqu'à arriver au plus petit composant de la structure. Pour chaque niveau de la structure, on précise si les éléments qui composent ce niveau sont "déformables transversalement" ou non ("soft" ou "hard"). Dans le cas des composants déformables, la section cylindrique initiale des éléments va évoluer de manière à combler les espaces vides du niveau.

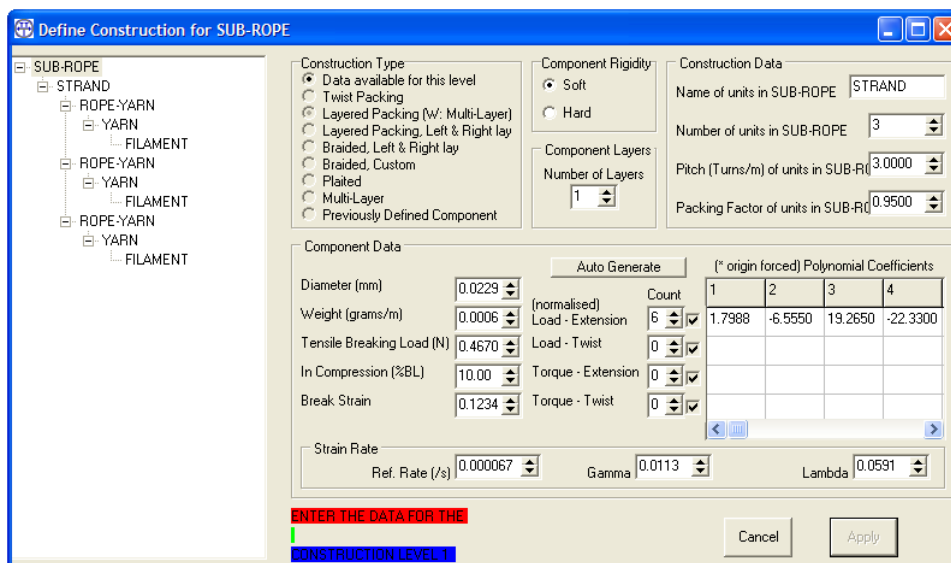


Figure V-8 : Interface de création de modèles de câbles du logiciel FRM.

L'étape suivante consiste à fournir au modèle les données caractéristiques du composant fondamental : les valeurs de diamètre, de masse linéique, de force à rupture (traction et compression), et la relation force – allongement en traction. La force à rupture en compression est exprimée en pourcentage de celle mesurée en traction. Cette valeur étant difficile à mesurer expérimentalement pour le type de structures qui nous intéresse, on utilise la valeur fournie par défaut qui est de 10%. La relation force – allongement est introduite à l'aide des coefficients d'un polynôme d'interpolation de la courbe de traction.

Il est également possible d'introduire le comportement en torsion, mais cet aspect du modèle ne sera pas abordé.

L'influence de la vitesse de sollicitation sur la relation force allongement peut également être introduite à l'aide de deux coefficients. Ces derniers ont pour effet de modifier la relation force – allongement du composant de base en fonction de la vitesse de sollicitation considérée, en lui appliquant une simple homothétie (force à rupture augmentée et déformation à rupture diminuée lorsque la vitesse croît). Des valeurs par défaut de ces coefficients sont fournies pour le PET.

V.2.1.b Différents modèles géométriques créés

Trois différents modèles de sub-rope ont été créés selon la méthode que nous venons de décrire. La différence entre les modèles se situe dans le choix du niveau fondamental :

- Modèle A : une description la plus détaillée possible de la construction du sub-rope est donnée. Le plus petit composant considéré est le filament. Les données expérimentales obtenues à cette échelle au cours de notre étude permettent de fournir les entrées nécessaires au modèle.
- Modèle B : la description de la construction du sub-rope s'arrête au yarn et ce sont les caractéristiques mesurées à cette échelle qui sont fournies comme données d'entrée au logiciel.
- Modèle C : Le composant fondamental indiqué dans le modèle est le rope-yarn.

Pour chaque modèle, la courbe de traction expérimentale du composant fondamental considéré est approchée par un polynôme de degré 6 (un polynôme de degré inférieur ne permet pas de tenir compte de toutes les variations de module au cours de la traction).

Pour l'assemblage des filaments en yarns, les éléments sont considérés non déformables dans la direction transverse : les observations faites en microscopie dans la littérature montrent globalement que, même après des sollicitations sévères, la section des filaments reste cylindrique (cf. Figure II-14). Pour tous les niveaux supérieurs, les éléments sont supposés déformables : on observe en pratique que dans le sub-rope, la section des strands, rope-yarns et yarns a tendance à prendre une forme telle que le vide entre les éléments est comblé.

Un aperçu de la section des éléments dans le modèle d'assemblage peut être obtenu grâce au logiciel. Comme le montre la Figure V-9, les filaments assemblés en un yarn restent cylindriques, tandis que les rope-yarns assemblés en strand prennent la forme de coins ou de coins tronqués.

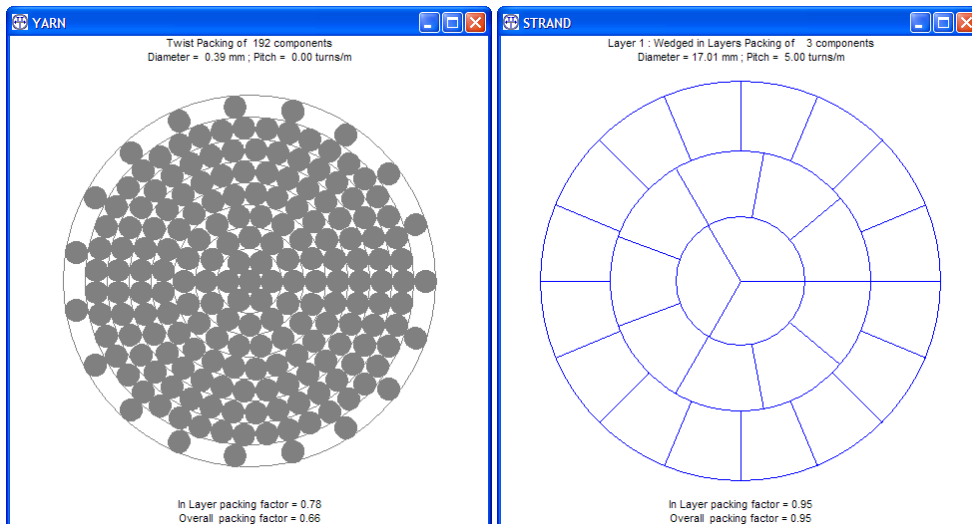


Figure V-9 : Aperçu de la section d'éléments issus de modèles de câbles FRM. A gauche, un niveau fait d'éléments non déformables (yarn fait de filaments) ; à droite d'éléments déformables (strand fait de rope-yarns).

Sur la base des valeurs de diamètre et de masse linéique fournies pour le composant fondamental et de la déformabilité indiquée pour chaque élément, le logiciel calcule alors le diamètre et la masse linéique de la structure globale. Les valeurs obtenues pour nos trois modèles de sub-rope A, B et C sont présentées dans le Tableau V-4.

	Modèle A	Modèle B	Modèle C	Sub-rope réel
Diamètre (mm)	30,4	31,3	39,5	32
Masse linéique (10^3 tex)	573	577	582	600

Tableau V-4 : Comparaison des valeurs de diamètre et de masse linéique estimées par le logiciel FRM et des valeurs réelles.

On voit que les modèles définis permettent de prédire des valeurs assez réalistes pour ces deux grandeurs.

V.2.2 Simulation du comportement mécanique

Une fois les modèles géométriques de structure créés, la simulation de différents schémas de sollicitation peut ensuite leur être appliquée : essai de traction quasi-statique, essai cyclique quasi-statique, essai de fatigue, et essai de fluage / relaxation, comme le montre l'interface graphique sur la Figure V-10. Seules la traction et la fatigue sont évaluées ici.

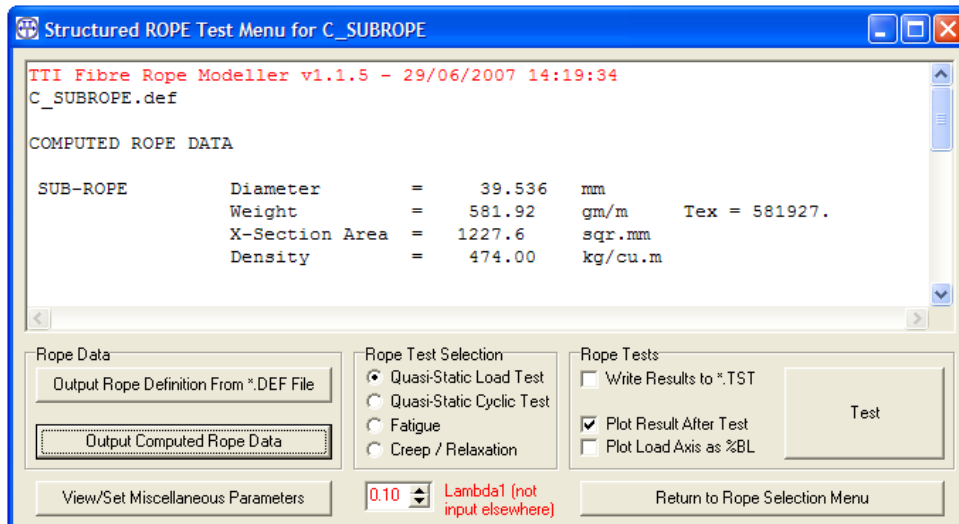


Figure V-10 : Interface de simulation du comportement mécanique de câbles du logiciel FRM.

V.2.2.a Comportement en traction quasi-statique

Chaque modèle de sub-rope étant composé de "sous-modèles" correspondant aux différents niveaux de construction, on réalise la simulation d'un essai de traction à l'échelle du yarn (modèle A et B uniquement puisque la description du modèle C s'arrête au niveau du rope-yarn), ainsi qu'à l'échelle du rope-yarn (modèle A, B et C) avant de s'intéresser à la simulation à l'échelle du sub-rope. Ainsi ces différentes simulations peuvent être confrontées aux résultats expérimentaux de traction obtenus au cours de notre étude.

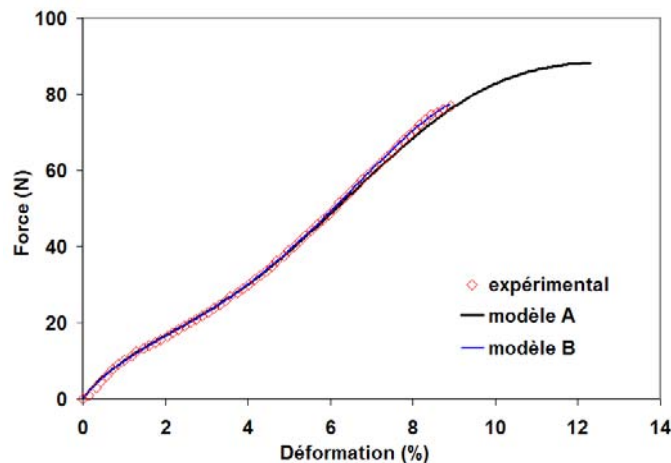


Figure V-11 : Comportement en traction du yarn en PET, résultat expérimental et simulations à l'aide du logiciel FRM

La Figure V-11 montre la confrontation entre la courbe expérimentale de traction obtenue pour le yarn et les courbes obtenues par FRM à l'aide des modèles de yarn A et B.

Le modèle A est celui pour lequel on introduit les propriétés du filament comme étant celles du composant fondamental. On s'aperçoit que, si l'évolution de la relation force – déformation est très bien simulée, la rupture réelle est bien plus précoce que celle indiquée par le modèle. Les valeurs de force et déformation à rupture sont largement surestimées. Le logiciel

considère en fait la force à rupture du yarn comme étant la somme des forces à rupture des filaments qui le composent, et ainsi la déformation à rupture obtenue pour le yarn est identique à celle que nous avons intégrée au modèle pour le filament. La simulation ne tient pas compte de la perte de résistance associée à l'augmentation du nombre d'éléments dont nous avons parlé au paragraphe V.1.1.a.

Le logiciel offre la possibilité d'introduire un effet permettant d'obtenir une meilleure estimation des valeurs à rupture. L'effet de "Termination Reduction" produit, en appliquant un coefficient de perte déterminé par l'utilisateur, une courbe de traction avec une force à rupture inférieure. Cependant nous n'avons pas jugé souhaitable d'utiliser cette option pour plusieurs raisons. D'une part, elle simule le phénomène de perte de résistance imputé aux terminaisons. Nous ne pensons pas que ce phénomène soit à l'origine de la perte de résistance entre yarn et filament. D'autre part, on obtient certes une diminution de la force à rupture indiquée, mais pas de la déformation à rupture. Il en résulte donc une perte de module. La précision gagnée concernant la valeur de force à rupture est alors contrebalancée par une perte de précision dans la prédiction de l'évolution du module, qui est comme on le voit sur la Figure V-11 très réaliste sans appliquer l'effet de "Termination Reduction".

La simulation de traction sur le modèle B se superpose elle parfaitement à la courbe expérimentale. Ceci n'a rien de surprenant puisque ce modèle est celui pour lequel les propriétés du yarn, et notamment la courbe de traction, sont fournies comme caractéristiques du niveau fondamental. La simulation consiste donc simplement à reconstruire la courbe d'après les coefficients du polynôme d'interpolation introduits.

A l'échelle du rope-yarn, trois modèles peuvent être comparés à la courbe de traction expérimentale (cf. Figure V-12).

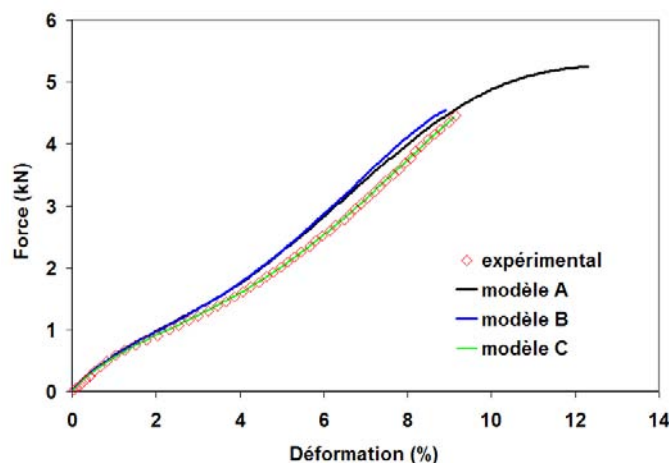


Figure V-12 : Comportement en traction du rope-yarn en PET, résultat expérimental et simulations à l'aide du logiciel FRM

Tout comme nous venons de voir que le modèle B fournit pour le yarn une courbe de traction identique à la courbe expérimentale, la simulation de traction sur le modèle C du rope-yarn est ici en parfait accord avec la courbe réelle : ce modèle est basé sur les caractéristiques du rope-yarn.

Les modèles A et B sont quant à eux plus éloignés de la courbe réelle. Le modèle A présente notamment, comme c'était le cas pour le yarn, une courbe plus "longue", avec des valeurs de force et déformation à rupture largement supérieures aux valeurs mesurées. Ici encore on peut supposer que cela est dû à une mauvaise estimation par la simulation de la perte de résistance associée à la taille de l'assemblage. Cette surestimation est bien moindre avec le modèle B : celui-ci se base sur les valeurs à rupture fournies pour le yarn, qui sont en pratique plus proches de celles du rope-yarn.

L'écart entre les modèles et la courbe expérimentale se situe ici également au niveau de l'évolution du module : les courbes issues des modèles se situent au-dessus, suggérant un module supérieur au module réel. Il semble que le logiciel sous-estime la perte de module associée à la construction géométrique du rope-yarn par rapport au yarn.

La Figure V-13 illustre les résultats obtenus pour la simulation de comportement du sub-rope.

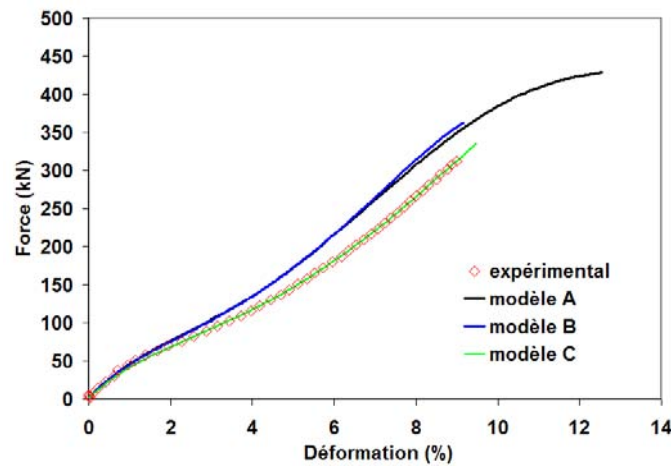


Figure V-13 : Comportement en traction du sub-rope en PET, résultat expérimental et simulations à l'aide du logiciel FRM

On voit que pour les modèles A et B, la mauvaise estimation de l'évolution du module entre le yarn et le rope-yarn soulignée précédemment se répercute sur le comportement simulé du sub-rope.

En revanche, le modèle C se superpose parfaitement avec la courbe expérimentale, avec encore cependant une légère surestimation des valeurs à rupture que nous avons déjà expliquée. Les niveaux de torsion appliqués pour passer du rope-yarn au sub-rope sont relativement faibles comparés à la torsion des yarns pour former les rope-yarns (20 tpm dans ce dernier cas, contre 5 tpm pour passer des ropes-yarns au strand et 3 tpm des strands au sub-rope). Il semble donc que le modèle soit plus performant pour la simulation du comportement de structures impliquant de faibles niveaux de torsion.

V.2.2.b *Comportement en fatigue*

La simulation d'essai de fatigue à partir du logiciel FRM permet d'obtenir la durée de vie de la structure considérée selon les conditions de sollicitation appliquées.

Pour estimer cette durée de vie, le programme intègre trois des mécanismes provoquant la rupture que nous avons évoqués au chapitre II : l'abrasion, le fluage et l'échauffement par hystérésis.

A chacun de ces mécanismes sont associés des paramètres pour lesquels l'utilisateur doit introduire une valeur. Cependant une valeur par défaut est généralement fournie, celle-ci étant la plupart du temps indiquée comme étant adaptée au PET. A ces paramètres doivent également être ajoutées des données précises sur les conditions de sollicitation, comme le type de milieu (air / eau), la température, les valeurs de force minimale et maximale... Une illustration des différentes interfaces à l'aide desquelles tous ces paramètres sont introduits est montrée sur la Figure V-14.

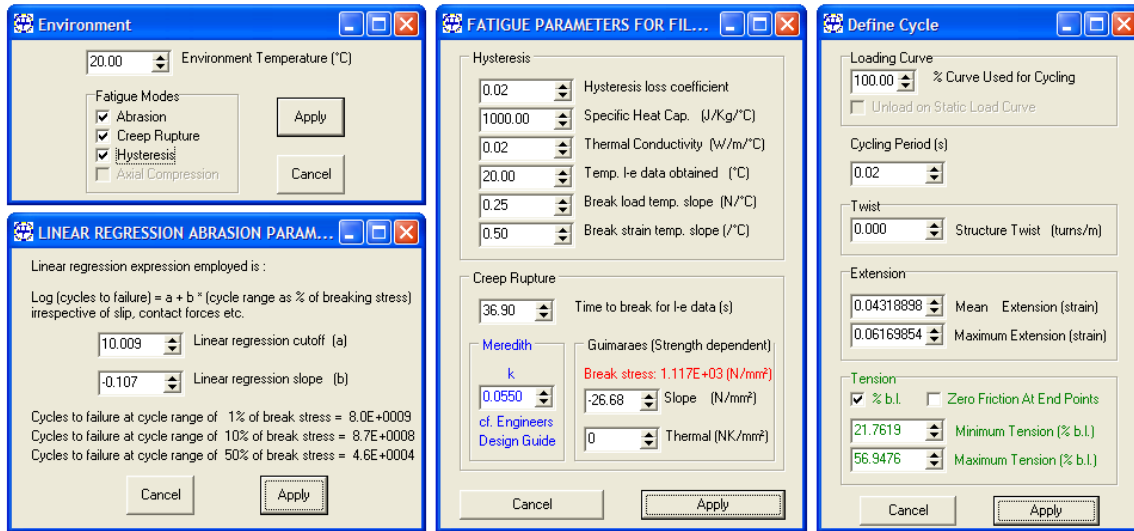


Figure V-14 : Paramètres d'entrée pour la simulation du comportement en fatigue par le logiciel FRM

Simulation de la fatigue des filaments

Dans un premier temps, on applique la simulation du comportement en fatigue au modèle de filament. Puisque l'on ne considère qu'un seul filament, il ne peut y avoir de phénomène d'abrasion. Ce mode de fatigue est donc désactivé.

Les essais expérimentaux de fatigue sur filaments ont été réalisés en atmosphère contrôlée à 20°C. Ces conditions sont intégrées aux paramètres de simulation.

Les paramètres par défaut fournis par FRM pour la fatigue par hystérésis (coefficient de perte, capacité calorifique spécifique...) sont indiqués comme étant adaptés pour une structure en PET, et sont donc inchangés.

Pour le fluage, le paramètre à introduire est lié à une équation développée par Meredith, reliant la durée de vie à la force appliquée (cf. §II.3.3, équation (II.8)). Le manuel d'utilisation du logiciel indique pour des structures en PET que ce paramètre doit être "légèrement supérieur à 0,05". En appliquant l'équation de Meredith à nos propres données de fluage sur filaments, on obtient une valeur de 0,055. Cette valeur est donc retenue pour la simulation.

Les tests de simulation sont ainsi effectués pour plusieurs niveaux de force maximale (de 70 à 95% F_R), la force minimale étant fixée à zéro, et la fréquence de sollicitation à 50 Hz. Les résultats de durée de vie obtenus lors de chaque simulation sont alors comparés aux valeurs expérimentales (cf. Figure V-15).

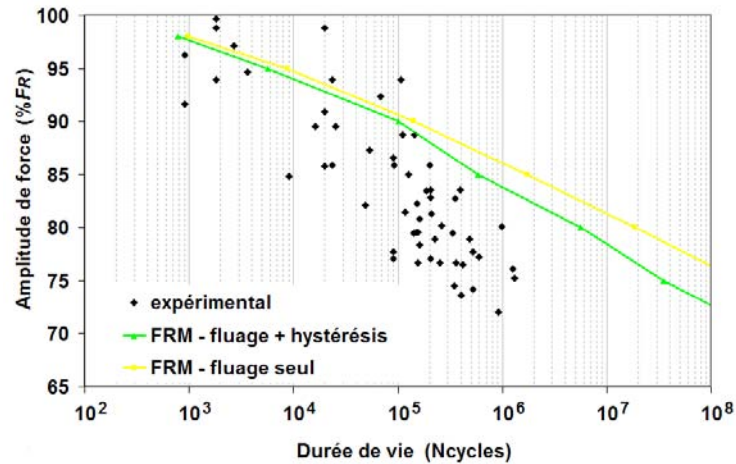


Figure V-15 : Comportement en fatigue du filament en PET, résultats expérimentaux et simulations à l'aide du logiciel FRM.

La comparaison de la simulation avec les résultats expérimentaux montre que le logiciel a tendance à surestimer la durée de vie des filaments. Si la courbe de simulation peut être considérée comme une moyenne des points expérimentaux sur la première partie du graphique, elle s'en éloigne en revanche très nettement sur la partie droite. Ce résultat montre en fait une certaine logique au vu de nos résultats expérimentaux. Nous avons vu au chapitre IV que la majorité des spécimens dont la durée de vie est supérieure à 10^5 cycles présentent un faciès de rupture associé au mécanisme particulier de fatigue en tension (cf. Figure IV-22). Or ce mécanisme de fatigue n'est pas intégré dans la simulation. On voit sur la Figure V-15 que c'est justement à cette abscisse que les courbes de simulation s'éloignent des points expérimentaux.

Il serait donc nécessaire d'intégrer le mécanisme de fatigue en tension au modèle pour obtenir une meilleure précision dans la prédiction de durée de vie des filaments.

Dans le but d'évaluer l'importance relative des mécanismes de fluage et d'hystérésis, les mêmes essais de simulation sont effectués mais en désactivant cette fois le mode de fatigue par hystérésis (Figure V-15, courbe grise). La comparaison des deux types de simulation montre que le fluage, d'après le logiciel, domine la rupture des filaments par rapport à l'hystérésis : les deux courbes sont relativement proches. Le phénomène d'hystérésis accélère le processus, surtout aux valeurs d'amplitude les plus faibles. Aux fortes valeurs de force, la contribution de l'hystérésis est quasiment négligeable par rapport au fluage.

Cette idée est confirmée lorsque l'on tente de simuler le comportement en fatigue en désactivant le processus de fluage. Si l'on ne considère que la fatigue par hystérésis, le logiciel est "bloqué" et ne peut fournir de résultat : la durée de vie estimée est infinie.

Simulation de la fatigue des assemblages

Le modèle FRM n'a pas vocation à simuler le comportement des fibres, mais celui des câbles. Il est donc nécessaire de valider les résultats de simulation à une échelle plus importante que celle des filaments. D'autant plus que, comme nous l'avons vu au paragraphe V.1.4, le comportement en fatigue des assemblages se distingue nettement de celui des filaments.

Aucun essai de sollicitation cyclique n’ayant été réalisé sur câble au cours de cette étude, nous nous basons pour la validation du modèle sur les résultats issus de la littérature et déjà évoqués au paragraphe V.1.4 ^{[BAN00], [FLO06]}.

Ces références mêlent des résultats obtenus sur des câbles de différentes tailles, leur force à rupture allant de 50 à 1000 kN. On choisit alors de réaliser les tests de simulation sur le modèle de sub-rope C, qui présente une taille intermédiaire ($F_R = 300$ kN). De plus le type de construction du sub-rope est proche de ceux des câbles dont il est question dans les références, ce qui justifie encore davantage ce choix.

Les essais présentés dans [BAN00] ont été réalisés en immersion, avec des périodes de sollicitation comprises entre 0,5 et 10,5 secondes. Aucune précision n’est donnée concernant ceux de [FLO06]. On choisit d’effectuer la simulation d’essais immergés (température 10°C), avec une période de 10,5 s.

Puisque l’on considère désormais la fatigue de structures câblées, les trois mécanismes de fatigue proposés par le logiciel sont activés : fluage, hystérésis et abrasion.

Pour le fluage et l’échauffement par hystérésis, les mêmes paramètres que ceux de la simulation du comportement des filaments sont utilisés.

Concernant l’abrasion, on utilise les paramètres fournis par défaut, qui sont conseillés pour de structures en PET. Ces paramètres proviennent de la régression linéaire appliquée à des résultats expérimentaux issus de la littérature ^[PAR82]. Les auteurs suggèrent en effet que les ruptures en fatigue présentées dans cette référence sont exclusivement dues au phénomène d’abrasion.

On réalise donc une série de simulations pour plusieurs niveaux de force maximale (de 25 à 75% F_R), la force minimale étant fixée à zéro. Les résultats obtenus ainsi que les valeurs expérimentales sont présentées sur la Figure V-16.

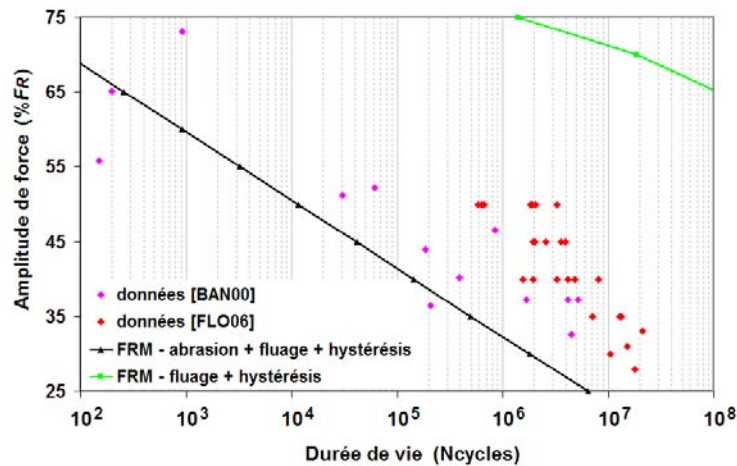


Figure V-16 : Comportement en fatigue d’assemblages en PET, résultats expérimentaux (d’après [BAN00] et [FLO06]) et simulations à l’aide du logiciel FRM.

Les prédictions de durées de vie données par le logiciel sont dans l’ensemble assez proches des résultats expérimentaux. Les durées de vie sont légèrement sous-estimées, mais l’augmentation de durée de vie obtenue lorsque l’amplitude de force diminue suit remarquablement bien l’évolution observée pour les essais réels. On peut en somme considérer que les résultats de la simulation constituent une courbe de référence conservatrice.

Tout comme nous avons cherché à évaluer l'impact relatif du fluage et de l'échauffement par hystérésis pour la simulation du comportement en fatigue des filaments, nous avons ici voulu connaître l'importance que le logiciel donne aux différents mécanismes considérés. La courbe située en haut à droite sur la Figure V-16 et dont on distingue seulement une partie montre les prédictions du modèle lorsque l'abrasion est désactivée. Ces prédictions de durée de vie sont largement supérieures aux valeurs réelles, et l'on voit ainsi que les mécanismes de fluage et d'hystérésis ne peuvent à eux seuls expliquer la rupture des assemblages. On voit également que le logiciel considère l'abrasion comme étant le mécanisme le plus critique pour la rupture des assemblages. Ceci est d'ailleurs confirmé si l'on effectue les simulations en incluant uniquement les effets de l'abrasion : la courbe obtenue se superpose de manière quasi parfaite avec la courbe noire.

Il est également à noter que l'influence de la période et du milieu de sollicitation ont été vérifiées afin de s'assurer d'une comparaison la plus juste possible entre les conditions réelles ayant mené aux valeurs expérimentales et les conditions indiquées dans le modèle : nous avons par exemple vu précédemment que certains des tests de la littérature ont été faits en immersion, d'autres dans l'air... Il apparaît en fait que ces facteurs n'ont que très peu d'influence, et les simulations mènent invariablement à une courbe très proche de la courbe noire.

V.2.3 Bilan de la validation du modèle

La méthode de description des structures que propose le modèle FRM est très complète et permet de tenir compte de tous les détails de la géométrie de construction. Ceci peut cependant parfois s'avérer être un problème : l'utilisateur doit être capable de fournir un nombre important de paramètres, qui ne sont pas toujours à sa disposition.

Malgré cette limitation, les résultats de simulation de comportement sont assez pertinents. On voit d'après les résultats de simulation en traction quasi-statique que le modèle est plus performant si la description de la structure n'est pas trop détaillée : les résultats issus du modèle dont le niveau fondamental est le rope-yarn sont plus pertinents que ceux du modèle basé sur les caractéristiques du filament.

Les prédictions de comportement en fatigue sont elles aussi assez justes. Le phénomène de fatigue en tension n'étant pas intégré au modèle, la précision sur le comportement des filaments est limitée. Néanmoins en ce qui concerne les structures câblées, qui sont précisément les structures que le modèle vise à décrire, les résultats sont très satisfaisants. Il serait envisageable d'introduire un mode de fatigue supplémentaire au modèle afin d'intégrer la fatigue en tension, ce qui donnerait de meilleurs résultats à l'échelle du filament. Cependant tout porte à croire que cela ne modifierait que peu les résultats à l'échelle des câbles.

Le modèle FRM a été très peu utilisé à ce jour. Il présente pourtant à nos yeux un fort potentiel pour la prédiction du comportement des câbles synthétiques.

V.3 Comportement des fibres unitaires en PET et PEN

Les conclusions faites aux paragraphes précédents ont montré toute l'importance du comportement des filaments vis-à-vis de celui des assemblages, particulièrement pour les sollicitations quasi-statiques. Il semble alors nécessaire de considérer de manière plus approfondie les résultats obtenus sur filaments dans le but d'une compréhension la plus complète possible de leur comportement, notamment en associant celui-ci aux évolutions de microstructure pouvant se produire lors de leur sollicitation.

Il semble également pertinent de comparer le comportement des deux matériaux que nous avons étudiés, PET et PEN, dans l'optique d'une utilisation pour l'application offshore. Les corrélations de comportement aux différentes échelles que nous avons établies nous permettent de faire cette comparaison à l'échelle du filament.

V.3.1 Comportement en traction

L'évolution de la courbe de traction des filaments de type PET est généralement décrite dans la littérature selon trois phases (cf. §II.2.2.b) : une première phase de décroissance du module liée au mouvement des zones amorphes, une seconde phase où le module croît du fait de la sollicitation des chaînes carbonées, puis une dernière phase de décroissance du module pouvant être due à des glissements ou des ruptures de chaînes.

Une considération plus approfondie des changements de module nous a amenés à considérer une évolution en quatre étapes. Les trois dernières étapes correspondent en fait à celles que nous venons de décrire, précédées d'une première étape lors de laquelle le module croît. Cette étape peut en fait être considérée comme la "mise en route" de la déformation : on observe une résistance aux mouvements du fait des efforts de frottement, cette résistance n'ayant plus lieu une fois que le mouvement est amorcé.

On retrouve la considération de cette première étape de croissance dans une étude de Van den Heuvel non pas sur filament mais sur yarn^[VAN93]. Elle y est décrite comme liée à l'enchevêtrement d'une partie des chaînes carbonées. On remarque cependant une différence avec nos résultats sur filaments et également sur yarns : le module part de zéro, alors que dans notre cas il part d'une valeur déjà significative. Cela traduit très certainement une certaine dispersion de longueur des filaments au sein des yarns, de manière similaire à ce que nous observons à l'échelle des rope-yarns (cf. Figure V-4) : les filaments sont mis en charge non pas simultanément mais progressivement, les plus longs étant les derniers à être mis en tension, d'où une croissance progressive du module.

La comparaison de l'évolution du module pour le PET et le PEN révèle un comportement fortement similaire, et met en évidence certains phénomènes. La Figure V-17, obtenue à partir d'un lissage des courbes moyennes sur filaments des Figures V-4 et B-16, montre ces variations pour les deux types de fibres en fonction de la déformation (graphique de gauche) et de la force (droite). Dans les deux cas, l'échelle de droite, qui s'applique au module du PEN, vaut exactement le double de celle de gauche qui concerne le PET. Les courbes représentées en fonction de la déformation sont quasiment superposées jusqu'à la deuxième phase de croissance du module. On voit ainsi que sur cet intervalle, le module du PEN vaut exactement le double de celui du PET.

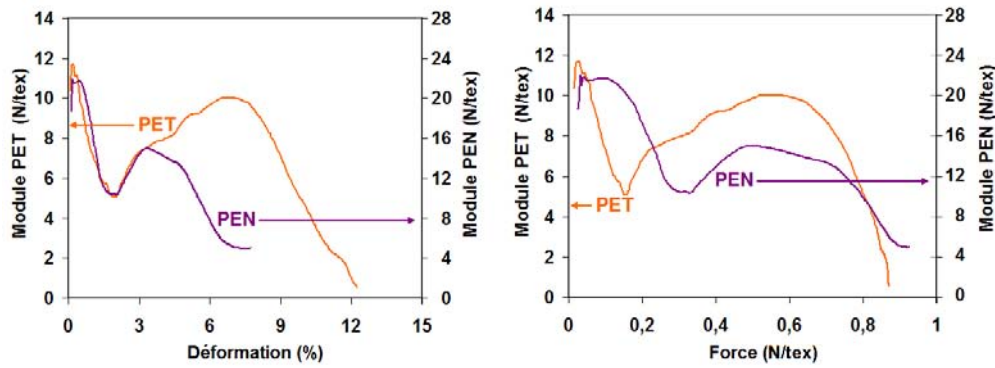


Figure V-17 : Evolution du module au cours de la traction pour des filaments en PET et PEN. A gauche le module est tracé en fonction de la déformation, et à droite en fonction de la force appliquée.

Cette similitude entre PET et PEN nous amène à considérer pour le PEN une morphologie de microstructure et des mécanismes de traction identiques à ceux du PET.

La première phase de traction associée au phénomène de frottement statique est très courte, quasiment négligeable : l'amplitude entre le module initial et le premier pic est faible relativement aux écarts observés entre les autres extrema, ce qui explique peut-être qu'elle ne soit pas évoquée dans la littérature. On passe donc très rapidement à la phase associée au réaligement des zones amorphes. Au vu des résultats, ce réaligement est clairement limité en extension, à une valeur de 2%. Une fois la limite de déformation autorisée par ce mécanisme atteinte, les chaînes carbonées sont sollicitées. Cet autre mécanisme est quant à lui limité par une valeur de force, d'environ 0,5 N/tex, et au-delà de laquelle on amorce la rupture.

Du point de vue de la relation entre l'évolution du module des filaments et l'organisation de la microstructure, le modèle en trois phases (cristalline, amorphe isotrope et amorphe orientée) évoqué au chapitre II est cohérent. Cependant le schéma d'organisation de ces trois phases proposé par Prevorsek (illustré sur la Figure II-6) ne nous paraît pas entièrement satisfaisant. Celui-ci suppose que les fibrilles qui composent le filament sont faits d'une alternance de zones amorphes isotropes et de zones cristallines, et que ces fibrilles sont liées entre elles par la phase amorphe orientée. L'explication qui est faite de la courbe de traction n'est alors en fait pas en accord avec ce schéma : la première phase de décroissance du module est due principalement à l'alignement des phases amorphes isotropes. Or si l'on se base sur la Figure II-6, les phases amorphes orientées vont être sollicitées en même temps et vont être tendues bien avant que les phases isotropes ne s'alignent : le mouvement est bloqué par la mise en tension de la phase interfibrillaire qui est déjà relativement alignée, ce qui est en contradiction avec un module décroissant. Le fait d'avoir une construction "en parallèle" comme schématisée sur la Figure V-18(a) ne concorde alors pas avec cette interprétation. Un modèle qui intégrerait des zones amorphes isotropes dans la zone interfibrillaire serait plus recevable.

Herrera a proposé un modèle de ce genre pour la considération des mécanismes de fatigue des filaments en Nylon ^[HER04]. On sait que le comportement des filaments en PET et en Nylon est relativement semblable, et le modèle proposé par Herrera nous semble beaucoup plus en accord avec l'interprétation faite de la courbe de traction des filaments en PET et PEN. Une illustration de ce modèle est présentée sur la Figure V-18(b). Herrera le présente comme un modèle "en série", schématisé par la figure (c), cependant nous y apportons une légère précision avec le schéma (d).

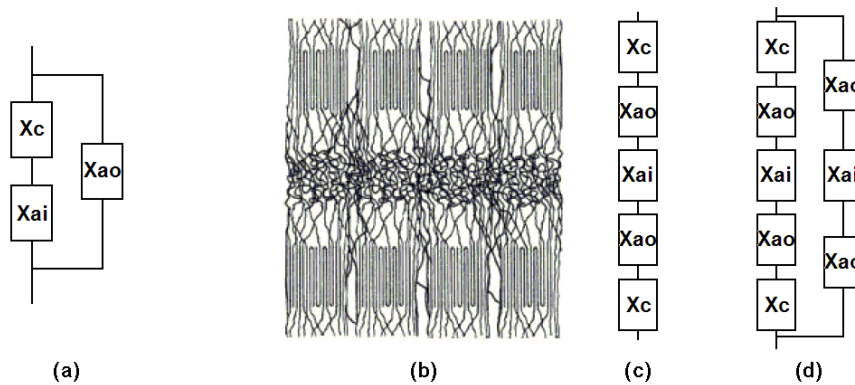


Figure V-18 : (a) Schématisation du modèle microstructural "en parallèle" de Prevorsek. X_c = phase cristalline, X_{ao} = phase amorphe orientée, X_{ai} = phase amorphe isotrope ; (b) Modèle de microstructure proposé par Herrera pour les filaments en Nylon ^[HER04] ; (c) Schématisation du modèle proposée par Herrera ; (d) Précision apportée au schéma (c).

La transition faite dans le sens longitudinal par le passage d'une phase cristalline à une phase amorphe orientée, puis une phase amorphe isotrope paraît plus pertinente : en effet il semble plus réaliste que l'on passe de manière progressive d'une zone entièrement orientée à une zone isotrope. Ce modèle, à la différence du modèle classique, ne limite plus l'extension des chaînes amorphes lors de la traction puisque ces phases isotropes sont également présentes dans la zone interfibrillaire.

Néanmoins une contradiction subsiste vis-à-vis de cette représentation de la microstructure si l'on considère les différences de module en terme de valeur numérique pour le PET et le PEN. En effet on voit sur la Figure V-17 que le module du PEN vaut, dès le début de la sollicitation, le double de celui du PET. Or cette différence est généralement attribuée à la présence du double noyau aromatique dans la molécule de PEN (cf. Figure II-5). Pourtant on suppose dans notre interprétation de la courbe de traction que la chaîne carbonée du polymère n'est initialement pas sollicitée. L'explication peut alors venir non pas de la différence de raideur des molécules de PET et PEN, qui n'est pas sensée intervenir en début de traction, mais de leur différence de taille : l'encombrement stérique, plus important dans le cas du PEN, a très certainement un rôle à jouer dans la différence de comportement entre les deux matériaux.

V.3.2 Origines de la déformation permanente

L'élongation des phases amorphes est associée par Van den Heuvel aux changements de conformation des chaînes moléculaires par rotation de certaines liaisons (cf. § II.2.2.b) : il observe grâce à des essais de Spectroscopie Infra-rouge que la quantité de conformations *gauche* diminue et en parallèle celle de conformations *trans*, qui correspondent à la forme la plus alignée des molécules, augmente au cours de la traction.

La conformation *trans* est la plus stable d'un point de vue énergétique, car elle place les groupes chimiques les plus "encombrants" en opposition. Lorsque les filaments sont mis en tension, puis que cette tension est relâchée, il semble logique que certaines des molécules qui sont passées de la conformation *gauche* à *trans* restent dans cette dernière conformation, plus stable. Cela provoque donc une déformation permanente.

La comparaison de l'évolution du module lors de la traction pour un filament en PET "neuf" et un filament ayant subi la procédure de mise en place est en accord avec cette hypothèse. On voit sur la Figure V-19 que pour le filament ayant subi la mise en place, la première chute de module est initiée plus tard du fait de la déformation permanente, mais suit une évolution parallèle jusqu'au minimum local. Puis les deux courbes suivent la même évolution. C'est a priori le même mécanisme de changement de conformations qui se produit : la proportion de conformations *trans* qui étaient repassées en *gauche* lors de la décharge du filament repassent maintenant en conformation *trans*. Le phénomène est identique pour le PEN (cf. Figure B-19).

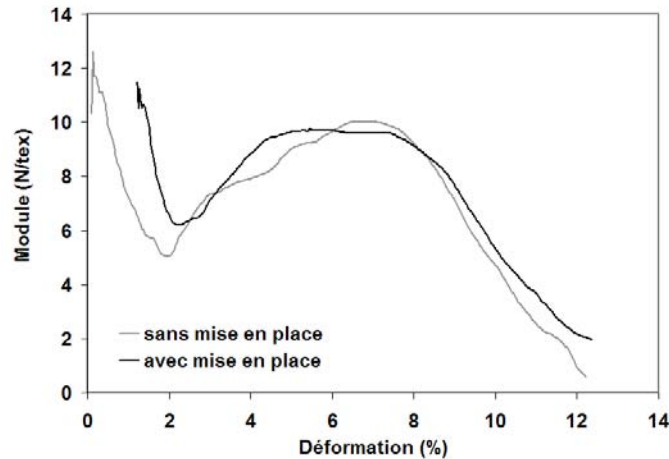


Figure V-19 : Evolution du module au cours de la traction pour des filaments en PET, sans et avec mise en place.

V.3.3 Comportement en fluage

Les évolutions de la vitesse de fluage mises en évidence au cours de cette étude ne sont pas sans rappeler les évolutions du module au cours de la traction, et la littérature fait état de mécanismes microstructuraux semblables impliquant l'étirement des phases amorphes. Le comportement en fluage des filaments semble donc à première vue corrélé à celui de traction.

Cependant, une analyse plus approfondie des résultats nous laisse à supposer une différence entre les mécanismes qui mènent à l'allongement des filaments en traction et ceux impliqués lors du fluage. La Figure V-20 est entre autres à l'origine de cette réflexion. On observe sur cette figure la vitesse de fluage mesurée à différents niveaux de force appliquée, pour les filaments en PET et en PEN.

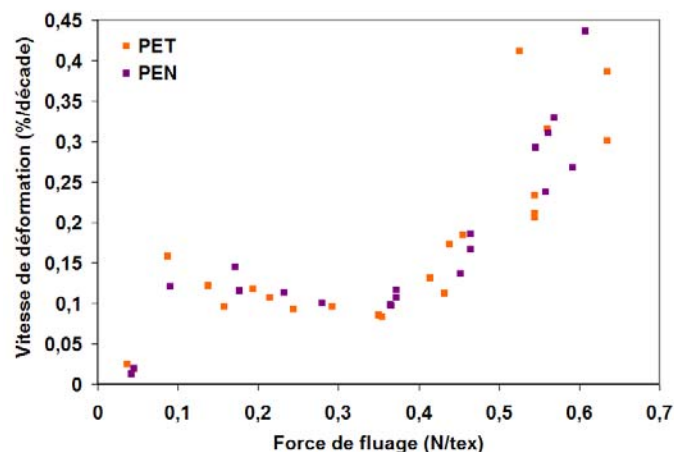


Figure V-20 : Comparaison de l'évolution de la vitesse de fluage en fonction de la force appliquée pour les filaments en PET et PEN.

Ici l'échelle de vitesse utilisée est la même pour les deux matériaux. On voit que les variations de vitesse de déformation sont identiques. Il est notamment remarquable de constater que les valeurs de vitesse sont les mêmes à niveau de force équivalent, alors que pour la traction, le module du PEN vaut le double de celui du PET. Ce rapport entre les modules est, comme nous l'avons indiqué, dû à la présence d'un noyau aromatique double dans la structure moléculaire du PEN, tandis que celle du PET ne contient qu'un noyau simple (cf. Figure II-5). Il semble donc que le mécanisme de fluage n'implique pas la sollicitation des chaînes moléculaires ou l'encombrement stérique des molécules. On peut alors envisager que le fluage résulte de la rupture des liaisons transverses entre les macromolécules : ces liaisons secondaires, qui assurent la cohésion de la structure, sont issues des forces de Van der Waals. Le même type de liaisons secondaires est a priori présent dans les deux polymères, ce qui conforte notre hypothèse. La rupture de ces liaisons est assurément impliquée dans les mécanismes de traction, mais reste un phénomène de second ordre par rapport aux transformations des chaînes moléculaires. Dans le cas du fluage, il semble qu'elle soit dominante.

Une interrogation subsiste pourtant quant aux trois différentes phases d'évolution du mécanisme. La vitesse croissante au cours de la phase initiale et de la phase finale montre une évolution à laquelle on pourrait s'attendre intuitivement. Cependant la décroissance qui semble être observée au cours de la phase intermédiaire observée reste inexpliquée.

V.3.4 Comportement sous sollicitation cyclique

Les essais de sollicitation cyclique réalisés à l'échelle du filament ont permis de mettre en évidence l'existence du mécanisme de fatigue pour les filaments en PET et PEN auxquels nous nous intéressons. Ce mécanisme avait déjà été identifié par le passé pour d'autres types de filaments en PET, mais jamais pour le PEN.

Herrera a suggéré l'existence d'une compétition entre la rupture en fatigue et en fluage lors de la sollicitation cyclique en se basant sur l'observation des faciès des filaments après rupture, qui sont très distincts pour ces deux mécanismes (cf. §II.2.4). Il estime que dans des conditions de charge maximale très élevée ou très basse, c'est le processus de fluage qui prédomine tandis que dans des conditions de charges maximales intermédiaires, c'est celui de fatigue. Plusieurs observations faites lors de nos essais permettent de nuancer cette hypothèse. Tout d'abord

l'observation en microscopie optique d'un départ de fissure de fatigue (cf. §IV.3.2.b, Figure IV-24) lors d'un essai à force maximale $40\%F_R$ laisse supposer que même aux faibles charges maximales, le processus de fatigue peut être impliqué. Ensuite l'observation de stries sur les faciès de type fluage observés sur filaments rompus après sollicitation à forte charge maximale introduit la possibilité d'un mécanisme différent du fluage, s'apparentant lui aussi à de la fatigue. Une comparaison des durées de vies obtenues en fluage et en sollicitation cyclique pourrait confirmer cette idée, malheureusement la faible quantité de données en fluage et la très forte dispersion des résultats ne nous permettent pas d'approfondir cette théorie.

Les tests effectués à 50 Hz ont fourni de nombreuses données de durée de vie. La Figure V-21 présente une comparaison des résultats obtenus pour nos filaments en PET et en PEN. Les durées de vie mesurées montrent encore une fois une forte similitude de comportement entre les deux matériaux. Sur cette figure sont également représentées les durées de vie médianes mesurées pour un autre type de filament en PET par Leclerc ^[LEC06]. On s'aperçoit que les niveaux de force appliqués pour obtenir une rupture en un temps d'essai raisonnable sont bien plus faibles que pour nos filaments. Cela confirme une observation déjà relevée par plusieurs auteurs concernant les performances en fatigue des filaments en PET : pour un même matériau, on peut observer de fortes disparités selon le grade de fibre étudié, le fournisseur... Les similitudes de comportement entre nos filaments en PET et en PEN sont alors d'autant plus remarquables.

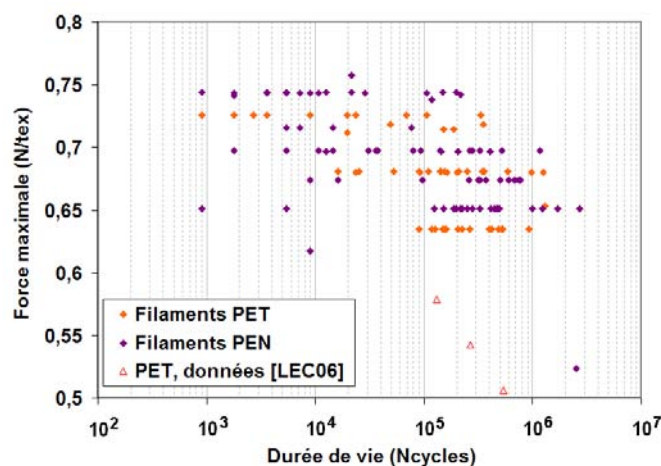


Figure V-21 : Durée de vie sous sollicitation cyclique à 50 Hz des filaments en PET et PEN ; comparaison avec la durée de vie d'autres filaments en PET (données issues de [LEC06]).

Considérant les mécanismes de fatigue des filaments en PET et PEN, Leclerc conclut à la corrélation entre une fatigue rapide et une forte énergie mécanique dissipée. Dans le but de confirmer les similitudes de comportement entre PET et PEN, nous nous sommes alors intéressés aux résultats obtenus lors des essais de sollicitation cyclique à 0,1 Hz des filaments, pour lesquels les valeurs de force et de d'allongement ont été mesurées de façon continue. Nous avons calculé l'énergie mécanique dissipée au cours du premier cycle, et également au cours des 10^{ème}, 100^{ème}, 1000^{ème} et 8000^{ème} cycles pour des essais effectués à différentes forces maximales : 10, 50 et 80% F_R . Les résultats obtenus sont présentés sur la Figure V-22.

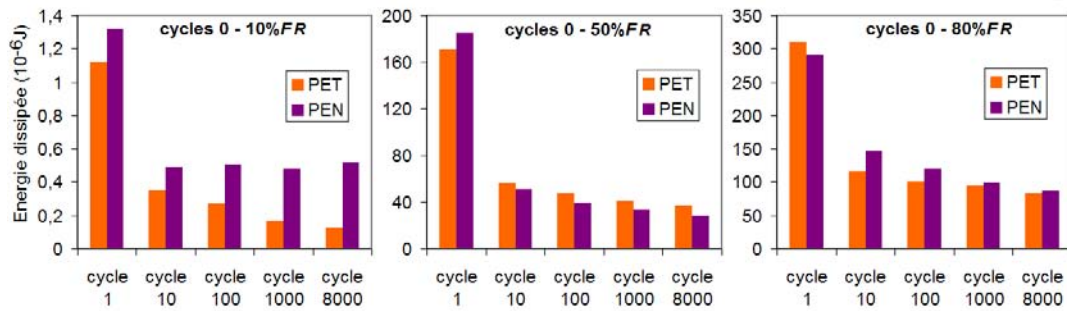


Figure V-22 : Energie mécanique dissipée au cours d'un cycle lors de sollicitation cyclique à 0,1 Hz sur des filaments en PET et PEN, pour différents cycles et pour différentes forces maximales.

On observe comme Leclerc une diminution de l'énergie dissipée au fur et à mesure des cycles. La comparaison des valeurs mesurées pour le PET et le PEN confirme la conclusion basée sur les résultats de durée de vie à 50 Hz : ces valeurs sont sensiblement les mêmes, et permettent de renforcer l'idée d'une très forte similitude de comportement entre le PET et le PEN.

Le modèle de microstructure de la Figure V-18(b) a été proposé pour appuyer l'interprétation faite sur les mécanismes se produisant lors de la traction. Ce modèle a été suggéré à l'origine par Herrera dans l'optique d'expliquer les mécanismes d'endommagement des phases amorphes lors de la fatigue des filaments de nylon ^[HER04]. Sachant que les mécanismes de fatigue sont relativement similaires entre les filaments en PET et en Nylon, et que nous avons montré la similitude de comportement entre PET et PEN, ce modèle de microstructure nous paraît alors très pertinent à la fois vis-à-vis des mécanismes de traction et de fatigue pour nos filaments en PET et en PEN.

L'ensemble des résultats que nous avons obtenus pour le PEN suggère des performances similaires à celles du PET en termes de résistance à la fatigue. Cela en ferait un matériau de choix pour l'application offshore, et le module supérieur à celui du PET est un avantage supplémentaire. Cependant certains essais réalisés à l'IFREMER, dans le cadre du projet dont cette étude fait partie, méritent d'être signalés car ils remettent ces conclusions en cause ^[RIO07]. Ces essais, dits "Yarn-on-Yarn", sont issus d'une procédure standard permettant de mesurer la résistance des yarns à l'abrasion ^[COR01]. La procédure consiste à enrouler un yarn autour d'un système de poulies en le retordant sur lui-même et à appliquer une certaine force pour provoquer un frottement. On mesure la durée de vie en fonction de la force appliquée. Les résultats obtenus par l'IFREMER pour le PET (1W83) et le PEN (Pentex) que nous avons étudiés, ainsi que pour un grade antérieur de PET (1W81) sont illustrés sur la Figure V-23. La courbe de référence des performances minimales requises pour l'application offshore est également représentée ^[COR02].

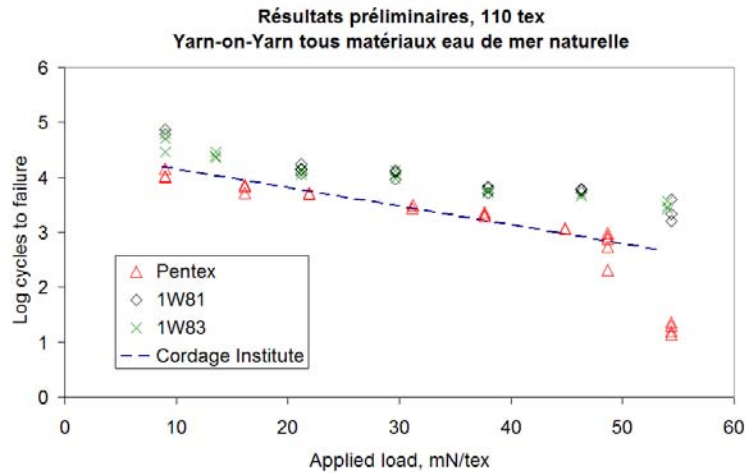


Figure V-23 : Résultats d'essais Yarn-on-Yarn réalisés à l'IFREMER, d'après [RIO07]. En abscisse la force appliquée, en ordonnée le nombre de cycles à rupture (échelle logarithmique).

Les deux grades de PET présentent des performances semblables, les données correspondantes étant toujours situées au dessus de la droite de référence. Le PEN présente, lui, des durées de vies inférieures et situées à la limite de la courbe de référence, voire en dessous pour les valeurs de force les plus élevées.

Nous avons vu au paragraphe V.1.4 que la durée de vie sous sollicitation cyclique des assemblages est limitée par les phénomènes d'abrasion. D'après les résultats de l'IFREMER, le PEN pourrait sembler moins adapté pour l'application offshore que le PET. Néanmoins ces tests ne constituent qu'une série d'essais préliminaires. De plus ce type d'essais présente des résultats numériques très variables en fonction de l'appareil utilisé, de l'opérateur... Il est remis en cause par les utilisateurs de câbles qui estiment que la procédure Yarn-on-Yarn n'est pas représentative des phénomènes se produisant au sein des câbles. En effet la littérature suggère que les phénomènes d'abrasion se produisent essentiellement sur les filaments situés sur la couche externe d'éléments de taille relativement importante, de type "strand", et ne sont pas du tout observés sur des constituants situés à l'intérieur de ces éléments ^[FLO06]. Seule une étude plus approfondie des propriétés des assemblages sous sollicitation cyclique, accompagnée de quelques essais à une échelle suffisamment grande (par exemple sub-rope) permettrait alors de confirmer ou d'infirmer la possibilité d'utilisation du PEN pour l'amarrage des plates-formes.

V.4 Bilan

La comparaison des résultats obtenus aux différentes échelles a permis d'établir plusieurs conclusions quant au comportement mécanique des câbles.

Si l'on considère le comportement quasi-statique, les corrélations entre les résultats obtenus sur assemblages et sur filaments sont très fortes.

En traction, les variations de module sont similaires d'une échelle à l'autre, seules les valeurs numériques diffèrent : elles sont plus faibles pour les structures les plus grosses. La différence de comportement la plus remarquable se situe au niveau de la résistance à la rupture, qui décroît lorsque la taille de la structure considérée augmente. Le comportement des assemblages est alors facilement déduit de celui des filaments en considérant ces deux phénomènes. La perte de résistance, associée à la fois à la dispersion des longueurs des éléments au sein de la structure et aux angles de construction, peut être prise en compte par un simple modèle que nous avons établi. La perte de module est quant à elle simplement associée à la géométrie de la structure, comme en témoignent les résultats du modèle FRM qui se basent sur une description détaillée de la construction des câbles.

En fluage, les corrélations entre échelles sont encore plus fortes : les vitesses de fluage mesurées, et leur dépendance par rapport à la force appliquée, sont identiques si l'on compare les résultats sur rope-yarns et sur filaments. Les quelques valeurs mesurées à l'échelle 1 montrent également des similitudes avec les résultats aux plus petites échelles. Ainsi l'évolution de la déformation lors du fluage des câbles peut être estimée par de simples essais sur filaments.

Il en va de même pour la déformation permanente mesurée suite à différents types d'essais : si les valeurs semblent légèrement plus faibles pour les plus petites échelles, la différence est cependant négligeable par rapport à la valeur de déformation plastique même, et se confond dans certains cas avec la dispersion des résultats pour une même échelle. Il semble alors justifié de considérer que, pour le type de construction que nous avons étudiées, la déformation permanente des assemblages est égale à celle des filaments.

Une étude approfondie du comportement quasi statique des filaments a permis de relier leur comportement, et en conséquence celui des câbles, à la microstructure du matériau. L'interprétation de l'évolution de la courbe de traction se base sur un modèle de microstructure en trois phases : amorphe, mésomorphe et cristalline. La première et courte phase de croissance du module est associée à un phénomène de frottement statique. Une fois le mouvement amorcé, la phase suivante de décroissance est associée à la mobilité des phases amorphes qui se trouve facilitée. Ces phases isotropes viennent ensuite s'aligner avec les phases mésomorphes, et le module devient croissant du fait de la sollicitation des chaînes carbonées. Le module passe par une valeur maximale puis décroît lorsque les chaînes moléculaires commencent à glisser les unes par rapport aux autres jusqu'à rupture du filament. Cette interprétation nous mène à considérer une organisation des diverses phases de microstructure "en série" selon un schéma légèrement différent de celui habituellement admis.

La considération des résultats de fluage nous a menés à envisager la mise en jeu de mécanismes microstructuraux différents de ceux de traction, avec notamment la possibilité d'une implication des liaisons secondaires entre molécules dans le mécanisme de fluage, celles-ci n'ayant a priori qu'un rôle secondaire dans la traction.

Si le comportement quasi-statique des assemblages est fortement assimilable à celui des filaments, il en va autrement du comportement sous sollicitation cyclique. La comparaison des données de durée de vie obtenues sur filaments au cours de notre étude avec des données sur câbles issues de la littérature a montré que les assemblages sont beaucoup plus sensibles à ce type de sollicitation que le filament seul. Des phénomènes différents de ceux qui existent en traction ou fluage ou encore lors de la sollicitation cyclique d'un filament seul, sont donc impliqués. L'intervention de mécanismes de type abrasion semble alors plus que probable. Cette hypothèse est d'ailleurs confirmée par l'application du modèle FRM pour ce type de sollicitation à l'échelle du filament ainsi qu'à celle du câble.

Un autre aspect important a été établi au cours de ce chapitre : les fortes similitudes de comportement entre PET et PEN.

Les résultats obtenus sur PET se sont montrés, dans l'ensemble relativement conformes à ce qui avait été obtenu par le passé sur d'autres fibres en PET. La comparaison des résultats obtenus à l'échelle du filament pour les deux matériaux a montré que le comportement du PEN, qui a très peu été étudié à ce jour, se montre très proche de celui du PET.

L'évolution du module lors de la traction reflète la différence moléculaire des deux matériaux : le PEN, qui possède un noyau aromatique double, présente des valeurs de module approximativement doubles de celles du PET, qui ne possède qu'un noyau simple. En revanche les variations de ce module au cours de la traction sont analogues, avec une évolution en quatre phases.

La comparaison des résultats lors des essais de fluage et de sollicitation cyclique a, elle aussi, montré une certaine ressemblance. Dans le cas du fluage, les vitesses de déformation mesurées présentent une même variation en fonction de la force appliquée et des valeurs numériques très proches. Pour les essais de sollicitation cyclique, les valeurs de durées de vie et d'énergie dissipée se sont révélées quasiment égales, et les mécanismes identifiés par l'observation en microscopie électronique de faciès de ruptures sont identiques.

L'ensemble de ces résultats nous a permis de suggérer un modèle d'organisation de la microstructure pour le PEN identique à celui du PET.

Puisque le PET est d'ores et déjà utilisé pour la fabrication de câbles d'amarrage de plates-formes, et puisqu'une raideur supérieure est a priori un atout pour tout matériau susceptible d'être utilisé pour cette application, le PEN – si l'on fait abstraction de son prix – paraît alors à ce stade tout à fait adapté. Certains résultats d'essais d'abrasion sur yarns, réalisés dans le cadre du projet "Optimisation des systèmes d'ancrage avec lignes synthétiques", semblent montrer de moins bonnes performances du PEN par rapport au PET, ce qui pourrait limiter l'utilisation du PEN pour l'application offshore, puisque la rupture des câbles sous sollicitation cyclique est précisément liée à des phénomènes d'abrasion. Toutefois une étude plus approfondie sur les mécanismes d'abrasion serait nécessaire avant de conclure sur les possibilités d'utilisation du PEN pour cette application.

VI Conclusions

Rappel du contexte et des objectifs

Cette étude visait à réaliser une analyse multi-échelles du comportement mécanique d'assemblages de fibres dans le but d'une utilisation pour l'amarrage des plates-formes offshore. Deux matériaux ont été considérés, tous deux des polyesters : le PET et le PEN. Les assemblages étudiés sont des câbles torsadés de taille variable. La caractérisation initiale a concerné les propriétés mécaniques en sollicitation quasi-statique de différentes structures allant de câbles de plusieurs centaines de kN de force à rupture aux plus petits de leurs composants, les filaments. Au vu de l'application, nous nous sommes également intéressés au comportement sous sollicitation cyclique de ces structures.

Caractère expérimental de l'étude

Cette étude se base sur une caractérisation expérimentale extensive réalisée sur différents types de spécimens. Un certain nombre de difficultés ont dû être surmontées et des choix de protocoles ont dû être faits pour obtenir des résultats exploitables.

Concernant les assemblages, la littérature a révélé les problèmes liés aux terminaisons des spécimens. La plupart des systèmes utilisés dans notre étude se sont montrés efficaces. Dans le cas des sub-ropes, le système d'épissures a permis d'obtenir une valeur de résistance supérieure à celle indiquée par le fournisseur. Dans le cas des rope-yarns et surtout des yarns, le système de cabestans ne s'est pas avéré très efficace, nous incitant pour ces derniers à choisir la valeur de résistance fournie par le fabricant comme valeur de référence. La validation du critère de rupture dans la longueur de jauge est rendue difficile pour ce type d'échantillons du fait de la disposition aléatoire de la rupture de tous les composants le long du spécimen. De ce point de vue, aucune ambiguïté n'existe dans le cas des essais sur filaments, pour lesquels le système de serrage des spécimens s'est montré très efficace. Le problème à cette échelle se situe surtout au niveau de la forte dispersion des résultats qui implique la nécessité de répéter les essais.

Les difficultés expérimentales n'ont pas toujours été surmontées, avec notamment le développement non abouti d'un système additionnel d'essais sur yarns.

Compréhension globale du comportement des câbles

La comparaison des résultats expérimentaux à toutes les échelles nous a permis de mettre en évidence certaines corrélations entre le comportement des assemblages et celui des filaments, mais également certaines différences.

Si l'on considère le comportement quasi-statique des assemblages, les corrélations entre échelles sont très fortes, et l'estimation du comportement des câbles en se basant sur les propriétés des filaments peut se faire de manière très simple.

Lors de la traction, les échelles les plus grosses présentent une forte perte de résistance à rupture, ainsi qu'une perte de module. Le phénomène de perte de résistance s'explique à la fois par la dispersion de longueurs des éléments au sein des structures, et par les angles que présentent les éléments par rapport à l'axe de la sollicitation. La mise au point d'un modèle très simple, basé sur la considération de ces deux contributions, permet de prédire la résistance à la rupture d'assemblages torsadés de taille variée en PET et PEN à partir de celles des fibres.

Le caractère non linéaire du comportement des polymères étudiés, mis en évidence par une nette variation du module au cours de la traction suivant quatre phases, se retrouve à toutes les échelles. La différence entre les échelles se situe uniquement au niveau des valeurs numériques, les assemblages présentant généralement une valeur plus faible. La perte de module n'est, quant à elle, pas liée à la taille de la structure, mais uniquement à la présence des angles de construction. Cet effet de construction est prédit quantitativement de manière satisfaisante grâce au logiciel FRM.

Les essais de fluage ont révélé un comportement très particulier. La dépendance de la vitesse de déformation vis-à-vis de la force appliquée, que l'on pourrait croire croissante, évolue en fait selon trois phases distinctes : initialement croissante, elle décroît ensuite sur un intervalle non négligeable de force, avant de croître de nouveau. Cette particularité du comportement a été observée à la fois à l'échelle des filaments, mais également pour un assemblage torsadé (rope-yarns), présentant dans les deux cas des valeurs numériques très proches. Le passage d'un élément simple à un assemblage n'a donc pas de conséquence visible sur le comportement en fluage.

Les mesures de déformation permanente après recouvrance mènent à la même conclusion. La déformation irréversible consécutive aux essais de fluage, ou à l'application d'une procédure de mise en place, est un phénomène connu pour le type de fibres que nous étudions, et a également été observé sur câbles. Dans ce dernier cas, il est généralement attribué en partie aux caractéristiques du matériau, et aussi à la réorganisation des éléments au sein du câble. Nos essais ont montré que cette contribution de la géométrie des assemblages n'est pas flagrante, et peut aisément être négligée. Ainsi, comme pour le comportement en fluage, le caractère plastique des assemblages est directement relié à celui des filaments.

Si le comportement quasi-statique des assemblages est très simplement relié à celui de leur constituant fondamental, il en va autrement du comportement sous sollicitation cyclique. Les différents mécanismes de rupture envisageables ont été mentionnés dans la littérature. Le fluage, l'échauffement par hystérésis ou la fatigue en tension sont des mécanismes pouvant être identifiés à l'échelle de la fibre. L'abrasion est en revanche un processus que l'on ne peut observer que sur des assemblages, puisqu'il naît d'un mouvement relatif entre plusieurs éléments. La comparaison des résultats que nous avons obtenus à l'échelle des filaments avec des données sur câbles issues de la littérature suggère que c'est ce mécanisme d'abrasion qui limite la durée de vie des câbles, les autres phénomènes cités n'ayant en comparaison que peu d'effet.

La confrontation de nos résultats expérimentaux avec ceux du modèle de comportement intégré dans le logiciel FRM nous a permis de confirmer l'ensemble de nos observations. Dans le cas du comportement quasi-statique, le logiciel, qui se base sur les données de construction des assemblages et les caractéristiques de comportement du composant fondamental, rend bien compte de la perte de module, malgré un résultat moins satisfaisant quant à la perte de résistance. Concernant le comportement en fatigue, la considération de différents mécanismes de rupture possibles montre également la prédominance de l'abrasion.

L'ensemble de ces conclusions peut alors permettre une optimisation des protocoles expérimentaux pour des études orientées vers le choix de nouveaux matériaux en vue de l'application offshore. On peut notamment estimer que dans un premier temps, la caractérisation quasi-statique à échelle réduite est suffisante pour effectuer la sélection des matériaux les plus adaptés : la raideur et les caractéristiques en fluage font partie des critères de sélection pour la réalisation de câbles d'amarrage de plates-formes.

Néanmoins, nos résultats montrent également que la validation finale du matériau choisi doit aujourd'hui encore nécessairement passer par une phase d'expérimentation sous sollicitation cyclique (puisque c'est ce type de sollicitation qui est subi en pratique) sur des structures de tailles et de construction relativement proches de la structure à taille réelle.

Comportement des filaments en PET et PEN

Après avoir interprété les essais sur assemblages à partir du comportement observé sur filaments et montré l'importance des caractéristiques du matériau sur celles des câbles, l'ensemble des essais réalisés à l'échelle fondamentale a été considéré dans l'optique d'une interprétation des mécanismes pouvant se produire à l'échelle de la microstructure.

L'évolution du module en cours de traction est selon toute évidence liée à l'organisation des différentes phases microstructurales au sein des filaments : un arrangement en série de phases cristallines, amorphes et mésomorphes sous forme de microfibrille, relié en parallèle à une zone composée de phases amorphes et mésomorphes constituant la liaison entre deux microfibrilles. Ainsi lors de la traction, la chute de module est associée à la réorganisation des phases amorphes, et la phase suivante de croissance du module à l'alignement progressif des chaînes moléculaires. La déformation faisant intervenir des changements de conformation vers des états énergétiques plus stables, une partie du processus est irréversible, ce qui explique l'existence d'une déformation permanente lorsque la sollicitation est relâchée.

La déformation lors du fluage est, quant à elle, associée à des mécanismes différents faisant intervenir la rupture de liaisons secondaires et le glissement des fibrilles les unes par rapport aux autres. Les phénomènes provoquant la variation de la vitesse de fluage selon trois phases restent cependant inexpliqués.

Concernant le comportement sous sollicitation cyclique, une étude approfondie des mécanismes associés à la rupture des filaments pourrait sembler superflue puisque nous avons montré qu'à l'échelle des câbles et pour des valeurs de sollicitation typiques de l'application offshore, c'est le mécanisme d'abrasion qui domine. La fatigue en tension a pourtant été identifiée sur filaments pour des niveaux de sollicitation relativement faibles, et pourrait donc avoir des conséquences importantes à l'échelle des câbles et contribuer à un endommagement accéléré.

Cependant cette observation est basée sur des essais réalisés à une fréquence bien plus élevée que celle subie par les câbles, et l'influence de ce paramètre sur le mécanisme de fatigue en tension n'est pas connue à ce jour.

Enfin l'un des objectifs de l'étude était de comparer les performances relatives des deux matériaux que nous avons considérés. On trouve très peu d'études relatives au PEN dans la littérature. Notre étude a permis de montrer la très forte ressemblance que présente le comportement de ce matériau avec celui du PET. En traction, on observe une évolution de module similaire en quatre phases, la différence se situant uniquement au niveau des valeurs numériques : le module du PEN vaut approximativement le double de celui du PET, ce qui est un avantage pour l'application qui nous concerne. La plus forte valeur numérique du module du PEN est expliquée par la présence d'un noyau aromatique double dans la molécule, ce qui peut impliquer une raideur supérieure dans la chaîne carbonée, et une déformation bloquée par un encombrement plus important.

La relation entre vitesse de déformation et force appliquée lors du fluage, ainsi que la durée de vie en fatigue ou encore l'énergie dissipée sont analogues pour les deux matériaux, y compris en termes de valeurs numériques.

L'ensemble de ces considérations nous amène à proposer pour le PEN un modèle d'organisation microstructurale identique à celui du PET.

Le PET étant déjà identifié comme un matériau de remplacement de l'acier convenable pour les câbles d'amarrage de plates-formes, il apparaît donc – si l'on s'affranchit des critères économiques – que le PEN pourrait également être utilisé. Ces conclusions sont nuancées par d'autres résultats, qui n'ont pas été obtenus au cours de notre étude mais dans le cadre du même projet, et qui tendent à montrer que les propriétés en abrasion du PEN sont moins bonnes que celles du PET. Toutefois ces résultats sont issus d'essais sujets à controverse, et une investigation plus poussée sur le sujet reste nécessaire.

L'utilisation de câbles en fibres synthétiques pour l'ancrage des plates-formes offshore était il y a moins de dix ans une méthode encore très peu développée. Les ancrages en acier ayant montré leurs limites, cette méthode est incontestablement amenée à se développer, comme en témoignent plusieurs projets d'installations avec ancrages en polyester dans le golfe du Mexique^[FLO07]. Des études telles que celle que nous présentons permettent ce développement grâce à une meilleure compréhension du comportement mécanique de ce type de structures qui se présentent sous forme d'assemblages, et des matériaux relativement nouveaux qui les composent, pour lesquels les connaissances sont parfois très limitées, comme c'est notamment le cas pour le PEN.

Annexe A Approximation des courbes de fluage par une fonction mathématique

Au cours de cette étude, nous nous sommes intéressés à l'influence des conditions de sollicitation sur l'évolution de la déformation lors des essais de fluage. C'est dans cet objectif que nous avons choisi d'approcher les courbes de fluage par une fonction mathématique relativement simple et permettant d'évaluer le taux de fluage (ou vitesse de déformation) de chaque essai.

A.1 Choix du type de fonction

Les courbes de fluage présentent toutes un aspect similaire : la déformation est croissante, et la pente de la courbe diminue au cours du temps. Plusieurs fonctions mathématiques simples peuvent alors être envisagées pour approcher les courbes expérimentales.

La fonction la plus simple est une relation linéaire, du type : $\varepsilon(t) = A \times t + B$. Le taux de fluage est alors une valeur constante, représentée par le paramètre A. Ce type de fonction est utilisé pour décrire le fluage secondaire de certains polymères, notamment le HMPE^[GRO05] : on écarte du traitement des données la première partie de la courbe de fluage pour laquelle la vitesse de déformation chute rapidement.

Cependant ce type de fonction n'est pas adapté pour les matériaux qui nous concernent (PET et PEN) : même après plusieurs heures d'essai, la vitesse de déformation est toujours décroissante.

Il existe alors différentes fonctions permettant de tenir compte de cette décroissance, notamment :

- La fonction puissance : $\varepsilon(t) = A \times t^\alpha + B$, avec $\alpha < 1$;
- La fonction exponentielle : $\varepsilon(t) = A \times (1 - e^{-t/\tau}) + B$;
- La fonction logarithme : $\varepsilon(t) = A \times \log(t) + B$.

C'est cette dernière que nous avons retenue pour approcher l'ensemble de nos données en fluage. Ce choix a été fait d'une part car l'approximation des courbes par ce type de fonction a montré dès les premières tentatives de bons résultats, mais également et principalement car c'est ce type de fonction qui est généralement utilisé dans la littérature pour modéliser le fluage des

structures en PET. Le choix d'une fonction logarithme nous permet alors non seulement de comparer tous nos résultats entre eux, mais également avec les résultats issus de la littérature.

Nous avons choisi de reprendre l'expression logarithmique particulière proposée par François ^[FRA00] :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + A_f \times \log(1 + (t - t_0) / t_a) \quad (\text{A.1})$$

avec

t_0 : origine du temps (instant auquel la force appliquée atteint la valeur souhaitée) ;

ε_0 : valeur de la déformation à $t = t_0$;

A_f : taux de fluage en %/décade ;

t_a : constante de temps.

La valeur à laquelle nous nous intéressons est alors celle de la constante A_f . L'appellation "taux de fluage" n'est dans ce cas pas très rigoureuse puisque la vitesse de déformation n'est pas constante. Néanmoins la grandeur que représente ce coefficient, à savoir l'accroissement de déformation engendré par la force constante au cours d'une décade de temps, permet de rendre compte du phénomène de fluage.

A.2 Méthode de détermination du coefficient A_f

Le traitement des courbes expérimentales est effectué à l'aide du logiciel Microsoft Excel©. On considère la formulation suivante de l'équation (A.1) :

$$\varepsilon(t) = [\varepsilon_0 - A_f \times \log(t_a)] + A_f \times \log(t - t_0 + t_a) \quad (\text{A.2})$$

La déformation est donc composée d'un terme constant – entre crochets – et d'un terme proportionnel au logarithme de l'expression " $t - t_0 + t_a$ ", le coefficient de proportionnalité étant précisément la valeur que nous cherchons à préciser.

On trace alors à l'aide du logiciel les valeurs de déformation en fonction de celles de " $t - t_0 + t_a$ ", t_0 étant connu et t_a étant choisi dans un premier temps de façon arbitraire.

On utilise ensuite l'option graphique "Ajouter une courbe de tendance", et l'on sélectionne le type logarithmique. Le logiciel fournit alors les valeurs de $[\varepsilon_0 - A_f \times \log(t_a)]$ et de A_f obtenues pour la courbe de tendance, ainsi que le coefficient de détermination R^2 qui permet de quantifier l'écart existant entre la courbe expérimentale et la courbe approchée.

On ajuste ensuite la valeur de t_a par tâtonnement, jusqu'à obtenir la meilleure valeur de R^2 possible (la plus proche de 1).

Un aperçu des feuilles de calcul développées pour le traitement des données est fourni sur la Figure A-1.

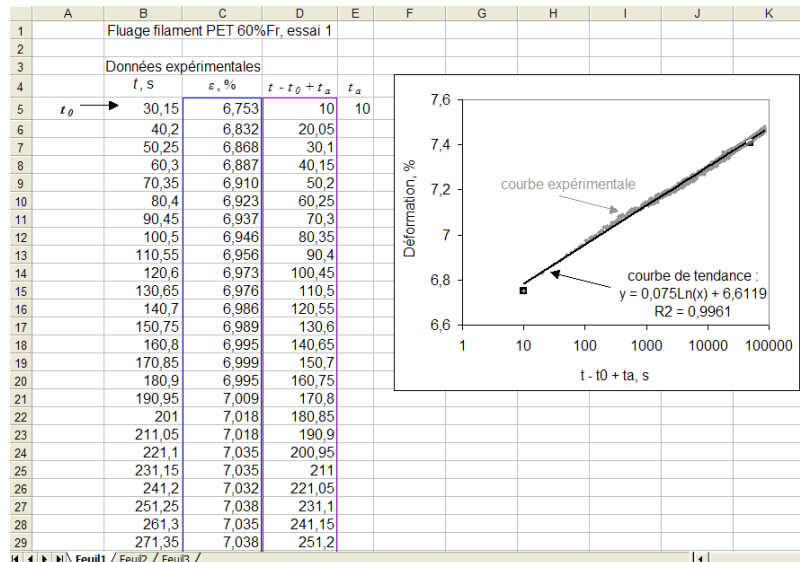


Figure A-1 : Exemple de traitement de données de fluage pour la détermination de A_f .

Remarque : le logiciel utilise comme courbe de tendance non pas la fonction "log" (logarithme décimal), mais la fonction "ln" (logarithme népérien). Pour obtenir la valeur de A_f en %/décade, il suffit alors de multiplier le coefficient obtenu avec Excel par $\ln(10)$, soit environ 2,3.

A.3 Influence des méthodes d'acquisition

Le paramètre principal ayant une influence sur la valeur de A_f obtenue est la valeur de t_a . Celle-ci est obtenue par essais successifs de différentes valeurs jusqu'à obtenir la valeur de R^2 la plus proche de 1. Le paramètre t_a n'a pas de réelle signification physique mais permet d'ajuster au mieux la fonction d'approximation. Ainsi selon les courbes, la valeur donnant le meilleur résultat varie de 0,1 à 4000.

La valeur de R^2 peut fortement varier d'une courbe à l'autre, selon la "netteté" des courbes expérimentales. Ainsi les essais pour lesquels la fréquence d'acquisition est élevée, ou encore pour lesquels les appareils de mesure introduisent des parasites, présentent des courbes relativement "épaisses", et les valeurs de R^2 sont plus faibles. Pour ces raisons la détermination de A_f ne peut être faite en définissant un R^2 minimum acceptable. C'est pourquoi notre méthode consiste à chercher la valeur de R^2 la plus élevée possible.

Annexe B Représentation des résultats sur fibres et assemblages en PEN

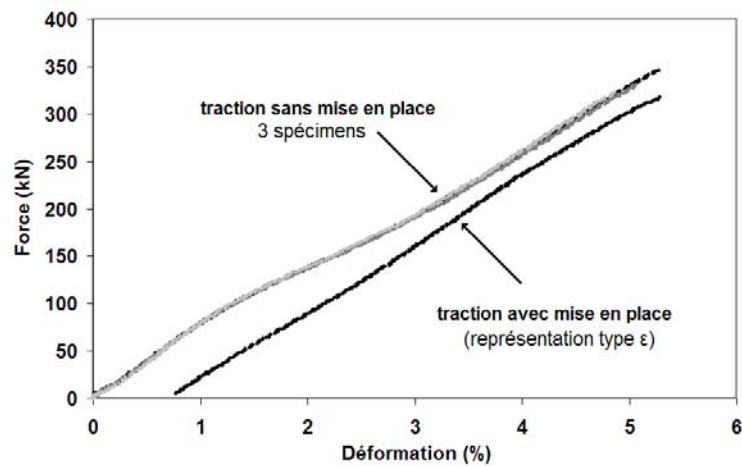


Figure B-1 : Courbes force – déformation issues d’essais de traction sur sub-ropes en PEN neufs (3 essais) et ayant subi une mise en place (1 essai). Pour la courbe avec mise en place, la représentation type "ε" est définie au paragraphe III.2.2.

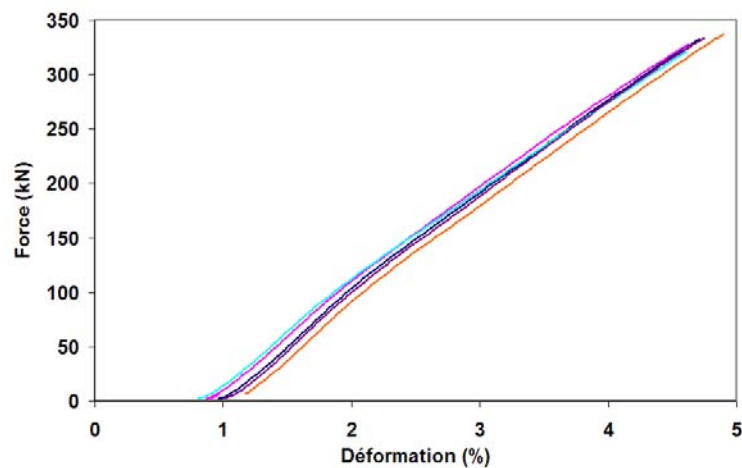


Figure B-2 : Courbes force – déformation issues d’essais de traction effectués sur sub-ropes en PEN suite aux essais de fluage – recouvrance (5 essais différents représentés), mesure d’allongement basée sur le déplacement du vérin.

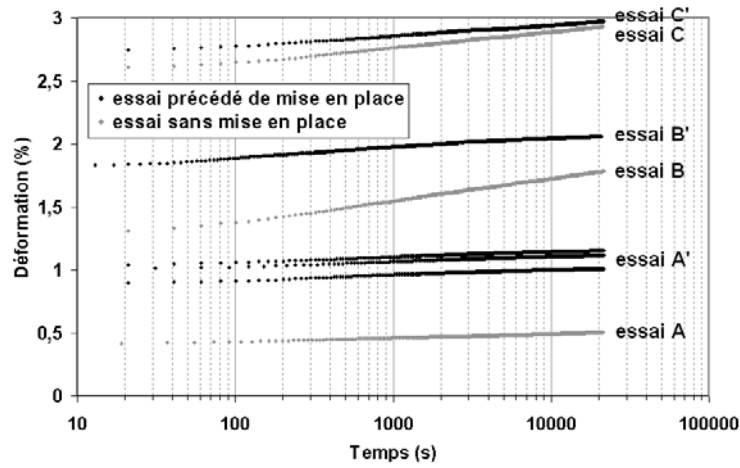


Figure B-3 : Evolution de la déformation au cours du temps lors des phases de fluage réalisées sur sub-ropes en PEN pour des essais précédés ou non de la procédure de mise en place.

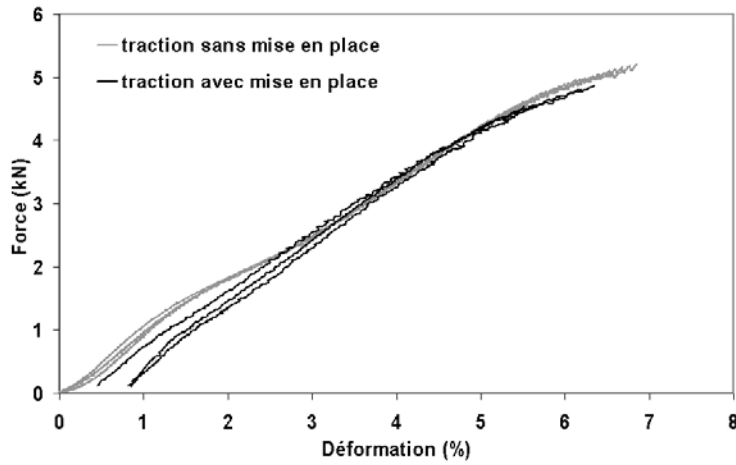


Figure B-4 : Courbes force – déformation issues d’essais de traction sans et avec mise en place sur rope-yarns en PEN.

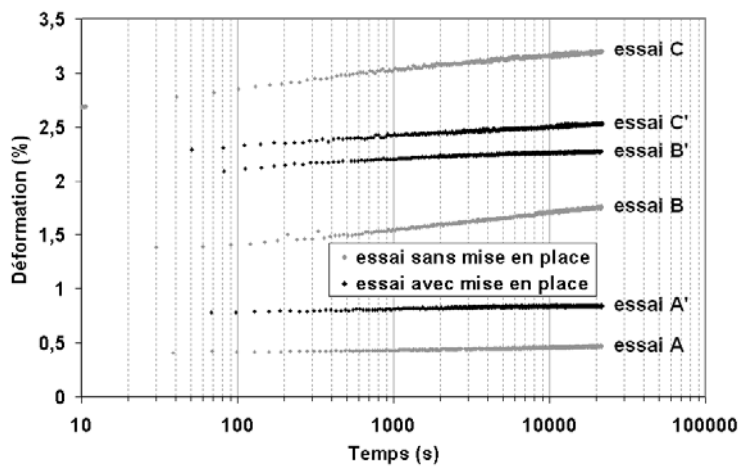


Figure B-5 : Evolution de la déformation au cours du temps lors des phases de fluage de 6h réalisées sur rope-yarns en PEN pour des essais précédés ou non de la procédure de mise en place.

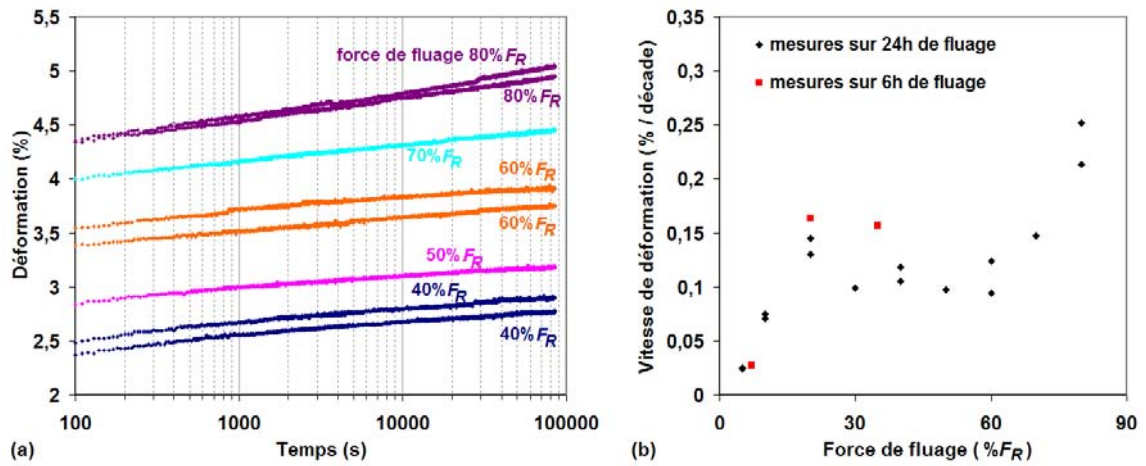


Figure B-6 : (a) Evolution de la déformation au cours du temps lors des essais de fluage de 24h réalisés sur rope-yarns en PEN "neufs" ; (b) Valeurs de vitesses de déformation mesurées en fonction de la force de fluage exercée.

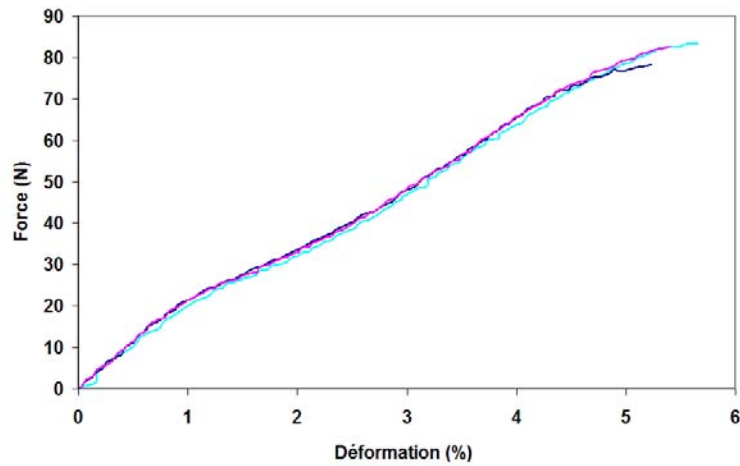


Figure B-7 : Courbes force – déformation issues d'essais de traction sur 3 yarns en PEN.

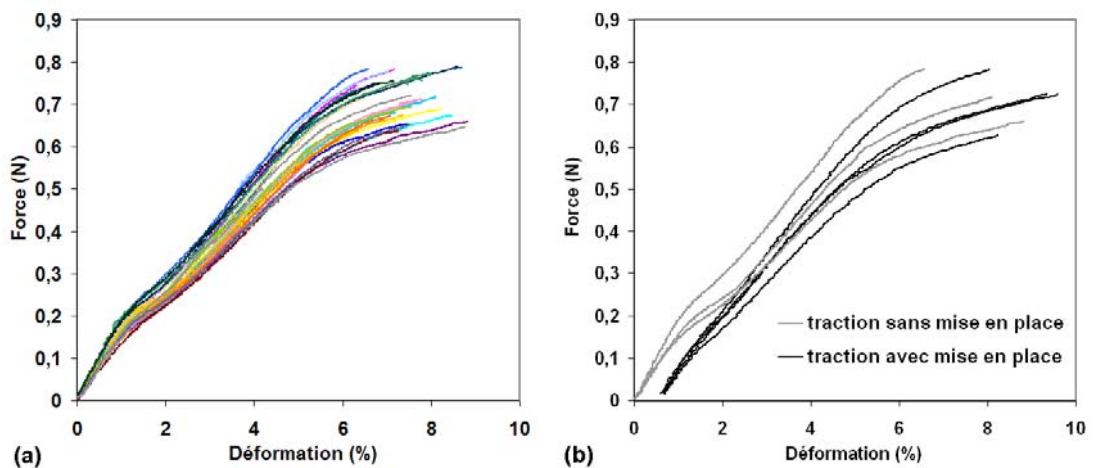


Figure B-8 : Courbes force – déformation issues d'essais de traction sur 30 filaments en PEN. (a) Essais de traction simple ; (b) Comparaison des essais de traction simple et des essais précédés de mise en place.

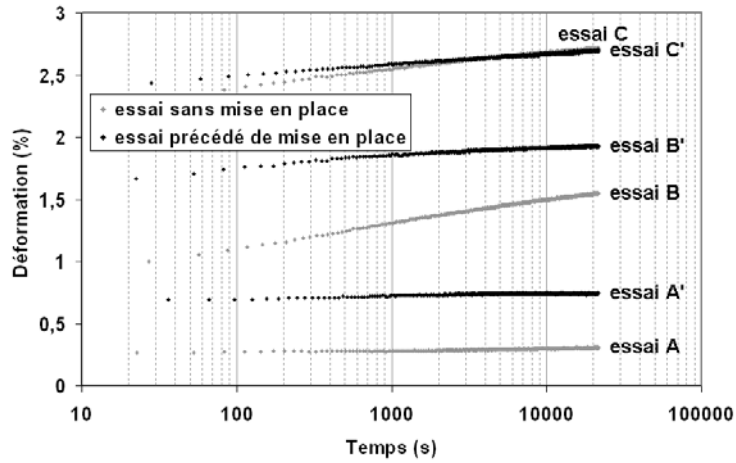


Figure B-9 : Evolution de la déformation au cours du temps lors des phases de fluage de 6h réalisées sur filaments en PEN.

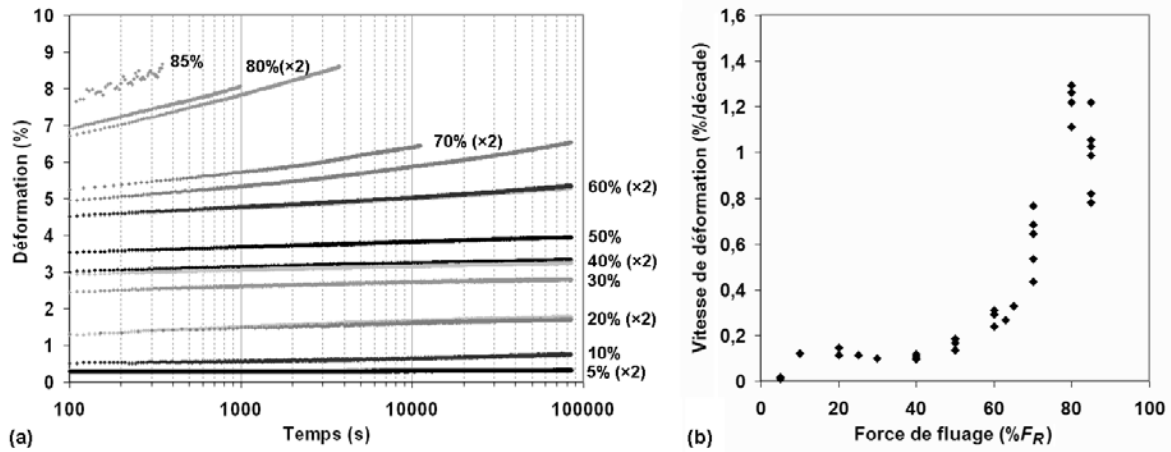


Figure B-10 : (a) Evolution de la déformation au cours du temps lors des phases de fluage de 24h (sans mise en place) réalisées sur filaments en PEN ; (b) Vitesses de déformation mesurées pour chaque essai de fluage de 24h, tracées en fonction de la force de fluage exercée.

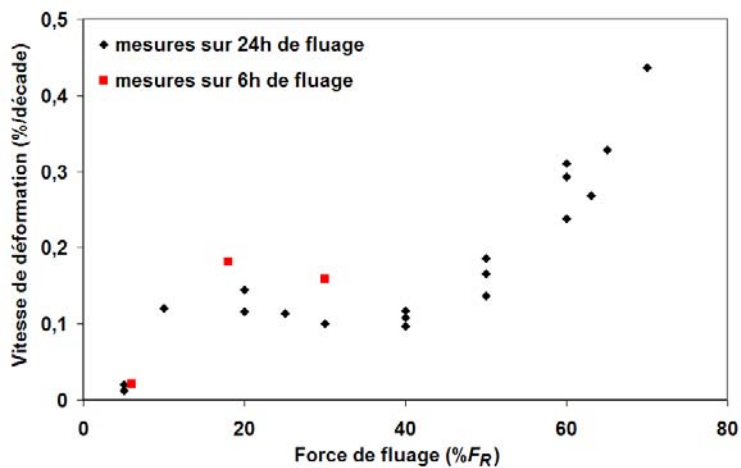


Figure B-11 : Vitesses de déformation mesurées lors des essais de fluage sur filaments en PEN pour des forces de fluage exercées allant jusqu'à $70\%F_R$.

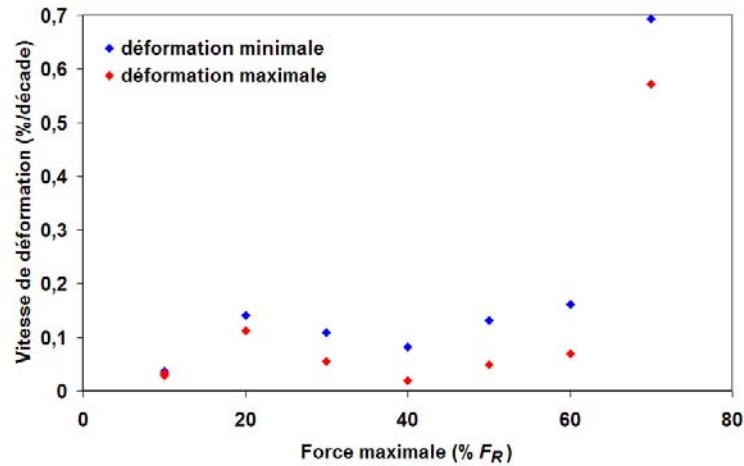


Figure B-12 : Evolution des vitesses de déformation lors d'une sollicitation cyclique à 0,1 Hz sur filament en PEN en fonction de la force maximale appliquée.

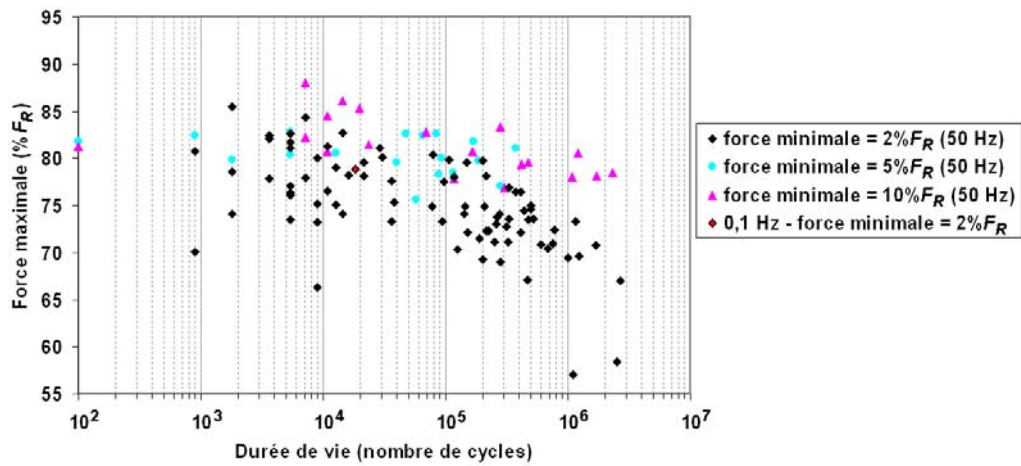


Figure B-13 : Durées de vie mesurées sur filaments en PEN après sollicitation cyclique à 50 Hz. La durée de vie d'un spécimen rompu après sollicitation à 0,1 Hz est également représentée.

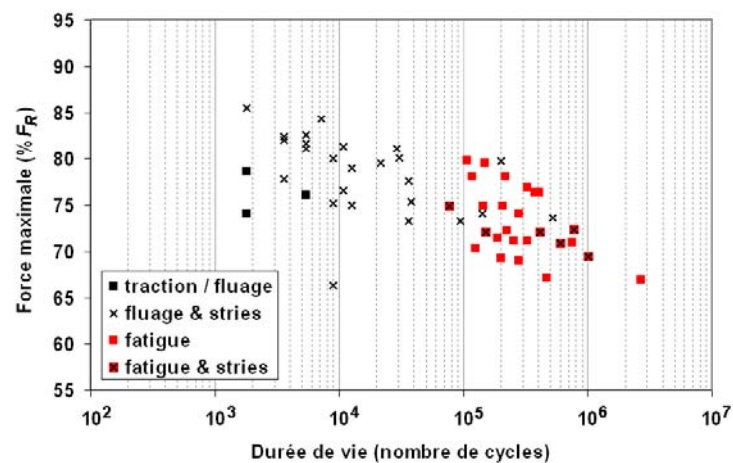


Figure B-14 : Corrélation entre durée de vie mesurée et type de faciès de rupture observé sur filaments en PEN rompus après sollicitation cyclique à 50 Hz.

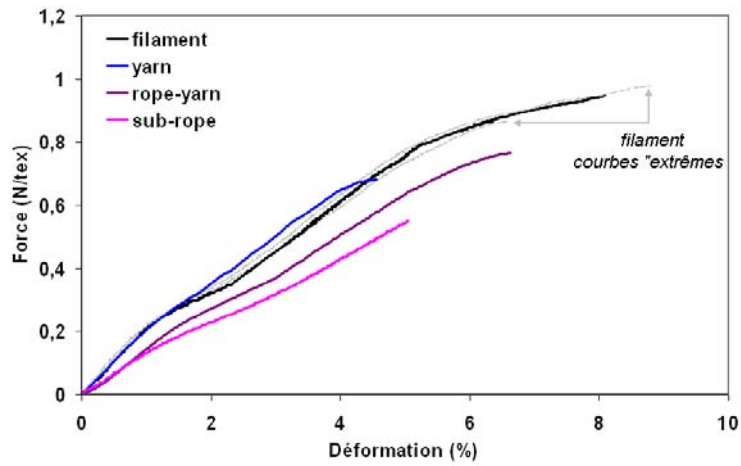


Figure B-15 : Superposition de courbes de traction obtenues pour les différentes structures en PEN testées.

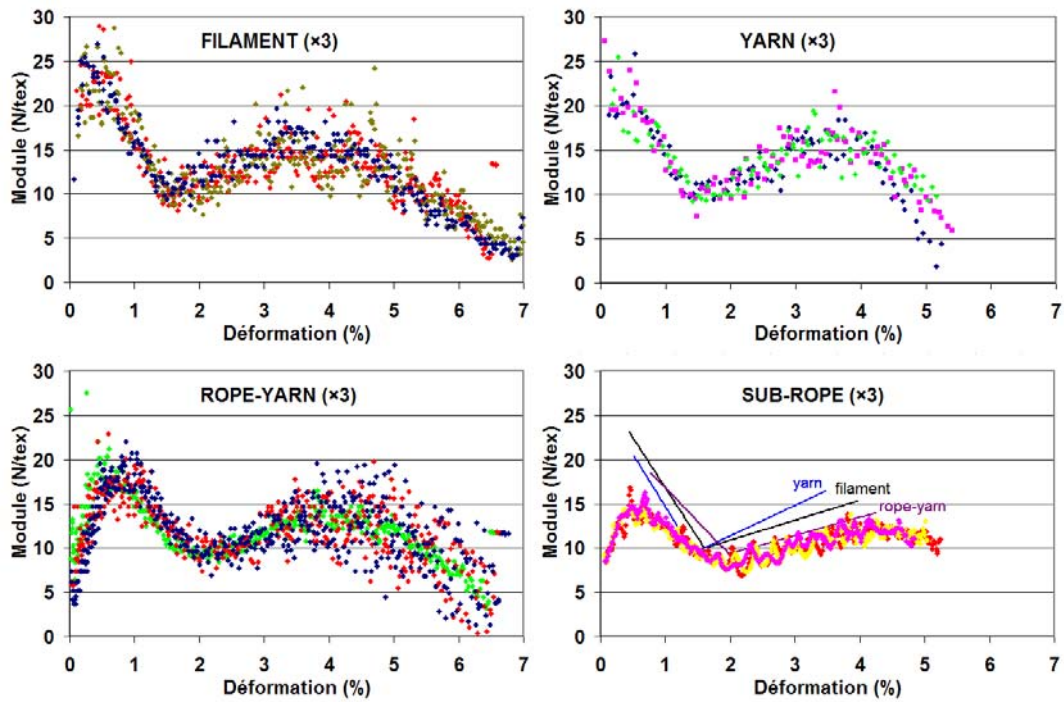


Figure B-16 : Evolution du module au cours des essais de traction sur différentes structures en PEN.
Entre parenthèses : nombre d'essais représentés.

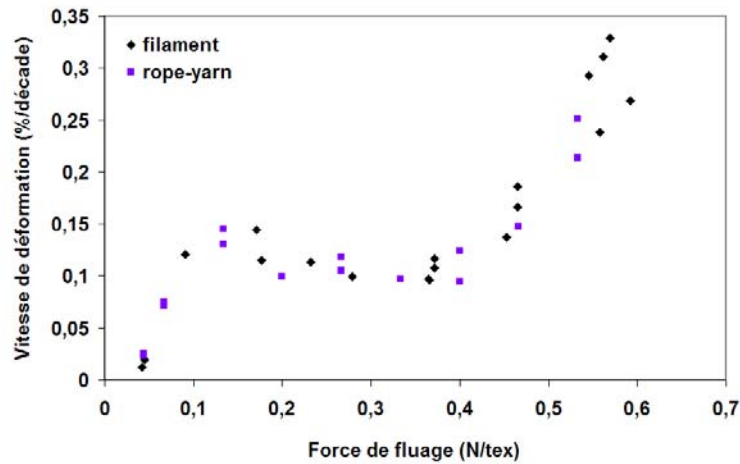


Figure B-17 : Evolution de la vitesse de déformation en fonction de la force appliquée pour les structures en PEN.

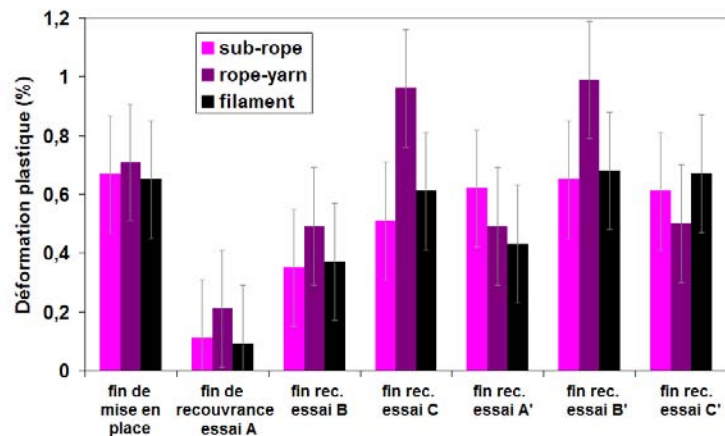


Figure B-18 : Niveaux de déformation permanente relevés à la fin de différents essais sur structures en PEN.

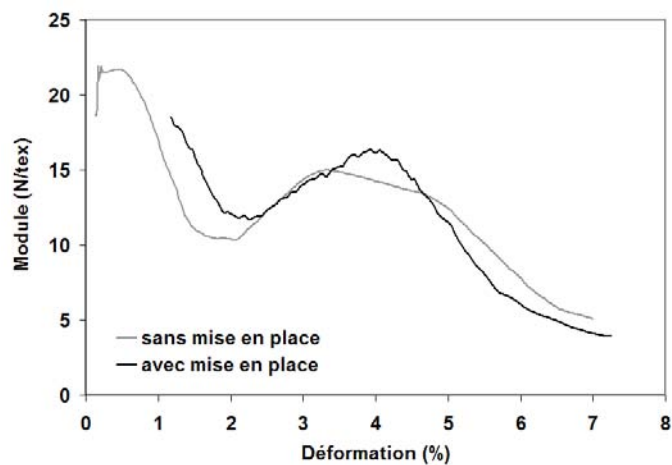


Figure B-19 : Evolution du module au cours de la traction pour des filaments en PEN, sans et avec mise en place.

Annexe C Valeurs de taux de fluage et de déformation permanente mesurées sur sub-ropes

Essai A	(pas de mise en place)		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	30 kN	90 kN	150kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,10	0,15	0,12
Déformation permanente ε_p en %	0,27	0,84	1,02

Essai B	(pas de mise en place)		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	90 kN	150 kN	30kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,15	0,12	0,15
Déformation permanente ε_p en %	0,76	1,04	1,09

Essai C	(pas de mise en place)		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	150 kN	30 kN	90kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,11	0,17	0,10
Déformation permanente ε_p en %	1,03	1,08	1,21

Essai A'	précédé de mise en place		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	30 kN	90 kN	150kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,09	0,09	0,09
Déformation permanente ε_p en %	1,45	1,35	1,25

Essai B'	Précédé de mise en place		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	90 kN	150 kN	30kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,07	0,09	0,15
Déformation permanente ε_p en %	1,6	1,54	1,56

Essai C'	Précédé de mise en place		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	150 kN	30 kN	90kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,08	0,13	0,09
Déformation permanente ε_p en %	1,26	1,3	1,43

Essai A	(pas de mise en place)		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	30 kN	90 kN	150kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,03	0,17	0,13
Déformation permanente ε_p en %	0,11	0,34	0,56

Essai B	(pas de mise en place)		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	90 kN	150 kN	30kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,18	0,14	0,05
Déformation permanente ε_p en %	0,65	0,62	0,59

Essai C	(pas de mise en place)		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	150 kN	30 kN	90kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,13	0,05	0,12
Déformation permanente ε_p en %	0,51	0,49	0,55

Essai A'	précédé de mise en place		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	30 kN	90 kN	150kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,04	0,09	0,10
	0,04	0,10	0,10
	0,04	0,10	0,09
Déformation permanente ε_p en %	0,53	0,55	0,56
	0,67	0,72	0,74
	0,68	0,68	0,66

Essai B'	Précédé de mise en place		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	90 kN	150 kN	30kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,07	0,09	0,05
Déformation permanente ε_p en %	0,65	0,62	0,59

Essai C'	Précédé de mise en place		
	1 ^{er} cycle	2 ^{ème} cycle	3 ^{ème} cycle
	150 kN	30 kN	90kN
Taux de fluage A_f en % / décade	0,09	0,06	0,13
Déformation permanente ε_p en %	0,61	0,49	0,69

Références

- [AMA92] G. Amaniampong, “Variability and viscoelasticity of parallel-lay ropes”, Thèse de Doctorat, University of Cambridge, Royaume-Uni, 1992
- [AMA95] G. Amaniampong, C.J. Burgoyne, “Analysis of the tensile strength of parallel-lay ropes and bundles of parallel elements by probability theory”, *International Journal of Solid Structures*, Vol. 32, No. 24, pp. 3573-3588, 1995
- [API97] American Petroleum Institute, “API 2SK - Recommended Practice for Design and Analysis of Station Keeping Systems for Floating Structures”, 2nd edition, 1997
- [API01] American Petroleum Institute, “API 2SM - Recommended Practice for Design, Manufacture, Installation and Maintenance of Synthetic Fiber Ropes for Offshore Moorings”, 1st edition, 2001
- [AST02] American Society for Testing and Materials, “Standard Test Method for Tensile Properties of Yarns by the Single-Strand Method”, ASTM D 2256 – 02, 2002
- [BAN95]** S.J. Banfield, J.F. Flory, “Computer modelling of large, high performance fiber rope properties”, *Oceans Conference Proceedings*, San Diego, California, USA, 1995
- [BAN99]** S.J. Banfield, J.F. Flory, J.W.S. Hearle, M.S. Overington, “Comparison of Fatigue Data for Polyester and Wire Ropes Relevant to Deepwater Moorings”, *18th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering Proceedings*, Newfoundland, Canada, 1999
- [BAN00]** S.J. Banfield, T. Versavel, R.O. Snell, R.V. Ahilan, “Fatigue Curves for Polyester Moorings - A State-of-the-Art Review”, *Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 12175)*, 2000
- [BAN05]** S.J. Banfield, N.F. Casey, R. Nataraja, “Durability of Polyester Deepwater Mooring Rope”, *Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 17510)*, 2005
- [BED01] E.L. Bedia, S. Murakami, T. Kitade, S. Kohjiy, “Structural development and mechanical properties of polyethylene naphthalate / polyethylene terephthalate blends during uniaxial drawing”, *Polymer*, Vol. 42, No. 17, pp. 7299-7305, 2001
- [BIT80] K.R. Bitting, “Cyclic Tests of New and Aged Nylon and Polyester Line”, *Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 3852)*, 1980
- [BOS99] R.L.M. Bosman, J. Hooker, “The Elastic Modulus Characteristics of Polyester Mooring Ropes”, *Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 10779)*, 1999
- [BRA99] J. Brandrup, E.H. Immergut, E.A. Grulke, “Polymer Handbook”, Editions Wiley Interscience, 1999

- [BUR07] C.J. Burgoyne, A.L. Merri, “On the hydrolytic stability of polyester yarns”, *Journal of Materials Science*, Vol. 42, No. 8, 2007
- [BUN71] A.R. Bunsell, J.W.S. Hearle, R.D. Hunter, “An apparatus for fatigue-testing of fibres”, *Journal of Physics E – Scientific Instruments*, Vol. 4, pp. 868-872, 1971
- [BUN74] A.R. Bunsell, J.W.S. Hearle, “The fatigue of synthetic polymeric fibers”, *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 18, pp. 267-291, 1974
- [BV07] Bureau Veritas, “Certification of fibre ropes for deep water offshore services”, *Guidance Note NI432*, 2007
- [CAS02] N.F. Casey, S.J. Banfield, “Full-Scale Fiber Deepwater Mooring Ropes : Advancing the Knowledge of Spliced Systems”, *Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 14243)*, 2002
- [CAS05] N.F. Casey, S.J. Banfield, “Factors Affecting the Measurement of Axial Stiffness of Polyester Deepwater Mooring Rope Under Sinusoidal Loading”, *Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 17068)*, 2005
- [CHA86] J.J. Chambers, “Parallel-lay aramid ropes for use as tendons in prestressed concrete”, *Thèse de Doctorat*, University of London, Royaume-Uni, 1986
- [CHA03] E. Chailleux, P. Davies, “Modelling the Non-Linear Viscoelastic and Viscoplastic Behaviour of Aramid Fibre Yarns”, *Mechanics of Time-Dependent Materials*, Vol. 7, pp. 291-303, 2003
- [CHA05a] E. Chailleux, P. Davies, “A Non-Linear Viscoelastic Viscoplastic Model for the Behaviour of Polyester Fibres”, *Mechanics of Time-Dependent Materials*, Vol. 9, pp. 147-160, 2005
- [CHA05b] E. Chailleux, B. Forest, P. Davies, “Identification of model parameters for predicting long term behaviour of marine ropes”, *Oceans Conference Proceedings*, Brest, France, 2005
- [CHO02] D. Choqueuse, P. Davies, “Durabilité de polymères et composites pour application sous-marine”, *Revue des Composites et des Matériaux Avancés*, Vol. 12, No. 1, pp. 25-50, 2002
- [COR01] Cordage Institute International Standard, “Test Method for Yarn-on-Yarn Abrasion”, *CI 1503-00*, 2001
- [COR02] Cordage Institute International Standard, “Performance Requirements for Marine Grade Polyester Yarn For Fiber Rope”, *CI 2009-02*, 2002
- [DAN45] H.E. Daniels, “The statistical theory of strength of bundles of threads I”, *Royal Society of London Proceedings*, Vol. A183, pp. 45-70, 1945
- [DAV00] P. Davies, G. Huard, F. Grosjean, M. François, “Creep and Relaxation of Polyester Mooring Lines”, *Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 12176)*, 2000
- [DAV02] P. Davies, M. François, F. Grosjean, P. Baron, K. Salomon, D. Trassoudaine, “Synthetic Mooring Lines for Depths to 3000 Meters”, *Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 14246)*, 2002
- [DAV06] P. Davies, P. Bouquet, M. Conte, A. Deuff, “Tension-Torsion Behavior of Deepwater Synthetic Mooring Lines”, *Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 17872)*, 2006

- [DEL92] C. J. M. Del Vecchio, "Light Weight Materials for Deep Water Moorings", Thèse de doctorat, University of Reading, Royaume-Uni, 1992
- [DEP99] I. De Pellegrin, "Manmade Fiber Ropes in Deepwater Mooring Applications", Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 10907), 1999
- [EDG99] Noble Denton Europe Ltd and Tension Technology International Ltd, "Engineers' Design Guide to Deepwater Fibre Moorings", Oilfield Publications Ltd., London & Houston, 1999
- [FER98] A.C. Fernandes, C.J.M. Del Vecchio, G.A.V. Castro, "Mechanical Properties of Polyester Mooring Cables", 8th International Offshore and Polar Engineering Conference Proceedings, Montréal, Canada, 1998
- [FIB95] "Fiber Tethers 2,000 – High Technology Fibers for Deepwater Tethers", Joint Industrial Project promoted by Noble Denton Europe and National Engineering Laboratory, 1995
- [FLO96] J.F. Flory, "Avoiding Fiber Axial Compression Fatigue in the Design and Use of Tension Members", Oceans Conference Proceedings, Piscataway, NJ, 1996
- [FLO05] J.F. Flory, C.M. Leech, S.J. Banfield, D.J. Petruska, "Computer Model To Predict Long-Term Performance of Fiber Rope Mooring Lines", Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 17525), 2005
- [FLO06] J.F. Flory, S.J. Banfield, "Durability of Polyester Ropes Used as Deepwater Mooring Lines", Oceans Conference Proceedings, Boston, 2006
- [FLO07] J.F. Flory, S.J. Banfield, C. Berryman, "Polyester Mooring Lines on Platforms and MODUs in Deep Water", Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 18768), 2007
- [FRA00] M. François, P. Davies, "Fibre Rope Deep Water Mooring : a Practical Model for the Analysis of Polyester Mooring Systems", Rio Oil and Gas Conference Proceedings (IBP24700), 2000
- [GHO04] S.R. Ghoreishi, T. Messenger, P. Cartraud, P. Davies, "Assessment of Cable Models for Synthetic Mooring Lines", 14th International Offshore and Polar Engineering Conference Proceedings, Toulon, France, 2004
- [GOU04] A.-F. Gourgues, J.-M. Haudin, "Matériaux pour l'ingénieur", Editions Ecole des Mines de Paris, 2004
- [GRO05] F. Grosjean, P. Davies, M. François, "Synthetic Fiber Ropes mooring : technical status and stiffness prediction", 4th International Conference on Composite Materials For Offshore Operations Proceedings, Houston, Texas, 2005
- [GUE04] Z. Guehama, "Etude des mécanismes d'usure des filaments en Polyester pendant le tissage", Thèse de Doctorat, Université de Haute-Alsace, 2004
- [HEA69] J.W.S. Hearle, P. Grosberg, S. Backer, "Structural Mechanics of Fibers, Yarns and Fabrics", Wiley-Interscience, New-York, 1969
- [HEA97] J.W.S. Hearle, M. Parsey, "Performance Prediction for Deepwater Fibre Rope Mooring Lines", Mooring & Risers Systems Conference Proceedings, Aberdeen, 1997
- [HEA98] J.W.S. Hearle, B. Lomas, W.D. Cooke, "Atlas of fibre fracture and damage to textiles", Woodhead publishing, 2nd edition, 1998

- [HER04]* J.M. Herrera Ramirez, “Les mécanismes de fatigue dans les fibres thermoplastiques”, Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2004
- [HOO99] J.G. Hooker, R.L.M. Bosman, “Recent investigation into physical properties of superline polyester ropes”, Moorings and Anchor for Deep and Ultra Deepwater Fields Conference Proceedings, Aberdeen, 1999
- [HUN99] E.W. Huntley, A.S. Whitehill, “Creep-rupture models and experimental results for polyester rope”, Oceans Conference Proceedings, Seattle, WA, USA, 1999
- [ISO07] International Organization for Standardization, “Fibre ropes for offshore station keeping – Polyester”, Norme ISO 18692, 2007
- [JAK96] R. Jakeways, J.L. Klein, I.M. Ward, “The existence of a mesophase in poly(ethylene naphthalate)”, *Polymer*, Vol. 37, p. 3761, 1996
- [KAR88] S.R. Karnoski, F.C. Liu, “Tension and Bending Fatigue Test Results of Synthetic Ropes”, Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 5720), 1988
- [KAR99] M. Karayaka, S. Srinivasan, S.S. Wang, “Advanced Design Methodology for Synthetic Moorings”, Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 10912), 1999
- [LAB98] M. Labrosse, “Contribution à l’étude du rôle du frottement sur le comportement et la durée de vie des câbles monocouches”, Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 1998
- [LEC06] C. Leclerc, “Mécanismes microstructuraux impliqués dans la fatigue des fibres thermoplastique”, Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2006
- [LEE93]** C. M. Leech, J. W. S. Hearle, M. S. Overington, S. J. Banfield, “Modelling Tension and Torque Properties of Fibre Ropes and Splices”, 3rd International Offshore and Polar Engineering Conference Proceedings, Singapour, 1993
- [LEE03] C. M. Leech, S. J. Banfield, M. S. Overington, “The Prediction of Cyclic Load Behaviour and Modulus Modulation for Polyester and other Large Synthetic Fibre Ropes”, Oceans Conference Proceedings, San Diego, USA, 2003
- [LIA98] T. Liang, A. Takahara, K. Saito, T. Kajiyama, “Effects of main chain rigidity on nonlinear dynamic viscoelasticity and fatigue performance for polymeric fibres”, *Polymer*, Vol. 39, No. 22, pp. 5387-5392, 1998
- [LO99] K.H. Lo, H. Xü, L.A. Skogsberg, “Polyester Rope Mooring Design Considerations”, 9th International Offshore and Polar Engineering Conference Proceedings, Brest, France, 1999
- [MAN87a] J.F. Mandell, M.G. Steckel, S.S. Chung, M.C. Kenney, “Fatigue and Environmental Resistance of Polyester and Nylon Fibers”, *Polymer Engineering and Science*, Vol. 32, No. 15, pp. 1121-1127, 1987
- [MAN87b] J.F. Mandell, “Modeling of Marine Rope Fatigue Behavior”, Textile Research Institute, pp. 318-329, 1987
- [MAR03]* A. Marcellan, “Microstructures, micromécanismes et comportement à rupture de fibres PA66”, Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2003
- [MER54] R.J. Meredith, “The effect of rate of extension on the textile behavior of viscose and acetate rays, silk and nylon”, *Journal of Textile Institute*, 45, T30-T43, 1954

- [NOR95] M.G. Northolt, J.J.M. Baltussen, B. Schaffers-Korff, "Yielding and hysteresis of polymer fibres", *Polymer*, Vol. 36, No. 18, pp. 3485-3492, 1995
- [OUD84] C. Oudet, A.R. Bunsell, "Structural changes in polyester fibres during fatigue", *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 29, pp. 4363-4376, 1984
- [OUD87] C. Oudet, A.R. Bunsell, "Effects of structure on the tensile, creep and fatigue properties of polyester fibres", *Journal of Material Science*, Vol. 22, pp. 4292-4298, 1987
- [OVE97] M.S. Overington, C.M. Leech, "Modelling Heat Buildup in Large Polyester Ropes", *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, Vol. 7, No. 1, 1997
- [PAR82] M. Parsey, "Fatigue of SPM Mooring Hawsers", *Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 4307)*, 1982
- [PER66] P. Perzyna, "Fundamental problems in viscoplasticity", *Advances in Applied Mechanics*, Vol. 9, pp. 243-377, 1966
- [PET75] A. Peterlin, "Structural model of mechanical properties and failure of crystalline polymer solids with fibrous structure", *International Journal of Fracture*, Vol. 11, pp. 761-780, 1975
- [PET05] D. Petruska, J. Geyer, R. Macon, M. Craig, A. Ran, N. Schulz, "Polyester mooring for the Mad Dog spar – design issues and other considerations", *Ocean Engineering*, Vol. 32, pp. 767-782, 2005
- [PHO75] S. L. Phoenix, "Probability inter-fiber dependence and the asymptotic strength distribution of classic fiber bundles", *International Journal of Engineering Science*, Vol. 13, pp. 287-304, 1975
- [PHO78] S.L. Phoenix, "Mechanical Response of a Tubular Braided Cable with an Elastic Core", *Textile Research Journal*, Vol. 48, No. 2, 1978
- [PON98] A. Ponnouradjou, "Microstructure et propriétés mécaniques des fibres de PA-6 torsadées et tressées. Etude de l'action des chocs successifs", *Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris*, 1998
- [PRE73] D.C. Prevorsek, P.J. Harget, R.K. Sharma et al., "Nylon 6. fibers: changes in structure between moderate and high draw ratios", *Reimschuessel, AC Journal of Macromolecule Science Physic*, Vol. 8, 1973
- [RAO00] Y. Rao, R.J. Farris, "A modelling and experimental study of the influence of twist on the mechanical properties of high-performance fiber yarns", *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 77, pp. 1938-1949, 2000
- [RIO07] L. Riou, P. Davies, "Yarn-on-yarn abrasion testing of polyester based yarns in sea water", *Rapport interne IFREMER ERT-MS 07-194*, 2007
- [SCH97] R.A. Schapery, "Nonlinear viscoelastic and viscoplastic constitutive equations based on thermodynamics", *Mechanics of Time-Dependent Materials*, Vol. 1, pp. 209-240, 1997
- [STA59] W.O. Statton, "Polymer texture : the arrangement of crystallites", *Journal of Polymer Science*, Vol. 41, pp. 143-155, 1959

- [STO99] R.W.P. Stonor, J.C. Trickey, M.R. Parsey, S.J. Banfield, J.W.S. Hearle, “Development of an Engineer’s Design Guide for Deepwater Fiber Moorings”, Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 10913), 1999
- [THO98] J.S. Thornton, J.N. Paulson, D. Sandri, “Conventional and Stepped Isothermal Methods for Characterizing Long Term Creep Strength of Polyester Geogrids”, 6th International Conference on Geosynthetics Proceedings, Atlanta, USA, 1998
- [VAN70] S.J. Van Der Meer, “Dynamic – Mechanical Properties and Permanent Deformation of Yarns, Cords and Plain-Wave Fabrics, Thèse de Doctorat, Université de Delft, Pays-bas, 1970
- [VAN93] C.J.M. Van Den Heuvel, H.M. Heuvel, W.A. Faassen, “Molecular changes of PET yarns during stretching”, Journal of Applied Polymer Science, Vol. 49, p. 925, 1993
- [VAN00] C.J.M. Van Den Heuvel, E.A. Klop, “Relations between spinning, molecular structure and end-use properties of polyethylene naphthalate tyre yarns”, Polymer, Vol. 41, pp. 4249-4266, 2000
- [VAS04] R. Vaseghi, “A new method of termination for heavy-duty synthetic fibre ropes”, Thèse de Doctorat, Bournemouth University, Royaume-Uni, 2004
- [WIL02] J.G. Williams, D. Li, S.S. Wang, “Small-scale Testing of Damaged Synthetic Fiber Mooring Ropes”, Offshore Technology Conference Proceedings (OTC 14308), 2002
- [WU00] Gang Wu, Qingchun Li, J.A. Cuculo, “Fiber structure and properties of poly(ethylene-2,6-naphthalate) obtained by high-speed melt spinning”, Polymer, Vol. 41, pp. 8139-8150, 2000
- [ZHU72] S.N. Zhurkov, V.A. Zakrevskiy, V.E. Korsukov et al., “Mechanisms of submicrocrack generation in stressed polymers”, Journal of Polymer Science A2, Vol. 10, pp. 1509-1520, 1972

* Références disponibles sur <http://pastel.paristech.org>

** Références disponibles sur <http://www.tensiontech.com/papers/index.html>

Résumé

Afin de développer les exploitations en eaux profondes, l'industrie pétrolière est confrontée depuis quelques années à la nécessité de modifier les systèmes d'amarrage de plate-forme classiques, habituellement constitués d'acier, pour avoir des systèmes plus légers. Dans le cadre de cette problématique, cette étude s'intéresse au comportement mécanique de câbles synthétiques pour deux matériaux différents, l'un étant déjà utilisé en remplacement de l'acier, et l'autre étant potentiellement utilisable : le PET et le PEN.

Dans le but d'une caractérisation multi-échelle, des essais mécaniques (principalement traction, fluage et sollicitation cyclique) ont été réalisés sur des assemblages de taille variable, allant de câbles de plusieurs centaines de kN de force à rupture aux plus petits de leurs composants, les filaments. De fortes corrélations ont été observées entre le comportement quasi-statique des assemblages et celui des filaments, montrant que les effets de construction des assemblages sont limités et facilement identifiés. Le comportement des filaments est lui-même associé à des mécanismes se déroulant à l'échelle moléculaire. En revanche, les résultats obtenus sous sollicitation cyclique ont montré que la considération des mécanismes pouvant provoquer la rupture de filaments individuels (fluage, fatigue en tension, échauffement par hystérésis...) ne suffit pas à expliquer la rupture des câbles. Ceci implique l'intervention d'autres mécanismes, propres aux assemblages, du type abrasion.

La comparaison des résultats obtenus pour les deux matériaux a montré que le PEN, très peu étudié jusqu'à ce jour, présente un comportement mécanique très proche de celui du PET.

Mots-clés : PET, PEN, fibre, yarn, câble, traction, fluage, fatigue, rupture.

Abstract

Faced with the need to exploit off-shore oil fields at ever increasing depths, lighter replacements are being considered for the standard steel cable mooring systems used for platforms. This study considers the mechanical behaviour of synthetic ropes made of two different materials: PET and PEN. The first is already used in ropes to replace steel, and the second could be a potential competitor.

A multi-scale study, involving mechanical tests (mainly tensile, creep and cyclic loading) has been carried out on assemblies of various sizes, from ropes of several hundreds kN breaking load to their smallest components: filaments. Strong correlations were found between the quasi-static behaviour of assemblies and the behaviour of filaments, which in itself is determined by mechanisms at the molecular level. This has shown that the effects of the geometry of the assemblies are limited and can easily be identified. However, results from cyclic loading tests have shown that the consideration of all the mechanisms that could cause failure at the single filament level (creep, tensile fatigue, hysteresis heating...) is not sufficient to explain the failure of ropes. This implies the contribution of other mechanisms associated with fibre assemblies, such as abrasion.

The comparison of results from tests on both materials showed that PEN, of which very little is known, exhibits a mechanical behaviour very similar to that of PET.

Key-words : PET, PEN, fibre, yarn, rope, tensile loading, creep, fatigue, failure.