



HAL
open science

Effets de la vitesse de sollicitation sur le comportement irréversible de composites à matrice organique

Jordan Berton

► **To cite this version:**

Jordan Berton. Effets de la vitesse de sollicitation sur le comportement irréversible de composites à matrice organique. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Centrale Lille Institut, 2022. Français. NNT : 2022CLIL0025 . tel-04007624

HAL Id: tel-04007624

<https://theses.hal.science/tel-04007624v1>

Submitted on 28 Feb 2023

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



Centrale Lille

THÈSE

présentée en vue
d'obtenir le grade de

DOCTEUR

en

Spécialité : Mécanique

par

Jordan Berton

DOCTORAT DÉLIVRÉ PAR CENTRALE LILLE

Titre de la thèse :

Effets de la vitesse de sollicitation sur le comportement irréversible de matériaux composites à matrice organique

Soutenue le 29 novembre 2022 devant le jury d'examen :

Président	Nadia Bahlouli	Professeur des Universités, Université de Strasbourg
Rapporteur	Christophe Bouvet	Professeur des Universités, ISAE-SUPAERO
Rapporteur	Patrick Rozycki	Professeur des Universités, École Centrale de Nantes
Examineur	Cuong Ha Minh	Maître de conférences, ENS Paris-Saclay
Directeur de thèse	Eric Deletombe	Directeur de recherche, ONERA
Co-Directeur	Mathias Brieu	Professeur des Universités, California State University
Invité	Julien Berthe	Ingénieur de recherche, ONERA
Invité	Fabien Coussa	Ingénieur de recherche, ONERA

Thèse préparée dans le Laboratoire de Mécanique, Multiphysique, Multiéchelle
(LaMcube) - UMR 9013

École Doctorale ENGSYS 632

Remerciements

Restituer à l'écrit ces trois années de thèse n'est pas une chose aisée et je m'excuse par avance des oublis présents dans ces quelques lignes.

Tout d'abord, je tiens à remercier Christophe Bouvet et Patrick Rozycki pour avoir rapporté ces travaux de thèse. Je remercie aussi Nadia Bahlouli et Cuong Ha-Minh pour les avoir examinés. Notre échange lors de la soutenance a montré l'implication dont vous quatre avez fait preuve dans l'examen de ces travaux de thèse et je vous en remercie pour cela.

L'habituelle façon de remercier les principaux acteurs de la thèse ne saurait être la plus adaptée pour ce premier encadrant. Je me dois de sincèrement remercier Fabien Coussa pour sa présence tout au long de ces trois années. Et plus particulièrement quand, sans m'en apercevoir, le besoin s'en faisait le plus sentir. Le parcours accompli ensemble m'incombe d'une reconnaissance dont je dois mentionner l'existence et dont j'espère avoir été à la hauteur. Ce fut bien plus facile de progresser avec un encadrement tel que celui-ci. Ce cadre de travail a également été assuré par Julien Berthe, que je remercie pour son aide à chaque sollicitation et que je demande de me pardonner pour toutes les intrusions intempestives dans son bureau.

Malgré la difficulté de l'éloignement géographique, je remercie Mathias Brieu pour son implication et la remise en question de chaque élément présenté. Pour mettre en acte cette fine mécanique du travail de thèse, cet examen permanent et le besoin de justification qu'il engendre m'ont été aussi importants que les propositions elles-mêmes. Je remercie également Eric Delecombe pour la prise de hauteur et l'élargissement des réflexions menées dans ces travaux ainsi que pour le lourd travail mené concernant le manuscrit.

Ces travaux de thèse ont été effectués dans l'unité Conception et Résistance Dynamique de l'ONERA Lille et il est impossible de ne pas mentionner les acteurs qui, de près ou de loin, en ont permis la réalisation. Pour commencer, il me faut grandement remercier Gérard Portemont, sans qui les travaux expérimentaux n'auraient pu voir le jour avec ce degré de qualité malgré le temps réduit pour leur développement. Faire bénéficier son expérience si facilement n'est pas donné à tout le monde. Encore beaucoup de questions restent en suspens, il faudra un jour prendre le temps d'y répondre.

Je remercie chaleureusement Thomas Fourest pour sa bienveillance à toute épreuve et pour toutes les aides de l'ombre qui m'ont permis de réaliser cette thèse.

Je remercie également Matthieu Ragonet, Alexandre Peroche et Romain De Coninck qui ont été, eux aussi, d'une aide précieuse pour cette thèse et d'un support à toute épreuve. C'est avec plaisir que j'ai passé autant de temps au laboratoire et c'est grâce à vous.

Bien évidemment, je remercie également l'ensemble de l'unité CRD pour les moments de convivialité ô combien importants durant ces trois années.

L'implication personnelle que la thèse créée requiert un certain éloignement avec notre ancienne vie. Il me faut donc remercier mes amis d'enfance : Corentin D., Steven, Mickaël, Maxime, Tanguy et Corentin H. pour les, trop peu nombreuses, escapades qu'ils m'ont fait faire et ainsi

renouer avec certaines vieilles habitudes.

Je remercie du fond du cœur mes parents pour leur soutien tout au long de mon parcours scolaire qui prend fin ici, enfin normalement...

Table des matières

Remerciements	iii
Introduction	3
I Etat de l'art	7
I.1 Généralités des matériaux composites à matrice polymère renforcés de fibres continues	9
I.2 Cadre thermodynamique des milieux continus	10
I.2.1 Élasticité linéaire	11
I.2.2 Visco-élasticité	13
I.2.3 Processus dissipatifs	14
I.3 Caractérisation expérimentale du comportement non-linéaire	16
I.3.1 Caractérisation du comportement non-linéaire visqueux	16
I.3.2 Caractérisation du comportement non-linéaire dissipatif	16
I.4 Littérature concernant l'effet de la vitesse sur le comportement non-linéaire des CMO	19
I.4.1 Comportement pour des sollicitations de fluage	20
I.4.2 Comportement pour des sollicitations à vitesses lentes	20
I.4.3 Comportement pour des sollicitations en dynamique	23
I.5 Caractérisation expérimentale du comportement non-linéaire en cisaillement des CMO	26
I.5.1 Méthode de caractérisation du comportement de cisaillement	26
I.5.2 L'étude de l'endommagement de la quasi-statique à la dynamique	33
I.5.3 Le choix de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$	39
I.6 Conclusions	46
II Protocole de validation d'une géométrie d'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ adaptée aux essais dynamiques	47
II.1 Définition du protocole de réduction de la géométrie d'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ de CMO	49
II.1.1 Moyen expérimentaux	49
II.1.2 Matériau	50
II.1.3 Méthode	51
II.1.4 Sollicitation	53
II.2 Application du protocole de réduction de la géométrie d'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ au matériau T700/M21	55
II.2.1 Étude de l'influence du nombre de plis	55
II.2.2 Étude de l'influence de la hauteur libre	59
II.2.3 Étude de l'influence de la largeur	62

II.2.4 Étude de l'influence des paramètres géométriques couplés : Hauteur libre et largeur	64
II.3 Limites de l'utilisation de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$	65
II.4 Conclusions	68
III Présentation du protocole d'essais interrompus en dynamique adapté au T700/M21	71
III.1 Objectifs et enjeux du protocole	73
III.2 Caractérisation de la contrainte et de la déformation maximale et du module d'élasticité	75
III.2.1 Piloter, mesurer et interrompre la sollicitation	75
III.2.2 Évaluation du module d'élasticité	79
III.3 Caractérisation du comportement irréversible	81
III.3.1 Piloter et mesurer la phase de déchargement de sollicitation	81
III.3.2 Évaluation de la déformation irréversible et caractérisation des phases de recouvrance	84
III.4 Caractérisation de la dégradation	88
III.4.1 Assurer la continuité de la sollicitation	88
III.5 Validation du protocole à vitesse lente	89
III.5.1 Spécificité d'un cycle obtenu avec le protocole d'essais interrompus	89
III.5.2 Comparaison avec une machine électro-mécanique	90
III.6 Conclusions	95
IV Effets de la vitesse de sollicitation sur le comportement non-linéaire du T700/M21	97
IV.1 Validation du protocole pour des essais de traction uni-axial monotone jusqu'à rupture	99
IV.2 Effets de la vitesse sur le T700/M21	101
IV.2.1 Effets de la vitesse sur le comportement mécanique mésoscopique	101
IV.2.2 Effets de la vitesse sur le comportement mécanique endommageable	105
IV.2.3 Comparaison avec les travaux issus de la littérature	107
IV.3 Observations physiques de l'effet de la vitesse sur les mécanismes responsables du comportement non-linéaire dissipatif	111
IV.3.1 Dépendance des observations au protocole expérimental	112
IV.3.2 Dépendance à la vitesse de sollicitation des mécanismes d'endommagement	112
IV.4 Conclusions	123
Conclusions générales & perspectives	125
Annexe A	129
Annexe B	136
Bibliographie	141

Table des figures

1	Gamme de vitesses de sollicitation en fonction de la vitesse de déformation . . .	4
I.1	Illustration d'un composite à matrice polymère renforcé de fibre de carbone et zoom sur les fibres et la matrice (Meier, 2000).	9
I.2	Illustration en a) du mécanisme de décohésion des fibres et de la matrice (Gorbatikh et Lomov, 2016) et en b) de la coalescence des décohésions en fissuration matricielle (Gamstedt et Andersen, 2001).	10
I.3	Repère du matériau composite unidirectionnel.	10
I.4	Illustration d'un changement de base quelconque entre un repère matériau et un repère orthonormé global.	13
I.5	Illustration des modèles rhéologiques en a) de Maxwell et en b) de Kelvin-Voigt.	13
I.6	Illustration des essais de fluage et de relaxation.	17
I.7	Illustration des différentes variables macroscopiques obtenues par l'exploitation usuelle des essais cyclés incrémentaux.	17
I.8	Illustration des trois méthodes d'évaluation du module de cisaillement : a) Bornes maximales d'un cycle de chargement (Lemaitre et Chaboche, 1985), b) Bornes de contraintes pré-définies (Fitoussi <i>et al.</i> , 2005) et c) Méthode d'évaluation par régressions linéaires successives (Castres, 2018).	18
I.9	Évolution du coefficient de corrélation R^2 en fonction de l'intervalle de contrainte pour le calcul de la régression pour trois essais (Castres, 2018).	19
I.10	A gauche : Courbes de la contrainte et de la déformation longitudinale en fonction du temps, A droite : Évolution de l'énergie acoustique cumulée en fonction de la contrainte. Toutes deux issus des travaux de Berthe (2013).	20
I.11	Courbe de comportement en traction monotone d'un stratifié à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ issue des travaux de Huchette (2005).	21
I.12	Évolution de l'énergie cumulée mesurée par émission acoustique en fonction de la contrainte appliquée au stratifié de T700/M21 à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ (Huchette, 2005).	21
I.13	Évolution du paramètre d'endommagement D_{macro} en fonction de la contrainte appliquée pour différentes vitesses de sollicitation lentes sur le composite unidirectionnel T700/M21 (Castres, 2018).	22
I.14	Évolution du ratio de l'énergie dissipée sur l'énergie élastique en fonction de la contrainte maximale appliquée (Castres, 2018).	23
I.15	Comparaison numérique et expérimentale du comportement réversible en cisaillement d'un stratifié T700/M21 à $[\pm 45]_S$ issue des travaux de Berthe (2013).	23
I.16	Influence de la vitesse de sollicitation sur le comportement jusqu'à rupture d'un composite carbone/époxy bidimensionnel Fitoussi <i>et al.</i> (2005).	24
I.17	Comportement macroscopique et endommageable issu des travaux de Fitoussi <i>et al.</i> (2005).	25
I.18	Illustration du phénomène de retour élastique après la rupture du fusible issue de la thèse de Battams (2014).	25
I.19	Illustration de l'essai sur tube (Whitney et Halpin, 1968).	27

I.20	a) Schématisation de l'essai rail et b) illustration du dispositif d'essais (Whitney <i>et al.</i> , 1971).	28
I.21	Schématisation de l'essai d'Iosipescu (Walrath et Adams, 1983).	29
I.22	Illustration de l'essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$.	29
I.23	a) Schématisation et illustration de l'essai de cisaillement à trois rails et b) illustration de la méthode de serrage par vis de compression en comparaison de la méthode de serrage boulonnée (De Baere <i>et al.</i> , 2008b).	30
I.24	Illustration du dispositif d'essais de cisaillement sur rail à encoche en V avec l'éprouvette entaillée proposé par le « Wyoming Test Fixtures »©(ASTM D7078).	31
I.25	Illustration de l'essai de traction sur éprouvette hors-axes (Marin <i>et al.</i> , 2019).	32
I.26	Illustration de l'essai « picture frame » et des éprouvettes utilisées (V. Trappe, 2014).	32
I.27	a) Illustration de l'essai de traction/compression bi-axial sur éprouvette en croix et b) mise en évidence du faciès de rupture (Marin et Barroso, 2021).	33
I.28	Méthode d'essais interrompus par rupture d'un fusible mécanique Fitoussi <i>et al.</i> (2013).	34
I.29	Adaptation de la méthode d'essais interrompus par rupture d'un fusible mécanique (Battams et Dulieu-Barton, 2016).	36
I.30	Dispositif d'essais de traction uniaxiaux interrompus valable pour des vitesses de déformation allant de $\dot{\epsilon} = 5.10^{-3} \text{ s}^{-1}$ à $\dot{\epsilon} = 25 \text{ s}^{-1}$ (Coussa, 2017).	37
I.31	Illustration de la méthode d'essais interrompus aux barres d'Hopkinson par contrôle de l'élongation pour un matériau métallique proposée par Dongfang <i>et al.</i> (2010).	37
I.32	Illustration de la méthode d'essais interrompus aux barres d'Hopkinson par contrôle de l'élongation pour un matériau métallique proposée par Yang <i>et al.</i> (2014).	38
I.33	Courbe de contrainte/déformation de cisaillement pour un essai incrémental avec la méthode d'Iosipescu (Pierron et Vautrin, 1994).	39
I.34	Cercle de Mohr des déformations dans le repère du pli pour l'essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ (Petit, 1969).	40
I.35	Illustration de l'état de sollicitation dans l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ lors d'une sollicitation de traction.	40
I.36	Illustration des effets de bord dans un plaque stratifiée issue de Pipes et Pagano (1970).	41
I.37	Schématisation des zones de cisaillement en fonction des conditions aux limites de serrage Härtel et Harrison (2014).	43
I.38	Schématisation des zones de cisaillement et définition théorique de la hauteur de la zone C par Potluri <i>et al.</i> (2006).	43
I.39	Modélisation par éléments finis de l'évolution de l'angle de cisaillement pour un déplacement imposé sur une éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ par d'Agostino <i>et al.</i> (2015).	44
I.40	Représentation d'un état de déformation mesuré par DIC pour l'essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ par Berthe <i>et al.</i> (2013a).	44
I.41	a) Illustration théorique de la présence du « yarn slippage » issue des travaux de Wang <i>et al.</i> (1998) et b) observation du phénomène de « yarn slippage » issue des travaux de Potter (2002).	45
II.1	Évaluation du bruit de mesure avec le dispositif expérimental utilisé pour la campagne expérimentale.	50
II.2	Comportement macroscopique des éprouvettes normalisées pour deux plaques de T700/M21 différentes.	51
II.3	Schéma du positionnement des jauges longitudinale (bleue) et transversale (rouge) pour la mesure de la déformation de cisaillement durant l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$.	53
II.4	Courbe de sollicitation de la déformation de cisaillement en fonction du temps.	54

II.5	Courbes de sollicitation des essais incrémentaux pour la géométrie normalisée H130L25N8.	55
II.6	Comportement de cisaillement plan de l'éprouvette normalisée (H130L25N8, en noir) et de l'éprouvette à 4 plis (H130L25N4, en bleu).	56
II.7	Illustration de l'influence du nombre de plis sur le comportement macroscopique en fonction de la déformation irréversible pour a) la contrainte maximale et b) la déformation maximale.	57
II.8	Illustration de la fissuration des plis issue de Camanho et al. (2006)	58
II.9	Évolution de la déformation élastique en fonction de la variable d'endommagement scalaire concernant la comparaison des éprouvettes à 8 plis et 4 plis.	59
II.10	Évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale de chaque cycle pour quatre hauteurs testées : H130, H60, H55 et H50 avec une largeur fixe de 25 mm.	60
II.11	Influence de la hauteur libre en fonction de la contrainte maximale pour a) la déformation maximale et b) la déformation irréversible.	60
II.12	Évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique jusqu'à $\varepsilon_{12}^{irr} \leq 1\%$	61
II.13	Régressions linéaires sur l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique pour $d_{12} \geq 0.04$ et $\varepsilon_{12}^{irr} \leq 1\%$	62
II.14	Évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale pour quatre hauteurs expérimentées et la variation de largeur à $L = 20$ mm et 15 mm.	63
II.15	Illustration de l'influence de la largeur et de la hauteur libre en fonction de la contrainte maximale pour a) la déformation maximale et b) la contrainte maximale.	63
II.16	Évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique jusqu'à $\varepsilon_{12}^{irr} \leq 1\%$ (campagne expérimentale B).	64
II.17	Évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique pour les trois éprouvettes faisant varier la hauteur libre et la largeur simultanément.	65
II.18	Illustration de l'influence de l'utilisation de différentes plaques de composite avec des géométries normalisées.	66
II.19	Représentation de l'enveloppe des résultats de l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique issue des éprouvettes normalisées sur les deux plaques A et B des essais du Chapitre II.	67
II.20	Illustration de la comparaison des résultats issus des différents rapports λ en fonction de l'enveloppe des résultats issus d'une géométrie normalisée.	68
III.1	Courbe de comportement mécanique du T700/M21 pour un essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ a) en traction monotone uni-axiale et b) illustration des grandeurs macroscopiques d'intérêt pour un essai cyclé incrémental.	74
III.2	Schéma du dispositif d'essais de traction interrompus adapté aux essais dynamiques	75
III.3	Illustration d'un trajet de chargement quelconque lors d'un essai cyclé incrémental	76
III.4	Illustration des phases de chargement et de maintien après rupture du fusible pour un essai à $6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ pour $\delta = 2 \text{ mm}$	77
III.5	Illustration des phases de chargement et de maintien après rupture du fusible pour un essai à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ pour $\delta = 2 \text{ mm}$	77
III.6	Illustration de la vitesse de déformation de la phase II d'un essai à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ en fonction en a) de la force mesurée et en b) de la déformation de cisaillement.	78
III.7	Schéma de fonctionnement du système de maintien.	79

III.8 a) Illustration d'un trajet de chargement quelconque et mise en avant de la zone d'évaluation du module et b) mise en évidence de la méthode d'évaluation du module d'élasticité.	80
III.9 Cycles de chargement issu d'un essai à $6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ obtenus avec le protocole et le dispositif développé dans ces travaux de thèse.	81
III.10 Illustration d'un cycle de décharge lors d'un essai cyclé incrémental avec le cycle de charge le précédant en pointillé	82
III.11 Cycles de déchargement issus d'un essai à $6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ et mise en évidence des points d'intérêt de A à E.	83
III.12 Evolution de la vitesse de déformation en fonction du temps lors de la phase entre les points C et D	83
III.13 Évaluation de la déformation irréversible a) sans phase de recouvrance b) avec phase de recouvrance.	84
III.14 Définition de la déformation de recouvrance d'un matériau visco-plastique lors des essais cyclés par Lemaitre et Chaboche (1985)	85
III.15 Illustration de la déformation de recouvrance (phase entre D et E) a) avec la mesure brute de la déformation de cisaillement plan et b) l'évolution de la vitesse de déformation en fonction du temps.	87
III.16 Comparaison entre des essais cyclés ayant 15 et 45 minutes d'attente de recouvrance.	87
III.17 Évolution en a) de la déformation en fonction du temps en échelle logarithmique et en b) de l'évolution de la déformation normalisée en fonction du temps.	88
III.18 Illustration d'un cycle de rechargement après avoir effectué un essai incrémental illustré en pointillé	89
III.19 Illustration d'un cycle obtenu avec le protocole d'essais interrompus développé dans cette thèse	90
III.20 Essais cyclés incrémentaux, comparatif entre machine électro-mécanique et vérin servo-hydraulique avec en a) les cycles de chargement VHS jusqu'à 4 % de déformation et en b) les points de contrainte et de déformation maximale des cycles jusqu'à rupture.	91
III.21 Comparatif des cycles obtenus avec les essais conventionnels et ceux obtenus avec le protocole d'essai en a) et c) pour $\delta = 0.5 \text{ mm}$ et en b) et d) pour $\delta = 1 \text{ mm}$	92
III.22 Comparatif de l'essai QS et des essais VHS concernant l'évolution de la déformation irréversible en fonction en a) de la déformation maximale à la charge et en b) de la déformation maximale à la décharge.	93
III.23 Comparatif de l'essai QS et des essais VHS concernant l'évolution de la déformation élastique en fonction de la déformation maximale en a) pour le cycle de chargement et en b) pour le cycle de déchargement.	94
III.24 Comparatif de l'essai QS et des essais VHS concernant l'évolution de la variable d'endommagement d_{12} en fonction de la déformation irréversible.	94
III.25 Comparatif de l'essai QS et des essais VHS concernant l'évolution de la variable d'endommagement d_{12} en fonction en a) de la déformation maximale à la charge et en b) de la déformation maximale à la décharge.	94
III.26 Comparatif de l'essai QS et des essais VHS concernant l'évolution de la variable d'endommagement d_{12} en fonction en a) de la déformation élastique à la charge et en b) de la déformation élastique à la décharge.	95
IV.1 Illustration des courbes issues de la validation de l'utilisation du dispositif d'essais pour des essais monotones jusqu'à rupture.	100
IV.2 Comparaison de l'évolution du module d'élasticité de cisaillement en fonction de la vitesse de déformation avec les données issues des travaux de Berthe (2013)	100

IV.3	Comparaison de l'effet de la vitesse de sollicitation sur l'évolution a) de la déformation rémanente et b) de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale.	102
IV.4	Illustration de l'influence des phases de recouvrance sur l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale.	102
IV.5	Comparaison de l'effet de la vitesse de sollicitation sur l'évolution de la déformation élastique en a) évaluée au point rémanent et en b) évaluée au point irréversible en fonction de la déformation maximale.	103
IV.6	Illustration de l'influence des phases de recouvrance sur l'évolution de la déformation élastique en fonction de la déformation maximale.	104
IV.7	Comparaison de l'effet de la vitesse de sollicitation sur l'évolution de la déformation rémanente et irréversible en fonction de la déformation élastique en a) évaluée au point rémanent et en b) évaluée au point irréversible.	104
IV.8	Illustration de l'influence des phases de recouvrance sur l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation élastique.	105
IV.9	Évolution de la variable d'endommagement en fonction de la déformation maximale.	106
IV.10	Comparaison de l'effet de la vitesse de sollicitation sur l'évolution de la variable d'endommagement en fonction en a) de la déformation rémanente et b) de la déformation irréversible.	106
IV.11	Comparaison de l'effet de la vitesse de sollicitation sur l'évolution de la variable d'endommagement en fonction de la déformation élastique en a) évaluée au point rémanent et b) évaluée au point irréversible.	107
IV.12	Illustration des régressions linéaires des essais de la Figure IV.11.	107
IV.13	Évolution de la variable d'endommagement en fonction de la déformation élastique, issue des travaux de Coussa (2017)	108
IV.14	Comparaison de l'évolution de la déformation normalisée en fonction du temps entre un essai à 1 m.s^{-1} et un essai à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour a) $\delta = 1.5 \text{ mm}$ et b) $\delta = 2 \text{ mm}$	110
IV.15	Détermination de la zone d'étude théorique h_2 pour les observations	112
IV.16	Mise en évidence de l'évolution de d_{12} en fonction de la déformation maximale pour les trois essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$	113
IV.17	Observations physiques pendant le maintien des essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $d_{12} \simeq 0.3$ entre a) C16 à $\delta = 2.5 \text{ mm}$, b) C17 à $\delta = 3 \text{ mm}$ et c) C18 à $\delta = 3 \text{ mm}$	114
IV.18	Mise en évidence de l'évolution de d_{12} en fonction a) de la déformation irréversible et b) de la déformation élastique après les phases de recouvrance et pour les trois essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$	115
IV.19	Observations physiques après la phase de recouvrance des essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $d_{12} \simeq 0.3$: a) C16 à $\delta = 2.5 \text{ mm}$, b) C17 à $\delta = 3 \text{ mm}$ et c) C18 à $\delta = 3 \text{ mm}$	117
IV.20	Illustration de la comparaison des essais à 1 m.s^{-1} et $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour une valeur de $d_{12} \simeq 0.3$	118
IV.21	Observations physiques à $d_{12} \simeq 0.3$ entre a) C2 à 1 m.s^{-1} pour $\delta = 2 \text{ mm}$, b) C16 à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 2.5 \text{ mm}$, c) C17 à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 3 \text{ mm}$ et d) C18 à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 3 \text{ mm}$	119
IV.22	Illustration de la comparaison des essais à 1 m.s^{-1} , $1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$, $1.10^{-3} \text{ m.s}^{-1}$ et $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour une valeur de d_{12} proche de 0.5.	120
IV.23	Observations physiques à $d_{12} \simeq 0.5$ entre a) C2 à 1 m.s^{-1} pour $\delta = 2.5 \text{ mm}$, b) C6 à $1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 3.5 \text{ mm}$, c) C13 à $1.10^{-3} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 3.5 \text{ mm}$ et d) C17 à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 3.5 \text{ mm}$	122

A.1	Illustration de la transformation du potentiel des dissipations (φ) vers le pseudo-potentiel de dissipation (φ^*) (Lemaitre et Chaboche, 1985).	133
B.1	Vue de face du dispositif.	136
B.2	Vue de côté du dispositif.	137
B.3	Illustration du dispositif mis en place sur le vérin servo-hydraulique.	138

Liste des tableaux

I.1	Valeurs du module de cisaillement du T700GC/M21 en fonction de la vitesse de déformation issues des travaux de Berthe (2013)	23
II.1	Synthèse des paramètres géométriques associés aux différentes éprouvettes testées	53
II.2	Synthèse des propriétés macroscopique en fonction des deux épaisseurs testées . .	57
II.3	Évaluation des valeurs d'intérêt maximales pour la campagne de réduction du rapport λ à largeur fixe	60
II.4	Paramètres des régressions linéaires en fonction la variation de hauteur libre . . .	62
II.5	Évaluation des valeurs d'intérêt maximales pour la réduction de la hauteur libre et de la largeur	63
II.6	Résultats concernant la variation combinée de la hauteur libre et de la largeur pour $\varepsilon_{12}^{irr} \simeq 1 \%$	65
III.1	Valeur du module de cisaillement de l'essai à 6 mm.min^{-1} en fonction de l'incrément de déplacement δ	81
IV.1	Valeurs de module d'élasticité issues des travaux de Berthe (2013)	100
IV.2	Valeurs de module d'élasticité issues des essais de traction monotone réalisés avec le dispositif d'essais interrompus	101
IV.3	Valeur finale moyenne de déformation rémanente, irréversible et maximale pour les trois essais de chaque vitesse.	103
IV.4	Valeur finale moyenne de déformation élastique (au point rémanent et irréversible) et de déformation maximale pour les trois essais de chaque vitesse.	104
IV.5	Paramètres de régression linéaire de l'évolution de l'endommagement en fonction de la déformation élastique avant les phases de recouvrance (<i>cf.</i> Figure IV.12a). .	107
IV.6	Paramètres de régression linéaire de l'évolution de l'endommagement en fonction de la déformation élastique après les phases de recouvrance (<i>cf.</i> Figure IV.12b). .	108
A.1	Classification des variables mécaniques dans le cadre thermodynamique	132

*"[...] notre durée est irréversible. Nous ne saurions en revivre une parcelle,
car il faudrait commencer par effacer le souvenir de tout ce qui a suivi."*

L'évolution créatrice,
Chapitre premier *"De l'évolution de la vie : mécanisme et finalité"*,
Henri Bergson.

Introduction

Les matériaux composites sont aujourd'hui largement utilisés dans tous types de secteurs industriels. Ils permettent d'obtenir des propriétés élastiques similaires aux métaux et matériaux céramiques tout en gardant une densité de l'ordre de celle des matériaux polymères ou élastomères. Cela a permis aux différentes industries d'alléger les structures sans pénaliser la résistance des pièces conçues. Cette utilisation accrue des matériaux composites a été suivie d'une recherche scientifique dense concernant leur élaboration, leur caractérisation mécanique et leur modélisation numérique.

Dans l'industrie aéronautique, les matériaux composites utilisés sont principalement des matériaux à matrices polymères therm durcissables renforcés de fibres longues généralement de carbone. Ces matériaux sont composés d'une matrice permettant la transmission des efforts aux fibres continues, qui elles, confèrent les propriétés mécaniques élevées au matériau. L'avantage des matériaux composites est aussi de pouvoir concevoir des structures stratifiées adaptées aux directions de sollicitation grâce aux directions préférentielles des fibres. Cependant, cela revient à utiliser les matériaux composites dans le cadre d'une sollicitation spécifique et les rendre vulnérables pour toutes autres. Afin d'élargir les champs d'utilisation des matériaux composites, les propriétés mécaniques des matrices ont été formulées afin de disposer d'un comportement mécanique intéressant concernant l'absorption lors d'impacts et de crash tout en gardant les propriétés élevées concernant leur ténacité. Cette utilisation des structures composites pour des pièces subissant des sollicitations de crash ou d'impact les rendent potentiellement soumises à des gradients de vitesses de déformation. En effet, lors de sollicitations de crash ou d'impact, les structures subissent un gradient de vitesses de déformation, élevée au point d'impact et de plus en plus faibles en s'en éloignant. La vitesse de déformation ($\dot{\varepsilon}$) représente le taux de déformation par unité de temps dans le matériau. Dans la conception des pièces composites, la dépendance à la vitesse de déformation est donc un élément important à étudier, aussi bien pour la partie élastique du comportement que pour l'endommagement et la rupture.

La caractérisation du comportement mécanique et de l'endommagement, pour différentes vitesses, donne la possibilité aux industriels de travailler à la réduction des coefficients de sécurité, à l'aide de simulations numériques. Ces simulations prennent de plus en plus d'importance dans les industries, pour la réduction des coûts de développement qu'elles permettent. En effet, les certifications s'orientant vers des validations numériques, autant concernant la conception¹ que le dimensionnement², elles requièrent un haut degré de confiance et de représentativité de la réalité physique des modèles numériques. Ainsi, la caractérisation expérimentale du comportement des matériaux composites doit se faire pour des vitesses lentes jusqu'à la dynamique, et ce pour une large plage de vitesses de déformation finement discrétisée, afin d'améliorer la capacité de prédiction des simulations numériques.

La Figure 1 illustre l'utilisation des différents moyens expérimentaux, en fonction de la vitesse de déformation étudiée. Mis à part les essais balistiques qui engendrent une sollicitation

1. Dassault Aviation, Dassault Systèmes et le Falcon 7X
2. Certification numérique du Falcon 7X

spécifique d'impact, les comportements de traction/compression/cisaillement peuvent être étudiés pour des vitesses de déformation allant de $\dot{\epsilon} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ à 10^4 s^{-1} à l'aide de machines de traction/compression conventionnelles, de vérins servo-hydrauliques ou encore par la méthode des barres d'Hopkinson (Kolsky, 1949). Cependant, lors de leur utilisation, les structures aéronautiques ne verront que rarement des vitesses de déformation de l'ordre de 10^2 s^{-1} à 10^6 s^{-1} . Et si cela arrive, elles seront probablement rompues ou inutilisables. Les essais aux vérins permettent de se placer dans un régime de sollicitation intermédiaire entre la dynamique rapide obtenue avec les barres d'Hopkinson et les vitesses lentes obtenues avec des machines conventionnelles. Cette gamme de vitesses en dynamique intermédiaire n'engendre pas nécessairement la ruine du matériau en service après une sollicitation.

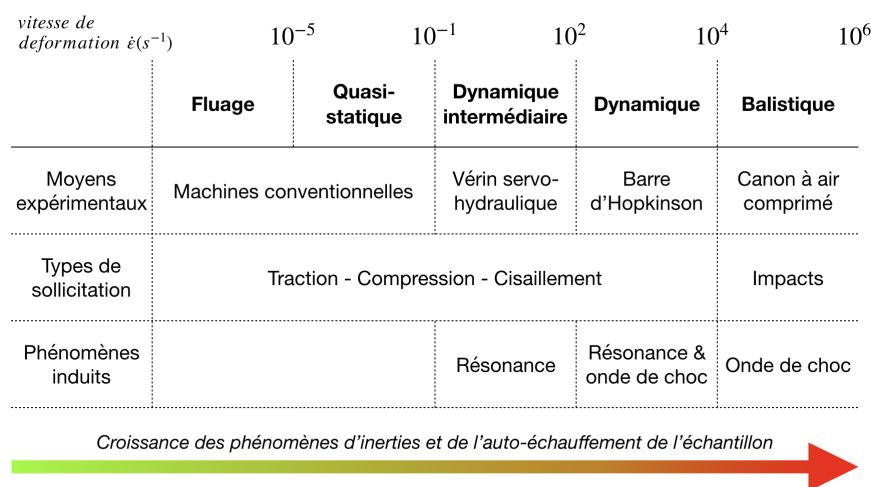


FIGURE 1 – Gamme de vitesses de sollicitation en fonction de la vitesse de déformation

Jusqu'en 2004, dans des revues comme celles de Hauser (1966) ou de Field *et al.* (2004), les vérins servo-hydrauliques ne font pas partie des moyens techniques présents dans la littérature servant à la caractérisation du comportement dynamique des matériaux. Pourtant, dès les travaux de Chou S.C et J.H. (1973), des études furent réalisées concernant l'auto-échauffement des matériaux plastiques grâce à la conception d'un système hydraulique en boucle ouverte et fermée permettant d'obtenir des vitesses de déplacement de traverse encore jamais atteintes. La comparaison de l'utilisation d'un vérin servo-hydraulique avec la méthode de chute de masse dans Hsiao et Daniel (1998) permet de réaliser les premières comparaisons du comportement en compression de matériaux composites sur une large gamme de vitesses de déformation (de $\dot{\epsilon} = 10^{-2}$ à 120 s^{-1}). Les travaux de Okoli et Smith (2000) permirent quant à eux de mettre en évidence l'augmentation des propriétés élastiques avec l'augmentation de la vitesse de déformation pour un matériau composite verre/époxy pour une gamme de vitesses allant de $\dot{\epsilon} = 10^{-3}$ à 3 s^{-1} , pour le comportement en traction, et de $\dot{\epsilon} = 18^{-3}$ à 0.78 s^{-1} pour le comportement de cisaillement. Ce n'est que dans la revue de Siviour et Jordan (2016) que les vérins servo-hydrauliques apparaissent comme moyen expérimental pour la caractérisation de l'effet de vitesse sur le comportement mécanique des matériaux. Cela fut dû au fait qu'entre 2000 et 2016 un grand nombre d'études expérimentales furent publiées concernant la caractérisation des matériaux composites à l'aide des vérins servo-hydrauliques. Pour en donner un exemple, voici une liste non-exhaustive d'études expérimentales concernant l'effet de la vitesse sur :

- un composite en fibres de verre et résine polyester (Pardo *et al.*, 2002),
- un composite moulé par compression (Sheet Moulding Composite) en fibres de verre et résine polyester (Jendli *et al.*, 2004),

- un composite SMC et un composite tissés en fibre de carbone et résine époxy (Fitoussi *et al.*, 2005),
- un composite unidirectionnel carbone/époxy (Berthe *et al.*, 2013b).

La littérature comprend ainsi de nombreuses études concernant l'effet de la vitesse sur le comportement élastique. *A contrario*, il existe peu d'études concernant la caractérisation de l'effet de la vitesse sur le comportement non-linéaire jusqu'à rupture des composites. Les premiers essais interrompus furent réalisés sur des vérins servo-hydrauliques sur la base des travaux de Lataillade *et al.* (1996) grâce à l'utilisation d'un fusible mécanique en série d'une éprouvette. Plus tard, une nouvelle méthode apparut avec des essais réalisés à l'aide de dispositifs spécifiques comme dans les travaux de Coussa *et al.* (2017). Persiste cependant encore un manque de travaux concernant l'étude du comportement non-linéaire pour des matériaux composites renforcés de fibres de carbone, notamment à cause des difficultés expérimentales concernant l'interruption des essais. Cette dernière permet, au cours du chargement, de caractériser le comportement du matériau à différents niveaux de sollicitation. En utilisant le cadre de la mécanique des milieux continus (Lemaitre et Chaboche, 1978 ; Chaboche, 1988), les essais interrompus permettent de caractériser le comportement endommageable du matériau. Cette méthode a permis d'obtenir les premières études expérimentales de l'effet de vitesse sur le comportement endommageable des matériaux composites.

Ce manuscrit de thèse présente des travaux liés à la caractérisation expérimentale de l'effet de la vitesse de sollicitation sur le comportement non-linéaire en cisaillement plan d'un matériau composite à résine époxy renforcé de fibres de carbone, à savoir le T700/M21. La présentation des travaux de cette thèse est divisée en quatre chapitres.

Le premier chapitre introduit les notions fondamentales concernant les matériaux composites et leur comportement mécanique. La description du cadre thermodynamique permet d'introduire les différentes composantes du comportement des matériaux et ainsi de dissocier formellement le comportement réversible de celui irréversible. La caractérisation expérimentale du comportement non-linéaire, réversible ou non, est présentée par la description d'un essai cyclé incrémental. Les différentes méthodes de caractérisation expérimentale du comportement en cisaillement plan sont ensuite décrites. Enfin, la présentation des essais interrompus en dynamique va permettre d'effectuer le choix de l'essai le plus adapté pour ces travaux de thèse. Pour conclure, une description approfondie de l'essai choisi est réalisée afin de percevoir les enjeux auxquels les travaux de cette thèse devront répondre.

Le deuxième chapitre porte sur une large étude expérimentale concernant les effets des paramètres géométriques des éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ sur le comportement irréversible du T700/M21. L'utilisation d'une géométrie d'éprouvette adaptée aux sollicitations dynamiques est un facteur important de ces travaux. Les phénomènes d'inertie durant les essais dynamiques ainsi que l'objectif de caractériser le comportement sur une large plage de vitesses de déformation obligent à réduire les dimensions des éprouvettes utilisées usuellement pour des vitesses lentes. L'enjeu est de définir un protocole de validation d'une géométrie réduite garantissant la représentativité du comportement issu d'une géométrie à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ normalisée. Ne disposant pas de normes pour les essais dynamiques, cette étude expérimentale se base sur les paramètres issus des normes en vigueur pour l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ sur CMO à basses vitesses. Les résultats expérimentaux de ce chapitre mettront en avant les limites géométriques à ne pas dépasser, sous peine de modifier les résultats obtenus en comparaison des essais normalisés. Le protocole issu des travaux de ce chapitre est une première proposition d'une méthodologie permettant le choix des paramètres géométriques de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour les essais dynamiques sur CMO.

Le troisième chapitre présente le protocole d'essais interrompus adapté aux sollicitations dynamiques développé dans cette thèse. Ce protocole repose sur la conception et l'utilisation d'un dispositif innovant pour l'interruption des essais dynamiques adapté à un vérin servo-hydraulique et au T700/M21. Au cours de ce chapitre, l'influence du protocole sur les grandeurs mécaniques caractérisées sera également analysée. Aussi, l'un des enjeux de ces travaux est d'assurer l'évaluation du comportement irréversible indépendamment du comportement visqueux du matériau étudié, afin de respecter la dissociation des comportements réversible et irréversible décrits dans le cadre thermodynamique.

Le dernier chapitre concerne les résultats issus de la campagne expérimentale menée sur le T700/M21 pour des vitesses allant de 1.10^{-4} m.s⁻¹ à 1 m.s⁻¹ avec une vitesse par décade. Il présentera les résultats concernant l'effet de la vitesse sur les grandeurs représentatives du comportement mécanique du pli de composite et sur l'évolution de sa dégradation en fonction de la vitesse. Une analyse des effets du comportement visqueux réversible sur l'évaluation du comportement irréversible est menée afin d'apporter des éléments de réponse aux différences observées avec la littérature. Enfin, certaines hypothèses seront confortées à l'aide d'observations physiques réalisées pour chaque vitesse et chaque incrément de sollicitation. Les limites concernant les hypothèses faites pour réaliser ces travaux seront enfin discutées.

Les conclusions générales et les perspectives permettront de conclure sur les principaux apports de ces travaux de thèse, et de proposer des travaux supplémentaires à mener pour compléter ces résultats.

Chapitre I

Etat de l'art

Ce premier chapitre présente un état de l'art utile à ces travaux de thèse. Dans un premier temps, les généralités sur les matériaux composites à matrice organique renforcés de fibres longues sont présentées. Le cadre thermodynamique est présenté en étant axé sur l'influence de l'utilisation de ses hypothèses dans un cadre expérimental. Ensuite, les essais expérimentaux permettant la caractérisation du comportement non-linéaire visqueux et dissipatif sont présentés. Cette littérature préliminaire est effectuée afin de pouvoir, en quatrième partie, présenter les résultats concernant l'effet de la vitesse de sollicitation sur le comportement non-linéaire des CMO. Enfin, la cinquième partie présente les méthodes de caractérisation expérimentale du comportement en cisaillement plan des CMO et leur potentielle application pour des sollicitations dynamiques. Le cadre expérimental de la thèse étant associé à l'utilisation d'un vérin servo-hydraulique, la cinquième partie permet de déterminer l'essai le plus adapté à ces moyens d'essais concernant la caractérisation de l'effet de vitesse sur le comportement en cisaillement plan.

Sommaire

I.1	Généralités des matériaux composites à matrice polymère renforcés de fibres continues	9
I.2	Cadre thermodynamique des milieux continus	10
I.2.1	Élasticité linéaire	11
I.2.2	Visco-élasticité	13
I.2.3	Processus dissipatifs	14
I.3	Caractérisation expérimentale du comportement non-linéaire	16
I.3.1	Caractérisation du comportement non-linéaire visqueux	16
I.3.2	Caractérisation du comportement non-linéaire dissipatif	16
I.4	Littérature concernant l'effet de la vitesse sur le comportement non-linéaire des CMO	19
I.4.1	Comportement pour des sollicitations de fluage	20
I.4.2	Comportement pour des sollicitations à vitesses lentes	20
I.4.3	Comportement pour des sollicitations en dynamique	23
I.5	Caractérisation expérimentale du comportement non-linéaire en cisaillement des CMO	26
I.5.1	Méthode de caractérisation du comportement de cisaillement	26
I.5.2	L'étude de l'endommagement de la quasi-statique à la dynamique	33
I.5.3	Le choix de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$	39
I.6	Conclusions	46

I.1 Généralités des matériaux composites à matrice polymère renforcés de fibres continues

Ces travaux de thèse se focalisent sur les matériaux composites à matrice polymère renforcés de fibres continues. Largement utilisés dans toutes sortes d'industries, ils permettent de limiter les difficultés liées aux processus de fabrication de par leur simple structure mais aussi de garantir des performances accrues concernant la réduction de masse des structures grâce aux nombreuses années de recul concernant leur utilisation. Les fibres utilisées sont généralement soit en carbone ou en verre. Les matrices sont généralement soit des résines polymères thermodurcissables ou thermoplastiques dans les industries de pointes et des résines polyesters pour d'autres secteurs. Dans ces travaux, le matériau étudié est un composite à fibres de carbone (T700) et matrice de résine thermodurcissable époxy (M21). Ce type de composite est répandu dans l'industrie aéronautique (secteur de recherche de prédilection de l'ONERA) et permet d'obtenir l'avantage des hautes propriétés mécaniques des fibres de carbone tout en alliant la facilité de mise en œuvre des résines époxydes. Les résines époxydes ont des performances mécaniques plus élevées que celles citées précédemment et ont des procédés de fabrication moins coûteux en temps. Les plis de composites de cette gamme de matériaux sont généralement de quelques centaines de μm d'épaisseur (Figure I.1). Réparties aléatoirement dans la matrice, les fibres ont un diamètre de quelques dizaines de μm . Cette différence d'échelle entre les deux constituants met en avant un point important de l'étude mécanique des matériaux composites, à savoir l'échelle d'étude.

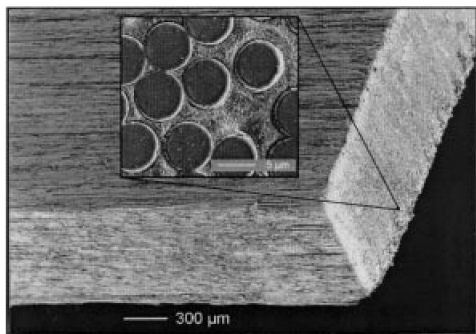


FIGURE I.1 – Illustration d'un composite à matrice polymère renforcé de fibre de carbone et zoom sur les fibres et la matrice (Meier, 2000).

Les matériaux composites peuvent être étudiés suivant trois échelles qui sont soit microscopique, mésoscopique ou macroscopique. La première est représentative des constituants du matériau à savoir les fibres et la matrice (encadré Figure I.1). L'échelle mésoscopique caractérise, elle, le pli du matériau composite. Enfin, l'échelle macroscopique représente un ensemble de plis du matériau composite. Pour ces deux dernières, via un processus d'homogénéisation, plus aucune distinction n'est faite entre les phases du matériau. Ces travaux de thèse vont se focaliser sur l'étude du comportement à l'échelle du pli de composite, donc à l'échelle mésoscopique. Cette dernière permet de représenter le comportement du matériau composite plus finement qu'à l'échelle macroscopique grâce à une description du comportement en fonction de l'orientation du pli, tout en limitant les temps de calcul du modèle mécanique requis à l'échelle microscopique.

L'un des avantages de l'échelle mésoscopique est de ne pas décrire l'interaction entre les fibres et la matrice, ce qui est le cas pour l'échelle microscopique. La Figure I.2a présente le phénomène de décohérence entre les fibres et la matrice, qui est la principale fragilité des matériaux composites. Étant hétérogène et avec une importante discontinuité de propriétés mécaniques entre les phases, les interfaces entre celles-ci sont génératrices de fragilité. Lors d'une phase de sollicitation, ces décohérences coalescent et provoquent de la fissuration matricielle illustrée en Figure I.2b. Ces fissures se propagent rapidement dans toute l'épaisseur du pli et deviennent des

mécanismes à prendre en compte dans la modélisation et la caractérisation à l'échelle mésoscopique. Elles peuvent également croître et générer des dé-cohésions entre les plis d'un stratifié de composite. Cette dé-cohésion est définie comme du délaminage à l'interface entre les plis.

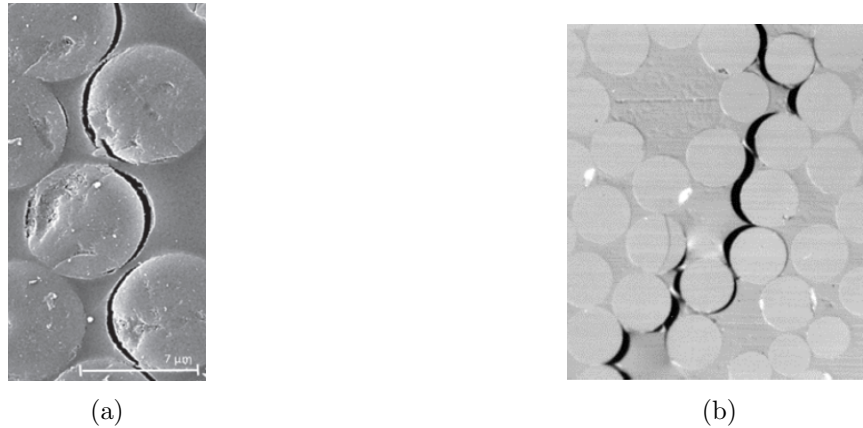


FIGURE I.2 – Illustration en a) du mécanisme de décohésion des fibres et de la matrice (Gorbatikh et Lomov, 2016) et en b) de la coalescence des décohésions en fissuration matricielle (Gamstedt et Andersen, 2001).

L'hétérogénéité des différentes phases, de fibres et de matrice à l'échelle microscopique, rend la caractérisation des propriétés mécaniques dépendante des directions préférentielles de fibres à l'échelle mésoscopique. Ces directions préférentielles sont définies pour un composite unidirectionnel, par rapport à la direction des fibres. Les trois directions préférentielles sont définies par : la direction longitudinale (colinéaire à l'axe des fibres), la direction transversale (perpendiculaire aux fibres) et la direction de cisaillement (définie par un angle θ par rapport aux fibres). Ces directions préférentielles permettent de décrire le comportement du pli comme un matériau isotrope transverse (Gay, 2005). Les directions préférentielles longitudinales et transversales sont respectivement les directions $\vec{1}$ et $\vec{2}$, quand la direction $\vec{3}$ correspond à la direction dans le sens de l'épaisseur du pli.

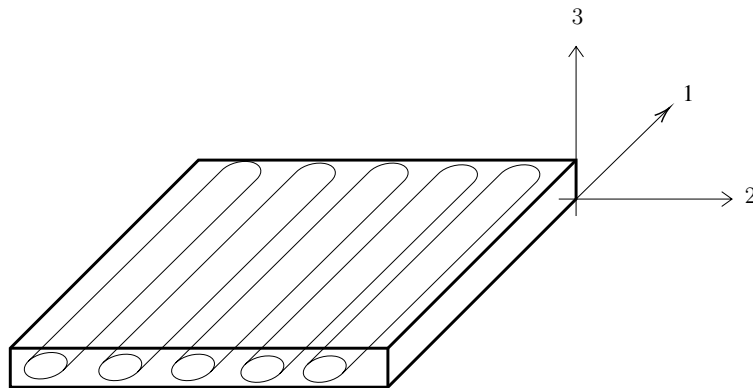


FIGURE I.3 – Repère du matériau composite unidirectionnel.

I.2 Cadre thermodynamique des milieux continus

L'un des enjeux de ces travaux de thèse est de produire des résultats expérimentaux pouvant être utilisés dans l'ensemble des modèles de comportement des CMO. Pour cela, il est choisi d'utiliser le cadre théorique permettant de décrire l'ensemble des phénomènes présents pour

ces matériaux. Ce cadre théorique est la thermodynamique des milieux continus. L'Annexe A présente le processus historique et la définition analytique de la thermodynamique. Avec l'introduction des variables d'état et leurs variables associées ($\varepsilon, \varepsilon^e, \varepsilon^p, T, V_k, \sigma$ et A_k), de l'énergie libre spécifique (Ψ), de l'entropie par unité de masse (s), les trois domaines du comportement pris en compte par les lois thermodynamiques sont :

- *Rev* : le comportement réversible
- *Te* : le comportement en fonction de la température
- *Irr* : le comportement irréversible

$$\left[\left(\sigma - \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \varepsilon} \right) : \dot{\varepsilon} \right]^{Rev} - \left[\rho \left(s + \frac{\partial \Psi}{\partial T} \right) \dot{T} \right]^{Te} - \left[\rho \frac{\partial \Psi}{\partial V_k} \dot{V}_k \right]^{Irr} - \left[\frac{\vec{q} \cdot \vec{\text{grad}} T}{T} \right]^{Te} \geq 0$$

un des avantages d'utiliser la cadre thermodynamique réside dans la possibilité de découpler les phénomènes réversibles (élasticité et visco-élasticité) de ceux irréversibles (dissipatifs : endommagement et plasticité). L'enjeu de ces travaux de thèse va être de proposer une caractérisation expérimentale respectant le cadre thermodynamique et donc devra permettre de dissocier les phénomènes réversibles et irréversibles contenus dans le comportement non-linéaire. Pour cela, la suite de cette section va se focaliser sur la présentation des comportements mécaniques d'élasticité linéaire, de visco-élasticité et dissipatifs dans le cadre thermodynamique.

I.2.1 Élasticité linéaire

Dans son expression la plus généralisée, l'élasticité linéaire, ou loi de Hooke, est une relation tensorielle entre le tenseur des contraintes (σ_{ij}) et celui des déformations (ε_{kl}) par le biais du tenseur d'élasticité (C_{ijkl}). Elle correspond à une partie du comportement réversible décrit dans le cadre thermodynamique. La loi de Hooke s'exprime par la relation suivante :

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (\text{I.1})$$

ou par son inverse avec le tenseur des souplesses (S_{ijkl}) :

$$\varepsilon_{ij} = S_{ijkl} \sigma_{kl} \quad (\text{I.2})$$

Cette notation généralisée est usuellement réduite afin d'éviter l'utilisation du tenseur d'ordre 4 d'élasticité ou de souplesse. L'écriture indicielle réduite la plus répandue est la notation de Voigt. Elle permet la réduction des tenseurs symétriques d'ordre 2 de contraintes et de déformations, en des vecteurs de six composantes et donc la réduction du tenseur d'ordre 4 en un tenseur d'ordre 2. Les vecteurs de contraintes et de déformations sont ici représentés par l'équation I.3.

$$\sigma = \begin{Bmatrix} \sigma_1 = \sigma_{11} \\ \sigma_2 = \sigma_{22} \\ \sigma_3 = \sigma_{33} \\ \sigma_4 = \sigma_{23} \\ \sigma_5 = \sigma_{31} \\ \sigma_6 = \sigma_{12} \end{Bmatrix} \text{ et } \varepsilon = \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 = \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_2 = \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_3 = \varepsilon_{33} \\ \varepsilon_4 = 2\varepsilon_{23} = \gamma_{23} \\ \varepsilon_5 = 2\varepsilon_{31} = \gamma_{31} \\ \varepsilon_6 = 2\varepsilon_{12} = \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (\text{I.3})$$

Cette écriture permet de définir simplement la loi d'élasticité du matériau en une relation vecteur-matrice facilitant les calculs pour les poser comme $\underline{\sigma} = \underline{C} \underline{\varepsilon}$ ou $\underline{\varepsilon} = \underline{S} \underline{\sigma}$. Il convient cependant de souligner que l'utilisation de la notation de Voigt rend l'inversion des lois de comportement non équivalente, ce qui était pourtant le cas avec une écriture indicielle d'Einstein à 4 indices. Depuis, des propositions d'écritures indicielles réduites conservant les bases des propriétés tensorielles ont été développées, comme l'écriture de [Bechterew \(1926\)](#). Ces écritures

permettent notamment de réduire les temps de calculs dans les codes numériques avec la possibilité d'inverser les matrices directement. Cela se traduit par le fait de garder la norme des vecteurs de contraintes et de déformations à un indice égale à celle des vecteurs à deux indices.

La suite des travaux étant focalisée sur la caractérisation du comportement mécanique d'un composite unidirectionnel et de l'influence des résultats expérimentaux sur la modélisation mécanique du comportement, l'écriture de Voigt est choisie pour sa facilité d'utilisation et de représentation.

Les directions préférentielles d'un pli de composite unidirectionnel (Figure I.3) permettent de décrire son comportement dans le cadre des matériaux isotropes transverses. Pour ce type de matériau, la matrice de souplesse ($\underline{\underline{S}}$) est ici proposée pour les trois dimensions du pli, les directions préférentielles de cisaillement sont définies soit dans le plan du pli (cisaillement $\overrightarrow{12}$), soit parallèles aux fibres (cisaillement $\overrightarrow{13}$) ou alors perpendiculaires aux fibres (cisaillement $\overrightarrow{23}$) :

$$\underline{\underline{S}} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{21}/E_2 & -\nu_{31}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\nu_{32}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}/E_1 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} \end{bmatrix}_{(\vec{1}, \vec{2}, \vec{3})} \quad (\text{I.4})$$

Les matériaux composites présentent une épaisseur très petite par rapport à la largeur ou à la longueur des plis utilisés. Pour cette raison, ils sont souvent modélisés dans le cadre des contraintes planes. D'un problème d'élasticité exprimé en trois dimensions, il est possible de le réduire à deux dimensions en utilisant l'hypothèse de contraintes planes de l'équation suivante :

$$\sigma_{13} = \sigma_{23} = \sigma_{33} = 0 \text{ et } \varepsilon_{13} = \varepsilon_{23} = 0 \quad (\text{I.5})$$

En utilisant les relations en contraintes planes (équation I.5), l'état de contraintes dans le plan de l'épaisseur est considéré comme nul, ce qui implique : $\sigma_{13} = \sigma_{23} = \sigma_{33} = 0$. La loi de Hooke en contraintes planes s'écrit alors $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{S}} \underline{\underline{\sigma}}$ avec $\underline{\underline{S}}$ qui devient la matrice de souplesse réduite. La relation entre les déformations et les contraintes, avec l'hypothèse de contraintes planes, pour un matériau isotrope transverse devient :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{21}/E_2 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_6 \end{Bmatrix} \quad (\text{I.6})$$

Comme nous l'avons vu précédemment, les directions préférentielles des matériaux composites sont définies par rapport à la directions des fibres. Cela engendre donc le besoin de connaître le comportement des plis, dans un repère différent de celui de la direction des fibres. Pour cela, il est possible d'utiliser des équations de changement de base qui définissent un repère orienté de θ° par rapport aux fibres. La Figure I.4 illustre un changement de base entre un repère global (\vec{x}, \vec{y}) et un repère matériau $(\vec{1}, \vec{2})$ d'un angle θ quelconque.

Dans ce cas, la formule de changement de base s'opère par l'équation I.7 avec l'utilisation des matrices de rotation R et R^t :

$$\sigma' = Q' \varepsilon' \text{ alors } \sigma' = RQR^t \varepsilon' \text{ avec } R = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & 2cs \\ s^2 & c^2 & -2cs \\ -cs & cs & c^2 - s^2 \end{bmatrix} \text{ et } R^t = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & cs \\ s^2 & c^2 & -cs \\ -2cs & 2cs & c^2 - s^2 \end{bmatrix} \quad (\text{I.7})$$

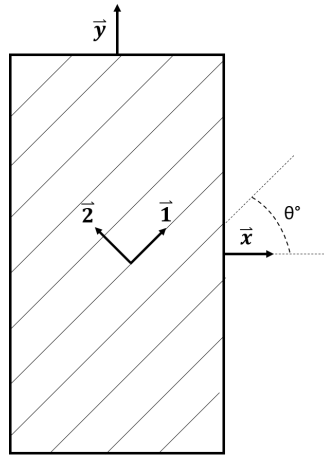


FIGURE I.4 – Illustration d’un changement de base quelconque entre un repère matériau et un repère orthonormé global.

avec $s = \sin \theta$, $c = \cos \theta$ et σ' , Q' , ε' exprimés dans le repère global.

Après avoir décrit les constantes de l’ingénieur d’un matériau isotrope transverse, l’utilisation de l’écriture de Voigt et la description du comportement élastique isotrope transverse du pli dans un repère quelconque, la section suivante vise à présenter le comportement visco-élastique, qui est présent pour les matériaux composites à matrice polymère.

I.2.2 Visco-élasticité

Les sollicitations élastiques présentées précédemment décrivent le comportement du matériau indépendamment de sa potentielle dépendance au temps lié à cette sollicitation. Cependant, pour les matériaux polymères et *a fortiori* pour les composites usant de ces derniers comme matrice, le comportement mécanique est dépendant du temps. L’application d’une sollicitation n’implique pas de revenir par le même trajet de chargement après l’interruption de celle-ci. Ce comportement est également une partie du comportement réversible, mais avec une notion de temps qui n’est pas présente dans l’élasticité linéaire. La visco-élasticité fait entrer la dépendance temporelle dans la caractérisation du comportement mécanique du matériau étudié. Les modèles rhéologiques sont les plus répandus pour décrire la réponse visco-élastique des matériaux. Le modèle de Maxwell et celui de Kelvin-Voigt sont les plus communs. La Figure I.5 illustre les deux modèles précédemment cités.

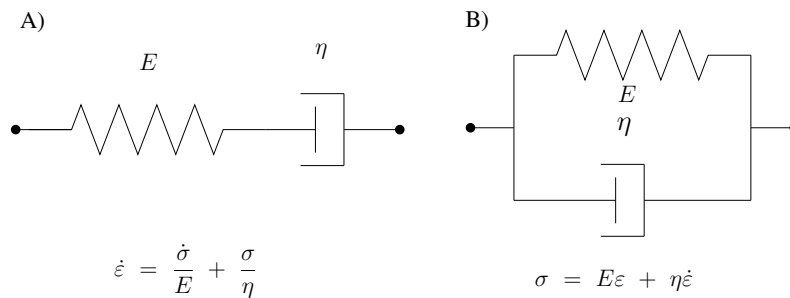


FIGURE I.5 – Illustration des modèles rhéologiques en a) de Maxwell et en b) de Kelvin-Voigt.

Ces modèles rhéologiques permettent de modéliser les comportements visco-élastiques à un temps caractéristique. Pour modéliser des comportements plus complexes, il faut généralement

ajouter des termes dans les équations et parfois des termes non-linéaires, ce qui rend l'identification longue en temps de calcul et implique un nombre élevé de paramètres. Pour palier cette problématique, des modèles à formulation fonctionnelle ont été proposés et la formulation de [Schapery \(1969\)](#) a été la plus utilisée concernant les matériaux composites. Cette formulation permet de définir la déformation en fonction du temps comme dépendante de fonctions non-linéaires ou non reliées à la contrainte ou la température :

$$\varepsilon(t) = g_0(\sigma)S_0\sigma + g_1(\sigma) \int_0^t \Delta S(\Omega(t) - \Omega(\tau)) \frac{\partial g_2(\sigma)\sigma}{d\tau} d\tau \quad (\text{I.8})$$

avec :

$$\Omega(t) = \int_0^t \frac{d\tau}{a_\sigma} \quad (\text{I.9})$$

sachant que g_0 , g_1 et g_2 sont des fonctions linéaires ou non-linéaires, S_0 la souplesse initiale, $\Delta S(\Omega)$ la variation de souplesse instantanée et a_σ un facteur de translation décrivant l'équivalence temps-température.

Malgré l'apport de ce type de modèle pour la prédiction des comportements complexes et leur adaptation à une large gamme de matériaux, ils nécessitent toujours l'identification de nombreux paramètres. Ce qui les rend difficilement utilisables dans un contexte industriel devant optimiser les temps de calculs. La principale limite est l'utilisation d'un modèle discret, qui rend donc dépendant le modèle aux nombres de paramètres choisis. Pour palier cela, les modèles spectraux ont été développés. Ces modèles utilisent une fonction continue permettant de lier chaque paramètre et ainsi rendre l'identification du modèle dépendante des paramètres du spectre défini lui même par la fonction continue. Ce type de modèle, notamment pour les matériaux composites, voient leur justification dans l'existence du phénomène d'isochronisme qui traduit l'existence d'une courbe unique de la réponse en fluage une fois normalisée [Maire \(1992\)](#).

Plus récemment, et pour un matériau composite tissé en fibre de carbone et résine époxy, [Krasnobrizha et al. \(2016\)](#) ont proposé l'utilisation d'un modèle élasto-plastique endommageable couplé à une formulation de dérivées fractionnaires. Cela a permis de reproduire les courbes d'hystérésis observées pour le comportement en cisaillement plan. L'écoulement plastique et la propagation des dommages sont utilisés afin de déterminer les phases de charge ou de décharge et ainsi utiliser soit le modèle élasto-plastique endommageable pour le chargement ou la formulation aux dérivées fractionnaires pour le déchargement.

I.2.3 Processus dissipatifs

Dans la thermodynamique des milieux continus, les processus dissipatifs sont définis comme l'ensemble des modifications entraînant une augmentation de l'entropie du système étudié. De ce cadre général, la mécanique des matériaux solides, telle que décrite par [Lemaitre et Chaboche \(1985\)](#), réduit ces processus dissipatifs à la présence de « fissures et de cavités à l'échelle microscopique ». Ces dommages doivent être considérés comme homogènes et diffus pour respecter le cadre des matériaux continus. Cette vision de l'endommagement entraîne donc nécessairement la comparaison entre un élément vierge et un élément endommagé pour définir le processus d'endommagement ainsi que son évolution. Pour cela, il faut définir une variable d'endommagement permettant de rendre compte de l'évolution physique du matériau étudié.

Pour décrire l'évolution des mécanismes d'endommagement tels que la fissuration pour les composites, la notion de *contrainte effective* a été proposée. Elle permet d'exprimer la section résistante effective (\tilde{S}) en fonction de la section initiale (S), de la section endommagée (S_d) et d'une variable d'endommagement isotrope (D) :

$$\tilde{S} = S - S_d = S(1 - D) \quad (\text{I.10})$$

Cette équation permet d'exprimer la contrainte effective ($\tilde{\sigma}$) en fonction de la contrainte appliquée sur l'élément vierge (σ) et de la variable d'endommagement isotrope :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (\text{I.11})$$

en sachant que : $\tilde{\sigma} = \sigma \frac{S}{\tilde{S}}$.

Pour évaluer l'endommagement et l'exprimer dans le modèle mécanique choisi, il faut dans ce cas déterminer pour chaque matériau l'évolution de la densité d'endommagement pour chaque état de sollicitation étudié. L'avantage d'exprimer l'endommagement comme un rapport entre une section vierge et une section endommagée est de pouvoir déterminer l'évolution de l'élasticité linéaire (*cf.* Section I.2.1) en fonction de l'endommagement du matériau. Cette expression est possible par l'hypothèse d'équivalence en déformation entre la section vierge et la section endommagée. Hypothèse qui implique de supposer que l'endommagement n'affecte la déformation que par le biais de la contrainte effective : une déformation appliquée à un matériau vierge unidimensionnel est fonction de la contrainte et du temps ($\varepsilon = f(\sigma, t)$), tandis qu'une déformation appliquée à un matériau isotrope endommagé est fonction de la contrainte effective et du temps ($\varepsilon = f(\tilde{\sigma}, t)$).

Cette hypothèse d'équivalence en déformation permet d'exprimer une déformation d'un matériau endommagé (ε_e) comme :

$$\varepsilon_e = \frac{\tilde{\sigma}}{E} = \frac{\sigma}{(1 - D)E} \quad (\text{I.12})$$

L'endommagement est donc relié au module d'Young du matériau (E) par le biais de cette hypothèse, qui n'est vraie que si la densité surfacique des dommages affecte les différentes composantes du comportement (élasticité, viscosité, dissipation) de la même façon. Si la loi d'élasticité pour un matériau endommagé permet d'exprimer la déformation endommagée en fonction du module d'élasticité et de la variable d'endommagement (équation I.12), alors il est possible d'exprimer la loi d'élasticité comme :

$$\sigma = E(1 - D)\varepsilon_e \quad (\text{I.13})$$

Cette expression fait intervenir la notion de module d'élasticité du matériau endommagé (\tilde{E}) qui n'est autre que l'expression de l'influence de la variable d'endommagement sur le module d'élasticité vierge : $(1 - D)E$.

De là, l'expression de la variable d'endommagement peut s'effectuer comme le rapport entre le module d'élasticité du matériau endommagé et le module d'élasticité vierge :

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}}{E} \quad (\text{I.14})$$

L'équation I.14 contient, pour pouvoir être exprimée comme cela, la notion de contrainte effective et l'hypothèse d'équivalence en déformation. Le principal avantage de cette expression de l'endommagement est d'être facilement quantifiable expérimentalement, mais aussi d'être extensible aux matériaux anisotropes avec la prise en compte des évolutions de module d'élasticité dans les différentes directions préférentielles du matériau étudié.

L'utilisation du cadre thermodynamique et de la mécanique des milieux continus permet d'exprimer les processus dissipatifs des matériaux comme étant l'impact de la variation de surface entre un matériau vierge et un matériau endommagé sur le module d'élasticité. Ensuite dans la modélisation, pour respecter la cadre thermodynamique, il faudra s'assurer que les variables représentant les processus dissipatifs respectent les lois de l'entropie thermodynamique, à savoir *i*) que la variable soit toujours croissante et uniquement nulle pour la première valeur et *ii*) qu'elle soit toujours positive.

De là, la dégradation d'un matériau composite peut être décrite par la variation de souplesse du pli dégradé décrivant l'effet des dommages sur la souplesse initiale, comme proposée par [Maire et Chaboche \(1997\)](#) avec :

$$\underline{\underline{\tilde{S}}} = \underline{\underline{S^0}} + d_1 \underline{\underline{H_1}} + d_2 \underline{\underline{H_2}} \quad (\text{I.15})$$

en sachant que $\underline{\underline{\tilde{S}}}$ est la souplesse dégradée, $\underline{\underline{S^0}}$ la souplesse initiale, d_1 et d_2 les variables d'endommagements et $\underline{\underline{H_1}}$ et $\underline{\underline{H_2}}$ les tenseurs des effets du dommage.

Cette proposition de Maire et Chaboche décrit phénoménologiquement l'endommagement du pli de composite. D'autres formulations de l'endommagement du pli ont été développées pour amener une prise en compte des mécanismes de fissuration et de délaminage dans les équations mécaniques. C'est le cas, par exemple, de la proposition de [Ladèveze et Lubineau \(2002\)](#). Cette proposition permet d'introduire dans les équations de comportement des variables représentant la fissuration transverse ou encore le délaminage. Avec la croissance de ces mécanismes, l'élasticité du matériau est abaissée. Cette formulation nécessite d'introduire une relation entre les échelles microscopiques et mésoscopiques afin de relier les mécanismes d'endommagement à leur évolution et leur influence à l'échelle du pli [Ladevèze et al. \(2006\)](#).

I.3 Caractérisation expérimentale du comportement non-linéaire

La section précédente a décrit le cadre théorique de la thermodynamique ainsi que son application dans la mécanique des milieux continus utile à ces travaux de thèse. L'objectif de cette thèse étant de proposer des résultats expérimentaux en accord avec le cadre thermodynamique, la section suivante va s'attarder à présenter les méthodes de caractérisation expérimentale du comportement non-linéaire des matériaux solides. L'application directe aux matériaux composites est privilégiée afin d'être représentatif des essais réalisés dans cette thèse. Pour cela, il a été choisi de présenter la caractérisation expérimentale des phénomènes visqueux et dissipatifs.

I.3.1 Caractérisation du comportement non-linéaire visqueux

Les essais dit de fluage et de relaxation permettent de caractériser expérimentalement le comportement des matériaux pour des phases de sollicitations longues. Les essais de fluage sur plastiques renforcés (dont les composites à matrice organique) sont à réaliser suivant la norme [ISO-899-1 :2017 \(2017\)](#).

Le premier consiste en l'application d'un palier de contrainte constant temporellement et en l'étude de l'évolution de la déformation pendant celui-ci. Le second, lui, applique un palier de déformation et étudie l'évolution de la contrainte. Ces deux types d'essais permettent de caractériser la réponse temporelle du matériau et ainsi déterminer la réponse visco-élastique du comportement, qui est plus ou moins non-linéaire suivant le matériau étudié.

Avec l'application de paliers incrémentaux en contrainte ou en déformation, il est possible d'évaluer l'endommagement pour des temps courts avec les essais de fluage ou de relaxation. Chaque palier correspond à un niveau de sollicitation pouvant être ramené à un niveau de dégradation et ce jusqu'à la rupture de l'éprouvette. La Section I.4.1 présente les résultats des essais de fluage pour le composite T700/M21 étudié dans ces travaux de thèse.

I.3.2 Caractérisation du comportement non-linéaire dissipatif

Pour obtenir l'évolution du comportement non-linéaire dissipatif des matériaux considérés dans cette thèse, les essais cyclés incrémentaux sont classiquement utilisés. La Figure I.7 illustre l'exemple d'un essai cyclé incrémental et des variables obtenues avec celui-ci, que ce soit pour

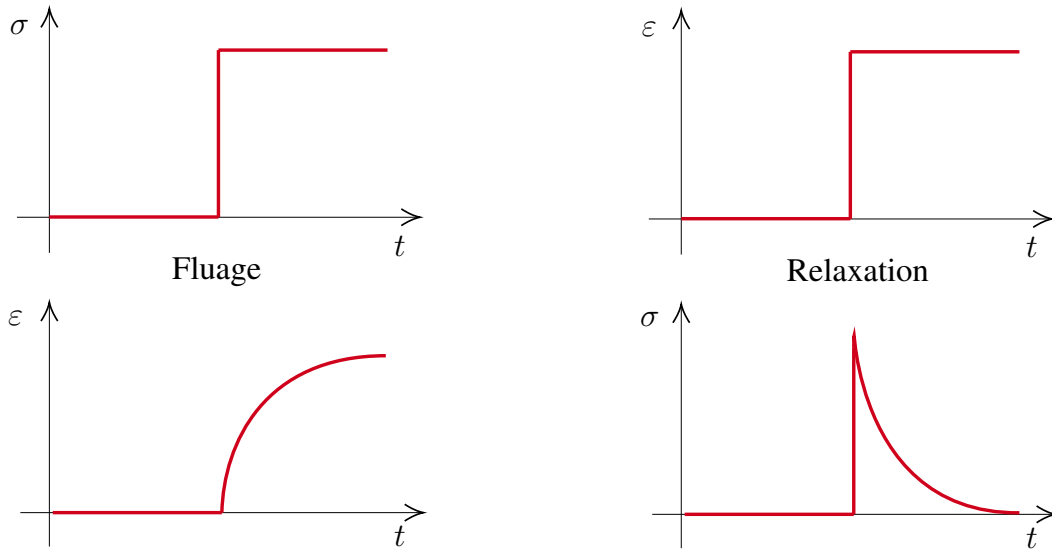


FIGURE I.6 – Illustration des essais de fluage et de relaxation.

des incréments en effort ou en déplacement. A la différence d'un essai de traction monotone, l'essai est réalisé avec une sollicitation incrémentale croissante jusqu'à la rupture de l'éprouvette. Chaque incrément permet de solliciter l'éprouvette à un niveau de contrainte ou de déformation pré-défini, pour ensuite effectuer une phase de déchargement de cette sollicitation. Une fois ce cycle réalisé, il y a un nouveau cycle de chargement mais avec une sollicitation supérieure à la précédente. Ces essais cyclés incrémentaux permettent d'accéder à des variables macroscopiques du comportement du matériau qui ne sont pas accessibles avec des essais de sollicitation monotone. Le fait de réaliser les phases de déchargement permet d'évaluer le niveau de déformation irréversible (ε_{12}^{irr}) et aussi la déformation élastique (ε_{12}^{elas}) représentant la différence entre le niveau de déformation maximale (ε_{12}^{max}) et la déformation irréversible. Le comportement du matériau caractérisé n'est plus uniquement étudié avec l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation, mais il est étudié, soit en fonction de sa part de réversibilité ou d'irréversibilité, soit en fonction de la contrainte ou de la déformation subie par l'éprouvette. L'utilisation usuelle de ces essais incrémentaux sera discutée dans le Chapitre III concernant la caractérisation du comportement irréversible des CMO.

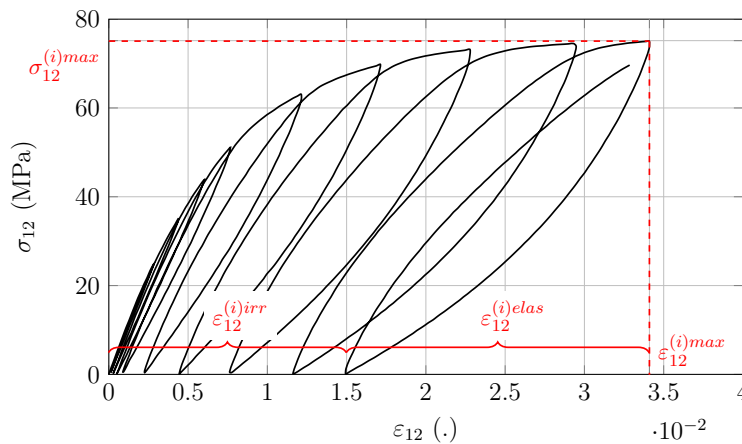


FIGURE I.7 – Illustration des différentes variables macroscopiques obtenues par l'exploitation usuelle des essais cyclés incrémentaux.

De plus, ces essais cyclés incrémentaux permettent d'évaluer l'évolution de la rigidité en fonc-

tion de l'état de sollicitation. Pour chacun des cycles effectués, il est possible d'évaluer le module d'élasticité du cycle étudié (E^i) et donc de connaître son évolution en fonction du module d'élasticité du cycle initial (E^0), ce dernier représentant le module d'élasticité vierge (*cf.* Section I.2.3). La première méthode d'évaluation du module d'élasticité a été proposée par [Lemaitre \(1985\)](#) et est représentée sur la Figure I.8a. Cette méthode nécessite de mesurer et piloter les phases de déchargement de la sollicitation. Pour des essais cyclés incrémentaux en vitesses dynamiques, le pilotage des phases de déchargement est une difficulté expérimentale (*cf.* Section I.5.2). C'est en partie pour cette raison qu'une méthode du calcul du module d'élasticité a été proposée sur les pentes de chargement des cycles (Figure I.8b par [Fitoussi *et al.* \(2005\)](#)). S'inspirant des essais de tractions monotones, cette méthode permet de calculer le module d'élasticité avec une plage de contraintes pré-définie pour chaque cycle et correspond à : $\frac{\sigma_{12}^{max}}{2}$ pour la borne supérieure et à $\frac{\sigma_{12}^{max}}{10}$ pour la borne inférieure. Une autre méthode utilise elle aussi le trajet de chargement (Figure I.8c par [Castres \(2018\)](#)), à la différence que les bornes servant au calcul du module ne sont pas fonction de la contrainte mais de la déformation. La borne inférieure est celle issue des normes [DIN-EN-ISO-14129 \(1997\)](#) et [AITM-1-0002 \(1998\)](#), qui est de $\varepsilon_{12} = 0.05\%$. Concernant la borne supérieure, elle est définie par une méthode de comparaison de régressions linéaires présentée par la Figure I.9.

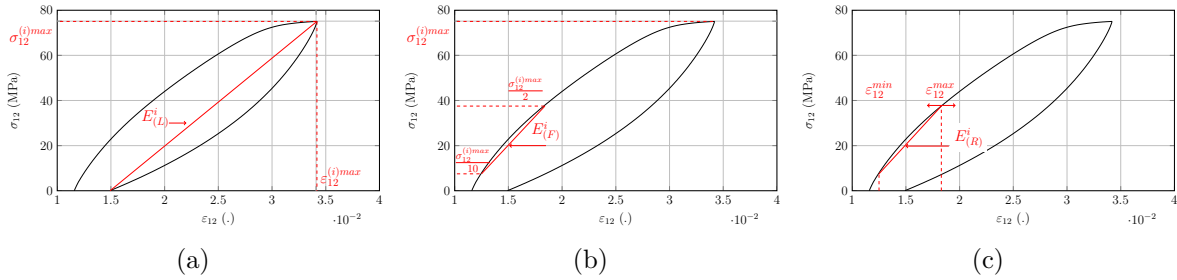


FIGURE I.8 – Illustration des trois méthodes d'évaluation du module de cisaillement : a) Bornes maximales d'un cycle de chargement ([Lemaitre et Chaboche, 1985](#)), b) Bornes de contraintes pré-définies ([Fitoussi *et al.*, 2005](#)) et c) Méthode d'évaluation par régressions linéaires successives ([Castres, 2018](#)).

La Figure I.9 illustre l'évolution du coefficient de corrélation (R^2) des différentes régressions linéaires calculées en fonction de l'intervalle de contraintes correspondant. Pour la méthode de [Castres \(2018\)](#), cet intervalle de contraintes correspond au choix de la plage définie en déformation pour le calcul des régressions linéaires (Figure I.8c). La régression linéaire présentant le plus haut coefficient de corrélation est choisie pour servir de borne supérieure au calcul du module d'élasticité. Cette méthode présente l'avantage de ne pas avoir une borne supérieure fixe. Ne disposant pas de bornes fixes, cette méthode permet à la différence des autres, de s'adapter aux différentes courbes de comportement obtenues avec des essais de traction pour différentes vitesses. Comme l'illustre la Figure I.9, pour trois essais à une même vitesse de sollicitation, le coefficient de corrélation maximal n'est pas obtenu au même niveau de contrainte. La méthode permet donc de calculer le module d'élasticité sur la plage de déformation donnant le plus haut niveau de corrélation avec une droite linéaire, ce qui est le plus proche d'un comportement élastique réversible représenté par le module d'élasticité.

Cette méthode d'évaluation du module par régressions linéaires successives a été comparée aux deux autres méthodes, présentées en Figure I.8, par [Castres \(2018\)](#). Tout en se fixant une plage limite minimale pour garantir la cohérence physique du module calculé, le fait de pouvoir définir le module en comparaison d'une droite linéaire permet de s'adapter aux évolutions du comportement élastique réversible en fonction de la vitesse de sollicitation. Comme l'a montré [Berthe \(2013\)](#), les bornes pré-définies par les normes [DIN-EN-ISO-14129 \(1997\)](#) et [AITM-1-0002](#)

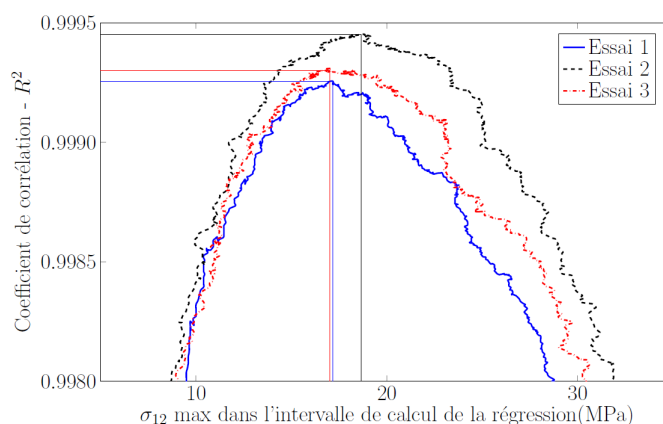


FIGURE I.9 – Évolution du coefficient de corrélation R^2 en fonction de l'intervalle de contrainte pour le calcul de la régression pour trois essais (Castres, 2018).

(1998) pour le calcul du module ne sont plus adaptées au comportement du matériau pour des vitesses de sollicitation dynamiques. Ce qui reste vrai pour toute méthode choisissant d'évaluer le module avec des bornes fixes, que ce soit en déformation ou en contrainte. La méthode proposée par Castres (2018) a permis de réduire la dispersion concernant l'évaluation du module de cisaillement (avec l'essai de traction à $[\pm 45^\circ]_{ns}$) de $\pm 3\%$ à $\pm 1\%$ pour des essais à 1.10^{-4} s^{-1} et de $\pm 3.8\%$ à $\pm 2.1\%$ pour des essais à 50 s^{-1} .

Une fois le module d'élasticité évalué pour chacun des cycles de chargement, il est possible de définir une variable d'endommagement macroscopique représentant l'évolution du module d'élasticité en cisaillement plan du composite (G_{12}) en fonction de l'état de sollicitation du matériau (Lemaitre et Chaboche, 1985). Cette variable macroscopique est définie pour chaque cycle i comme :

$$d_{12}^i = 1 - \frac{G_{12}^i}{G_{12}^0} \quad (\text{I.16})$$

avec G_{12}^i le module d'élasticité du cycle étudié et G_{12}^0 le module d'élasticité initial.

Cette variable d'endommagement peut prendre plusieurs dénominations en fonction du comportement étudié. Dans un cadre général, elle est définie comme D pour variable d'endommagement. Mais rapidement, plusieurs noms sont apparus pour dissocier les différentes variables d'endommagement en fonction des directions privilégiées pour les matériaux hétérogènes comme les composites. Dans ces travaux, la variable d'endommagement est définie comme d_{12} pour représenter le comportement endommageable du pli du composite unidirectionnel dans la direction de cisaillement plan.

L'objectif étant d'évaluer la variable d'endommagement d_{12} pour des vitesses allant de la quasi-statique jusqu'à la dynamique, la méthode d'évaluation du module proposée par Castres (2018) est choisie dans la suite des travaux de cette thèse.

I.4 Littérature concernant l'effet de la vitesse sur le comportement non-linéaire des CMO

Cette section a pour objet la description des principaux résultats issus de la littérature concernant la caractérisation de l'effet de la vitesse sur le comportement non-linéaire en cisaillement plan des composites à matrice organique et plus particulièrement du T700/M21. Seul le comportement de cisaillement est présenté car il est celui montrant la plus forte non-linéarité

et fait l'objet des travaux de cette thèse. La dépendance du comportement d'un matériau pour des temps longs est classiquement obtenue par des essais de fluage ou de relaxation (*cf.* Section I.3.1). Les essais de traction monotone jusqu'à rupture pour des vitesses lentes sont obtenus à l'aide des machines électromécaniques conventionnelles quand les essais pour des vitesses dynamiques intermédiaires sont réalisés à l'aide de vérins servo-hydrauliques. Seul le comportement en traction est présenté dans ces travaux.

I.4.1 Comportement pour des sollicitations de fluage

La Figure I.10 illustre les résultats d'essais de fluage sur un stratifié de T700/M21 à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Le T700/M21 présente un comportement visco-élastique non-linéaire en cisaillement (Huchette, 2005 ; Berthe, 2013). L'évolution de la déformation est non-linéaire alors que les paliers de contraintes sont constants. L'analyse de cette non-linéarité a été complétée avec une étude de la dégradation du stratifié par émission acoustique. On peut observer une augmentation des événements acoustiques pour une contrainte d'environ 120 MPa. Cette contrainte correspond au dernier palier de fluage, là où la non-linéarité est la plus prononcée. Les événements acoustiques apparaissent dès 60 MPa mais pour des énergies plus faibles. Étant directement reliés à l'énergie dégagée par l'apparition de mécanismes d'endommagement tels que la fissuration matricielle ou le délaminage, la plus forte non-linéarité peut être reliée à la dégradation finale du stratifié. Les paliers observables à 60 MPa et 120 MPa montre deux modes de dégradation distincts en termes d'énergie cumulée.

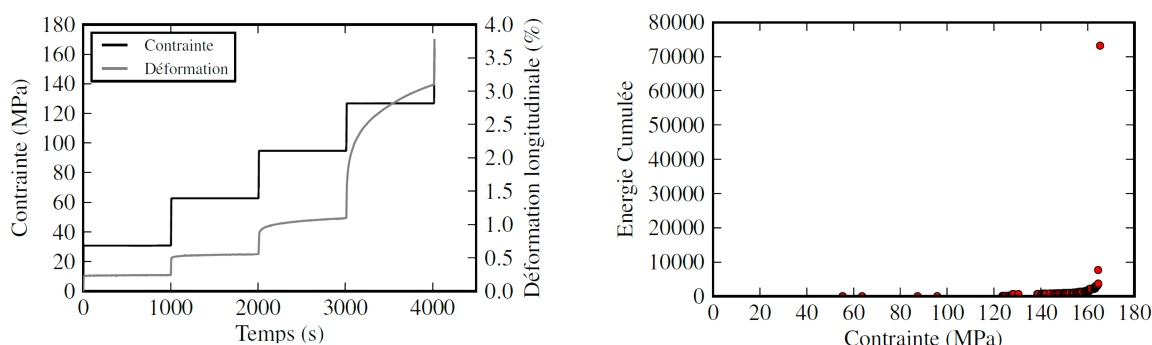


FIGURE I.10 – A gauche : Courbes de la contrainte et de la déformation longitudinale en fonction du temps, A droite : Évolution de l'énergie acoustique cumulée en fonction de la contrainte. Toutes deux issus des travaux de Berthe (2013).

I.4.2 Comportement pour des sollicitations à vitesses lentes

Comme pour les essais de fluage, le comportement en cisaillement plan pour un essai de traction monotone à une vitesse de sollicitation lente ($0.6 \text{ MPa}\cdot\text{s}^{-1}$ dans Huchette (2005)) est également non-linéaire. Comme la Figure I.11 l'illustre, le comportement issu d'un essai de traction sur un stratifié à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ est symétrique avant l'apparition des premières non-linéarités et tend à être asymétrique plus la non-linéarité devient prononcée, pour finalement avoir une déformation transversale plus élevée que la déformation longitudinale (ce phénomène était déjà présent pour les premiers essais sur stratifiés à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ proposés par Rosen (1972)).

Afin de déterminer la cause de la non-linéarité, les travaux d'Huchette (2005) utilisent également la méthode de mesure de l'énergie cumulée par mesure d'émission acoustique. La Figure I.12 illustre les résultats de l'évolution de l'énergie cumulée en fonction de la contrainte appliquée au stratifié de T700/M21. Il est admis dans ces travaux que la non-linéarité observée avant 60 MPa est principalement due au comportement visqueux de la matrice car le stratifié

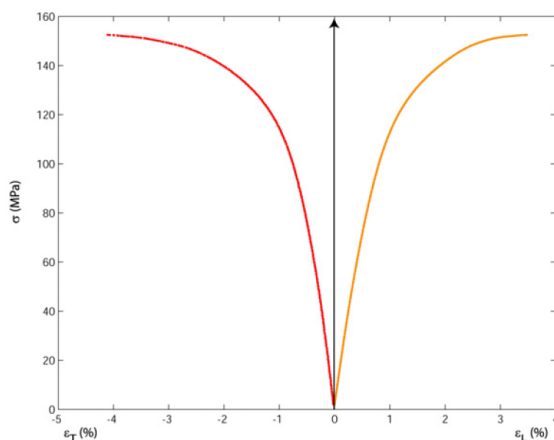


FIGURE I.11 – Courbe de comportement en traction monotone d'un stratifié à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ issue des travaux de [Huchette \(2005\)](#).

ne présente pas de dommages macroscopiques mais seulement des décohésions fibre/matrice qui ne sont pas des dommages pouvant altérer le comportement du stratifié du fait de leur faible échelle. Cependant, ces micro-dommages se propagent après le seuil de 60 MPa et génèrent de la fissuration matricielle qui elle, provoque le relâchement d'énergie correspondant à la première phase d'endommagement entre 60 et 120 MPa sur la Figure I.12. Ces fissurations se propagent plus rapidement après 120 MPa et elles provoquent l'apparition de délaminages qui sont responsables de la seconde phase d'endommagement après 140 MPa et jusqu'à la ruine du stratifié (Figure I.12). Ces phases sont les mêmes que celles observées pour des essais de fluage présentées précédemment.

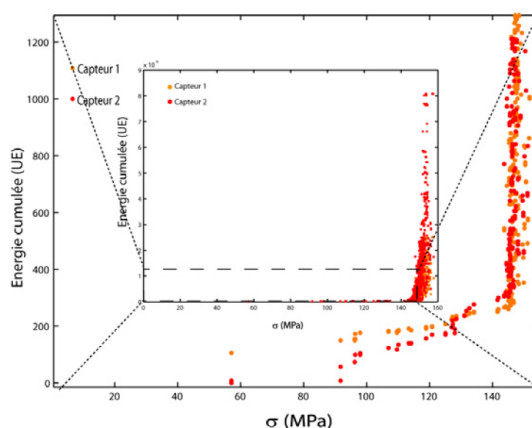


FIGURE I.12 – Évolution de l'énergie cumulée mesurée par émission acoustique en fonction de la contrainte appliquée au stratifié de T700/M21 à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ ([Huchette, 2005](#)).

Les processus de dégradation des stratifiés à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ de T700/M21 tel qu'identifié par [Huchette \(2005\)](#) sont *i*) la décohésion fibre/matrice, *ii*) la fissuration matricielle et *iii*) le délaminage. L'effet de la vitesse sur le comportement de dégradation du T700/M21 peut s'observer dès les vitesses les plus lentes. Cette phase de dégradation a été étudiée pour des vitesses de déformation allant de $\dot{\epsilon} = 5.5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ à $\dot{\epsilon} = 1.4 \cdot 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ par [Castres \(2018\)](#). On peut observer un retardement dans l'activation de la variable D_{macro} avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation (*cf.* D en Section I.3.2). La Figure I.13 montre le retard dans l'activation de l'endommagement du composite T700/M21. Ce retard implique dans un premier temps une augmentation du seuil

d'apparition de l'endommagement avec l'augmentation de la vitesse en fonction de la contrainte. Et dans un deuxième temps, cela implique que pour un même niveau de contrainte, plus la vitesse sera élevée moins l'endommagement sera présent. D'un autre côté, l'augmentation de vitesse de sollicitation ne semble pas avoir d'effets sur l'évolution de la cinétique de dégradation du T700/M21. Cette cinétique est représentée par la pente des nuages de points des droites pointillées sur la Figure I.13.

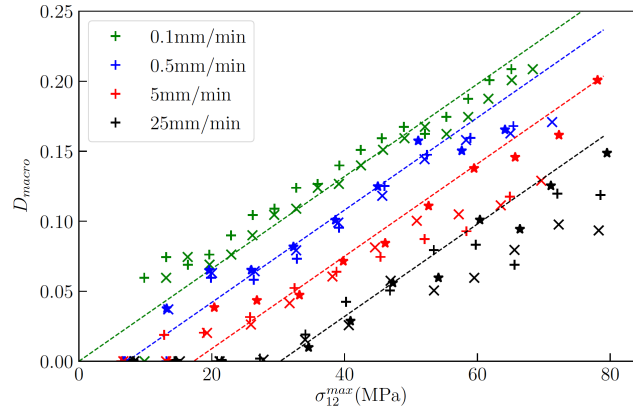


FIGURE I.13 – Évolution du paramètre d'endommagement D_{macro} en fonction de la contrainte appliquée pour différentes vitesses de sollicitation lentes sur le composite unidirectionnel T700/M21 (Castres, 2018).

Pour compléter l'analyse de la dégradation du T700/M21, une étude de l'énergie dissipée pendant des essais incrémentaux a été réalisée par Castres (2018). L'énergie dissipée est définie comme étant la soustraction de l'aire représentant la partie élastique du comportement à l'aire totale sous la courbe de comportement (Castres, 2018). Pour des vitesses de déformation allant de $\dot{\epsilon} = 5.5.10^{-5} \text{ s}^{-1}$ à $\dot{\epsilon} = 1.4.10^{-2} \text{ s}^{-1}$, cette méthode a permis de montrer une dépendance à la vitesse de l'énergie dissipée telle que le montre la Figure I.14. L'énergie dissipée introduite dans Castres (2018) peut être identifiée comme l'énergie induite par le comportement non-linéaire. Ce traitement des données expérimentales a permis de montrer un potentiel effet de vitesse sur un mécanisme d'endommagement responsable du comportement non-linéaire. L'essai à $25 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ semble avoir une évolution de l'énergie dissipée différente à partir d'environ 50 MPa. Nous pouvons distinguer des pentes différentes de 50 MPa jusqu'à la fin des essais entre l'essai à $25 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ et les autres. Cette rupture de pente peut être attribuée à la présence d'un mécanisme de dégradation plus dissipatif que pour les essais à plus basses vitesses. Ce qui irait vers l'observation d'un effet de la vitesse de sollicitation sur la présence de certains mécanismes d'endommagement ou non. Toutefois, ce résultat est à mettre en relation avec la Figure I.13 qui ne montre pas d'effet de la vitesse sur la cinétique de dégradation.

Comme les travaux de Huchette (2005) l'ont montré, les mécanismes d'endommagement induisent une cinétique propre suivant leur présence ou non. La présence de fissurations et leur croissance ont bien une cinétique différente que lorsque le stratifié présente de la fissuration et du délaminage à la fin du chargement. Si l'essai à $25 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ présente un mécanisme d'endommagement différent des autres, cela devrait avoir une influence sur la cinétique d'endommagement. Il sera donc important de distinguer dans l'étude pour des vitesses plus rapides proposée dans ces travaux, la cinétique d'endommagement avec la présence ou non de certains mécanismes afin de savoir si l'énergie dissipée telle que définie par Castres (2018) permet de retranscrire le comportement non-linéaire des CMO.

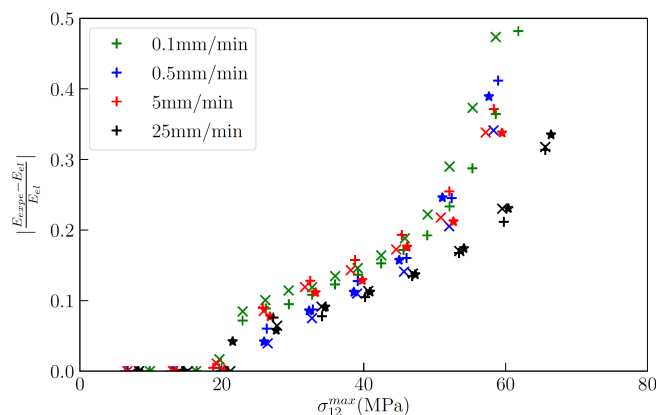


FIGURE I.14 – Évolution du ratio de l'énergie dissipée sur l'énergie élastique en fonction de la contrainte maximale appliquée (Castres, 2018).

I.4.3 Comportement pour des sollicitations en dynamique

Concernant le comportement pour des vitesses dynamiques, les travaux de Berthe (2013) ont étudié l'évolution du comportement réversible du T700/M21 pour une plage de vitesses de déformation allant de $\dot{\varepsilon} = 1,1 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ à $\dot{\varepsilon} = 50 \text{ s}^{-1}$. La Figure I.15 illustre la corrélation entre les résultats expérimentaux des essais de traction monotone sur stratifié à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ à plusieurs vitesses de sollicitation avec la prévision du comportement effectuée numériquement. La caractérisation expérimentale du module de cisaillement montre une évolution croissante avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation (Tableau I.1).

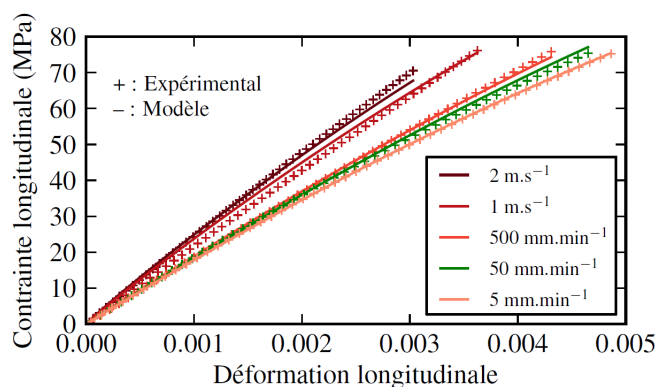


FIGURE I.15 – Comparaison numérique et expérimentale du comportement réversible en cisaillement d'un stratifié T700/M21 à $[\pm 45]_S$ issue des travaux de Berthe (2013).

	1.10^{-3} s^{-1}	7.10^{-3} s^{-1}	$0,1 \text{ s}^{-1}$	16 s^{-1}	25 s^{-1}	50 s^{-1}
G_{12} (MPa)	4565	4786	5089	5634	6073	6621
Dispersion	2,1%	1,2%	3,9%	5,6%	3,8%	3,8%

TABLEAU I.1 – Valeurs du module de cisaillement du T700GC/M21 en fonction de la vitesse de déformation issues des travaux de Berthe (2013)

L'effet de la vitesse de sollicitation sur le comportement réversible identifié dans les travaux de Berthe (2013) peut être attribué uniquement au comportement visqueux du T700/M21 étant donné que l'étude porte sur l'évolution du module d'élasticité en cisaillement plan, qui

n'est pas influencée par l'apparition d'endommagement. La nécessité d'utiliser un bi-spectre, séparant les mécanismes visqueux pour des vitesses lentes de ceux des vitesses rapides, montre l'effet de la vitesse sur le comportement visqueux de la matrice. Cependant, l'effet de la vitesse n'est pas nécessairement présent sur le comportement endommageable pour des vitesses rapides. A notre connaissance, il n'existe pas d'études expérimentales sur le comportement non-linéaire d'un composite unidirectionnel à matrice organique renforcé de fibres de carbone, que ce soit pour la composante réversible ou irréversible. Seul les travaux de [Fitoussi *et al.* \(2005\)](#) se rapprochent le plus de la réponse attendue pour le T700/M21. Cette étude porte sur un composite bi-dimensionnel en fibres de carbone et résine époxy. La description précise des éléments utilisés pour les fibres et la résine n'est pas donnée dans les travaux. La Figure I.16 illustre les résultats pour 3 essais de traction monotone sur un stratifié à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, pour des vitesses de $\dot{\epsilon} = 0.5 \text{ s}^{-1}$, 25 s^{-1} et 60 s^{-1} en comparaison d'un essai pour une vitesse quasi-statique de 4.10^{-4} s^{-1} . Il apparait que la réponse du comportement en traction est peu influencée par la vitesse jusque 100 MPa pour ensuite avoir une évolution du comportement non-linéaire, lui, dépendant de la vitesse de sollicitation et au final avoir une contrainte et une déformation à rupture dépendante de la vitesse de sollicitation.

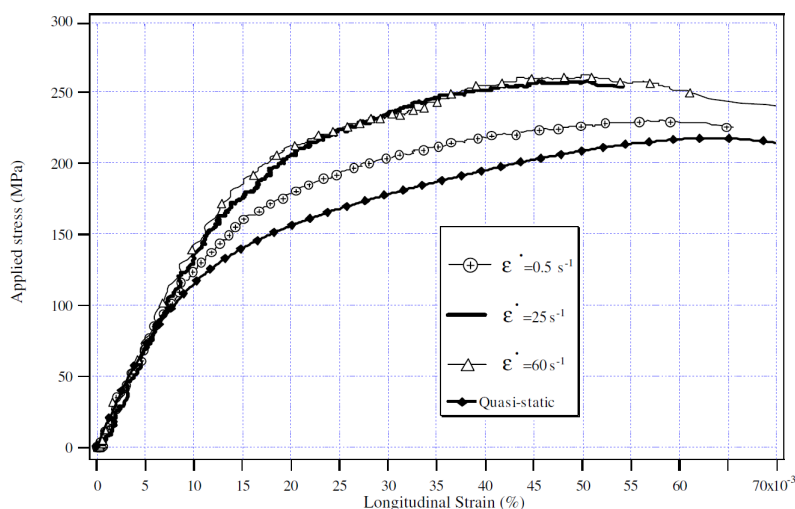
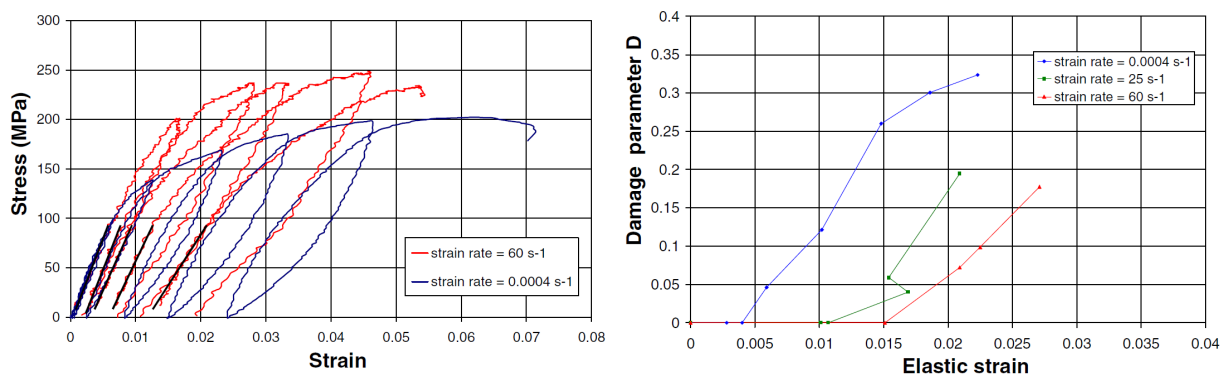


FIGURE I.16 – Influence de la vitesse de sollicitation sur le comportement jusqu'à rupture d'un composite carbone/époxy bidimensionnel [Fitoussi *et al.* \(2005\)](#).

L'objectif des travaux proposés dans [Fitoussi *et al.* \(2005\)](#) étant l'étude de l'effet de la vitesse sur l'endommagement, l'effet sur le comportement réversible n'a pas été étudié. Pour l'étude de l'endommagement, une méthode d'interruption en contrainte des essais dynamiques a été proposée et sera présentée en Section I.5.2. Cette méthode permet d'évaluer le comportement endommageable par des essais cyclés comme le montre la Figure I.17a pour des vitesses allant jusqu'à 60 s^{-1} . Ces essais cyclés incrémentaux donnent accès à la variable d'endommagement. Une comparaison de l'effet de la vitesse sur l'apparition et la cinétique de cette variable d'endommagement peut alors être effectuée pour des vitesses dynamiques. Comme pour les travaux de [Castres \(2018\)](#) pour de plus basses vitesses, l'augmentation de la vitesse de sollicitation semble retarder le seuil d'initiation de l'endommagement mais ne semble pas avoir d'effet sur sa cinétique (Figure I.17b). On peut noter ici que les travaux de [Fitoussi *et al.* \(2005\)](#) illustrés par la Figure I.17 sont une première proposition vers la caractérisation de l'effet de la vitesse de sollicitation sur l'endommagement d'un composite carbone/époxy.

Cependant, il n'est pas mentionné comment les phases de déchargement sont obtenues après la rupture du fusible servant à réaliser les essais dynamiques interrompus. Ne pouvant observer sur l'essai à 60 s^{-1} le point de contrainte nulle avant la recharge de l'éprouvette, comme pour



(a) Évolution de la contrainte en fonction de la déformation de cisaillement. (b) Évolution de la variable d'endommagement en fonction de la déformation élastique.

FIGURE I.17 – Comportement macroscopique et endommageable issu des travaux de [Fitoussi et al. \(2005\)](#).

l'essai à 0.0004 s^{-1} , il est impossible de savoir si l'éprouvette subit ou non une sollicitation de compression après chaque cycle. Cette sollicitation de compression peut être causée par le retour élastique de l'éprouvette provoqué par la rupture du fusible. Cette rupture de fusible intervenant lorsque l'énergie accumulée se voit relâchée entièrement dès la rupture du fusible (*cf.* Section I.5.2). Et comme le montre la Figure I.18, ce retour élastique peut engendrer une déformation de compression de l'éprouvette provenant du flambement généré par le relâchement de l'énergie emmagasinée. Aussi, après la rupture du fusible, le trajet de chargement ne fait plus uniquement intervenir une sollicitation de traction, mais une sollicitation de traction cumulée à de la compression causée par la flexion. Déterminer le comportement de traction avec ce cumul, qui de plus n'est pas maîtrisé, est rédhibitoire concernant l'utilisation de fusible pour interrompre la sollicitation dynamique.

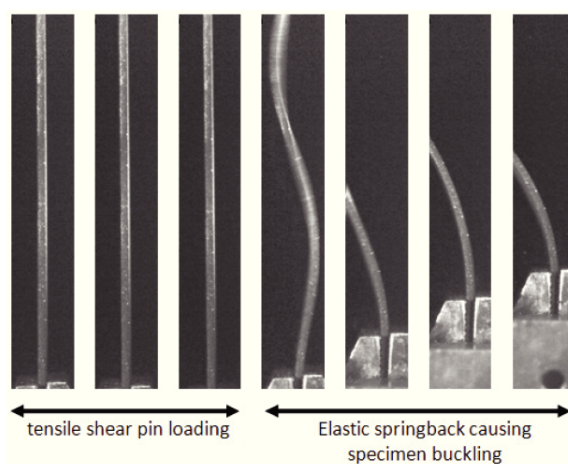


FIGURE I.18 – Illustration du phénomène de retour élastique après la rupture du fusible issue de la thèse de [Battams \(2014\)](#).

En conclusion, lors des sollicitations de fluage, le T700/M21 présente donc un comportement non-linéaire associé principalement à la viscosité de la matrice. Les non-linéarités liées aux mécanismes d'endommagement apparaissent uniquement pour les paliers au dessus de 60 MPa.

Concernant le comportement en vitesses lentes lors d'un essai de traction monotone, les non-linéarités semblent être du même ordre de grandeur que pour les essais de fluage, à savoir une

première phase entre 60 et 130 MPa et une seconde au-delà de 130 MPa. Les essais cyclés ont permis de mettre en avant le retard dans l'activation du seuil d'endommagement des stratifiés à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ de T700/M21. Une fois l'endommagement apparu plus ou moins tôt, la cinétique ne semble pas être affectée pour cette gamme de vitesses.

L'étude pour des vitesses dynamiques a montré l'augmentation du module d'élasticité en cisaillement avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation. Cette influence semble pouvoir être imputée à l'activation de phénomènes visqueux responsables de la rigidification du comportement réversible avec l'augmentation de la vitesse. Aucun travail n'a été trouvé dans la littérature concernant le comportement non-linéaire du T700/M21 pour des vitesses dynamiques. Seuls des travaux sur un composite bi-dimensionnel carbone/époxy ont été réalisés et ont montré un retard dans l'activation du seuil d'endommagement avec l'augmentation de la vitesse, comme pour les essais en vitesses lentes. Et comme pour les vitesses lentes, il n'a pas été montré d'influence de la vitesse sur la cinétique d'endommagement en dynamique, en dehors du retard d'activation.

La littérature ne présente donc pas de résultats sur l'effet de la vitesse de sollicitation sur le comportement non-linéaire d'un composite unidirectionnel à matrice organique pour des vitesses dynamiques. Ce travail doit donc être mené afin de proposer une étude sur une large gamme de vitesses de sollicitation allant des vitesses lentes jusqu'aux vitesses dynamiques. Les résultats devront permettre d'étudier l'effet de la vitesse sur l'évolution de la variable d'endommagement telle qu'utilisée dans la littérature. Mais ils devront aussi permettre de relier l'évaluation de cette variable à la présence ou non d'endommagements physiques afin de caractériser un éventuel effet de la vitesse sur les phases d'endommagement d'un stratifié à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Aussi, les perspectives ouvertes par l'étude de l'aire sous les courbes de chargements cyclés impliquent de prendre en compte cette méthode dans les essais dynamiques proposés ici pour le T700/M21. Les essais dynamiques devront permettre de réaliser et de piloter les phases de décharge après un cycle de chargement nécessaires à l'évaluation des aires sous les courbes.

I.5 Caractérisation expérimentale du comportement non-linéaire en cisaillement des CMO

Cette section a pour but dans un premier temps de présenter les différentes méthodes permettant la caractérisation du comportement en cisaillement plan des matériaux composites. Les différentes évolutions proposées pour améliorer les dispositifs d'essais sont discutées afin de déterminer les possibilités d'adaptation aux vérins servo-hydraulique. Ensuite, les méthodes d'interruption des essais dynamiques sur vérins et sur barres d'Hopkinson sont présentées. La description des différentes méthodes d'interruption permet de prendre conscience des difficultés inhérentes à ces essais, qui plus est pour des matériaux composites à fibres de carbone, donc fortement rigides. Enfin, la justification du choix de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ est présentée avec les limites que pose cet essai.

I.5.1 Méthode de caractérisation du comportement de cisaillement

La caractérisation expérimentale du comportement des matériaux anisotropes nécessite des études en fonction des directions préférentielles du matériau en question. L'essai sur tube de composite a été proposé par [Whitney et Halpin \(1968\)](#) dans le but d'utiliser une seule éprouvette afin de caractériser l'ensemble du comportement mécanique du matériau anisotrope étudié, dont le comportement de cisaillement. Par l'utilisation d'un essai de traction, de pression interne ou encore par l'application d'un couple à l'une des bases du tube, l'ensemble du comportement mécanique peut être caractérisé. Cependant, les auteurs mentionnent la validité de cette méthode uniquement pour des tubes de faibles épaisseurs, qui est la garantie d'obtenir un champ de déformation homogène dans l'éprouvette. De plus, pour les essais couplés de tension (ou com-

pression) avec une pression interne, il est nécessaire d'avoir recours à des analyses des coques stratifiées sous chargement combiné comme proposé par [Pagano *et al.* \(1968\)](#).

Comme l'illustre la Figure I.19, pour réaliser les essais il faut pouvoir contraindre les extrémités des tubes. Pour les matériaux de faible rigidité, l'effort à maintenir étant proportionnellement petit par rapport à l'effort subi par l'éprouvette durant les essais, cela ne pose pas de difficultés expérimentales ([Pagano *et al.*, 1968](#)). Ces conditions aux limites deviennent problématiques pour les matériaux de plus grande rigidité. Dans un premier temps, il faut s'assurer que l'effort de maintien aux extrémités ne vient ni endommager l'éprouvette ni engendrer des ruptures prématurées dans des zones proches des colliers de serrage avec l'exemple des travaux de [Whitney et Halpin \(1968\)](#). De plus, cet effort de maintien revient à empêcher toutes rotations des extrémités des tubes et donc provoque une discontinuité entre les zones aux extrémités et le centre de l'éprouvette, en particulier pour les essais de torsion. Déjà discutées dans [Pagano *et al.* \(1968\)](#), ces conditions aux limites impliquent une différence entre un tube libre et le tube contraint, notamment à cause de la condition $\gamma_{z\theta} = 0$. Il faut donc s'assurer que les résultats expérimentaux issus du tube contraint ne soient pas dépendant de ces conditions aux limites, qui peuvent créer des configurations d'essais instables pour certaines valeurs de contraintes en fonction du matériau caractérisé.

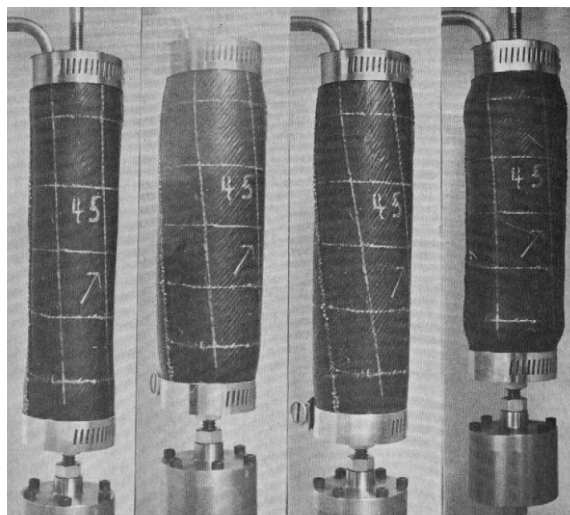


FIGURE I.19 – Illustration de l'essai sur tube ([Whitney et Halpin, 1968](#)).

Les travaux de [Whitney *et al.* \(1971\)](#) ont proposé un essai dit « rail » pour répondre aux difficultés posées par l'essai tube (conditions aux limites, difficultés d'instrumentation, équipement spécifique à l'essai et fabrication onéreuse des éprouvettes). Cet essai utilise deux rails en acier fixés à une éprouvette rectangulaire à l'aide de trous. La sollicitation de l'éprouvette est obtenue par le déplacement d'un rail relativement à l'autre. Ces travaux mentionnent la simplicité de l'essai mais mettent en avant aussi les problématiques liées à l'utilisation de rails et la différence entre le bord contraint par le déplacement d'un rail en comparaison des bords libres et du bord contraint à l'immobilité par le deuxième rail.

La Figure I.20 illustre le dispositif de l'essai rail proposé par [Whitney *et al.* \(1971\)](#). Le rail servant à la sollicitation de l'éprouvette induit des concentrations de contraintes dans les trous par la sollicitation. Mais ces contraintes supplémentaires sont aussi à associer aux contraintes subies par l'éprouvette liées à la traction durant l'essai. Il y a donc une forme de combinaison de contrainte, mentionnée par les auteurs, qui peut induire des ruptures prématurées de l'éprouvette dans des modes non prévisibles. Les essais retenus avec cette méthode doivent donc être analysés après s'être assuré que l'éprouvette n'a pas subi de ruptures provenant des conditions de sollicitations dues aux rails. Concernant les effets de bords, en respectant un ratio hauteur

d'éprouvette/largeur entre rail supérieur ou égal à 10, ils peuvent être considérés comme nul pour des éprouvettes à 0° mais ne doivent pas être négligés pour une éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Dans le cas de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour l'essai rail, les auteurs montrent qu'avec l'utilisation de jauges assez petites et au centre de l'éprouvette, les déformations mesurées ne sont pas affectées par les effets de bords. Mais la comparaison avec les essais issus de la littérature montre que l'essai rail, en particulier pour l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, donne des résultats bien inférieurs à cause de cet état de déformations non-uniformes. La raison donnée par les auteurs est la différence entre le coefficient de poisson d'une plaque à 0° qui tend vers 1 avec $A_{12}/A_{11} \simeq A_{12}/A_{22} \simeq 1$, au contraire d'une plaque à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ qui s'en éloigne. L'essai reposant sur la sollicitation d'une plaque rectangulaire, les déformations de striction provoquées par la stratification à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ ont un effet sur les conditions aux limites dues aux rails et donc l'essai n'est plus correct vis-à-vis des conditions initiales de son utilisation.

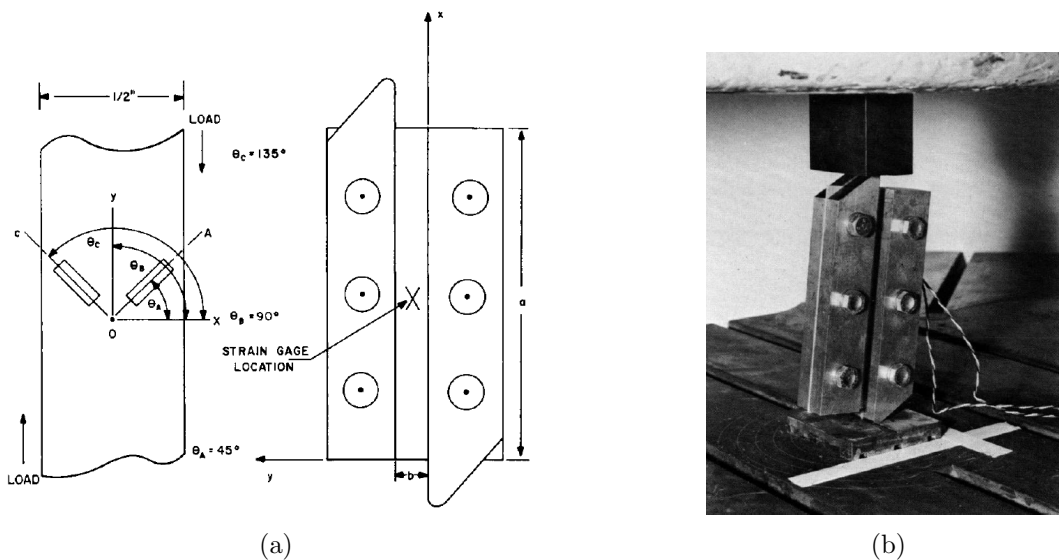


FIGURE I.20 – a) Schématisation de l'essai rail et b) illustration du dispositif d'essais (Whitney *et al.*, 1971).

Un autre essai proposé pour la caractérisation du comportement en cisaillement plan des composites unidirectionnels est l'essai dit d'Iosipescu du nom de son inventeur (Iosipescu, 1967). Initialement proposé pour les matériaux métalliques, il a fait l'objet d'une extension vers les matériaux composites dès les travaux de Walrath et Adams (1983). La Figure I.21 illustre le dispositif d'essais d'Iosipescu. Une éprouvette entaillée des deux côtés à 90° est placée dans un dispositif venant solliciter de part et d'autre les entailles et ainsi générer du cisaillement entre les deux pointes des entailles. Pour cet essai, l'obtention d'une sollicitation de cisaillement est fortement dépendante des conditions de chargement. Le dispositif ne doit pas générer de flexion ou de torsion dans l'éprouvette, donc avoir un alignement le plus précis possible tout au long de l'essai. Même si l'utilisation du dispositif modified Wyoming test fixture" a permis d'améliorer les conditions de chargement grâce aux cales d'ajustement et aux pions d'alignement pour garantir le bon positionnement de l'éprouvette tout au long de l'essai (Morton *et al.*, 1992), ce n'est qu'avec le développement d'un nouveau dispositif proposé dans Pierron et Vautrin (1994, 1998) que les problématiques liées aux déplacements hors plan pendant l'essai d'Iosipescu ont été limitées. Cela se vérifie par une dispersion de 2 % entre les modules élastiques calculés sur chacune des faces de l'éprouvette via la mesure des déformations par des jauges. Ces derniers travaux ont donc permis d'obtenir de faibles dispersions dans les calculs de module d'élasticité et de contrainte à rupture en cisaillement avec l'essai d'Iosipescu.

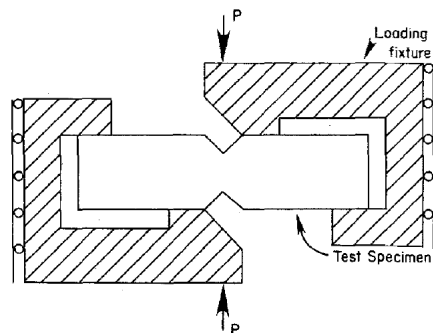
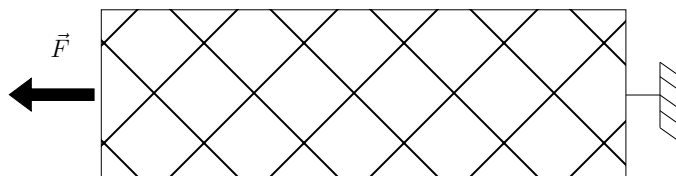


FIGURE I.21 – Schématisation de l'essai d'Iosipescu (Walrath et Adams, 1983).

Le développement de dispositif d'essais d'Iosipescu permettant d'obtenir des données faiblement dispersives a rapidement été comparé à l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ proposé par (Rosen, 1972). C'est un essai de traction monotone sur une éprouvette stratifiée à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ (Figure I.22). Avec l'alternance de plis à $+45^\circ$ et -45° , l'état de contrainte subi par le matériau est un état de cisaillement plan. Avec les équations de changement de base (équations I.7), il est possible d'exprimer l'état de contrainte subie par l'éprouvette rectangulaire dans le repère matériau du pli et ainsi déterminer les propriétés en cisaillement du pli de composite. Du fait de sa simplicité et de sa répétabilité, l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ a largement été utilisé pour déterminer le module d'élasticité en cisaillement plan des matériaux composites. Cependant, comme l'essai repose sur l'utilisation de la stratification pour générer une sollicitation de cisaillement, il faut s'assurer que cette sollicitation soit indépendante de la stratification choisie. Dans les travaux de Kellas *et al.* (1991), il est montré que pour un matériau fragile la contrainte à rupture en cisaillement peut être sous-estimée de 14 % par rapport à la valeur théorique avec l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. De plus, les auteurs ont montré que la séquence d'empilement et l'épaisseur du stratifié (variant de 8 à 32 plis) pouvait avoir une influence sur le comportement non-linéaire caractérisé par l'essai.

En plus des effets de structures liés à l'éprouvette, l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ est dépendant de la rotation des fibres durant l'essai. Initialement orientées à $\pm 45^\circ$, les conditions de chargement font que les fibres changent d'orientation durant l'essai (*cf.* Section I.5.3). Les travaux de Wisnom (1995) ont montré qu'appliquer le calcul linéaire théorique, donc sans la prise en compte de la rotation des fibres, a une influence sur l'évaluation de la contrainte durant l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Par exemple, pour un matériau composite verre/époxy la rotation des fibres de 5° revient à sous-estimer la contrainte de cisaillement de 12 %. D'un autre côté, les auteurs mentionnent le fait que l'utilisation de jauges pour la mesure des déformations permet de limiter cette influence de la rotation des fibres car les jauges subiront cette rotation également. Ils concluent également qu'en dessous de 7 % de déformation de cisaillement, l'influence de la rotation des fibres est négligeable pour l'évaluation de la contrainte de cisaillement. L'essai sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pose certaines limites du fait de l'utilisation de la stratification pour caractériser le comportement en cisaillement plan. Il faut donc vérifier si les essais sont indépendants de ces effets structuraux pour l'utilisation de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$.

FIGURE I.22 – Illustration de l'essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$.

L'essai rail présenté précédemment utilise aussi une méthode à trois rails (4255M, 2007) avec

l'ajout d'un rail central servant à la sollicitation et deux rails aux extrémités pour le maintien de la plaque testée. Mais cela ne vient pas limiter les problématiques liées à l'utilisation d'une plaque perforée pour générer la sollicitation de cisaillement. C'est dans cette perspective d'essais sur plaques directement sollicitées en cisaillement que les travaux de [De Baere et al. \(2008b\)](#) ont proposé un essai à trois rails (Figure I.23a) utilisant des vis de pression à la place des vis initialement proposées (Figure I.23b). Ce dispositif permet de limiter, voir de supprimer complètement le flambement entre les rails observés durant les essais réalisés avec les dispositifs précédents. Il permet donc de n'utiliser que des jauges sur une seule face de la plaque et ainsi facilite l'instrumentation de l'essai. Les travaux de [De Baere et al. \(2008b\)](#) montrent une bonne corrélation de l'essai à trois rails avec un essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour un matériau composite à fibre de carbone et matrice thermoplastique (CETEX T300J 3K/PPS). Toujours avec le même matériau, [De Baere et al. \(2008a\)](#) ont montré une bonne correspondance avec le dispositif pour des essais de fatigue en comparaison d'essais sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Toutefois, il n'a pas été montré l'influence du système de serrage pour d'autres matériaux, notamment pour des composites à matrice époxy. Ces derniers présentent généralement des propriétés moins ductiles que les composites à matrices thermoplastiques. Un phénomène de matage et d'endommagement prématuré pour des matériaux fragiles comme les composites à matrice époxy et fibre de carbone pourrait apparaître avec l'utilisation du maintien en place de la plaque à l'aide d'un système de pression.

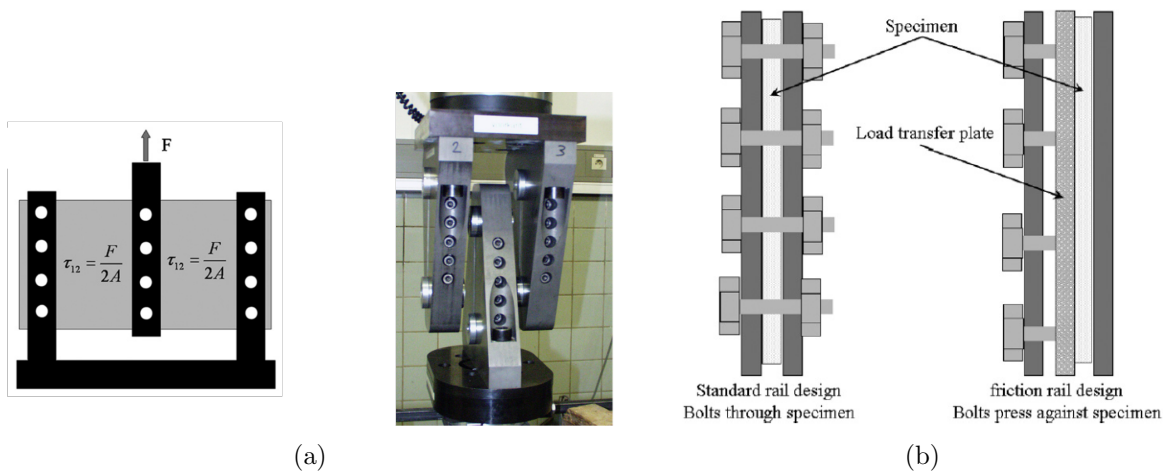


FIGURE I.23 – a) Schématisation et illustration de l'essai de cisaillement à trois rails et b) illustration de la méthode de serrage par vis de compression en comparaison de la méthode de serrage boulonnée ([De Baere et al., 2008b](#)).

L'essai dit de « rail à encoche en V » est proche de l'essai d'Iosipescu mais a été développé par [Adams et al. \(2003\)](#) dans le but d'améliorer les mesures faites dans les entailles avec l'essai d'Iosipescu. L'éprouvette entaillée en V est plus large (2.2 pouces (5,08 cm) contre 0.75 pouces (1,905 cm) pour l'éprouvette standard d'Iosipescu), cela permet d'avoir une section de mesure plus grande. Mais cela pose l'inconvénient d'avoir un dispositif devant résister à des efforts plus grands, donc avoir des dimensions supérieures au dispositif d'essais d'Iosipescu. Ce qui peut être problématique pour une application en dynamique (*cf.* Section I.5.2). Les modules d'élasticité évalués avec cet essai sont proches de ceux obtenus avec l'essai d'Iosipescu dans les travaux de [Adams et al. \(2003\)](#) : 6.6 GPa ($\pm 1.9\%$) pour l'essai rail à encoche en V et 5.9 GPa ($\pm 1.6\%$) pour l'essai d'Iosipescu sur un matériau carbone/époxy (AS4/3501-6).

Dans l'esprit de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, sur éprouvette rectangulaire donc, l'essai « hors-axes » s'appuie également sur une éprouvette rectangulaire mais avec les fibres orientées dans une seule direction. Cet essai présente le même avantage que l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, à savoir une éprouvette

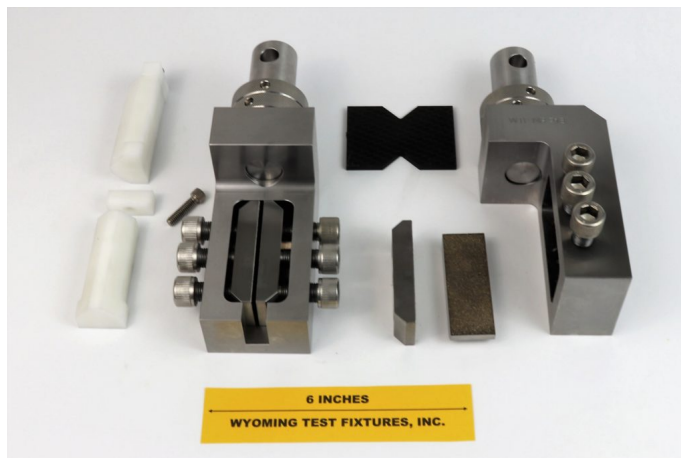


FIGURE I.24 – Illustration du dispositif d’essais de cisaillement sur rail à encoche en V avec l’éprouvette entaillée proposé par le « Wyoming Test Fixtures » ©(ASTM D7078).

rectangulaire simple à mettre en oeuvre (Figure I.25a) et une analyse des essais basée sur les équations de changement de base (équation I.7). Cependant, il est mentionné dans plusieurs travaux de la littérature que l’utilisation des éprouvettes hors-axes ne peut pas se faire avec des talons rectangulaires, ce qui provoquerait une rupture prématurée dans les zones proches des mors et donc un essai inadéquat pour la caractérisation du comportement de cisaillement. Pour obtenir une rupture au centre de l’éprouvette qui est synonyme d’un essai valide, il faut utiliser des talons obliques (Figure I.25b). Dans les travaux de [Pierron et Vautrin \(1996\)](#), il est montré un bénéfice d’environ +30 % en changeant des talons rectangulaires en aluminium pour des talons obliques en aluminium et d’environ +15 % pour des talons en composite verre/epoxy, concernant l’évaluation du comportement de cisaillement. Il est toutefois noté qu’une différence de 30 % est observée entre l’essai d’Iosipescu et l’essai hors-axes concernant l’évaluation de la contrainte de cisaillement à rupture pour le matériau carbone/époxy T300/914. Les auteurs mettent en avant la présence des composantes de contraintes, et notamment la contrainte transverse, pendant les essais hors-axes qui pourraient être la cause de cette baisse de contrainte à rupture avec cet essai. Les travaux de [Marin et al. \(2002\)](#) ont montré que le facteur de correction proposé par [Pagano et Halpin \(1968a\)](#) ne permettait pas de corriger correctement les différences observées avec l’essai hors-axes. Ils ont donc proposé une nouvelle méthode de correction basée sur les valeurs normalisées de G_{12} et γ_{12} qui permet de limiter les calculs itératifs liés à la méthode de Pagano et Halpin, mais ne donne pas des résultats plus prédictifs concernant le comportement de cisaillement pour des angles de stratification en-dessous de 30° . Plus récemment, une large étude de [Marin et al. \(2019\)](#) s’est focalisée sur la définition d’un angle de fibre optimal associé aux talons obliques et au matériau étudié. Elle a permis de montrer que les variations négatives de l’angle des talons contribuaient à diminuer l’état de contrainte dans les extrémités des talons tandis que les variations positives augmentent cette singularité génératrice de concentrations de contraintes. Pour les auteurs et pour le matériau carbone/époxy AS4/8558, l’angle de 10° est l’angle optimal permettant de rompre toujours au centre de l’éprouvette si les talons obliques ont un angle inférieur ou égal à 23° et une variation d’angle pendant l’essai inférieure ou égale à $+3^\circ$. Les auteurs mentionnent aussi le fait qu’il est bénéfique d’utiliser un angle inférieur à la valeur théorique (23°) pour provoquer une variation négative et ainsi réduire les concentrations de contraintes pendant les essais.

L’essai dit de « picture frame test device » s’appuie quant à lui sur un dispositif d’essais bloquant les quatre côtés de l’éprouvette et venant générer une sollicitation de cisaillement avec le déport créé par le dispositif et la partie fixe vis à vis de la partie mobile. Initialement développé pour la prédiction de la mise en forme des matériaux composites non polymérisés, cette technique

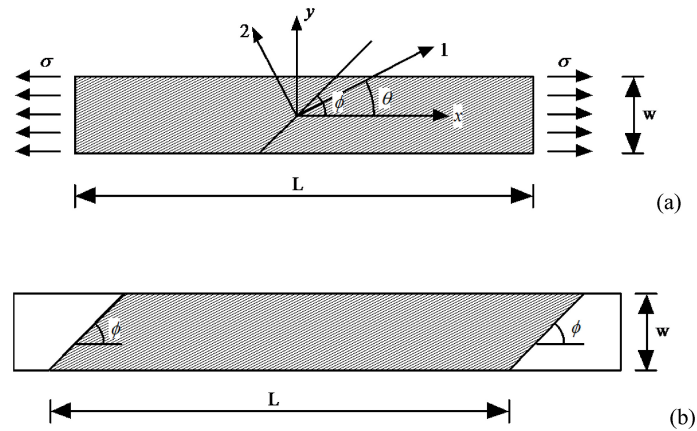


FIGURE I.25 – Illustration de l'essai de traction sur éprouvette hors-axes (Marin *et al.*, 2019).

permet tout de même de caractériser le comportement en cisaillement avec des trous de chaque côté de l'éprouvette permettant la sollicitation de cette dernière. Les inconvénient des essais rails avec trous existent donc également pour cette méthode. Comme le montre la Figure I.26, une incertitude sera toujours présente pour des faciès de rupture reliant les trous opposés et non une rupture au centre de l'éprouvette, là où la sollicitation de cisaillement doit être la plus présente. De plus, l'utilisation des bras déportés revient à ajouter, comme pour les premiers dispositifs d'essai d'Iosipescu, des déplacement hors plan pendant la traction de l'éprouvette. Malgré ces contraintes, les auteurs montrent que le module d'élasticité évalué avec l'essai « picture frame » est cohérent avec le module obtenu par l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ ($\approx 3\%$ de différence).

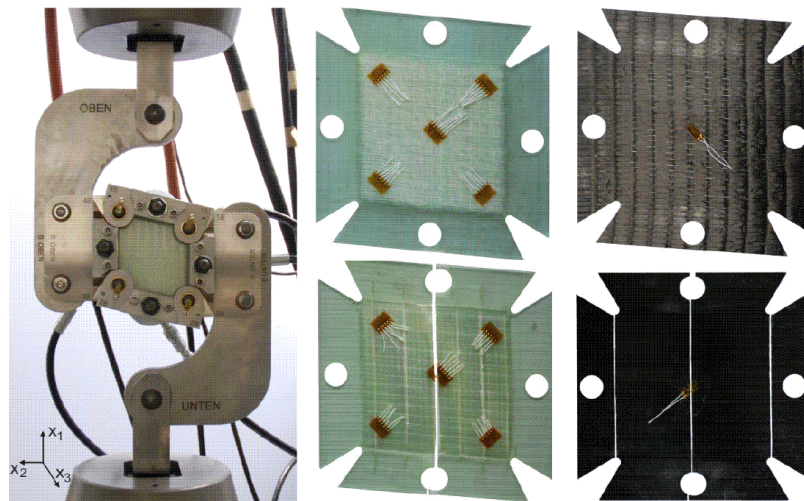


FIGURE I.26 – Illustration de l'essai « picture frame » et des éprouvettes utilisées (V. Trappe, 2014).

Le dernier essai présent dans la littérature pour caractériser le comportement en cisaillement d'un composite unidirectionnel est celui proposé par Marin et Barroso (2021). Cet essai utilise une éprouvette à 45° en croix sollicitée par des efforts de traction/compression permettant de créer une zone de cisaillement au centre de l'éprouvette. La matériau expérimenté dans cette étude est un composite carbone/époxy AS4/8558. Les éprouvettes sont découpées dans une plaque de composite à 0° , elles ont donc une seule orientation une fois découpées, qui est de 45° . Des talons droits sont collés sur les quatre cotés de l'éprouvette. L'essai est comparé à un essai hors-axes sur éprouvette à 10° concernant le module d'élasticité et la contrainte à rupture maximale. L'essai sur éprouvette en croix évalue le module d'élasticité à $G_{12} = 4.845$ GPa (en moyenne

avec 5 éprouvettes) en comparaison de l'essai hors-axes qui donne une module à $G_{12} = 4.423$ GPa. Concernant la contrainte maximale de cisaillement plan, l'essai sur éprouvette en croix ne permet pas d'obtenir cette information. En effet, la présence de concentration de contrainte dans les rayons de l'éprouvette (vérifié par éléments finis dans les travaux) provoque une rupture prématurée. Quand l'essai hors-axes dispose d'une contrainte maximale d'environ 70 MPa, l'essai sur éprouvette en croix est à environ 30 MPa. Aussi, dès l'apparition du comportement non-linéaire, l'essai sur éprouvette en croix génère des singularités suivies d'instabilités dues aux concentrations de contraintes. Cela a pour effet de provoquer une rupture de l'éprouvette de part et d'autre des rayons comme l'illustre la Figure I.27b.

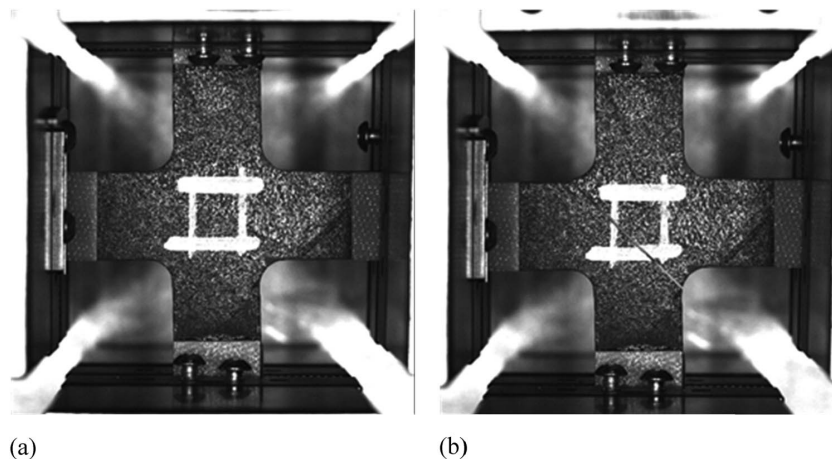


FIGURE I.27 – a) Illustration de l'essai de traction/compression bi-axial sur éprouvette en croix et b) mise en évidence du faciès de rupture (Marin et Barroso, 2021).

Il y a donc un large choix de méthodes expérimentales pour la caractérisation du comportement en cisaillement plan des matériaux composites. Toutes les méthodes présentent des inconvénients et aucune ne semble se détacher des autres. Les méthodes utilisant des éprouvettes avec des discontinuités géométriques (entailles, trous, rayons) posent le problème de l'influence de celles-ci sur la caractérisation expérimentale du cisaillement en plus de provoquer parfois des ruptures prématurées. Les éprouvettes rectangulaires sont elles dépendantes, soit de l'influence de la structure choisie pour l'essai à $[\pm 45^\circ]_{n,s}$, ou des conditions aux limites et des angles choisis pour l'essai hors-axes. L'essai tube quant à lui présente la problématique de reposer sur une structure différente de celles utilisées pour fabriquer les pièces composites généralement, qui sont majoritairement des plaques, planes ou incurvées. Se pose alors la question de la représentativité du comportement caractérisé par un essai sur tube pour des pièces de type plaque. Qui plus est, les conditions aux limites semblent difficiles à mettre en place pour des matériaux à haute rigidité comme le T700/M21.

L'objectif de ces travaux étant d'utiliser l'essai expérimental dans un cadre de sollicitations dynamiques pour des essais cyclés incrémentaux, il est important de connaître les essais actuellement présents dans la littérature. La prochaine section vise donc à présenter les différentes méthodes expérimentales permettant de réaliser des essais cyclés incrémentaux en dynamique. La présentation de ces méthodes va permettre de restreindre le choix potentiel des essais de caractérisation du comportement en cisaillement présenté précédemment.

I.5.2 L'étude de l'endommagement de la quasi-statique à la dynamique

Cette section présente les différentes méthodes existant dans la littérature pour réaliser des essais cyclés incrémentaux (Figure I.7) pour des sollicitations dynamiques. Le temps de sollicitation pendant les essais dynamiques varie entre la μs et la ms. De fait, solliciter une éprouvette

dans un temps si court, ne permet pas d'interrompre l'essai pendant la sollicitation avec le système d'asservissement du vérin. Les essais cyclés incrémentaux en dynamique sont donc réalisés avec des méthodes expérimentales permettant d'interrompre la sollicitation de l'éprouvette avant sa rupture. Ces méthodes peuvent être classées en deux familles : les interruptions en effort ou en déplacement. La présentation des différentes méthodes permet de mettre en avant les avantages et inconvénients de chacune d'entre elles, et ainsi d'adapter notre choix aussi en fonction de l'essai choisi dans cette thèse. Les méthodes présentées sont aussi bien pour des essais réalisés sur vérins servo-hydrauliques que sur des barres d'Hopkinson.

La première méthode proposée pour l'interruption des essais dynamiques sur vérin servo-hydraulique fût l'interruption en effort à l'aide d'un fusible mécanique par [Lataillade *et al.* \(1996\)](#). Cette méthode est basée sur la rupture d'un fusible mécanique, qui installé en série d'une éprouvette permet d'interrompre la sollicitation avant la rupture de cette dernière. Cette méthode nécessite donc de connaître le comportement jusqu'à rupture du matériau étudié dans un premier temps, pour ensuite déterminer les efforts à rupture des fusibles. En réalisant des entailles dans les fusibles, la rupture de la section travaillante peut être déterminée analytiquement par des calculs de mécanique de la rupture. Chaque section de fusible aura donc un effort à rupture distinct et permettra de solliciter l'éprouvette jusqu'au niveau d'effort à rupture du fusible. Une fois le fusible rompu, le vérin continue sa course sans solliciter l'éprouvette. Dans les travaux de [Lataillade *et al.* \(1996\)](#), le fusible utilisé est en PMMA. Cela pose une première limite, qui est de s'assurer que le comportement mécanique du matériau utilisé ne soit pas dépendant à la vitesse de sollicitation, comme peut l'être le PMMA. Si le matériau du fusible est dépendant de la vitesse de sollicitation, il faudra s'assurer que chacune des sections permet d'obtenir le même niveau d'effort dans l'éprouvette quelque soit la vitesse pour assurer la répétabilité des essais et faciliter leur comparaison. Aussi, le fait d'utiliser des entailles pour gérer la rupture des fusibles, donc l'interruption de la sollicitation dans l'éprouvette, nécessite une très bonne qualité d'usinage pour garantir la précision et la répétabilité des essais. Malgré ces problématiques, cette méthode d'interruption permet d'obtenir des essais interrompus en dynamique relativement simplement.

La Figure I.28 illustre le montage d'essai avec un vérin servo-hydraulique et l'utilisation d'un fusible mécanique. Ce montage permet d'obtenir des essais cyclés incrémentaux (Figure I.17) et ainsi déterminer l'évolution de la variable d'endommagement (équation I.16).

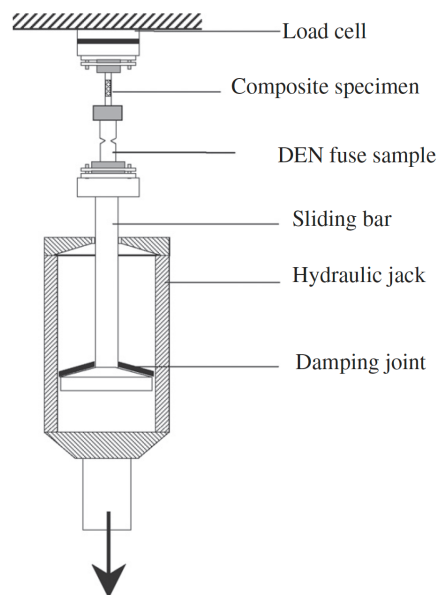


FIGURE I.28 – Méthode d'essais interrompus par rupture d'un fusible mécanique [Fitoussi *et al.* \(2013\)](#).

Lors de l'utilisation de la méthode d'interruption par fusible mécanique, deux problématiques existent. La première est le pilotage de la phase de déchargement, qui est nécessaire pour caractériser le comportement irréversible (Figure I.7). Une fois le fusible rompu, l'éprouvette n'est plus reliée au vérin et donc il n'y a plus la possibilité de piloter la phase de décharge. Elle s'opère donc « naturellement » après la rupture du fusible. La vitesse de déformation pendant la phase de décharge n'est donc pas pilotée et peut alors varier pendant la décharge. Mais aussi, l'énergie relâchée par la rupture du fusible peut provoquer le phénomène de retour élastique évoqué en Figure I.18. Ce retour élastique génère une flexion dans l'éprouvette qui peut provoquer de la compression dans l'éprouvette. Cette compression non-contrôlée peut être responsable d'endommagement au sein de l'éprouvette, ce qui rendrait les essais inexploitable. De plus, le fait de ne pas piloter les phases de déchargement ne permet pas d'approcher correctement le moment où la force devient nulle et où les déformations irréversibles peuvent être évaluées. La Figure I.17 illustre bien la différence entre un essai pour une vitesse lente ($4 \cdot 10^{-4} \text{s}^{-1}$) où le moment quand $F = 0 \text{ N}$ est bien évalué en comparaison d'un essai pour une vitesse dynamique (60s^{-1}) sur lequel on peut observer une différence entre la décharge d'un cycle et la phase de chargement du cycle suivant à $\sigma = 0 \text{ MPa}$ (donc $F = 0 \text{ N}$), ce qui laisse à penser que l'éprouvette a subi de la compression, et potentiellement un surcroît d'endommagement.

C'est pour répondre à cette problématique de compression potentielle après la rupture du fusible qu'un système de maintien en charge a été proposé par [Battams \(2014\)](#). Le dispositif proposé est illustré en Figure I.29. Il repose sur l'utilisation d'un fusible entaillé, et présente donc les mêmes difficultés pour la gestion de l'effort à rupture à cause du niveau d'usinage de l'entaille dans le fusible. Le matériau utilisé est l'aluminium 6082-T6. Pour éviter la compression après la rupture du fusible, une pré-charge est mise en place dans l'éprouvette à l'aide de la barre transversale et vérifiée à l'aide de jauges de déformation. Le niveau de pré-charge utilisé dans [Battams \(2014\)](#) est de 0.34 % de déformation longitudinale afin d'éviter la compression après le relâchement de l'énergie due à la rupture du fusible. Ce niveau de pré-charge permet de maintenir l'éprouvette dans une sollicitation de traction de 20 MPa au minimum après la rupture du fusible. L'utilisation d'une pré-charge nécessite de connaître l'influence du niveau de pré-charge sur l'apparition d'endommagement dans l'éprouvette. Le niveau doit être inférieur à l'apparition des premiers dommages afin de s'assurer de solliciter une éprouvette vierge d'endommagement. De plus, la vérification réalisée pour un matériau renforcé de fibres de carbone, montre que pour obtenir un niveau d'effort de 2 kN après la rupture du fusible, il est nécessaire d'avoir une pré-charge de 6 kN et de 0.4 % de déformation. Le retour élastique étant fonction de l'énergie accumulée pendant l'essai, donc de la rigidité du matériau expérimenté, plus le matériau présentera une rigidité importante, plus le retour élastique sera important après la rupture du fusible. Ce qui explique l'augmentation du niveau de pré-charge pour le matériau renforcé de fibres de carbone.

Malgré cette limite, il faut noter que l'utilisation d'une pré-charge permet de s'assurer que le matériau étudié ne subisse pas de compression avec l'utilisation de l'interruption par un effort.

La deuxième méthode pour l'interruption des essais dynamiques sur vérin est donc l'interruption en déplacement. La Figure I.30 illustre un dispositif d'essais proposé par [Coussa \(2017\)](#) adapté aux matériaux composites à base de matrice thermoplastique et renforcés de fibres de verre avec l'utilisation de l'essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Ce dernier utilise un système de butées mécaniques avec un jeu (δ_{stroke}). Ce jeu peut être soit augmenté ou diminué à l'aide des butées mécaniques et ainsi il permet de modifier la distance de sollicitation. Cette distance permet alors de solliciter à différents niveaux de déplacement, donc de déformation, l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. L'avantage de cette méthode comparée à l'interruption en effort est sa précision et sa répétabilité étant donnée qu'elle repose sur l'usinage de butées mécaniques métalliques pouvant être usinées à l'aide de machine à commande numérique. Afin de permettre la

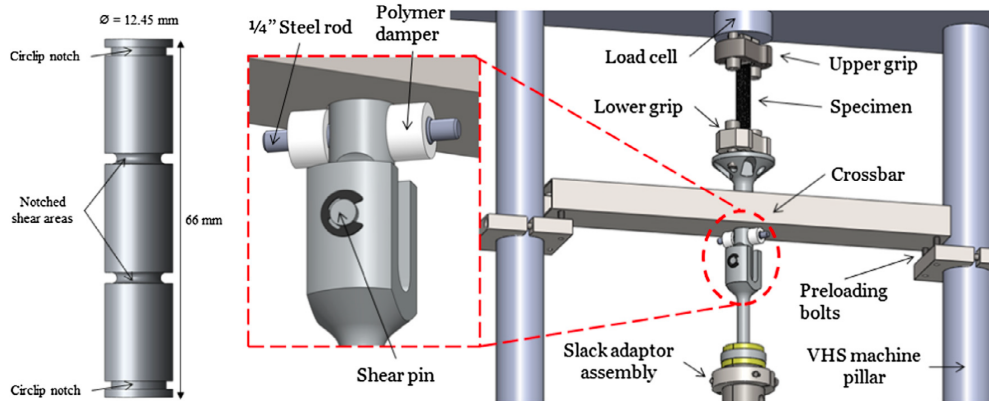


FIGURE I.29 – Adaptation de la méthode d'essais interrompus par rupture d'un fusible mécanique (Battams et Dulieu-Barton, 2016).

dissociation entre le dispositif et le vérin, un fusible mécanique est présent à l'interface des deux éléments. Ce fusible n'entre pas en compte dans l'interruption de la sollicitation de l'éprouvette au contraire de la méthode en effort (Coussa et al., 2017). Des lames de maintien en aluminium sont utilisées afin d'éviter les phases de compression qui peuvent toujours exister après la rupture du fusible. L'avantage de cette méthode est de pouvoir maintenir l'éprouvette sous chargement après la sollicitation grâce aux lames. Cela permet notamment de pouvoir réaliser des observations physiques des fissures et des délaminages une fois l'essai dynamique réalisé. Ce dispositif a permis de caractériser l'évolution de la variable d'endommagement et de la contrainte maximale à rupture sur une plage de vitesses de sollicitation allant de $\dot{\epsilon} = 5.10^{-3} s^{-1}$ à $25 s^{-1}$. De plus, le fait de pouvoir maintenir l'éprouvette en fin de sollicitation présente l'avantage *i*) d'empêcher la compression après rupture du fusible et *ii*) de permettre l'observation des mécanismes d'endommagement et *iii*) de garantir une vitesse de déformation constante dans l'éprouvette pendant les phases de chargement et de maîtriser celle pendant les phases de déchargement. A l'inverse des méthodes avec fusible qui ne maintiennent pas l'éprouvette et donc ne permettent pas de piloter les phases de déchargement.

Malgré les avantages que cette méthode présente, elle n'a pas permis dans ces travaux de mesurer les phases de déchargement. En effet, la cellule d'effort étant solidaire du vérin, une fois le dispositif d'essais désolidarisé, il n'est plus possible de mesurer l'évolution de l'effort pendant le maintien et pendant la décharge. Les déformations irréversibles sont donc obtenues par la connaissance du niveau de déformation dans l'éprouvette sans pouvoir l'associer à une mesure d'effort, donc de contrainte.

Les méthodes présentées jusqu'alors sont adaptées aux vérins servo-hydrauliques. Même si dans ces travaux de thèse les essais dynamiques seront réalisés sur un vérin, il est intéressant de voir quelles méthodes d'interruption ont été développées pour les barres d'Hopkinson. Généralement, les essais aux barres provoquent des vitesses de déformation supérieures aux essais sur vérins. Reposant sur l'impact d'une éprouvette pour la solliciter, les essais aux barres nécessitent donc d'importants chocs afin de générer une sollicitation assez importante pour aller jusqu'à la rupture des éprouvettes. Cela veut dire que les essais aux barres sont encore plus difficiles à stopper que les essais aux vérins car ils sont plus rapides (de l'ordre de la μs). Les méthodes présentes aujourd'hui dans la littérature pour réaliser des essais interrompus aux barres se basent sur l'interruption en déplacement.

Une méthode proposée par Dongfang et al. (2010) utilise une chambre circulaire venant contraindre en déplacement une éprouvette de cuivre. L'éprouvette dispose d'épaulements qui permettent de modifier la distance entre ces derniers et la face interne de la chambre circulaire. Cette distance permet donc de solliciter à différents niveaux de déplacement les éprouvettes de

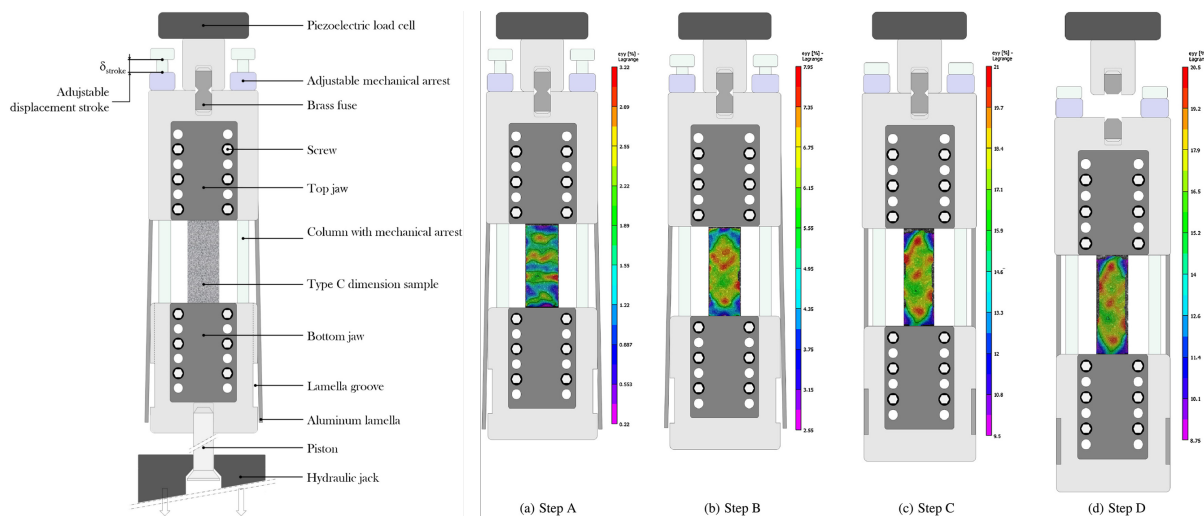


FIGURE I.30 – Dispositif d’essais de traction uniaxiaux interrompus valable pour des vitesses de déformation allant de $\dot{\epsilon} = 5.10^{-3} \text{ s}^{-1}$ à $\dot{\epsilon} = 25 \text{ s}^{-1}$ (Cousa, 2017).

cuivre et ce pour différentes vitesses de sollicitation. Cette méthode a permis de caractériser l’effet de la vitesse de sollicitation sur la contrainte maximale à rupture, sur l’évolution du comportement plastique et aussi de pouvoir réaliser des micrographies aux rayons X afin de connaître l’influence de la vitesse sur la micro-structure du matériau étudié. L’éprouvette étant enfermée dans la chambre circulaire, cette méthode ne permet pas l’observation de l’éprouvette pendant les essais. Il n’est donc pas possible de réaliser des observations par caméra rapide, voir des mesures par corrélation d’images numériques et il n’est pas possible non plus d’étudier l’apparition physique de l’endommagement. Cela ne peut se faire qu’une fois l’éprouvette sollicitée.



FIGURE I.31 – Illustration de la méthode d’essais interrompus aux barres d’Hopkinson par contrôle de l’élongation pour un matériau métallique proposée par Dongfang *et al.* (2010).

Toujours avec le principe d’interruption en déplacement, une méthode a été proposée par Yang *et al.* (2014). Le principe repose sur la gestion de l’incrément de déplacement par la longueur interne d’un dispositif (Intermediate gap en Figure I.32). Comme pour la méthode précédente, l’éprouvette dispose d’épaulements pour venir interrompre l’élongation dès qu’ils entrent en contact avec le dispositif. L’utilisation du dispositif externe permet ici de pouvoir observer l’éprouvette pendant les essais. Ces travaux ont permis d’étudier l’évolution de la fraction volumique de l’austénite retenue dans un acier QP980 en fonction de la vitesse de sollicitation. Une limitation importante de cet essai est l’utilisation de l’éprouvette comme « fusible » pour interrompre la sollicitation. En effet, cela veut dire que pour chaque incrément, il faut une éprouvette différente. Il est donc impossible d’effectuer un cycle de chargement, déchargement et re-chargement sur la même éprouvette. De ce fait, l’étude de l’endommagement n’est pas

continue entre les différents cycles incrémentaux.

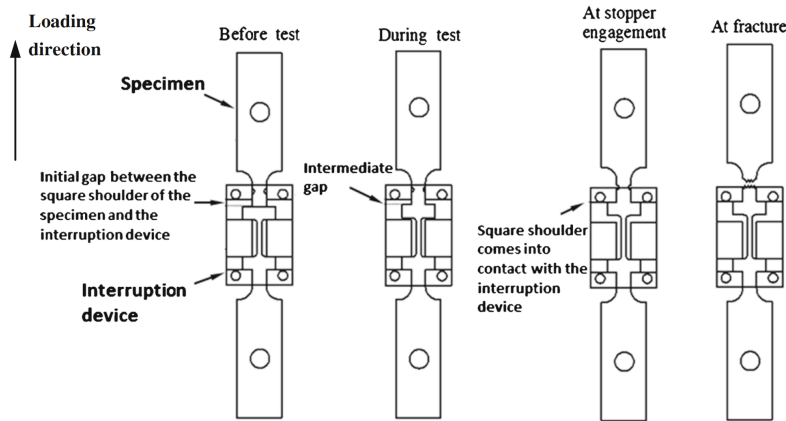


FIGURE I.32 – Illustration de la méthode d'essais interrompus aux barres d'Hopkinson par contrôle de l'élongation pour un matériau métallique proposée par [Yang et al. \(2014\)](#).

Ces deux méthodes sont à mettre en relation avec l'objectif des travaux de thèse. Devant caractériser le comportement en cisaillement d'un matériau composite, la méthode d'interruption en dynamique ne doit pas influencer sur la caractérisation expérimentale. Comme pour les méthodes de caractérisation expérimentales à basses vitesses, les discontinuités géométriques dans les éprouvettes composites ne semblent pas être une voie à privilégier. Les ruptures faisant intervenir les différentes échelles du matériau ainsi que son architecture propre, les discontinuités géométriques ajoutent de l'incertitude dans la caractérisation expérimentale à cause des potentielles ruptures proches voire dans ces zones. Et ces problématiques seront naturellement exacerbées au cours des essais dynamiques. Il ne semble donc pas pertinent d'utiliser des géométries d'éprouvettes présentant des discontinuités géométriques pour les essais dynamiques. Qui plus est, l'exemple d'un essai cyclé réalisé avec la méthode d'Iosipescu montre que ce choix n'est pas adéquat dans le cadre des matériaux composites. Les travaux de [Pierron et Vautrin \(1994\)](#) montrent l'influence de la partie mobile lors de l'inversement de la charge (Figure I.33). La masse de la partie mobile, qui était dans un mouvement imposé par la traverse de la machine, est ajoutée à la sollicitation le temps qu'elle soit stabilisée par le mouvement de traverse lors de la décharge. Cela a pour effet de produire une rupture dans la pente de la phase de décharge, qui en plus du comportement mécanique de l'éprouvette subit la masse de la partie mobile du dispositif d'essais. En extrapolant cette problématique pour des essais dynamiques, la partie mobile aurait en plus de sa masse propre l'inertie due à la vitesse de déplacement pendant l'essai. Il faudrait donc être capable de stopper l'essai tout en s'assurant de stopper l'inertie de la partie mobile sans impacter la mesure effectuée sur l'éprouvette.

Par déduction négative, si les éprouvettes avec une discontinuité géométrique et des dispositifs présentant une partie mobile ne sont pas applicables pour ces travaux de thèse, le choix se réduit à l'utilisation soit *i*) de l'essai sur tube, *ii*) de l'essai sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ ou *iii*) de l'essai hors-axes. Un récent travail a proposé une étude concernant l'utilisation des essais hors-axes pour des vitesses de sollicitations dynamiques ([Fourest et Berthe, 2021](#)). La problématique de définition de l'angle des talons est exacerbée pour des vitesses dynamiques. De plus, des bandes de cisaillement localisées apparaissent et la cause n'est pas déterminée entre les potentiels effets de bords, de l'homogénéité propre au matériau ou encore des problématiques dans les conditions aux limites des essais expérimentaux. Les conditions aux limites de l'essai sur tube le rende, lui, difficilement utilisable pour des sollicitations dynamiques.

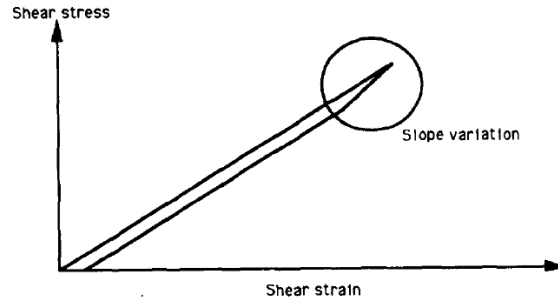


FIGURE I.33 – Courbe de contrainte/déformation de cisaillement pour un essai incrémental avec la méthode d’Iosipescu (Pierron et Vautrin, 1994).

De ce fait, il semble que le choix le plus approprié pour étudier l’influence de la vitesse de sollicitation sur le comportement en cisaillement plan des matériaux composites soit l’utilisation de l’éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Même si cet essai présente des problématiques liées à l’interaction entre les plis et l’usage de la stratification pour générer le comportement de cisaillement, il semble être le plus adapté aux essais dynamiques. Dans la continuité des travaux de Berthe (2013) concernant le comportement réversible et ceux de Castres (2018) concernant l’apparition du comportement non-linéaire, le choix est fait d’utiliser l’éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ dans ces travaux de thèse.

La section suivante vise à présenter plus précisément l’essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ afin de dégager les problématiques auxquelles l’étude expérimentale devra faire face.

I.5.3 Le choix de l’essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$

Les premiers travaux mentionnés utilisant l’éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour déterminer le comportement de cisaillement sont ceux de Petit (1967). Ils ne sont pas disponibles en ligne, mais sont cités par le même auteur dans Petit et Waddoups (1968). Ces travaux sont une première proposition de l’évaluation du comportement non-linéaire des matériaux composites (ici boron/époxy) et ce pour différentes directions de sollicitation et différentes stratifications. Cette proposition analytique a ensuite été développée dans Petit (1969) concernant l’essai sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. En utilisant les hypothèses de la théorie des plaques de Kirchoff-Love, l’état de contrainte dans l’épaisseur du stratifié peut être considéré comme uniforme. Malgré cette hypothèse, l’état de contrainte dans le stratifié ne permet pas d’obtenir un « pur » état de cisaillement. En effet, en traçant le cercle de Mohr des déformations dans le stratifié (Figure I.34), il apparaît que l’état de déformation de cisaillement ($\frac{\gamma_{xy}}{2}$) n’est pas exactement équivalent à la sollicitation générée par l’éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Cela est causé par la différence de la quantité de déformation entre la direction \vec{x} et la direction \vec{y} (Figure I.4). Cette différence vient du fait qu’il y a dans l’éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, comme dans les éprouvettes hors-axes en général, un état de sollicitation combiné avec une composante transverse intervenant pendant l’essai.

Tout en sachant que l’état de sollicitation n’est pas du cisaillement pur, l’essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ présente tout de même l’avantage pour le comportement élastique d’évaluer le module de cisaillement plan avec une éprouvette simple. La proposition de Petit (1969) vise donc à étendre cette utilisation de l’éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ tout en sachant les limites qu’elle pose. La description de l’état de sollicitation, par la Figure I.35, illustre l’influence des bords de l’éprouvette. Au centre, l’état de sollicitation est un état de cisaillement provoqué par les angles des plis et par la traction dans la direction longitudinale subie par l’éprouvette. Cependant, une discontinuité est présente due aux bords libres de l’éprouvette et engendre une sollicitation de cisaillement nulle ($\tau_{12} = 0$).

Cet effet causé par les bords libres de l’éprouvette a été étudié par Pipes et Pagano (1970). En utilisant une méthode de différences finies pour évaluer les équations d’élasticité des stratifiés

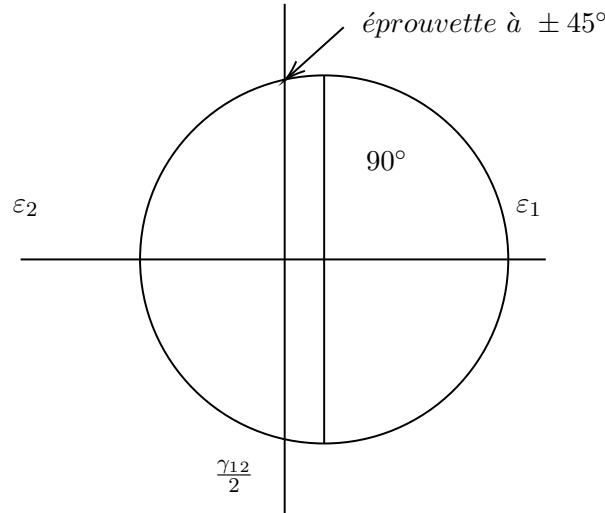


FIGURE I.34 – Cercle de Mohr des déformations dans le repère du pli pour l'essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ (Petit, 1969).

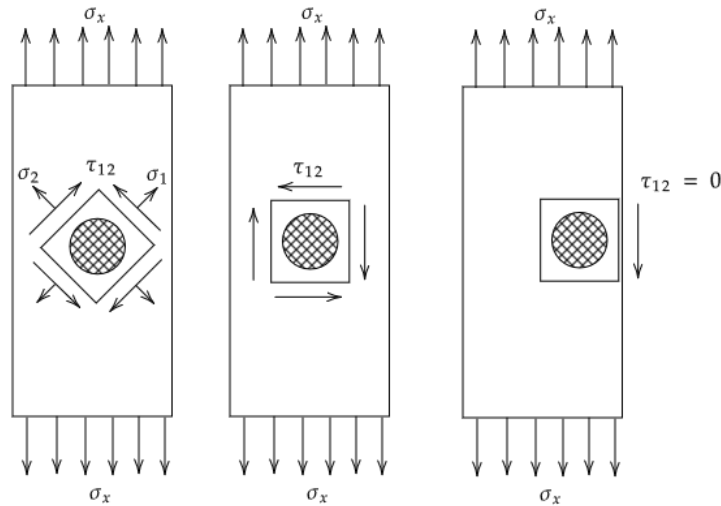


FIGURE I.35 – Illustration de l'état de sollicitation dans l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ lors d'une sollicitation de traction.

composites, les auteurs ont montré qu'il était nécessaire de prendre en compte les effets de bords dans la mesure des déformations. Ils mentionnent aussi le fait que la singularité provoquée par le bord libre peut engendrer des contraintes plus élevées que dans le stratifié et provoquer un délaminage prématuré des éprouvettes (phénomène observé expérimentalement par Huchette (2005)). Les effets de bords estimés par Pipes et Pagano (1970) sont illustrés en Figure I.36. L'axe des abscisses représente $\frac{y}{b}$ sachant que b est la demi-largeur de l'éprouvette et y la position d'étude dans cette demi-largeur. La Figure I.36 montre que pour $\frac{y}{2b}$, les effets de bords peuvent être négligés. Si on reporte b à la largeur totale de l'éprouvette, cela revient à montrer que les effets de bords sont négligeables à $\frac{1}{4}$ de la largeur de l'éprouvette pour chaque bords libres.

Pour faciliter les calculs qui étaient jusqu'à maintenant issus des coefficients élastiques d'un matériau isotrope transverse, une méthode de calcul simplifiée du module de cisaillement a été proposée par Rosen (1972) et détaillée dans Hahn (1973). Cette méthode revient à exprimer l'état de sollicitation de traction longitudinale en fonction des déformations longitudinales et

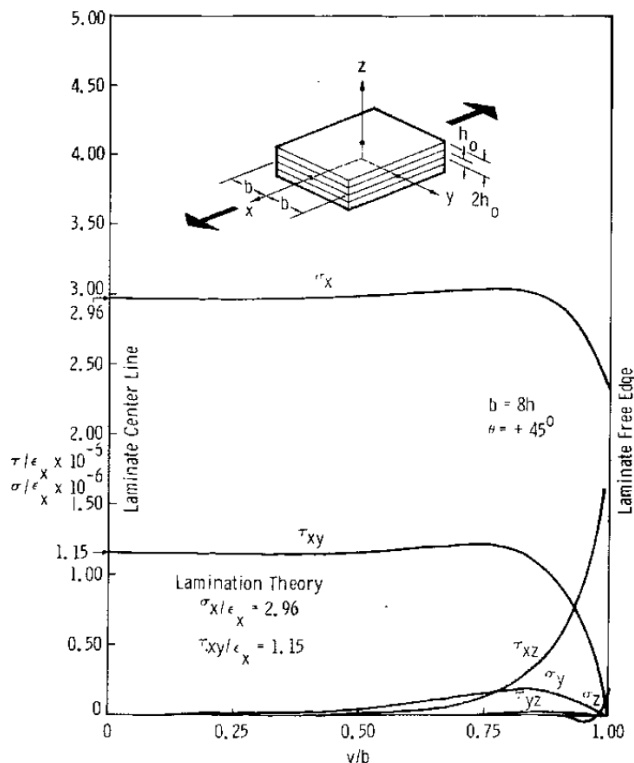


FIGURE I.36 – Illustration des effets de bord dans une plaque stratifiée issue de Pipes et Pagano (1970).

transversales dans le repère du matériau étudié. Cela revient à exprimer le module d'élasticité en cisaillement plan comme :

$$G_{12} = \frac{\sigma_x}{2(\varepsilon_x - \varepsilon_y)} \quad (\text{I.17})$$

en sachant que G_{12} est le module de cisaillement, σ_x la contrainte longitudinale appliquée au stratifié, ε_x et ε_y respectivement les déformations longitudinales et transversales.

Pour estimer la contrainte et l'angle de cisaillement, il suffit donc d'exprimer également chacune de ces deux variables en fonction de l'orientation à 45° du plis, et cela donne :

$$\tau_{12} = \frac{\sigma_x}{2} \quad (\text{I.18})$$

$$\gamma_{12} = \varepsilon_x - \varepsilon_y \quad (\text{I.19})$$

Il est intéressant de noter ici que les travaux de Rosen (1972) montrent expérimentalement la différence décrite entre ε_x et ε_y par le cercle de Mohr de la Figure I.34 avec une déformation longitudinale (\vec{x}) toujours supérieure à celle transversale (\vec{y}).

Les travaux de Hahn et Tsai (1973) ont proposé une étude du comportement non-linéaire élastique des matériaux composites à l'aide d'une théorie basée sur la fonction de densité d'énergie de déformation. Les auteurs montrent que cette méthode permet de prédire correctement le début du comportement non-linéaire mais que cela s'avère insuffisant pour le comportement jusqu'à rupture. Le manque de données expérimentales fiables concernant la contrainte à rupture de cisaillement a empêché les auteurs de conclure sur la possibilité d'utiliser cette méthode pour l'ensemble du comportement non-linéaire. Certains travaux expérimentaux mentionnant une baisse de la contrainte de cisaillement avant la rupture nécessitent d'utiliser un terme négatif dans

l'expression énergétique proposée, ce qui ne correspond pas à un comportement physiquement acceptable. Deux travaux comparant les différentes méthodes expérimentales ont été proposés premièrement dans [Chiao *et al.* \(1977\)](#) pour l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, l'essai de torsion sur tube, l'éprouvette hors-axes et des essais de flexion ; et deuxièmement pour l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ et l'essai rail dans [Yeow et Brinson \(1978\)](#). Les résultats expérimentaux de [Chiao *et al.* \(1977\)](#) pour un matériau composite à matrice époxy renforcé de fibres d'aramide montrent que l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ permet d'obtenir des résultats similaires concernant l'évaluation de la contrainte maximale de cisaillement. Quand l'essai sur tube l'évalue à 31.3 (± 2) MPa, l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ l'évalue à 31.7 (± 1.4) MPa et l'essai hors-axes sur éprouvette à 10° à 19.4 (± 1.1) MPa. Une bonne corrélation est aussi observée dans les travaux de [Yeow et Brinson \(1978\)](#). Toutefois, les auteurs mentionnent le fait que l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ semble présenter plus d'interactions entre le plis que l'éprouvette hors-axes. Ce qui tendrait à plus affecter l'évaluation de la contrainte maximale de cisaillement à cause des effets structuraux du stratifié avec l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$.

Pour évaluer l'influence de l'effet structurel de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ sur la caractérisation du comportement de cisaillement, les travaux de [Wisnom \(1995\)](#) se sont focalisés sur l'effet de la rotation des fibres durant l'essai de traction. Il est montré que l'utilisation des équations linéaires pour évaluer l'ensemble du comportement en cisaillement peut produire une forte sous évaluation de la contrainte maximale et de la déformation maximale de cisaillement. Par exemple, pour un matériau composite en fibre de verre et matrice époxy, une rotation de 5° des fibres provoque une réduction de 12 % dans l'évaluation de la contrainte de cisaillement. En intégrant la rotation des fibres dans le calcul des propriétés mécaniques, cette différence est réduite à 1.5 % toujours pour 5° de rotation. Dans notre cas, il est intéressant de prendre en compte l'étude de [Sket *et al.* \(2014\)](#) qui montre que pour un matériau T800/M21 (donc uniquement la variation de résistance à rupture des fibres qui entre en jeu avec le T700/M21), la rotation des fibres est estimée à seulement 3° pour le comportement jusqu'à rupture des éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Cette estimation est réalisée par des observations de tomographie à rayon X avec des essais cyclés incrémentaux jusqu'à rupture. L'estimation de [Wisnom \(1995\)](#) étant basée sur une évolution non-linéaire de l'influence de la rotation des fibres, cette différence décroît rapidement dès qu'elle est réalisée avant la rupture finale du stratifié. [Wisnom \(1995\)](#) montre que pour une déformation inférieure à 7%, les effets de la rotation des fibres sont négligeables dans l'estimation de la contrainte de cisaillement. Le comportement du T700/M21 présente environ 5 à 6 % de déformation maximale à rupture (*cf.* Figure I.11), il n'est donc pas nécessaire de prendre en compte la rotation des fibres dans ces travaux.

Les effets de bords induisent donc dans l'éprouvette une inhomogénéité des contraintes et déformations dans l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Mais ce n'est pas la seule cause de la présence d'inhomogénéité. Comme l'ont montré [Pagano et Halpin \(1968b\)](#), les essais sur matériaux anisotropes présentent des champs inhomogènes à cause des conditions de serrage conventionnel. La Figure I.37 illustre l'influence des conditions de serrage pour l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Le serrage aux extrémités de l'éprouvette associé à la tension sur un stratifié alternant des plis à $+45^\circ$ et -45° génère des zones à différents niveaux de cisaillement, qui sont représentées sur la Figure I.37 par les zones A, B et C. La définition de ces zones de cisaillement est classiquement utilisée dans les essais dit de « bias test ». Ces derniers servent à caractériser et ensuite modéliser la mise en forme des matériaux composites et des textiles en général. La mise en forme des tissus est donc étudiée afin de comprendre comment le matériau va se déformer pendant les opérations de mise en place pendant le drapage des plis par exemple. De là, des travaux comme ceux de [Potluri *et al.* \(2006\)](#) ont mis en évidence analytiquement et expérimentalement la déformation d'éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ dans le cadre d'un essai de traction uniaxiale (Figure I.38). La prévision des angles de cisaillement est donnée avec γ la valeur théorique de cisaillement dans la zone A, $\gamma / 2$ dans la zone B et $\gamma = 0$ dans la zone C.

La Figure I.38 permet de montrer que la hauteur de la zone de cisaillement C est dépendante

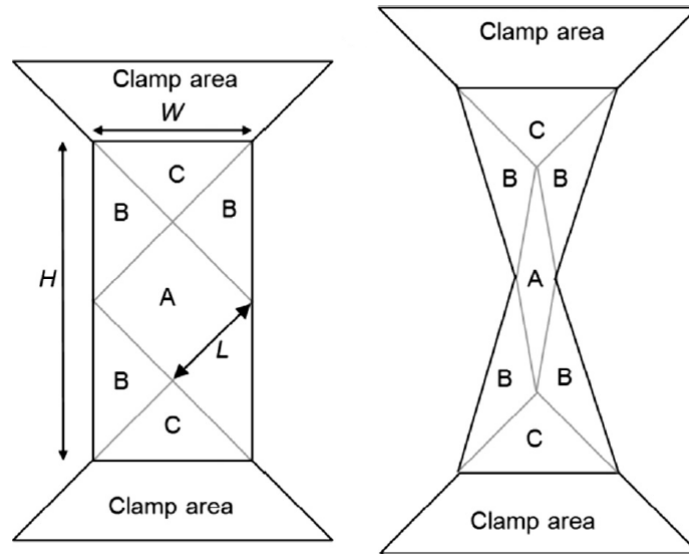


FIGURE I.37 – Schématisation des zones de cisaillement en fonction des conditions aux limites de serrage Härtel et Harrison (2014).

de la largeur de l'éprouvette, à savoir une hauteur égale à la moitié de la largeur. L'angle des fibres étant à 45° , le triangle de cisaillement théorique aux extrémités serrées dans les mors est un triangle isocèle avec pour base la largeur de l'éprouvette. (Les zones B et C ont été renommées afin d'être en adéquation avec la Figure I.37)

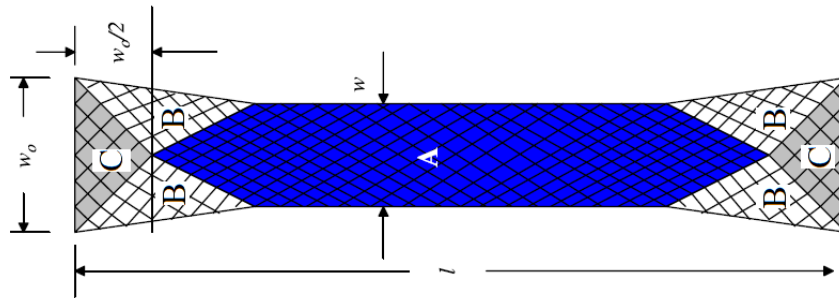


FIGURE I.38 – Schématisation des zones de cisaillement et définition théorique de la hauteur de la zone C par Potluri *et al.* (2006).

De là, des études numériques comme celle d'Agostino *et al.* (2015) ont observé l'influence de ces zones de cisaillement au cours du chargement et la validité des expressions analytiques proposées. La Figure I.39 illustre une étude par éléments finis d'un essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Les prévisions analytiques se voient vérifiées par ces calculs. La zone de cisaillement C a bien une variable d'angle de cisaillement (γ) nulle tandis que la zone centrale A présente une variation d'angle de 40° . La zone intermédiaire B est bien, comme analytiquement prévue, à un angle de cisaillement divisée par 2 par rapport à la zone centrale, donc ici de 20° .

Expérimentalement, cela engendre une in-homogénéité des déformations dans l'éprouvette. La réalisation d'une mesure de champs par corrélation d'images numériques comme présentée dans les travaux de Berthe *et al.* (2013a) permet de la mettre en évidence. Cette in-homogénéité implique le fait que la mesure effectuée par une jauge de déformation doit être indépendante des différents niveaux de cisaillement, donc de déformations. En plus de cela, la mesure effectuée par une jauge doit être également indépendante des effets de bords évoqués précédemment.

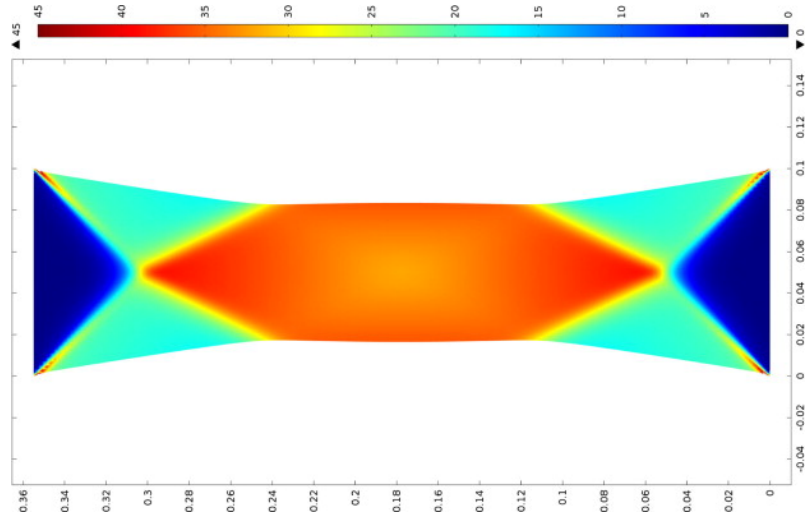


FIGURE I.39 – Modélisation par éléments finis de l'évolution de l'angle de cisaillement pour un déplacement imposé sur une éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ par [d'Agostino et al. \(2015\)](#).

La Figure I.40 met également en évidence un phénomène d'adaptation entre les zones de cisaillement. Analytiquement, les angles changent de valeur suivant la zone. Sauf qu'une rupture brutale d'un angle de cisaillement n'est pas possible lors des essais expérimentaux. Et c'est pour cette raison, qu'il y a une présence d'adaptation entre les zones de cisaillement. La zone 1 montre bien un niveau de déformation proche de 0 à l'extrémité de la mesure de champs mais cette valeur n'est pas homogène dans la région. Le niveau de déformation aux interfaces entre les régions 1, 2 et 3 s'adapte progressivement pour au final tendre vers la valeur théorique.

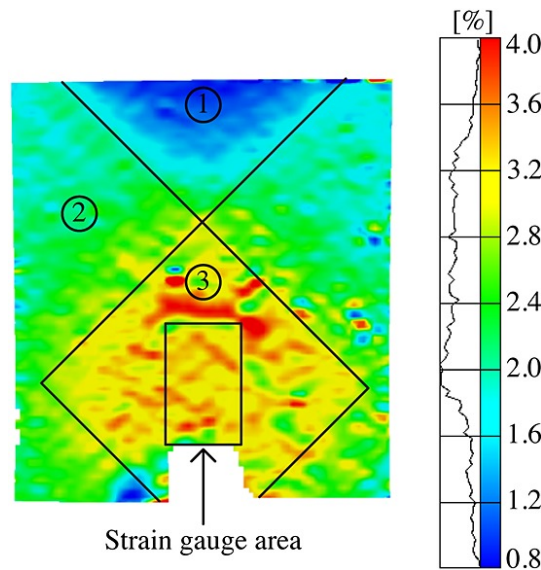


FIGURE I.40 – Représentation d'un état de déformation mesuré par DIC pour l'essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ par [Berthe et al. \(2013a\)](#).

Cette adaptation peut être observée expérimentalement durant les essais de bias test comme le montre les travaux de [Wang et al. \(1998\)](#) et [Potter \(2002\)](#) en Figure I.41. Elle est expliquée par le phénomène de « yarn slippage », littéralement glissements de fibres, qui est provoqué par l'architecture des matériaux composites. La déformation de cisaillement étant obtenue par le déplacement des fibres en fonction du pli de l'orientation opposée, il s'opère une contrainte

physique dans la déformation des fibres à l'interface entre les zones de cisaillement. La Figure I.41a illustre le positionnement théorique des zones de glissement de fibres pendant un essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ et la Figure I.41b montre la présence de ce phénomène expérimentalement pour un matériau en fibres de carbone et matrice époxy.

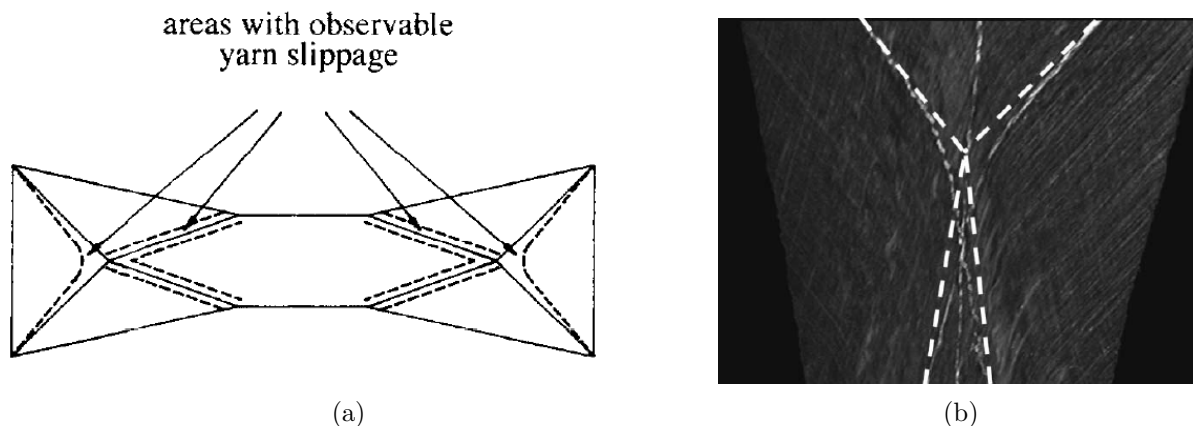


FIGURE I.41 – a) Illustration théorique de la présence du « yarn slippage » issue des travaux de Wang *et al.* (1998) et b) observation du phénomène de « yarn slippage » issue des travaux de Potter (2002).

Les zones de cisaillement ne sont donc pas, comme la définition analytique le décrit, homogène en déformation à cause *i)* des effets de bords libres et *ii)* des interactions entre les zones de cisaillement provoquées par le glissement des fibres. Si la zone de cisaillement A n'est pas homogène, il faut s'assurer que la mesure de la déformation s'effectue elle sur la partie homogène présente dans la zone A. Pour cela, des travaux avec des essais de bias test ont étudié l'influence des paramètres géométriques sur la déformation des éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Plusieurs études comme Wang *et al.* (1998) ; Harrison *et al.* (2004) ; Härtel et Harrison (2014) permettent de montrer que pour obtenir une déformation homogène le rapport entre la Hauteur libre (H) de l'éprouvette et la Largeur (L) doit être supérieur ou égal à 2. Ce rapport est nommé λ dans la littérature comme étant $\lambda = H/L$. Un rapport $\lambda = 2$ donne une éprouvette disposant des dimensions de celle en Figure I.37. Les zones B opposées se rejoignent à leurs extrémités et la zone A devient un carré avec comme longueur de côté la largeur de l'éprouvette. Cette configuration est la configuration limite théoriquement pour obtenir une déformation homogène dans la zone A. Mais comme nous l'avons vu par les Figures I.40 et I.41, la présence de glissement de fibres, qui n'est pas prise en compte dans les calculs théoriques, doit être prise en compte dans la définition de la longueur minimale. Cette condition sera discutée dans le Chapitre II concernant la validation d'une géométrie d'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ adaptée aux essais dynamiques.

Pour finir la description de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, il faut mentionner le fait qu'ils sont normalisés soit par l'AFNOR avec la norme DIN-EN-ISO-14129 (1997) ou soit par Airbus avec l'AITM-1-0002 (1998) pour des vitesses d'essais lentes (respectivement $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ et $1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$). Dans les deux normes la Largeur (L) préconisée est de 25 mm et la longueur des talons (t) de 50 mm. La Hauteur libre (H) préconisée est de 150 mm pour la norme DIN-EN-ISO-14129 (1997) et de 130 mm pour l'AITM-1-0002 (1998). Respectivement pour ces deux hauteurs, le rapport λ est de 6 et de 5.2, donc bien supérieur à $\lambda = 2$. Concernant l'épaisseur l'DIN-EN-ISO-14129 (1997) préconise au minimum 2 mm d'épaisseur et l'AITM-1-0002 (1998) 8 plis pour la stratification quel que soit le matériau.

I.6 Conclusions

L'état de l'art présenté dans ce chapitre se focalise d'abord sur la description des différentes échelles d'étude possibles des matériaux composites unidirectionnels. Le choix est fait d'utiliser l'échelle mésoscopique, car elle permet de décrire le pli de composite finement sans devoir atteindre un niveau de précision allant jusqu'à l'interaction entre les constituants. Aussi, le fait d'utiliser le cadre de la thermodynamique des milieux continus pour la modélisation du comportement mécanique permet de décrire le comportement non-linéaire avec sa partie réversible et celle irréversible. Les travaux expérimentaux menés dans cette thèse tâcheront d'être en adéquation avec cette utilisation du cadre thermodynamique.

Le chapitre s'est focalisé sur la description des résultats expérimentaux concernant la caractérisation du comportement non-linéaire du T700/M21 en fonction de la vitesse de sollicitation. Cette partie illustre le manque d'essais concernant la caractérisation de ce comportement, et pour cette famille de matériaux, pour des vitesses de sollicitation dynamiques.

Aussi, le cadre expérimental lié à ces travaux de thèse est présenté. Dans un premier temps, les essais cyclés incrémentaux ont été présentés afin d'illustrer une méthode expérimentale pour la caractérisation du comportement non-linéaire aux vitesses lentes. Ensuite, une description des essais aujourd'hui présents dans la littérature pour la caractérisation du comportement en cisaillement des matériaux composites est réalisée. Cette partie est suivie d'une présentation des méthodes d'interruption des essais dynamiques afin de relier les difficultés expérimentales associées aux essais interrompus en dynamique avec les difficultés de la caractérisation du comportement en cisaillement plan des composites. La confrontation de ces deux parties a permis de proposer le choix de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour les travaux de cette thèse.

La dernière partie s'est donc focalisée sur la description de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ afin d'en connaître les avantages et les inconvénients. Mais aussi, et surtout, de dégager les premières difficultés expérimentales auxquelles ces travaux seront confrontés.

La présentation finale de la géométrie normalisée pour des vitesses lentes de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ permet de faire le lien avec le Chapitre II qui va présenter un protocole de validation d'une géométrie réduite de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ adaptée aux essais dynamiques.

Chapitre II

Protocole de validation d'une géométrie d'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ adaptée aux essais dynamiques

Ce chapitre propose une démarche de validation d'une géométrie réduite pour les essais sur stratifiés à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ adaptée aux essais dynamiques sur vérins servo-hydrauliques. L'objectif est de définir la géométrie la plus adaptée aux contraintes de ces travaux de thèse, tout en garantissant la représentativité du comportement irréversible d'une géométrie normalisée. Cette validation expérimentale fait l'objet d'un protocole permettant d'analyser l'ensemble des effets des paramètres géométriques d'une éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ sur la caractérisation du comportement mécanique. Les résultats obtenus dans ces travaux expérimentaux sont confrontés avec les résultats issus de la littérature. Le protocole de validation et les paramètres définis par ce dernier pour le composite T700/M21 sont une proposition vers la définition d'une méthodologie de choix pour les essais à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ adaptés aux essais dynamiques sur composites unidirectionnels à matrice organique.

Sommaire

II.1 Définition du protocole de réduction de la géométrie d'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ de CMO	49
II.1.1 Moyen expérimentaux	49
II.1.2 Matériau	50
II.1.3 Méthode	51
II.1.4 Sollicitation	53
II.2 Application du protocole de réduction de la géométrie d'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ au matériau T700/M21	55
II.2.1 Étude de l'influence du nombre de plis	55
II.2.2 Étude de l'influence de la hauteur libre	59
II.2.3 Étude de l'influence de la largeur	62
II.2.4 Étude de l'influence des paramètres géométriques couplés : Hauteur libre et largeur	64
II.3 Limites de l'utilisation de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$	65
II.4 Conclusions	68

II.1 Définition du protocole de réduction de la géométrie d'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ de CMO

Les éprouvettes utilisées pour les sollicitations dynamiques requièrent des géométries adaptées. Notamment concernant la hauteur libre afin de limiter les effets d'inertie et de maximiser la plage de vitesses de déformation étudiée. L'utilisation de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ s'avérant usuelle pour des vitesses de sollicitation en dynamique, il convient donc d'adapter la géométrie des éprouvettes utilisées. Les sections utilisées sont également réduites afin de limiter les efforts à transmettre au cours des essais et de limiter les phénomènes de résonance liés à l'utilisation des vérins servo-hydrauliques. Pour la réduction de la géométrie de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, il est nécessaire de prendre en compte les influences géométriques présentées en Section I.5.3. L'objectif de ce chapitre est de définir une géométrie permettant de limiter l'influence des effets de bords dans la mesure des déformations, de réduire les efforts à transmettre, de minimiser la longueur, tout en garantissant la représentativité vis-à-vis des résultats obtenus avec une géométrie normalisée à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour des vitesses quasi-statiques notamment concernant le comportement non-linéaire.

II.1.1 Moyen expérimentaux

Les essais du Chapitre II sont réalisés sur une machine de traction/compression Instron© 5967. La cellule d'effort utilisée est une Instron© 2580 d'une capacité de ± 30 kN avec une sensibilité de $\pm 0.40\%$ d'erreur sur la mesure de charge. Les déformations sont mesurées à l'aide de jauges TML© YFLA-2, suivant la norme [DIN-EN-ISO-14129 \(1997\)](#). L'essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ permet de caractériser le comportement en cisaillement plan à l'aide d'un essai de traction monotone sur une éprouvette rectangulaire ([Rosen, 1972](#)). La sollicitation dans le repère de l'éprouvette est donnée comme :

$$\sigma = \begin{Bmatrix} \frac{F}{S_0} \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}_{(\vec{x}, \vec{y})} \quad \text{et} \quad \varepsilon = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ 0 \end{Bmatrix}_{(\vec{x}, \vec{y})} \quad (\text{II.1})$$

avec F la force appliquée en Newton et mesurée par la cellule d'effort, S_0 la section initiale de l'éprouvette en mm^2 , ε_x la déformation dans le sens longitudinal de l'éprouvette et ε_y la déformation dans le sens transversal, toutes deux mesurées par les jauges.

Par l'application des équations de changement de base (*cf.* équation I.7), la sollicitation s'exprime dans le repère du matériau $(\vec{1}, \vec{2})$ comme :

$$\sigma' = \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix}_{(\vec{1}, \vec{2})} = \begin{Bmatrix} \frac{F}{2S} \\ \frac{F}{2S} \\ \frac{F}{2S} \end{Bmatrix}_{(\vec{1}, \vec{2})} \quad \text{et} \quad \varepsilon' = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ 2\varepsilon_{12} \end{Bmatrix}_{(\vec{1}, \vec{2})} = \begin{Bmatrix} \frac{1}{2}(\varepsilon_x - \varepsilon_y) \\ \frac{1}{2}(\varepsilon_x + \varepsilon_y) \\ (\varepsilon_x + \varepsilon_y) \end{Bmatrix}_{(\vec{1}, \vec{2})} \quad (\text{II.2})$$

L'enjeu de ce chapitre consiste en la caractérisation d'un ou de plusieurs effets des paramètres géométriques de l'éprouvette rectangulaire à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Pour les premiers niveaux de déformation, il est important de s'assurer que la grandeur mesurée soit supérieure au bruit expérimental associé aux dispositifs utilisés. Pour cela, le bruit de mesure est évalué avec l'acquisition du signal des jauges de déformation avant la sollicitation de l'éprouvette. Cette évaluation est réalisée avec l'éprouvette mise en place dans la machine de traction, les mors serrés, ainsi que la mesure d'effort active. Pour cette étude, le bruit de mesure est estimé à $\Delta \simeq 4.10^{-5} \mu\text{m/m}$ (Figure II.1).

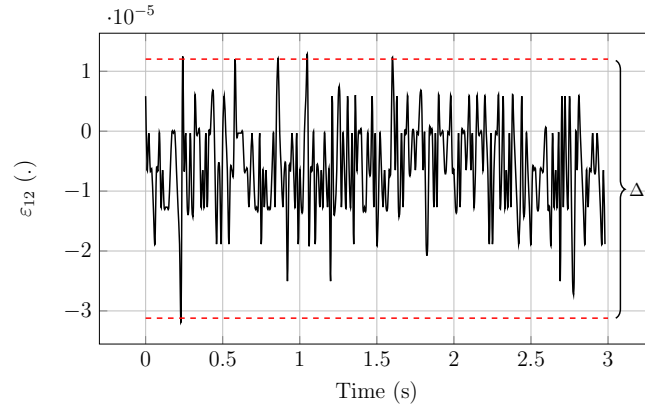


FIGURE II.1 – Évaluation du bruit de mesure avec le dispositif expérimental utilisé pour la campagne expérimentale.

II.1.2 Matériau

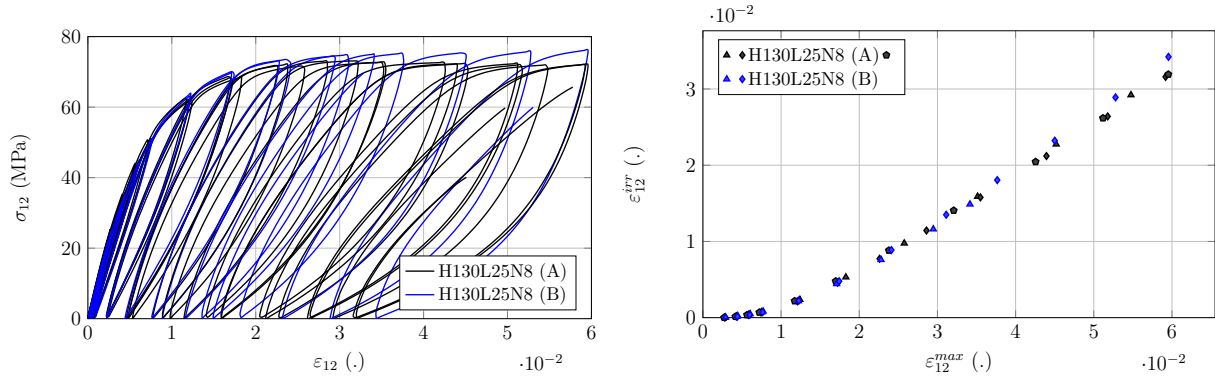
Les éprouvettes utilisées sont extraites de deux plaques de T700/M21 fabriquées à l'ONERA Lille. Le drapage des plis est réalisé manuellement à partir des plis pré-imprégnés de T700/M21 fort grammage présentant une épaisseur théorique de $256 \mu\text{m}$. Les cycles de cuisson sont réalisés sous autoclave pendant 2 heures à 180°C et 7 bar de pression. La montée en température est de 5°C par minute. Après les 2 heures de maintien, la descente de température et de pression s'effectue naturellement dans l'enceinte de l'autoclave.

Une fois les plaques réalisées, les éprouvettes sont débitées à l'aide d'une scie diamantée. Afin de limiter les sur-contraintes dans les mors durant les essais de traction, des talons de fibres de verre et de résine époxy à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ sont collés sur les éprouvettes à l'aide d'une colle Araldite 2014. Les extrémités des talons sont biseautés à 45° pour limiter les concentrations de contraintes aux jonctions entre les talons et les éprouvettes. Une fois les éprouvettes débitées et les talons collés, les bords libres des éprouvettes sont légèrement poncés afin de supprimer les éventuels traits de scie. Les tolérances géométriques choisies sont celles les plus contraignantes, entre la norme [DIN-EN-ISO-14129 \(1997\)](#) et la norme [AITM-1-0002 \(1998\)](#). Concernant la hauteur utile, seule la norme Airbus préconise une tolérance de $\pm 1 \text{ mm}$, elle est donc choisie. Pour la largeur, la tolérance choisie est toujours celle de la norme Airbus qui est de $\pm 0.25 \text{ mm}$, quand celle de la norme ISO est $\pm 0.5 \text{ mm}$. Enfin pour l'épaisseur, la norme ISO préconise une tolérance de $\pm 0.2 \text{ mm}$ quand la norme Airbus recommande 8 plis, donc la tolérance choisie est celle de la norme ISO. Concernant les talons, seule la norme Airbus recommande un alignement inférieur ou égal à 0.5 mm entre les extrémités des talons de l'éprouvette, c'est donc cette tolérance qui est choisie pour la préparation des éprouvettes.

Avant d'aller plus loin dans la description du protocole de validation et comme plusieurs plaques de composite sont utilisées pour cette campagne expérimentale, il semble intéressant d'évaluer l'influence de la fabrication des plaques de CMO sur les résultats des essais à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Les deux plaques fabriquées pour ces travaux sont représentées par la couleur noire et la lettre A pour la première et la couleur bleue et la lettre B sur la Figure II.2a pour la seconde. Comme le nombre de plaque est limité, certains essais seront réalisés trois fois et d'autres deux. La plaque ayant servi aux essais avec trois éprouvettes est représentée par les résultats en noir et celle ayant servi aux essais avec deux éprouvettes en bleu.

La Figure II.2a illustre des essais cyclés incrémentaux réalisés sur les deux plaques avec des éprouvettes normalisées présentant une hauteur libre (H) de 130 mm , une largeur (L) de 25 mm et une épaisseur (N) de 8 plis (H130L25N8). Cette figure montre que pour deux plaques différentes,

une faible variabilité est observée sur le comportement macroscopique. La déformation maximale est d'environ 6 % pour les deux. La contrainte maximale varie entre 72 MPa pour la plaque A et 77 MPa pour la plaque B. L'évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale ne révèle pas de différence entre les deux plaques (Figure II.2b). L'évolution de la contrainte maximale présente donc une dispersion liée à la fabrication des plaques d'environ 5 MPa quand l'évolution du comportement en déformation macroscopique ne révèle pas de différence.



(a) Évolution de la contrainte en fonction de la déformation de cisaillement

(b) Évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale

FIGURE II.2 – Comportement macroscopique des éprouvettes normalisées pour deux plaques de T700/M21 différentes.

II.1.3 Méthode

Pour définir l'influence des paramètres géométriques de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, les cas limites de réduction des paramètres géométriques sont définis en fonction des données issues de la littérature (*cf.* Section I.5.3). L'enjeu du protocole proposé dans ces travaux est de déterminer la géométrie la plus adaptée aux essais dynamiques sur vérins servo-hydrauliques, tout en garantissant la représentativité du comportement en cisaillement caractérisé par une géométrie normalisée. Le travail reposera donc sur l'évaluation des écarts de résultats entre les différentes géométries présentant des paramètres géométriques réduits par rapport à la géométrie respectant les critères issus des normes [DIN-EN-ISO-14129 \(1997\)](#) et [AITM-1-0002 \(1998\)](#). Chaque comparaison se fera dans un premier temps en considérant le comportement macroscopique (évolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la déformation de cisaillement), puis en fonction de l'évolution de la déformation maximale en fonction de la déformation irréversible de chaque cycle de sollicitation. Dans un second temps, si aucun effet n'est observé sur le comportement macroscopique, l'étude se focalisera sur l'évolution de la déformation irréversible en fonction de l'endommagement du matériau dans le cadre de l'étude du comportement non-linéaire.

Définition de la hauteur libre limite

L'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ présente un champ de déformation semblable aux essais dit de « bias test » (*cf.* Section I.5.3). La stratification alternant les plis unidirectionnels à $+45^\circ$ et -45° , associée aux conditions aux limites de maintien des extrémités des éprouvettes dans les mors d'une machine d'essais sont les causes de l'hétérogénéité observée. La zone de cisaillement plan générée par cet essai est dépendante de cette hétérogénéité du champ. L'étude de la réduction de la hauteur libre doit prendre en compte la limite observée dans la littérature. Les travaux de [Wang](#)

et al. (1998) ont montré que le rapport minimal entre la largeur et la hauteur libre devrait être supérieur ou égal à 2 (équation II.3).

$$\lambda = \frac{H}{L} \quad (\text{II.3})$$

La géométrie définie par la norme préconise une largeur de $L = 25$ mm, donc la hauteur minimale testée sera de $H = 50$ mm.

Définition de la largeur limite

L'effet induit par les bords libre de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ provoque une hétérogénéité des déformations. Cette zone d'hétérogénéité est évaluée à un quart de la largeur dans les travaux de Pipes et Pagano (1970) (*cf.* Section I.5.3). La limite de réduction de la largeur de l'éprouvette doit donc assurer l'indépendance de la mesure du comportement mécanique vis-à-vis de ces effets de bords. Pour s'assurer de cela, le choix d'une dimension minimale de la largeur doit prendre en compte les dimensions des jauges de déformation servant à la mesure du comportement mécanique.

La Figure II.3 représente la position des jauges sur l'éprouvette. La jauge positionnée dans la direction longitudinale est représentée par le rectangle bleu tandis que la jauge dans la direction transversale par le rouge. Les supports de jauges ont une longueur de 7.5 mm et une largeur de 4 mm. L'équation II.4 exprime la distance « d » entre le bord libre de l'éprouvette et la jauge placée dans la direction transversale, celle étant le plus proche des bords de l'éprouvette donc la plus sensible aux effets de bord. D'après la littérature, pour que la mesure des déformations soit indépendante de l'effet de bord, il faut que la distance « d » soit supérieure ou égale à $\frac{L}{4}$. La largeur limite identifiée pour ce choix de jauge est de $L = 15$ mm. En effet, la distance d (pour une jauge transverse) est égal à 3.75 mm et un quart de L (15 mm) est aussi 3.75 mm. En plus de la largeur identifiée par la norme (25 mm), il est proposé d'expérimenter une largeur de 20 mm, ce qui va permettre d'avoir une valeur centrale entre les extremums de l'étude. L'enjeu du protocole étant d'obtenir géométrie adaptée aux essais dynamiques, si un effet est observé sur la largeur de 15 mm, il faut quand même avoir une possibilité de réduire la valeur de largeur de la norme. Les trois largeurs testées sont donc : $L = 25, 20$ et 15 mm.

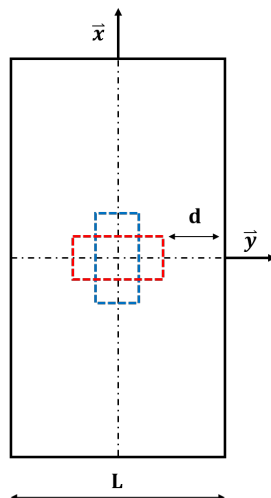
$$d = \frac{L - 7.5}{2} \quad (\text{II.4})$$

Définition de l'épaisseur limite

Concernant l'épaisseur limite des éprouvettes, le respect de la symétrie de la stratification contraint l'étude. La norme DIN-EN-ISO-14129 (1997) requiert une épaisseur minimale de 2 mm, ce qui correspond pour le T700/M21 à fort grammage à 8 plis. En parallèle, la norme Airbus AITM-1-0002 (1998) recommande d'utiliser 8 plis quel que soit le matériau expérimenté. La seule réduction possible concernant l'épaisseur de l'éprouvette est donc de choisir une éprouvette à 4 plis. Cela permet de garder le plan de symétrie entre les deux plis centraux.

Les géométries testées

Le Tableau II.1 présente l'intégralité des géométries étudiées dans ce chapitre. Dans un premier temps, l'étude de l'influence de l'épaisseur, donc du nombre de plis utilisés pour le stratifié, est effectuée avec les éprouvettes H130L25N8 et H130L25N4. Ensuite, l'influence de la hauteur libre est étudiée à l'aide du rapport λ de la géométrie normalisée ($\lambda = 5.2$) jusqu'au rapport limite identifié dans la littérature ($\lambda = 2$). Les géométries associées à l'étude de la hauteur utile sont : H130L25N8, H60L25N8, H55L25N8 et H50L25N8. L'étude de l'influence de la


 FIGURE II.3 – Schéma du positionnement des jauges longitudinale (bleue) et transversale (rouge) pour la mesure de la déformation de cisaillement durant l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$.

largeur est effectuée sur trois éprouvettes présentant la hauteur libre de la géométrie normalisée : H130L25N8, H130L20N8 et H130L15N8. Enfin, une étude de la variation de la hauteur libre avec variation de la largeur est menée en gardant le rapport λ de la norme et en faisant varier la largeur jusqu'à la valeur limite. Les géométries correspondantes sont : H130L25N8, H104L20N8 et H78L15N8.

Campagne	Dimension	Hauteur libre	Largeur	Nombre de plis	H / L
	Paramètre	H (mm)	L (mm)	N	λ
A	H130L25N8	130	25	8	5.2
	H130L25N4	130	25	4	
B	H60L25N8	60	25	8	2.4
	H55L25N8	55	25	8	2.2
	H50L25N8	50	25	8	2
C	H130L20N8	130	20	8	6.5
	H130L15N8	130	15	8	8.66
D	H104L20N8	104	20	8	5.2
	H78L15N8	78	15	8	

TABLEAU II.1 – Synthèse des paramètres géométriques associés aux différentes éprouvettes testées

II.1.4 Sollicitation

L'enjeu de ce protocole de validation est de proposer une démarche expérimentale visant à la caractérisation de l'effet des paramètres géométriques de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ sur le comportement non-linéaire observé sur ce type de stratification. Pour caractériser le comportement non-linéaire, des essais cyclés incrémentaux sont réalisés (*cf.* Section I.3.2).

Concernant les cycles de chargement, l'objectif est de réaliser une approche expérimentale permettant la comparaison de l'intégralité des cycles de chargement avec un niveau de sollicitation analogue en déformation pour toutes les géométries. L'adaptation du niveau d'arrêt est réalisé avec un calcul théorique de déformation ($\frac{\Delta H}{H}$) en fonction de la hauteur de l'éprouvette.

Le début du chargement est discrétisé par des incréments devant correspondre à $\varepsilon = 0.4 \%$, 0.6% , 0.8% , et 1% . Ensuite, le chargement est discrétisé par des incréments de 0.5% . Les travaux de [Berthe \(2013\)](#) ont montré que l'écart entre une géométrie normalisée et une géométrie réduite apparaît dès 0.5% de déformation et est croissant jusqu'à environ 1% , ce qui justifie de finement discrétiser cette partie de la réponse non-linéaire en cisaillement du T700/M21. Concernant le comportement au-delà de 1% , l'écart est stable entre les deux géométries. Une discrétisation de 0.5% est donc suffisante pour caractériser le comportement non-linéaire au-delà de 1% .

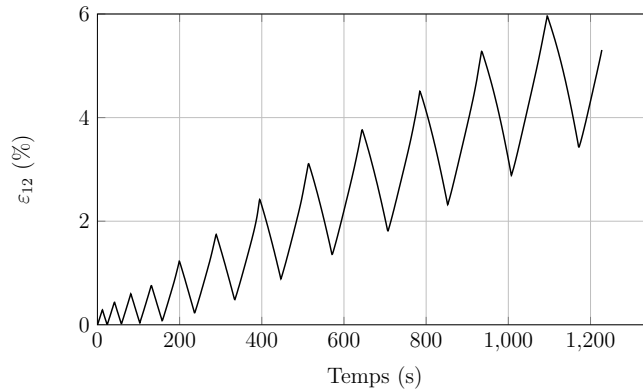


FIGURE II.4 – Courbe de sollicitation de la déformation de cisaillement en fonction du temps.

Les cycles de sollicitation sont pilotés par une mise en charge à vitesse de déplacement imposée avec un critère d'arrêt en déplacement (Figure II.5a). Les phases de déchargement sont pilotées avec la même vitesse de déplacement que celles des phases de chargement. Le critère d'arrêt des phases de décharge est l'atteinte d'une force nulle (Figure II.5b). Cette méthode permet de réaliser la phase de décharge avec une vitesse de sollicitation connue et d'arrêter l'essai à un niveau de déplacement inconnu correspondant à l'arrêt à une force nulle. Cet arrêt à une force nulle lors des phases de déchargement permet d'évaluer la déformation irréversible pour chaque cycle. Pour effectuer les cycles de chargement et l'arrêt à une force nulle, l'asservissement de la machine de traction doit être paramétré en fonction du matériau testé. L'asservissement va notamment permettre d'éviter à l'éprouvette de subir de la compression à l'approche d'une force nulle, tout en gardant la vitesse de déplacement de traverse égale à la consigne donnée. Pour effectuer ce réglage, le gain (en mm/N) est utilisé. Il représente l'inverse de la courbe de chargement durant les essais. Le niveau de déplacement est exprimé en fonction de l'effort instantané, ce qui permet de paramétrer la réactivité de la machine pour avoir un asservissement en accord avec les attentes. Pour régler le gain, une éprouvette est mise en place dans la machine de traction et elle est sollicitée jusqu'à 1 kN . La valeur de déplacement correspondant à cet effort de 1 kN est divisée par deux et elle est prise comme valeur de gain. Avec ce réglage, la réactivité du déplacement de la traverse en fonction du niveau de chargement permet d'éviter la compression lors des essais cyclés incrémentaux. Cette méthode a été discutée dans un premier temps avec le constructeur INSTRON et adaptée aux efforts et aux niveaux de déplacement pour le matériau étudié.

Les Figures II.5c et II.5d présentent le début des essais incrémentaux jusqu'à l'apparition des premières non-linéarités obtenues avec la fine discrétisation qui est proposée dans ces travaux.

La vitesse de sollicitation des éprouvettes est définie afin de garantir une vitesse de déformation équivalente entre chaque éprouvette destinée à être comparée à d'autres. La vitesse de sollicitation minimale choisie est de $1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ en accord avec la norme Airbus [AITM-1-0002 \(1998\)](#), quand la norme [DIN-EN-ISO-14129 \(1997\)](#) recommande $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Appliquée à l'éprouvette présentant la longueur la plus petite (H50L25N8), cette sollicitation de $1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$

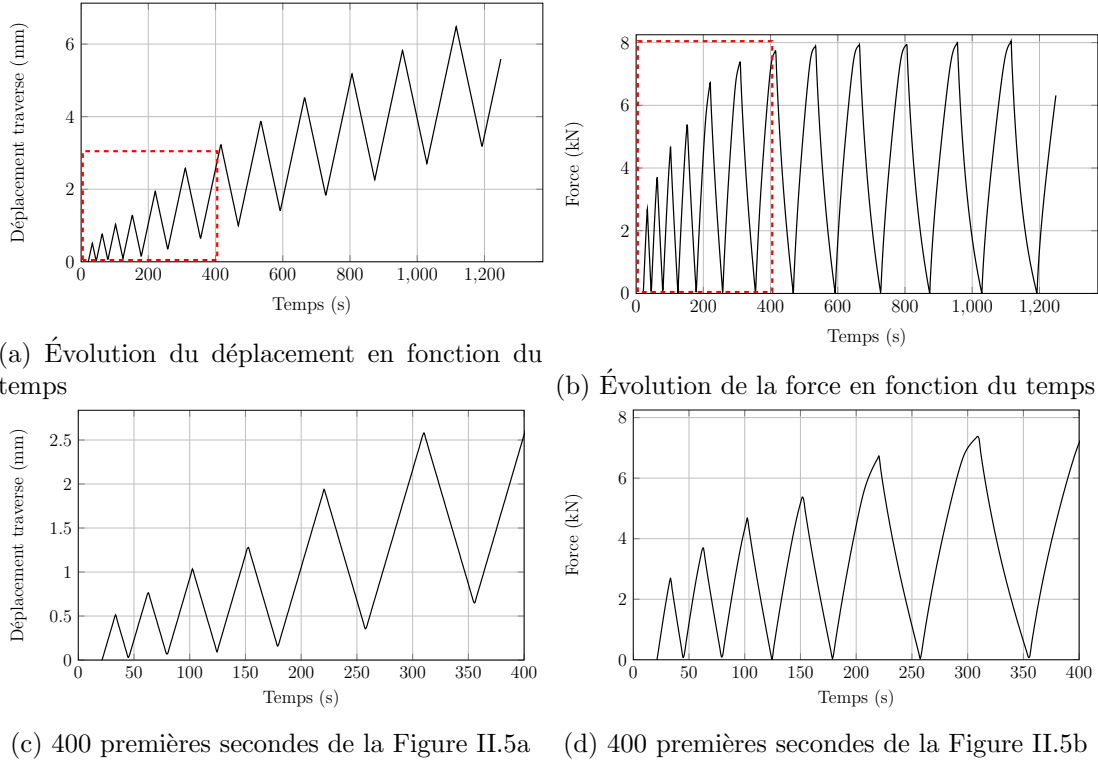


FIGURE II.5 – Courbes de sollicitation des essais incrémentaux pour la géométrie normalisée H130L25N8.

correspond à une vitesse de déformation théorique de $3.33.10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Pour l'ensemble des géométries testées dans la suite, les vitesses sont adaptées en fonction des différentes hauteurs libres. Cela vise à garantir la même vitesse de déformation théorique que celle de l'éprouvette de 50 mm de hauteur libre. Cela correspond à $2,6 \text{ mm.min}^{-1}$ pour H130, $1,2 \text{ mm.min}^{-1}$ pour H60 et $1,1 \text{ mm.min}^{-1}$ pour H55.

Pour regrouper l'ensemble des tâches à effectuer dans le cadre du protocole proposé, voici une liste regroupant toutes les étapes :

- Définition des géométries à tester et des tolérances à respecter en fonction de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$,
- Identification de la dispersion expérimentale liée au matériau,
- Évaluation du bruit de mesure lié au dispositif expérimental,
- Réalisation des essais cyclés incrémentaux à vitesse de déformation équivalente entre toutes les éprouvettes,
- Comparaison des différentes géométries concernant le comportement macroscopique et le comportement endommageable.

II.2 Application du protocole de réduction de la géométrie d'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ au matériau T700/M21

II.2.1 Étude de l'influence du nombre de plis

La Figure II.6 illustre la comparaison entre le comportement macroscopique issu des essais cyclés incrémentaux pour l'éprouvette de hauteur libre et de largeur équivalant les valeurs de

la norme [AITM-1-0002 \(1998\)](#) avec 8 plis (en noir) et 4 plis (en bleu). Pour les deux épaisseurs considérées dans la campagne expérimentale A, deux éprouvettes ont été testées. Il apparaît que la réduction du nombre de plis à 4 présente une influence non négligeable sur le comportement non-linéaire en cisaillement évalué avec l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Comme les travaux de [Berthe \(2013\)](#) l'avaient déjà illustré, la réduction à 4 plis ne montre pas d'influence sur l'évaluation du module de cisaillement (en moyenne 4600 MPa pour les éprouvette à 4 plis et 4570 MPa pour les éprouvettes à 8 plis). Mais elle a une influence sur le comportement non-linéaire. Cette influence s'observe sur la Figure II.6, avec une contrainte maximale de 60 MPa malgré l'augmentation de la sollicitation pour l'éprouvette à 4 plis tandis que l'éprouvette normalisée croît jusqu'à 76 MPa.

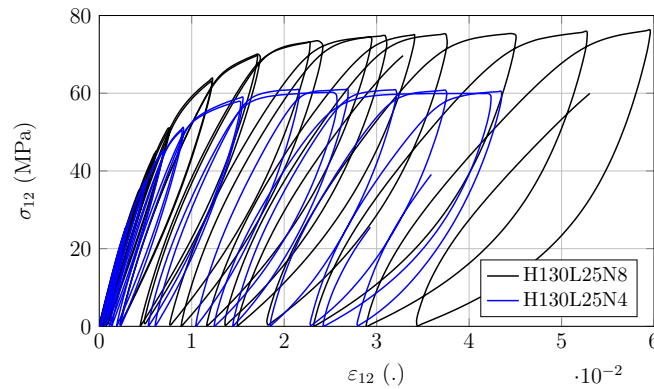


FIGURE II.6 – Comportement de cisaillement plan de l'éprouvette normalisée (H130L25N8, en noir) et de l'éprouvette à 4 plis (H130L25N4, en bleu).

Les Figures II.7a et II.7b présentent l'influence quantitative de la réduction du nombre de plis sur les variables macroscopiques représentant le comportement irréversible, présentées dans la Chapitre I (*cf.* Figure I.7). Dès les premiers cycles de chargement, une différence s'observe entre les deux épaisseurs expérimentées (Figure II.7a). Pour un même niveau de contrainte, l'éprouvette à 4 plis présente davantage de déformation irréversible. A 2 % de déformation irréversible, quand la contrainte de l'éprouvette normalisée continue de croître, l'éprouvette à 4 plis semble tendre vers une asymptote de 60 MPa. La Figure II.7b montre quant à elle une quasi-reproductibilité de l'évolution de la déformation maximale en fonction de la déformation irréversible pour $\varepsilon_{12}^{irr} \leq 0.2$ %. Passer ce seuil, l'éprouvette à 4 plis génère davantage de déformation irréversible pour un même niveau de déformation maximale en comparaison de l'éprouvette normalisée, et ce jusqu'à rupture.

Le Tableau II.2 regroupe les propriétés macroscopiques obtenues pour l'étude de la réduction de l'épaisseur. Il apparaît que pour une différence de 1.6 MPa (entre 75 et 76.2 MPa), le niveau de déformation maximale et irréversible évolue de +50 %. Cela s'explique par la rupture de la jauge de l'essai N°1 avant le dernier cycle de l'étude. Il y a donc un écart d'environ 3 % de déformation pour 1.6 MPa de contrainte. Cela note l'importance d'effectuer une étude fine de l'évolution du comportement non-linéaire en fonction de la déformation et non du niveau de contrainte, qui compte tenu de l'allure de la courbe de comportement évolue trop faiblement avec l'accroissement de la déformation pour les niveaux importants de déformation. D'un autre coté, le niveau de contrainte à rupture entre les deux éprouvettes est sensiblement différent, avec une contrainte à rupture réduite de 20 % pour la géométrie à 4 plis. Cette influence sur la contrainte à rupture est associée à une influence sur le niveau de déformation à rupture également, qui passe de 6 % pour la géométrie normalisée à 4 % pour celle à 4 plis. Le niveau de déformation irréversible avant le cycle rompant l'éprouvette semble également plus faible pour l'éprouvette à 4 plis, qui est de 2.7 %; quand pour l'éprouvette normalisée il est de 3.4 %. Les éprouvettes

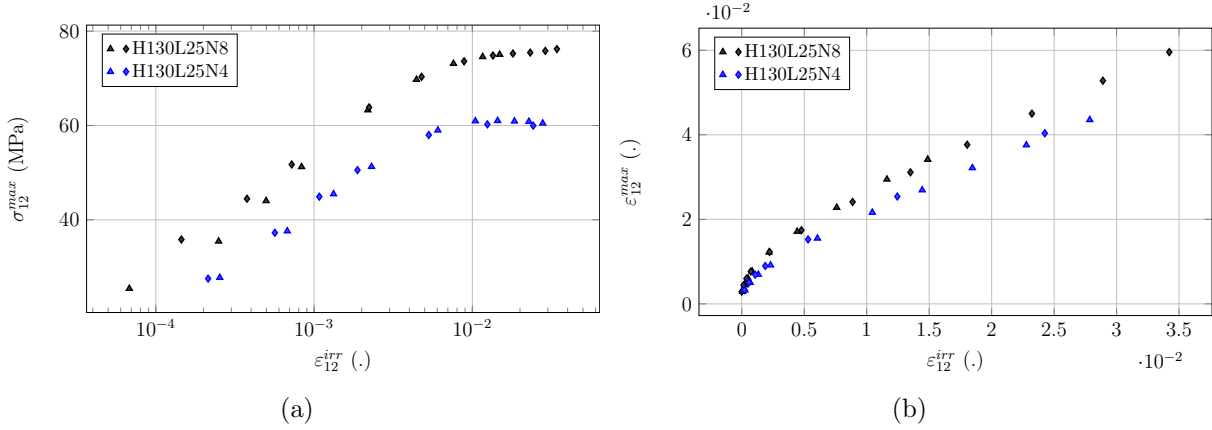


FIGURE II.7 – Illustration de l'influence du nombre de plis sur le comportement macroscopique en fonction de la déformation irréversible pour a) la contrainte maximale et b) la déformation maximale.

N°1 pour la 8 plis et N° 2 pour la 4 plis ne vont pas jusqu'à la fin de l'essai à cause d'une fissure traversante dans les jauges de déformation avant le dernier cycle, ce qui rend l'essai inexploitable après ces niveaux.

	H130L25N8		H130L25N4	
Éprouvette N°	1	2	1	2
ϵ_{12}^{irr} (%)	1.5	3.4	2.7	2.4
ϵ_{12}^{max} (%)	3.4	6.0	4.3	4.0
σ_{12}^{max} (MPa)	75.0	76.2	60.5	60.0

TABLEAU II.2 – Synthèse des propriétés macroscopique en fonction des deux épaisseurs testées

Cette différence de comportement entre l'éprouvette de 8 plis et celle de 4 plis s'explique par l'influence du pli central, et également par les plis extérieurs de la stratification à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Les travaux de [Chang et Chen \(1987\)](#) ont montré qu'un stratifié confiné a une résistance au cisaillement inférieure à celle d'un stratifié alterné. L'alternance des plis limite la propagation des dommages et donc retarde la rupture finale de l'éprouvette. Cela est vérifié expérimentalement dans les travaux de [Megnis et Varna \(2003\)](#) pour des stratifiés plus épais. L'éprouvette à 4 plis correspond à une stratification de deux plis extérieurs et deux plis confinés, contrairement à l'éprouvette de 8 plis. Cette dernière présente une alternance de plis entre ceux extérieurs et ceux encastés. De plus, l'étude de [Camanho et al. \(2006\)](#) a montré que l'évolution de la résistance au cisaillement des plis extérieurs ou confinés d'un stratifié CFRP est équivalente lorsque l'épaisseur de la couche extérieure est égale à la moitié de celle de la couche confinée.

La Figure II.8 présente la définition des plis dans un matériau composite par [Camanho et al. \(2006\)](#). La différence entre le cas « plis confiné épais » (Figure II.8a) et le cas « pli confiné fin » (II.8b) repose sur la capacité du matériau à développer des fissures traversantes ou non. Le pli confiné épais est modélisé de sorte à avoir une fissure non traversante dans le pli, et donc pouvant se propager dans l'épaisseur ; contrairement au pli confiné fin, qui est modélisé par une fissure traversante dans toute l'épaisseur du pli.

Les équations II.5 et II.6, issues de [Camanho et al. \(2006\)](#), mettent en évidence l'évolution de la résistance au cisaillement plan du pli insitu (S_{13}^L) avec un paramètre ϕ identifié pour chaque configuration de plis.

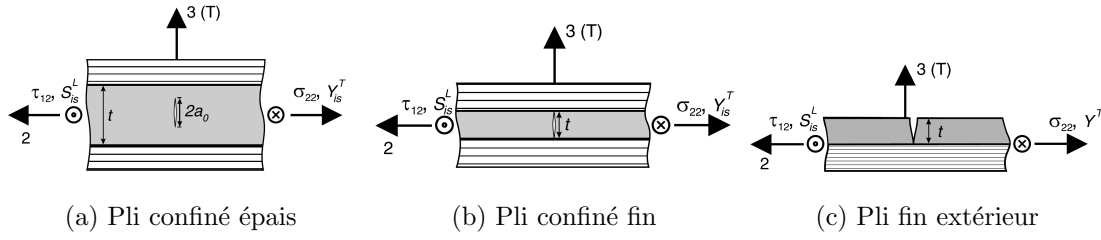


FIGURE II.8 – Illustration de la fissuration des plis issue de [Camanho et al. \(2006\)](#).

$$S_{is}^L = \sqrt{\frac{(1 + \beta \phi G_{12}^2)^{1/2} - 1}{3\beta G_{12}}} \quad (\text{II.5})$$

avec : S_{is}^L la résistance au cisaillement du pli in-situ, β définit la non-linéarité de la relation contrainte de cisaillement/déformation de cisaillement, ϕ le paramètre associé à la configuration du pli et G_{12} le module de cisaillement.

Avec l'équation II.6, quand le pli extérieur a la moitié de l'épaisseur du pli central, alors leurs résistances au cisaillement sont identiques. Donc, le stratifié à 4 plis dispose uniquement de plis ayant une évolution de la résistance au cisaillement équivalente à un pli fin extérieur. Ce qui revient à produire une fissuration simultanée dans tous les plis du stratifié et provoque une évolution de la déformation irréversible plus élevée que pour une éprouvette de 8 plis (Figure II.7).

L'éprouvette de 8 plis dispose d'une alternance de plis entre ceux au centre et ceux à l'extérieur. Ces plis positionnés entre les plis extérieurs et le pli central ont donc une évolution de la résistance au cisaillement différente des autres et retardent l'évolution de la déformation irréversible du stratifié à l'échelle macroscopique.

$$\begin{aligned} \text{Pli confiné épais : } \phi &= \frac{12(S^L)^2}{G_{12}} + \frac{72}{4}\beta(S^L)^4 \\ \text{Pli confiné fin : } \phi &= \frac{48G_{IIIC}}{\pi t} \\ \text{Pli fin extérieur : } \phi &= \frac{24G_{IIIC}}{\pi t} \end{aligned} \quad (\text{II.6})$$

avec : S^L la résistance au cisaillement du pli et t l'épaisseur du pli.

Pour illustrer cette influence de la stratification, la Figure II.9 montre l'évolution de la déformation élastique en fonction de la variable d'endommagement scalaire. La variable d'état interne qu'est la déformation élastique représente la capacité de réversibilité du matériau, même après une sollicitation dans le domaine du comportement non-linéaire (*cf.* Section I.3.2). Le comportement de cisaillement des CMO faisant intervenir majoritairement le comportement de la matrice, la capacité de réversibilité du comportement est donc liée à l'état de cette dernière. Le comportement non-linéaire du T700/M21 provenant de deux phénomènes distincts qui sont l'activation de phénomènes visqueux ([Maire, 1992](#)) et la formation d'endommagements ([Huchette, 2005](#)), l'apparition précoce de la déformation irréversible (Figure II.7) et l'écart de contrainte maximale (Figure II.6) doivent alors avoir un effet sur la réversibilité du comportement.

Cette influence s'observe par un plus grand endommagement de l'éprouvette à 4 plis pour une même valeur de déformation élastique que l'éprouvette de 8 plis. A 1 % de déformation élastique, quand l'éprouvette de 8 plis a un endommagement évalué à 5.10^{-2} , l'endommagement

de l'éprouvette à 4 plis est deux fois plus grand avec une valeur de 0.1. Cette différence reste stable pour être à 1.5 % de déformation élastique de $d \simeq 0.14$ pour le 8 plis et de $d \simeq 0.26$ pour le 4 plis.

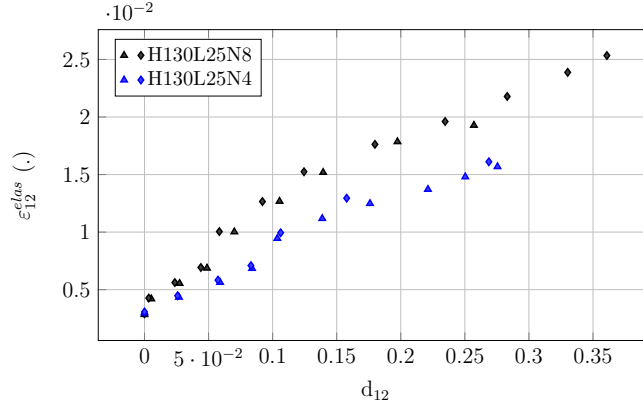


FIGURE II.9 – Évolution de la déformation élastique en fonction de la variable d'endommagement scalaire concernant la comparaison des éprouvettes à 8 plis et 4 plis.

Cette étude concernant la réduction du nombre de plis a permis de mettre en évidence l'influence de la réduction d'épaisseur sur le comportement non-linéaire en cisaillement d'un composite unidirectionnel. La différence observée permet de conclure sur la nécessité d'utiliser une épaisseur égale à la préconisation de la norme [DIN-EN-ISO-14129 \(1997\)](#) et du nombre de plis de la norme [AITM-1-0002 \(1998\)](#) pour le T700/M21. La contrainte associée à cette impossibilité de réduire l'épaisseur aura un effet sur la force à transmettre au cours des essais dynamiques. La section ne pouvant être limitée par l'épaisseur, le dimensionnement du dispositif d'essais de traction interrompue devra être conçu de sorte à limiter les effets inertiels dus aux efforts au cours du chargement.

II.2.2 Étude de l'influence de la hauteur libre

Cette étude correspond à la campagne expérimentale B du Tableau II.1. La Figure II.10 illustre l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale subie par l'éprouvette au cours de chaque cycle de chargement. Cette figure montre l'indépendance du comportement macroscopique pour les douze éprouvettes expérimentées concernant l'influence de la hauteur libre (H) pour une largeur (L) fixée à la valeur de la norme.

Si l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale pour différents rapport λ ne révèle pas d'influence pour le T700/M21, la Figure II.11 met en avant une influence sur les valeurs en contrainte maximale, allant de 70 MPa à 79 MPa. Cette différence peut provenir de la dispersion expérimentale liée à l'expérimentation sur matériaux composites (*cf.* Section II.2.1). La dispersion observée sur la Figure II.11b pour $\epsilon_{12}^{irr} \leq 10^{-4}$ est liée au bruit de mesure évalué dans ces travaux (Figure II.1). Mis à part la différence causée par le bruit de mesure, les Figures II.11a et II.11b ne montrent pas d'influence de la variation de la hauteur libre à largeur fixe sur le comportement mécanique du T700/M21. Les Figures sont tracées avec une échelle logarithmique en ordonnée afin de pouvoir aussi bien observer les résultats pour les très petits niveaux de déformation que pour les niveaux de déformation à rupture. Ces figures illustrent un effet de seuil en contrainte au-delà de 70 MPa et qui apparaît comme un « plateau » en contrainte, qui est présent dans la littérature pour le T700/M21 ([Nouri *et al.*, 2013](#)) ou pour le T800/M21 ([Lachaud *et al.*, 2015](#)). Les valeurs d'intérêt concernant les Figures II.11a et II.11b sont listées dans le Tableau II.3.

Si l'étude de la réduction de la hauteur ne montre pas d'influence sur le comportement

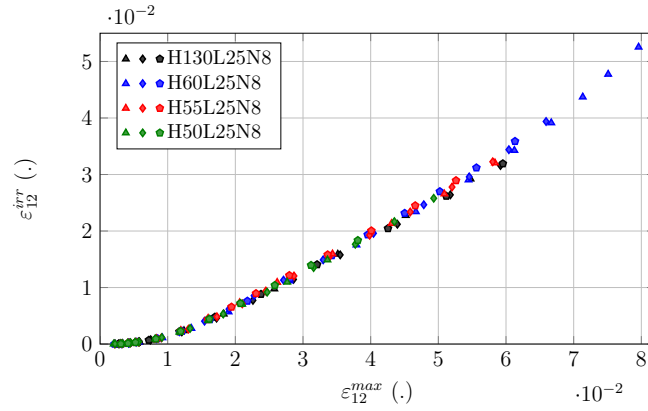


FIGURE II.10 – Évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale de chaque cycle pour quatre hauteurs testées : H130, H60, H55 et H50 avec une largeur fixe de 25 mm.

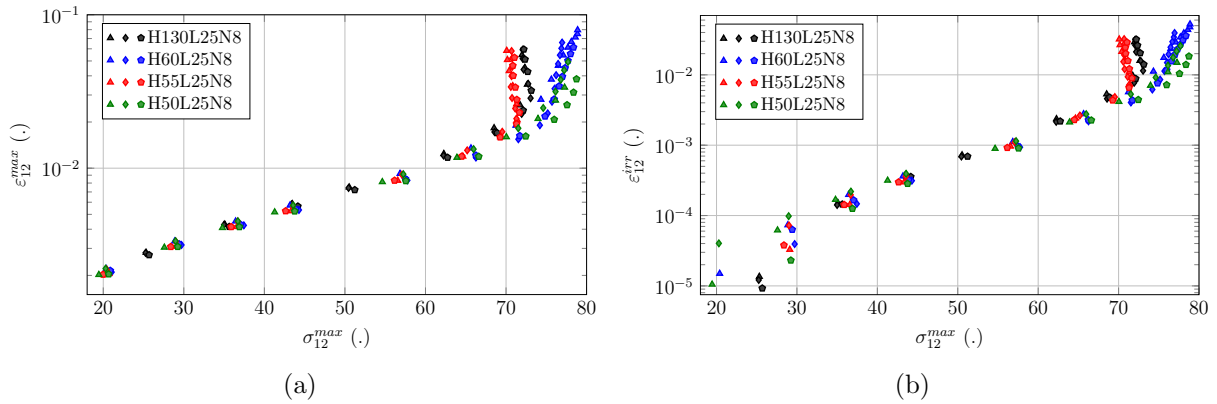


FIGURE II.11 – Influence de la hauteur libre en fonction de la contrainte maximale pour a) la déformation maximale et b) la déformation irréversible.

	H130L25N8			H60L25N8			H55L25N8			H50L25N8		
Éprouvette N°	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
ε_{12}^{irr} (%)	2.9	3.2	3.2	5.3	4.0	3.6	3.2	3.2	2.9	1.5	2.6	1.8
ε_{12}^{max} (%)	5.5	5.9	6.0	8.0	6.6	6.1	5.9	5.8	5.3	3.4	4.9	3.8
σ_{12}^{max} (MPa)	72.0	72.0	72.2	78.9	77.0	78.4	70.0	70.7	71.1	77.3	77.7	78.8

TABLEAU II.3 – Évaluation des valeurs d'intérêt maximales pour la campagne de réduction du rapport λ à largeur fixe

mécanique représenté par l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation, il est important d'étudier son influence sur le comportement endommageable. L'utilisation de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour des vitesses de sollicitation dynamiques a pour enjeu la caractérisation du comportement non-linéaire en fonction de la vitesse de sollicitation. L'étude de la réduction de géométrie doit prendre en compte l'influence des différents paramètres géométriques sur le comportement non-linéaire. Pour l'étude de la réduction du nombre de plis, l'influence a été observée sur le comportement macroscopique. Concernant l'étude de la réduction de longueur, il faut étudier son influence sur l'évaluation du comportement endommageable puisqu'aucune influence n'a été observée sur le comportement macroscopique.

L'évaluation de l'endommagement macroscopique est obtenu par l'équation I.16. Le module de cisaillement est évalué à l'aide de la méthode de régressions linéaires successives proposée dans les travaux de [Castres \(2018\)](#). La plage d'identification du module de cisaillement est : ε_{12} [0.05 % ; (0.2 %, 0.25 %)]. La Figure II.12 présente les résultats associés à la comparaison de l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement pour $\varepsilon_{12}^{irr} \leq 1$ %. Seule l'éprouvette H50L25N8 révèle une différence de réponse par rapport à l'éprouvette normalisée. Le rapport $\lambda = 2$, identifié comme étant le rapport limite de réduction de la hauteur libre en fonction de la largeur de l'éprouvette, révèle une influence sur le comportement endommageable pour le T700/M21. De plus, la Figure II.12 met en évidence la dispersion plus élevée des éprouvettes H50L25N8 en comparaison des autres géométries étudiées.

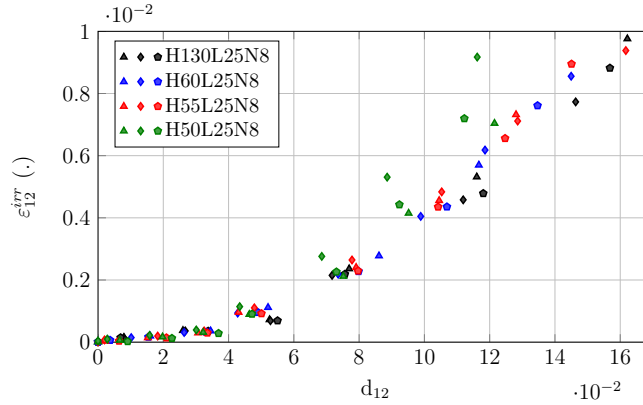


FIGURE II.12 – Évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique jusqu'à $\varepsilon_{12}^{irr} \leq 1$ %.

La Figure II.12 montre que pour $d_{12} \leq 0.04$ toutes les géométries ont un seuil d'apparition du comportement endommageable équivalent. Pour la suite de la comparaison, l'étude va se focaliser sur les résultats pour $d_{12} \geq 0.04$. Pour évaluer l'influence du rapport λ sur la cinétique d'endommagement, il est proposé de réaliser des régressions linéaires pour chaque géométrie testée. La Figure II.13 illustre les régressions linéaires associées à chacune des géométries testées et le Tableau II.4 donne les paramètres obtenus avec ces régressions linéaires. Il apparait que l'éprouvette H50L25N8 ($\lambda = 2$) a une cinétique d'endommagement de 21 % plus élevée que celle la géométrie normalisée (H130L25N8). Il semble donc que le rapport $\lambda = 2$ a une influence non négligeable sur le comportement endommageable, ce qui n'était pas encore identifié dans la littérature. Les éprouvettes H60L25N8 et H55L25N8 ont respectivement -2.9 % et -0.5 % de différence par rapport à l'éprouvette normalisée. Ces différences entre dans une dispersion expérimentale négligeable. En plus des valeurs des pentes de chacune des régressions linéaires, le Tableau II.4 regroupe les coefficients de corrélation R^2 de chaque géométrie testée. Pour trois éprouvettes testées, ce coefficient de corrélation permet de quantifier la dispersion expérimentale liée aux essais réalisés avec une même géométrie. En effet, le coefficient représente l'écart entre la droite de régression et la distribution des points expérimentaux. Il permet donc de quantifier l'écart entre les points expérimentaux des essais sur une même géométrie et une évolution moyenne de l'endommagement sur ces essais. Appliqué à cette campagne expérimentale, cela montre que l'éprouvette H50L25N8 présente une dispersion de +10 % quand les éprouvettes H60L25N8 et H55L25N8 présentent respectivement +3 % et +2 % de dispersion par rapport à la géométrie normalisée.

L'étude de la réduction de la hauteur libre, avec une largeur fixée à la valeur de la norme, a montré que le rapport limite $\lambda = 2$ identifié notamment dans les travaux de [Wang et al. \(1998\)](#) n'avait pas d'influence sur le comportement macroscopique. Mais dans un contexte d'utilisation des éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour l'évaluation du comportement non-linéaire dissipatif en fonction

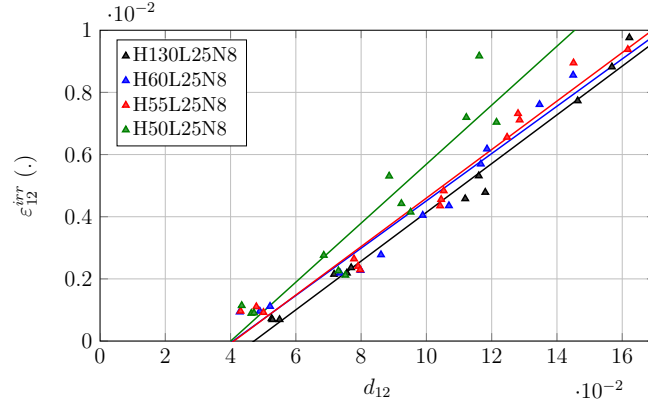


FIGURE II.13 – Régressions linéaires sur l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique pour $d_{12} \geq 0.04$ et $\varepsilon_{12}^{irr} \leq 1\%$.

	H130L25N8	H60L25N8	H55L25N8	H50L25N8
Pente	0.0784	0.0761	0.0780	0.0949
R ²	0.9857	0.9592	0.9692	0.8877

TABLEAU II.4 – Paramètres des régressions linéaires en fonction la variation de hauteur libre

de la vitesse de sollicitation, il a été montré que ce rapport limite $\lambda = 2$ pourrait introduire des biais dans l'évaluation du comportement endommageable. Cette étude permet donc de montrer qu'il est important de vérifier chaque changement de paramètre géométrique en fonction des observations à réaliser dans le cadre des travaux, ici sur le comportement irréversible et endommageable.

Le rapport $\lambda = 2$ n'est donc pas retenu comme valeur utilisable pour l'étude du comportement non-linéaire des CMO avec l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Le plus petit rapport garantissant l'objectif de représentativité du comportement de la géométrie normalisée sera pris comme $\lambda = 2.2$.

II.2.3 Étude de l'influence de la largeur

L'étude de l'influence de la largeur est réalisée avec deux éprouvettes H130L20N8 et H130L15N8 en comparaison de l'éprouvette normalisée H130L25N8 (campagne expérimentale C dans le tableau II.1). Pour compléter cette étude, deux éprouvettes reprenant les variations de hauteur précédentes ont également été testées (H60L25N8 et H55L25N8). Toutes ces éprouvettes sont réalisées dans une autre plaque de T700/M21 que celle liée à l'étude de la variation de hauteur précédente. N'ayant que deux variations de largeur, il est intéressant de les comparer aux variations de hauteur et ainsi d'observer une éventuelle prééminence d'une influence d'un paramètre ou de l'autre.

La Figure II.14 illustre l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale pour chaque géométrie de cette étude. De nouveau, la non influence de la hauteur libre est observée comme précédemment avec la Figure II.10. Le même résultat concernant la variation de largeur est également valable. Il apparaît toujours qu'en respectant les paramètres limites identifiés dans la littérature, aucune influence n'est observée sur le comportement macroscopique.

Toujours en comparaison avec l'étude de variation de hauteur, aucune influence n'est observée sur l'évolution de la déformation maximale (Figure II.15a) et de la déformation irréversible (Figure II.15b) en fonction de la contrainte maximale. L'écart observé après 70 MPa peut être également lié à l'écart observé dans la littérature concernant la dispersion de la contrainte maximale obtenue avec l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Le Tableau II.5 reprend les valeurs d'intérêt concernant

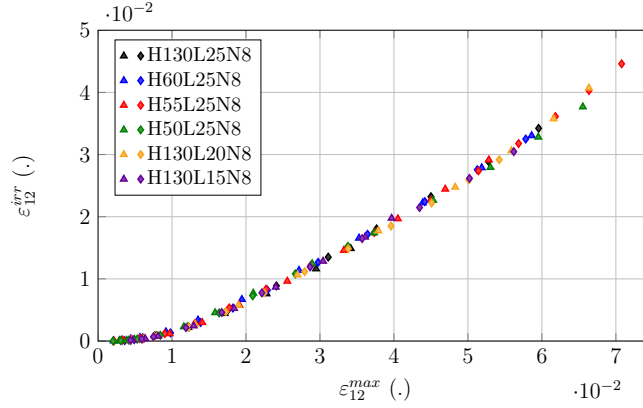


FIGURE II.14 – Évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale pour quatre hauteurs expérimentées et la variation de largeur à $L = 20$ mm et 15 mm.

cette étude.

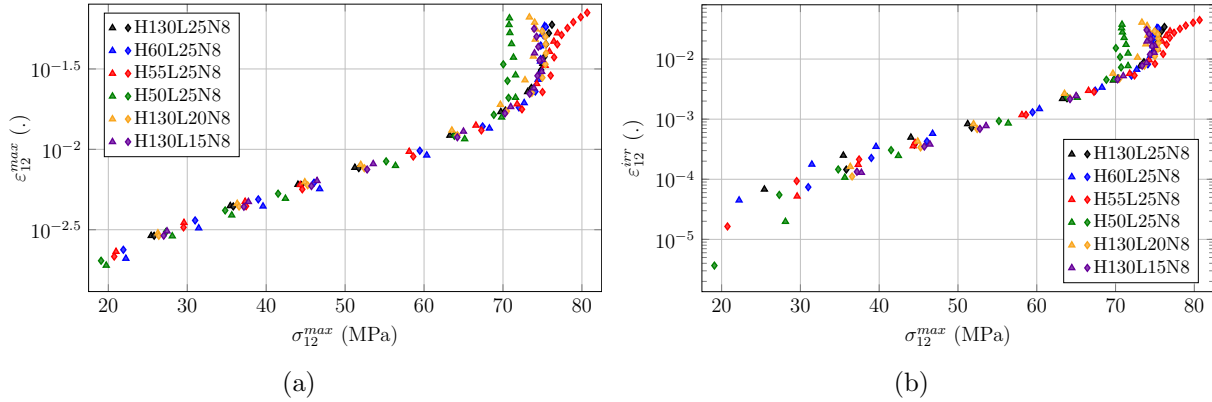


FIGURE II.15 – Illustration de l'influence de la largeur et de la hauteur libre en fonction de la contrainte maximale pour a) la déformation maximale et b) la contrainte maximale.

	H130L25N8		H60L25N8		H55L25N8		H50L25N8		H130L20N8		H130L15N8	
Éprouvette N°	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
ε_{12}^{irr} (%)	1.5	3.4	3.3	3.2	2.9	4.4	3.7	1.5	4.0	2.9	2.0	3.0
ε_{12}^{max} (%)	3.4	6.0	5.9	5.8	5.2	7.0	6.6	3.4	6.6	5.4	4.0	5.6
σ_{12}^{max} (MPa)	75.0	76.2	75.2	75.4	77	80.6	70.8	70.0	73.3	75.0	74.0	74.0

TABLEAU II.5 – Évaluation des valeurs d'intérêt maximales pour la réduction de la hauteur libre et de la largeur

Contrairement à l'étude de la hauteur libre, l'étude sur le comportement endommageable ne permet pas d'observer clairement une influence de l'un ou de l'autre paramètre en comparaison de la géométrie normalisée. La Figure II.16 illustre l'ensemble des résultats issus de cette partie de l'étude, donc de deux éprouvettes expérimentées pour chacun des paramètres géométriques identifiés. Une incohérence apparaît dans l'influence des paramètres géométriques concernant l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique. En effet, l'éprouvette H60L25N8 montre le plus grand écart avec l'éprouvette normalisée (H130L25N8) mais aussi la dispersion la plus élevée. Cette observation est discutée

dans la partie II.3. Quoiqu'il en soit, les résultats des autres éprouvettes sont dans un faisceau compris entre les deux essais réalisés avec l'éprouvette normalisée représentés par les essais en noir sur la Figure II.16. Il n'est donc pas possible de déterminer une influence d'un paramètre géométrique avec cette étude.

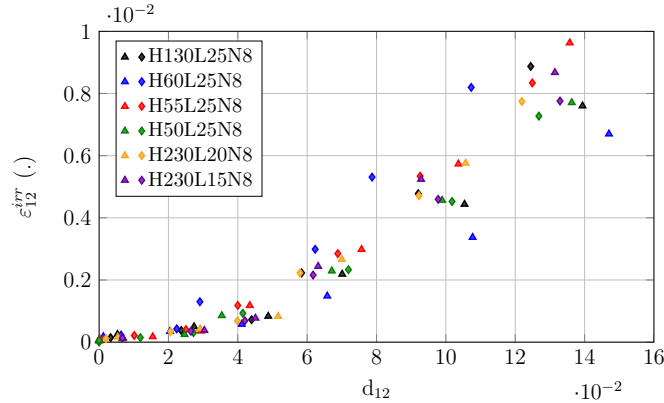


FIGURE II.16 – Évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique jusqu'à $\varepsilon_{12}^{irr} \leq 1\%$ (campagne expérimentale B).

II.2.4 Étude de l'influence des paramètres géométriques couplés : Hauteur libre et largeur

Après avoir étudié l'influence de la réduction de l'épaisseur, de la hauteur libre et de la largeur indépendamment, il est proposé de faire l'étude de l'influence de la réduction de hauteur libre associé à une réduction de largeur. Ce qui correspond à la campagne expérimentale D du Tableau II.1. La largeur minimale identifiée étant de 15 mm, elle sera le critère minimal à ne pas dépasser dans cette étude. Il est choisi d'utiliser la rapport λ équivalent à celui de l'éprouvette normalisée afin de ne pas coupler la réduction de largeur avec la variation du rapport λ . Ce dernier pouvant avoir une influence sur la caractérisation du comportement endommageable (Figures II.12 et II.13). Les éprouvettes de rapport $\lambda = 5.2$ disposent d'une hauteur libre de 78 mm avec une largeur de 15 mm et de 104 mm avec une hauteur libre de 20 mm.

Les résultats sur le comportement macroscopique ne montrant pas d'influence des paramètres géométriques modifiés, il est choisi de ne pas présenter les résultats ici. La Figure II.17 illustre les résultats concernant le comportement endommageable. Il apparaît que l'éprouvette de hauteur 104 mm et de largeur 20 mm donne des résultats semblables à l'éprouvette normalisée. Seule l'éprouvette de 78 mm de hauteur et de 15 mm de largeur présente une dispersion plus élevée que les deux autres géométries. Cette dispersion est présentée dans le Tableau II.6 pour les valeurs à 1 % de déformation irréversible. Cette augmentation de la dispersion expérimentale avec l'éprouvette de 15 mm est à corrélérer avec les observations durant la réalisation des essais. En effet, la largeur de 15 mm étant la largeur limite avant que l'effet de bord influe sur la mesure de la déformation obtenue avec les jauges, cela signifie que les jauges sont au plus proche des bords de l'éprouvette. Les fissures initiées aux bords de l'éprouvette, déjà observées dans les travaux de [Huchette \(2005\)](#) pour le T700/M21, ont donc plus de probabilité de se propager dans les jauges est ainsi d'introduire une erreur dans la mesure. Cette sur-représentation de l'influence des fissures dans les jauges a été observée au cours des essais pour l'éprouvette H78L15N8.

L'objectif de réduire la géométrie des éprouvettes ne doit pas venir affecter la représentativité des résultats obtenus avec cette géométrie réduite en comparaison d'une géométrie normalisée. Tout l'enjeu est d'obtenir une géométrie idoine aux essais dynamiques en s'assurant que le comportement non-linéaire caractérisé est similaire à celui obtenu avec une géométrie normalisée.

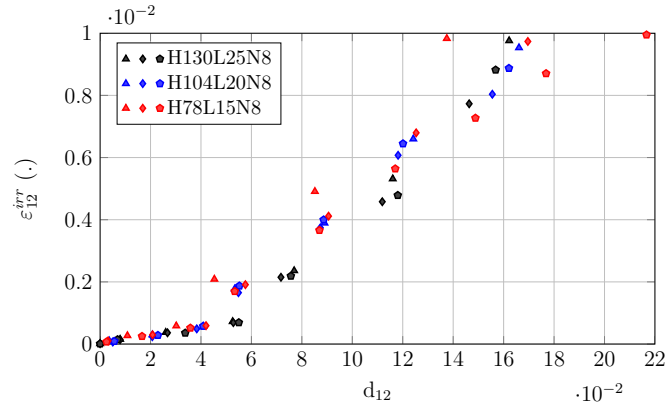


FIGURE II.17 – Évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique pour les trois éprouvettes faisant varier la hauteur libre et la largeur simultanément.

	H130L25N8			H104L20N8			H78L15N8		
Éprouvette N°	1	2	3	1	2	3	1	2	3
d_{12}	0.16	0.15	0.16	0.17	0.16	0.16	0.14	0.17	0.22

TABLEAU II.6 – Résultats concernant la variation combinée de la hauteur libre et de la largeur pour $\varepsilon_{12}^{irr} \simeq 1\%$

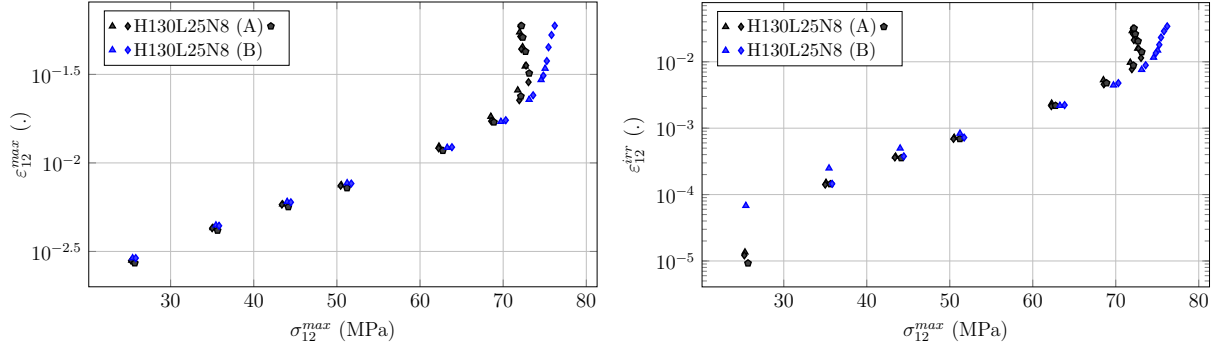
L'augmentation de la dispersion est un facteur fondamental à prendre en compte dans la caractérisation expérimentale d'un comportement mécanique, qui plus est pour des essais dynamiques qui présentent déjà une dispersion plus élevée que les essais à plus faible vitesse. Si la géométrie choisie a pour finalité d'être une première avancée vers la définition d'une géométrie d'éprouvette réduite à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ adaptée aux essais dynamiques, la dispersion doit être équivalente à celle obtenue avec les essais pour des vitesses quasi-statiques. Il semble donc que le choix de la largeur limite (Figure II.3), identifiée ici à $L = 15$ mm, ne soit pas acceptable.

La largeur minimale représentative du comportement de la largeur de l'éprouvette normalisée retenue est $L = 20$ mm.

II.3 Limites de l'utilisation de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$

En reprenant la comparaison effectuée en Section II.1.2 concernant les éprouvettes normalisées issues de deux plaques de T700/M21 différentes, la Figure II.18 illustre les résultats concernant l'évolution de la déformation maximale et de la déformation irréversible, toutes deux en fonction de la contrainte maximale. Comme pour l'étude de variation des paramètres géométriques, seule la dispersion de la contrainte maximale est observée sur les Figures II.18a et II.18b. Le bruit de mesure identifié pour cette étude (Figure II.1) est responsable de la dispersion observée pour les premiers cycles de chargement sur la Figure II.18b. Une chose à noter est que tous les essais présentés jusqu'alors, ne présentent pas d'écart pour une série d'essais réalisés avec une même plaque. En ne regardant que la Figure II.18, il est possible de conclure qu'une fabrication de plaque donne une évolution distincte de la contrainte maximale, et qu'elle ne se recoupera pas avec une autre fabrication de plaque. Mais en la comparant avec les Figures II.11 et II.15, on peut noter que pour une même fabrication de plaque, suivant où les éprouvettes sont prélevées, l'évolution de la contrainte maximale varie d'une amplitude similaire à celle observée pour la Figure II.18. Attribuer la dispersion expérimentale au seul fait de la fabrication de diffé-

rentes plaques serait une erreur quand l'on observe par ailleurs que pour une même plaque cette dispersion existe. La fabrication manuelle des plaques respecte les contraintes normatives citées précédemment et utilisées dans le contexte industriel. Dans un cadre de recherche scientifique, la fabrication des plaques de composite est donc un potentiel facteur de dispersion des résultats expérimentaux observés dans la littérature.



(a) Évolution de la déformation maximale en fonction de la contrainte maximale (b) Évolution de la déformation irréversible en fonction de la contrainte maximale

FIGURE II.18 – Illustration de l'influence de l'utilisation de différentes plaques de composite avec des géométries normalisées.

Il faut ajouter à la dispersion expérimentale propre de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, les effets de structures observés lors de l'essai. En effet, dans les travaux de Wisnom (1995) il est montré que la rotation des fibres durant la traction peut avoir une influence sur la mesure du comportement de cisaillement. Même s'il est mentionné que l'erreur effectuée est négligeable en dessous de 7 % de déformation, le phénomène de rotation de fibres reste existant durant les essais. Les travaux de Sket *et al.* (2014) ont montré que lors des essais à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ sur du T800/M21, la rotation de fibres pouvait être évaluée en moyenne à 3° . En appliquant les équations de changement de base (*cf.* équation I.7), un écart de 3° ne montre pas de différence sur l'évolution du comportement non-linéaire en cisaillement.

Comme évoqué dans la partie II.2 concernant la réduction du nombre de plis, la séquence d'empilement peut avoir un effet non négligeable sur l'évaluation de la résistance au cisaillement (Chang et Chen, 1987 ; Camanho *et al.*, 2006). Les travaux de Kellas *et al.* (1991) ont montré que la séquence d'empilement pouvait avoir une influence sur le mode de rupture des éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ au-dessus de 8 plis. La rupture des plis extérieurs entraînerait une rupture prématurée des éprouvettes de 8 plis, quand celles avec au moins 16 plis et jusque 32 plis ne seraient pas impactées par la rupture des plis extérieurs. La raison mentionnée est que les dommages se propageraient plus vite dans une éprouvette de 8 plis que dans les autres pour deux raisons : *i*) le pli central serait sujet à une contrainte à rupture plus faible à cause de sa proximité physique avec les plis extérieurs et *ii*) la nature même des éprouvettes supérieures à 8 plis rendrait les comportements des stratifiés plus ductiles. Ces résultats ont été regroupés dans Kellas *et al.* (1993) et ont trouvé l'explication d'une transition dans le mode de rupture entre les éprouvettes de 8 plis et les autres disposant de plus de 8 plis. Il faut ici noter que l'écart de comportement non-linéaire observé entre une éprouvette de 8 plis et une de 16 plis dans Kellas *et al.* (1991) est différent de celui observé dans ces travaux (Figures II.6 et II.7). L'évolution du comportement non-linéaire pour l'éprouvette à 4 plis ne change pas de nature mais seulement d'amplitude. Le changement de 8 plis à 4 plis ne montre pas la même conclusion que les changements d'épaisseurs dans les travaux de Kellas *et al.* (1993). Il semblerait que pour le T700/M21, seul l'endommagement précoce observé sur l'éprouvette à 4 plis soit responsable de la baisse de la contrainte et de la déformation à rupture.

Encore une fois, la réduction de géométrie d'une éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ dans le cadre des essais dynamiques se fait en comparaison d'une géométrie normalisée soit par la norme [DIN-EN-ISO-14129 \(1997\)](#) ou l'[AITM-1-0002 \(1998\)](#). Les différences observées dans la littérature concernant le nombre de plis de l'empilement ne sont pas responsables des différences observées dans ces travaux. Seul l'endommagement précoce de l'éprouvette à 4 plis a un effet sur la contrainte et la déformation à rupture, tandis que la fabrication des plaques a uniquement un effet sur la contrainte à rupture. L'enjeu du protocole proposé ici est de quantifier les effets de changement de paramètres géométriques sur le comportement irréversible en cisaillement du T700/M21. Après avoir réalisé 37 essais concluants sur deux plaques différentes, il semble intéressant de regrouper l'intégralité de ces essais et d'identifier la prévalence, si elle existe, de la dispersion expérimentale liée à la fabrication manuelle des plaques sur l'influence des paramètres géométriques.

La Figure II.19 représente l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique pour les deux plaques A et B, concernant les géométries normalisées (H130L25N8) testées pour le Chapitre II.

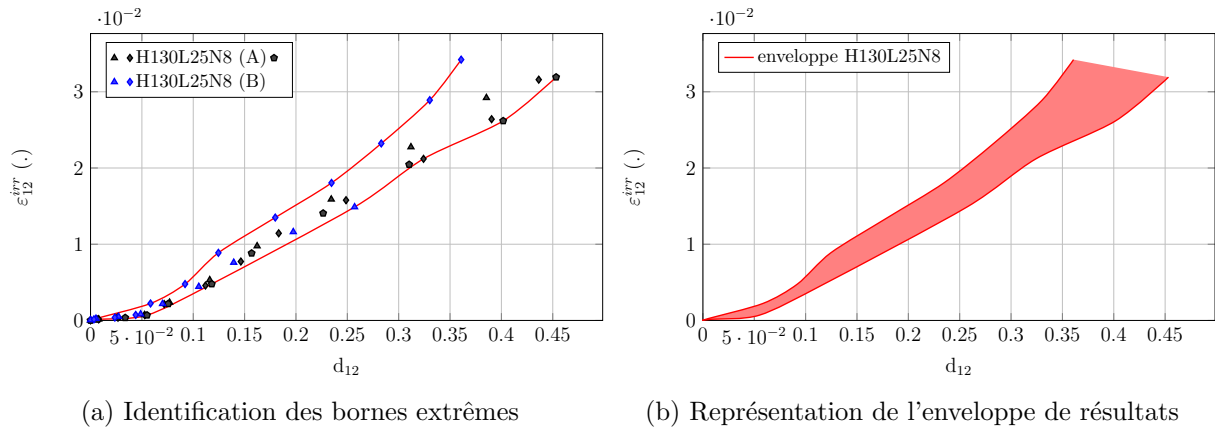


FIGURE II.19 – Représentation de l'enveloppe des résultats de l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique issue des éprouvettes normalisées sur les deux plaques A et B des essais du Chapitre II.

Jusqu'alors le Chapitre II a présenté des résultats de l'évolution de la déformation irréversible inférieure à 1 % en fonction de la variable d'endommagement d_{12} . Ce choix a été effectué pour montrer l'influence des paramètres géométriques sur le seuil et l'apparition de l'endommagement macroscopique en fonction de la déformation irréversible. Cette étude sur l'apparition et l'évolution du début de l'endommagement est rendue possible par la discrétisation proposée par cette étude (Figure II.5). Comme nous l'avons vu tout au long du Chapitre II, il n'est pas possible d'identifier un effet de la géométrie dès lors que l'on se focalise sur l'évolution de la déformation maximale en fonction de la déformation irréversible. Les écarts observés pour l'évolution de la contrainte maximale en fonction de la déformation irréversible sont liés à la dispersion propre de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ et la fabrication manuelle des plaques. Il est donc inévitable de retrouver cette dispersion associée à la contrainte maximale lors d'une étude sur l'endommagement macroscopique.

L'objet de cette dernière partie est d'identifier les limites que pose l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ dès lors qu'il est étudié pour différentes plaques de composites. La Figure II.19a regroupe tous les essais sur des éprouvettes normalisées et met en évidence les bornes issues de ces essais. Cela permet de définir en Figure II.19b une « enveloppe » représentant le spectre des résultats issus des éprouvettes normalisées pour les deux plaques de T700/M21. Les bornes sont définies par les points extrêmes de chacun des essais, et peuvent donc alterner un point entre la plaque A et la plaque B, comme le montre la Figure II.19a sur la borne inférieure.

Après avoir identifié l'enveloppe des résultats issus des éprouvettes normalisées, il est possible de comparer les résultats des différentes géométries testées en fonction de cette enveloppe (Figure II.20).

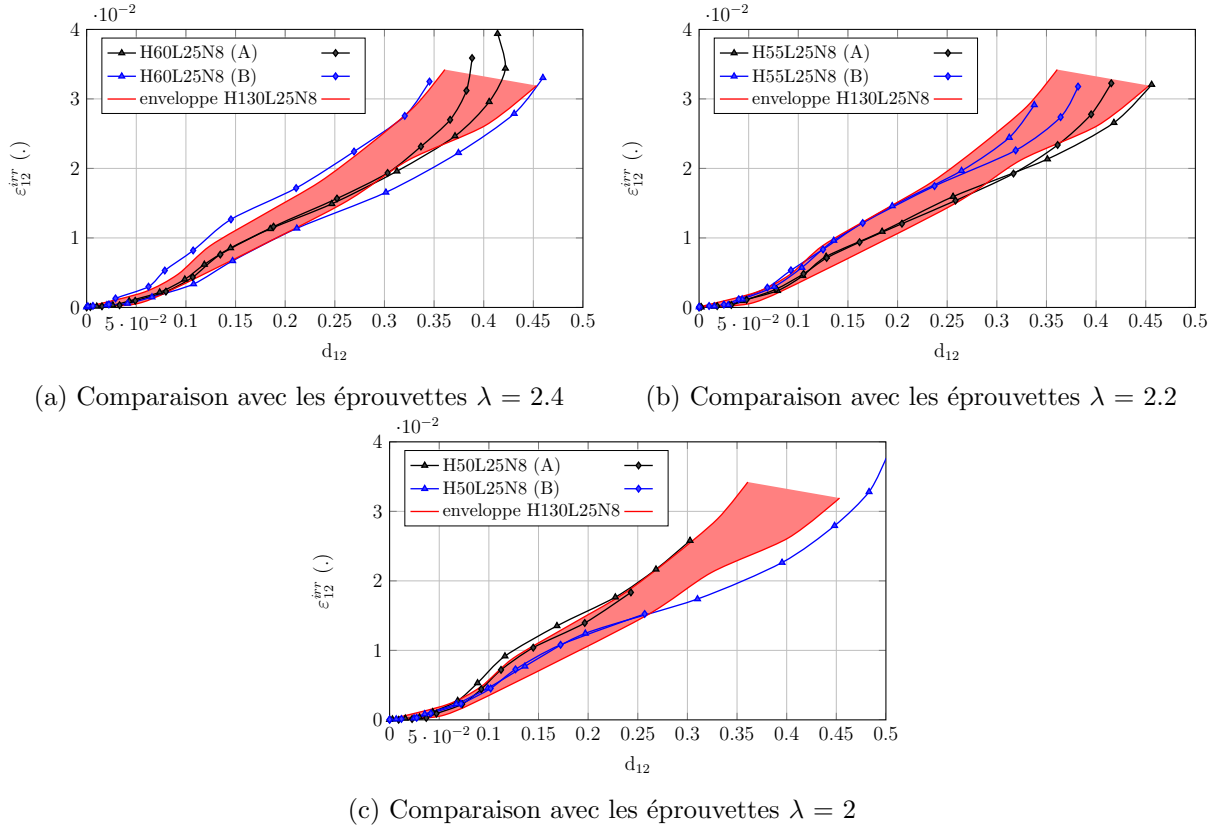


FIGURE II.20 – Illustration de la comparaison des résultats issus des différents rapports λ en fonction de l'enveloppe des résultats issus d'une géométrie normalisée.

Cette comparaison est effectuée concernant les variations de rapport λ , et ce pour deux éprouvettes respectivement, afin de faciliter la compréhension des Figures. Les choix dans la représentation des résultats sont effectués de sorte à montrer les essais les plus dispersifs.

Les Figures II.20a, II.20b et II.20c illustrent qu'il n'est pas possible de déterminer une influence de l'évolution du rapport λ contrairement aux Figures II.12 et II.13. La dispersion liée à la fabrication des plaques est supérieure aux potentiels effets géométriques observables. La Figure II.20c montre bien qu'après 1 % de déformation irréversible, les écarts observés sur le Figure II.13 sont inférieurs à l'élargissement de l'enveloppe de résultats issus des essais réalisés sur des géométries normalisées provenant de deux plaques différentes.

Cela montre que pour étudier l'influence des paramètres géométriques de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, il ne faut pas utiliser différentes plaques. Cela aura pour conséquence d'invisibiliser les potentiels effets à cause de la dispersion liée à la fabrication manuelle de plaque.

II.4 Conclusions

Cette étude expérimentale de l'influence des paramètres géométriques de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ a permis de mettre en évidence les limites à ne pas dépasser lors du choix d'une géométrie réduite adaptée aux essais dynamiques. Le protocole expérimental associé peut être vu comme un protocole de validation d'une géométrie réduite adaptable aux CMO unidirectionnels

en vue d'une normalisation des essais dynamiques. De plus, du fait de la non normalisation des essais dynamiques, il était important de statuer sur l'importance de la représentativité du comportement irréversible de la géométrie réduite de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Les paramètres déterminés dans ce chapitre sont proposés comme paramètres génériques d'une géométrie réduite de CMO adaptée aux essais dynamiques avec les éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$.

La première étape a permis de montrer l'importance de ne pas utiliser une éprouvette disposant de 4 plis pour l'étude du comportement irréversible. La réduction, au minimum, du nombre de plis de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ induit une équivalence dans la résistance au cisaillement des plis et provoque *in fine* une baisse de la contrainte de cisaillement du stratifié de 20 %, et une baisse de la déformation à rupture de 6 % pour la géométrie normalisée de 8 plis à 4 % pour la géométrie d'épaisseur réduite à 4 plis.

Concernant la réduction du rapport λ , il a été montré qu'en ne dépassant pas la limite d'un rapport $\lambda = 2$, aucun effet n'était constaté sur le comportement macroscopique. Pour autant, l'objectif de la réduction de géométrie étant de garantir la représentativité du comportement d'une géométrie normalisée - et ce même concernant le comportement irréversible - l'influence des paramètres géométriques a été étudiée en fonction du comportement irréversible et du comportement d'endommagement macroscopique. L'éprouvette ayant le rapport $\lambda = 2$ a montré une cinétique d'endommagement de 21 % plus élevée que pour une géométrie normalisée, alors que les éprouvettes $\lambda = 2.2$ et $\lambda = 2.4$ sont respectivement à -2.9 % et -0.5 % de différence par rapport à l'éprouvette normalisée.

L'étude de la variation de la largeur n'a pas montré d'influence notable, que ce soit concernant le comportement macroscopique, ou le comportement endommageable.

Enfin, l'étude du couplage des paramètres géométriques de hauteur libre et de largeur, tout en gardant le rapport λ égal à 5.2 issu d'une géométrie normalisée, a été réalisée. Aucune influence n'a été observée concernant le comportement macroscopique à la suite de cette étude. Seule l'étude du comportement endommageable a montré une plus grande dispersion de l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la variable d'endommagement macroscopique pour l'éprouvette de largeur = 15 mm.

Ces travaux expérimentaux ont regroupé 37 essais concluants sur deux plaques de T700/M21 différentes. Après avoir réalisé cette large étude expérimentale, il a été proposé d'étudier l'influence de la réalisation manuelle des plaques sur les résultats observés et sur la caractérisation de l'influence des paramètres géométriques de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Il a été montré que la fabrication manuelle des plaques engendrait un écart d'environ 5 MPa concernant l'évaluation de la contrainte maximale.

Concernant la réduction du nombre de plis, seule l'apparition précoce de l'endommagement semble répondre à la baisse de la contrainte et de la déformation maximale. Les éprouvettes disposant de plus de 8 plis n'ont pas été expérimentées car l'objet du protocole est de proposer une géométrie de plus faible section que celle proposée par les normes en vigueur pour l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ à vitesse lente.

Il a également été montré que la dispersion expérimentale liée à la fabrication manuelle des plaques de composites engendrait une impossibilité d'étudier l'influence des paramètres géométriques avec des éprouvettes issues de différentes plaques.

Ce Chapitre II a donc permis de mettre en évidence que les valeurs des paramètres géométriques garantissant la représentativité du comportement non-linéaire d'une éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ de CMO sont :

- Un rapport $\lambda = 2.2$
- Une largeur de 20 mm
- Une épaisseur de 8 plis

Ces paramètres peuvent être pris comme les paramètres limites à ne pas dépasser lors de l'utilisation d'une éprouvette de CMO à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour des essais dynamiques sur vérins servo-hydrauliques.

Chapitre III

Présentation du protocole d'essais interrompus en dynamique adapté au T700/M21

Ce chapitre présente le protocole d'essais interrompus adapté aux vérins servo-hydrauliques qui a été développé dans ces travaux de thèse. Ce protocole fait l'objet d'une conception d'un dispositif d'essais spécifique permettant de réaliser les essais cyclés incrémentaux. La description du protocole est réalisée en fonction des grandeurs physiques caractérisées. Les spécificités induites par ce protocole sur les cycles de sollicitation par rapport aux essais cyclés à basses vitesses sont quantifiées. La caractérisation des phases de recouvrance permet d'évaluer le temps d'attente nécessaire à la caractérisation de la déformation irréversible indépendamment des mécanismes visqueux. Enfin, une comparaison avec un essai cyclé incrémental réalisé sur une machine électro-mécanique est effectuée. Cette comparaison permet de mettre en évidence la dépendance de la caractérisation des grandeurs macroscopiques en fonction du niveau de déformation maximale subie par le matériau.

Sommaire

III.1 Objectifs et enjeux du protocole	73
III.2 Caractérisation de la contrainte et de la déformation maximale et du module d'élasticité	75
III.2.1 Piloter, mesurer et interrompre la sollicitation	75
III.2.2 Évaluation du module d'élasticité	79
III.3 Caractérisation du comportement irréversible	81
III.3.1 Piloter et mesurer la phase de déchargement de sollicitation	81
III.3.2 Évaluation de la déformation irréversible et caractérisation des phases de recouvrance	84
III.4 Caractérisation de la dégradation	88
III.4.1 Assurer la continuité de la sollicitation	88
III.5 Validation du protocole à vitesse lente	89
III.5.1 Spécificité d'un cycle obtenu avec le protocole d'essais interrompus	89
III.5.2 Comparaison avec une machine électro-mécanique	90
III.6 Conclusions	95

Le Chapitre III présente le protocole d'essais interrompus développé dans ces travaux de thèse. Le dispositif d'essais conçu pour ce protocole a comme contrainte première la géométrie de l'éprouvette définie précédemment. Il devra assurer la répétabilité des essais ainsi qu'une précision permettant l'étude de l'apparition du comportement non-linéaire mais aussi du comportement jusqu'à rupture pour le T700/M21. En prenant en considération l'ensemble des avantages et des limites des protocoles issus de la littérature, celui proposé dans ces travaux se veut être, à notre connaissance, le premier permettant de réaliser, à hautes vitesses, des essais cyclés incrémentaux similaires à ceux réalisés sur machine électro-mécanique pour des vitesses basses. Pour cela, il est nécessaire d'assurer la continuité de la mesure de l'effort et des déformations tout au long des cycles de sollicitation. Un des enjeux majeurs du protocole est de produire des essais permettant de dissocier le comportement réversible du comportement irréversible, afin de pouvoir ensuite s'appuyer sur le cadre thermodynamique décrit au Chapitre I et dans l'annexe A.

III.1 Objectifs et enjeux du protocole

L'objectif du protocole est de réaliser des essais interrompus pour des vitesses de sollicitation allant des vitesses lentes ($6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$) jusqu'à des vitesses en dynamique intermédiaire ($1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$) sur vérin servo-hydraulique. Pour cela, il est nécessaire interrompre avec précision la sollicitation durant l'essai de traction, afin de garantir la répétabilité des essais, mais aussi et surtout, afin de comparer à un état de sollicitation équivalent l'évolution de la dégradation en fonction de la vitesse de sollicitation. Comme le Chapitre I l'a présenté, les deux méthodes permettant d'interrompre les essais dynamiques sont actuellement les méthodes d'interruption en effort ou en déplacement. La Figure III.1a présente un essai de traction uni-axiale sur une éprouvette normalisée pour le T700/M21. Après 1 % de déformation, la non-linéarité est fortement accentuée pour stagner en contrainte quand ε_{12} est supérieur à 2 % de déformation. Passé ce niveau de déformation, le comportement mécanique présente un palier de contrainte de l'ordre de $\sigma_{12} \simeq 72$ à 76 MPa pour une amplitude de 6 % de déformation. Ce niveau de contrainte correspond, pour la section d'éprouvette définie au Chapitre II, à un niveau d'effort compris entre 6300 et 6700 N. Cette faible variation de l'effort rend difficile la mise en place d'un dispositif d'interruption basé sur le niveau d'effort maximal. La discrétisation de l'intervalle de 400 N est complexe pour des basses vitesses voire impossible pour des vitesses dynamiques. Le choix effectué est donc d'utiliser la méthode d'interruption en déplacement.

Plusieurs enjeux ont été définis dans le développement de ce protocole d'essais. Le premier est de permettre l'évaluation de chacune des variables issues d'un essai cyclé incrémental (Figure III.1b). L'évaluation de la contrainte maximale ($\sigma_{12}^{max(i)}$) et de la déformation maximale ($\varepsilon_{12}^{max(i)}$) de chaque cycle (i) étant la première étape. Ensuite, le maintien de la sollicitation va permettre de piloter et mesurer la phase de déchargement et ainsi dissocier le comportement réversible de celui irréversible avec la mise en place de phases de recouvrance après les phases de décharge. Les essais cyclés incrémentaux sans phases de recouvrance ont été initialement développés pour les matériaux métalliques qui ne présentent pas de comportement visqueux ou alors pour des échelles de temps très longues. Les matériaux polymères tels que la résine M21 sont dépendant de la vitesse de sollicitation pour des temps courts notamment, à cause de l'activation de phénomènes visqueux liés à la chaîne carbonée du matériau. La Section III.3 présente la caractérisation de ces phases de recouvrance et l'évaluation de la déformation irréversible associée. Une distinction sera faite entre la déformation rémanente (ε^{rem}) et la déformation irréversible (ε^{irr}) et sera décrite dans la Section III.3.2. En prenant en compte la caractérisation des phases de recouvrance ainsi qu'une méthode d'interruption en déplacement, le protocole d'essai permet de s'adapter autant à des matériaux métalliques, qu'à des matériaux composites ou des polymères.

Un autre enjeu de ce protocole est de proposer une étude permettant l'observation physique des mécanismes liés à l'endommagement. Le comportement non-linéaire pouvant être, soit causé

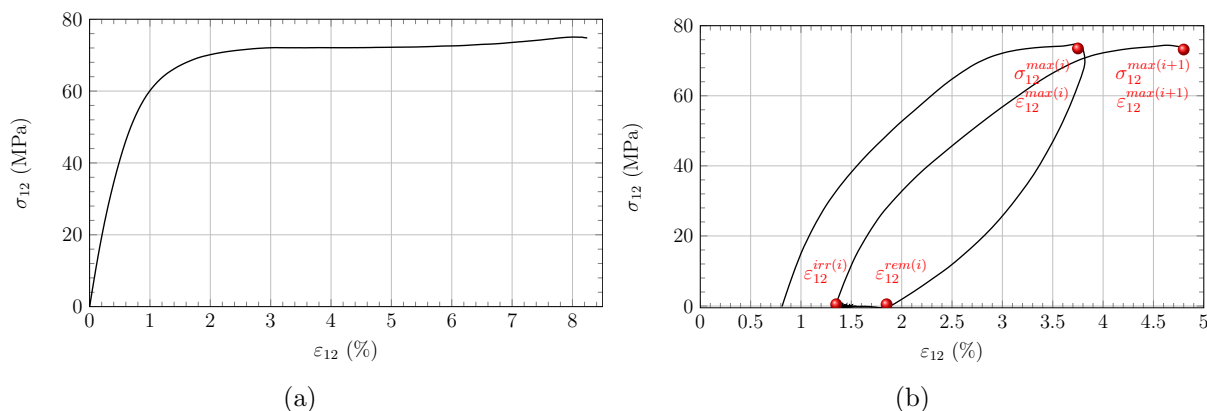


FIGURE III.1 – Courbe de comportement mécanique du T700/M21 pour un essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ a) en traction monotone uni-axiale et b) illustration des grandeurs macroscopiques d'intérêt pour un essai cyclé incrémental.

par la partie visqueuse, soit par des mécanismes physiques tels que la fissuration ou le délaminage, le protocole doit prendre en compte l'étude de ces derniers en fonction de la vitesse de sollicitation. Il semble pertinent de se fixer l'objectif de concevoir un dispositif laissant l'accès à l'observation de l'éprouvette mais aussi de pouvoir extraire ce dernier du vérin pour effectuer, par exemple, des études par tomographies à rayons X comme celle proposée par [Sket et al. \(2014\)](#). Le dispositif doit donc être transportable avec l'éprouvette sous charge tout en laissant l'accès aux quatre faces de l'éprouvette.

Ainsi, le protocole proposé doit :

- Assurer la sollicitation incrémentale en déplacement afin de garantir la robustesse de la comparaison entre les différentes vitesses de sollicitation,
- Maintenir la sollicitation afin d'éviter l'éventuelle flexion causée par le retour élastique et d'assurer de ne pas créer d'endommagements supplémentaires liés à la sollicitation de compression,
- Piloter et mesurer la décharge de la sollicitation afin de caractériser l'effet de la vitesse sur l'ensemble du comportement irréversible,
- Assurer la continuité de la sollicitation sur la même éprouvette pour évaluer la dégradation,
- Laisser la possibilité d'effectuer des observations physiques des quatre faces de l'éprouvette afin de décorréler les grandeurs macroscopiques évaluées de la présence ou non de mécanismes d'endommagement.

Le dispositif conçu dans ces travaux de thèse est présenté en Figure III.2 et illustré dans l'Annexe B. L'éprouvette est mise en place dans un bâti et serrée à l'intérieur de celui-ci à l'aide de mors. Le mors du bas est utilisé pour effectuer la pré-charge d'une cellule d'effort piezo-électrique (KISTLER© 9031-A), qui assure la mesure de l'effort appliqué à l'éprouvette durant l'essai de traction. Le mors du haut est associé à un système de maintien permettant d'empêcher le retour élastique évoqué dans le Chapitre I. L'interface avec le vérin permet d'assurer la dissociation entre la tige du vérin servo-hydraulique et le mors du haut à l'aide d'un fusible mécanique.

La première étape consiste à mettre en place l'incrément de déplacement δ (Figure III.2b). L'interface avec le vérin assure ensuite la sollicitation de l'éprouvette jusqu'à l'incrément précédemment défini (Figure III.2c). Une fois la sollicitation achevée, le fusible rompt et l'interface vérin est dissociée du dispositif. Le fusible ayant rompu, le système de maintien se met en place et limite la décharge de l'éprouvette, empêchant ainsi l'éventuelle flexion de l'éprouvette. Enfin, en remplaçant le fusible, il est possible de ré-associer l'interface vérin avec le mors du haut et ainsi de piloter la décharge de la sollicitation (Figure III.2d). La décharge est effectuée à basse

vitesse afin de ne pas endommager l'éprouvette. La cellule d'effort étant solidaire du bâti et du mors bas, la mesure de l'effort est assurée durant l'intégralité des essais cyclés incrémentaux et ce jusqu'à rupture.

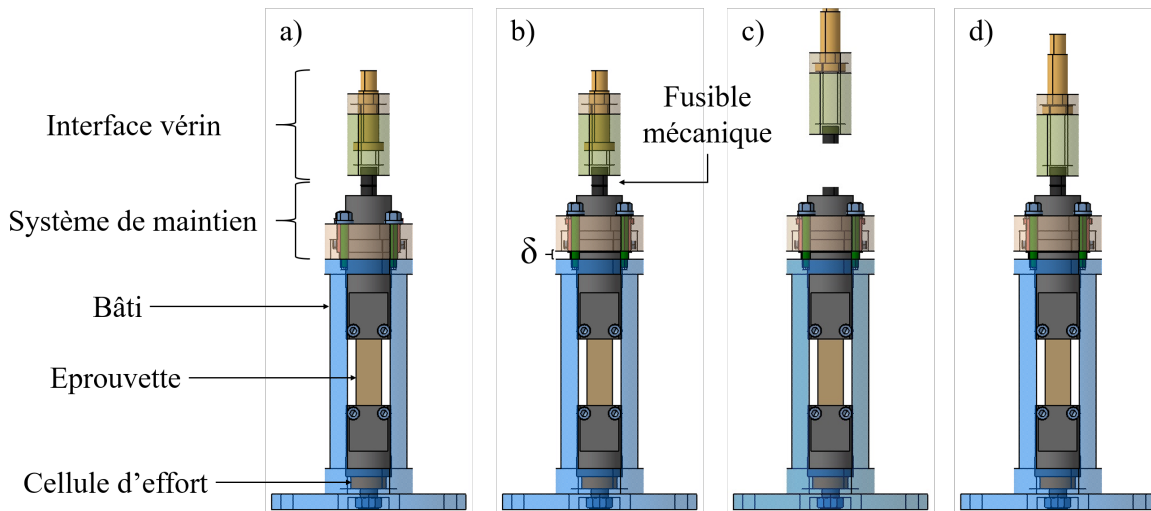


FIGURE III.2 – Schéma du dispositif d'essais de traction interrompus adapté aux essais dynamiques

La suite de ce chapitre va se focaliser sur la présentation de la caractérisation des grandeurs mécaniques à l'aide du protocole d'essais interrompus. Les essais réalisés avec le dispositif d'essais sont compris entre $6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ ($1 \cdot 10^{-4} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$) et $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. A la fin du chapitre, une comparaison des résultats expérimentaux obtenus avec le protocole d'essai et ceux obtenus avec une machine électro-mécanique est effectuée.

III.2 Caractérisation de la contrainte et de la déformation maximale et du module d'élasticité

Les phases de chargement permettent d'obtenir la contrainte et la déformation maximale associées à chaque cycle. En s'appuyant sur la méthodologie proposée par Castres (2018), il est également possible d'évaluer le module d'élasticité de chaque cycle. L'objet de cette section est de présenter les résultats et l'influence du protocole sur l'évaluation de ces trois variables issues des essais cyclés incrémentaux.

III.2.1 Piloter, mesurer et interrompre la sollicitation

La Figure III.3 présente la phase de chargement d'un cycle de traction quelconque sur une éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour le T700/M21. La première étape consiste à interrompre l'essai au niveau de sollicitation défini par l'incrément de déplacement δ . L'objectif est de réaliser un premier incrément à $\delta = 0.5 \text{ mm}$. Ce qui correspond pour un essai à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, à une durée de chargement de 0.5 millisecondes. Approximativement, le niveau de 0.5 mm de déplacement correspond à une déformation de cisaillement de $\varepsilon_{12} = 0.57 \%$ ($\frac{\Delta L}{2L} = \frac{0.5}{2 \times 44}$). D'après les travaux de Berthe (2013), pour un essai à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ et un niveau de déformation de 0.57 %, la contrainte est de $\sigma_{12} = 50 \text{ MPa}$, soit dans notre cas un effort d'environ $F \simeq 4400 \text{ N}$. Le système de maintien doit donc permettre d'interrompre un essai de 0.5 ms avec un effort de $F = 4.4 \text{ kN}$, ce qui montre un aspect de la difficulté technique inhérent à ce type de dispositif.

Les Figures III.4 et III.5 présentent les phases de sollicitation en effort et en déformation

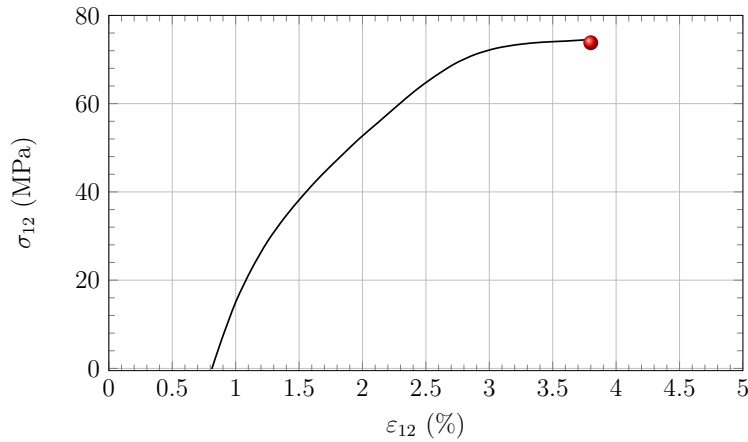


FIGURE III.3 – Illustration d'un trajet de chargement quelconque lors d'un essai cyclé incrémental

durant l'essai de traction, jusqu'à son interruption, pour un essai à $6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ et un autre à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Ces phases sont :

- Le début de la sollicitation est effectué à la transition entre la phase I et la phase II. Avant cela l'éprouvette est maintenue dans les mors du dispositif.
- L'accroissement de la déformation et de la force durant la phase II correspond à la réalisation de l'incrément de déplacement de l'essai en cours. L'inflexion observée au voisinage de $\varepsilon_{12} \simeq 2.6 \%$ pour l'essai à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, sur la Figure III.5, correspond à un ralentissement de la sollicitation due à un phénomène de rebond de la tige du vérin dans le dispositif de mise en vitesse (*cf.* Figure III.6). Les niveaux d'effort (qui permet d'obtenir la contrainte maximale σ_{12}^{max}) et de déformation (ε_{12}^{max}) à la fin de la phase II sont les variables représentatives du comportement mécanique.
- La transition entre II et III correspond à l'interruption en déplacement de l'éprouvette au niveau de l'incrément δ , par le contact entre le mors haut et la cloche (Figure III.7).
- La phase III est une phase de maintien avant la rupture du fusible. Elle permet la mise en place des lames de maintien. La chute d'effort observée durant la phase III est causée uniquement par des effets d'inerties du système de maintien et de l'interface avec le vérin. Cette chute est croissante avec la vitesse de sollicitation, comme le montrent les Figures III.4 et III.5. Malgré ces pertes d'effort, la déformation mesurée croît durant la phase III. Ce qui veut dire que localement, la déformation subit de la relaxation en plus d'une sollicitation de fluage correspondant au maintien en effort durant la phase, même si cet effort est décroissant.
- La transition entre les phases III et IV correspond à la rupture du fusible mécanique qui est dimensionné pour rompre après la mise en place des lames (Figure III.7c).
- La phase IV correspond au choc entre les lames et la cloche après la rupture du fusible. Pour assurer sa mise en place, le système de maintien dispose d'un jeu mécanique de $0.1 - 0.15 \text{ mm}$. Après la rupture du fusible, ce jeu génère une prise de vitesse du mors haut et un choc entre les lames et la cloche. Les oscillations observées sur l'essai à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ sont dues à des fréquences de résonance propres du dispositif d'essais, mais ne rentrent pas en compte dans la caractérisation du comportement mécanique. Elles ne sont pas présentes sur l'essai à $6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$, car la fréquence d'acquisition ne permet pas de les mesurer. Afin de limiter la taille des fichiers pour les essais à basses vitesses, la fréquence d'acquisition est de 100 Hz . L'essai à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ permet de mesurer ces oscillations car il dispose d'une fréquence d'acquisition de 1 MHz (capacité maximale du système d'acquisition).

- Le niveau d'effort maintenu après la sollicitation est donné à la fin de la phase IV et est d'environ 3 kN. L'amplitude entre l'effort maximal de la phase II et l'effort maintenu pendant la phase IV est causée par le jeu mécanique du système de maintien associé à l'élasticité des lames elles-mêmes.

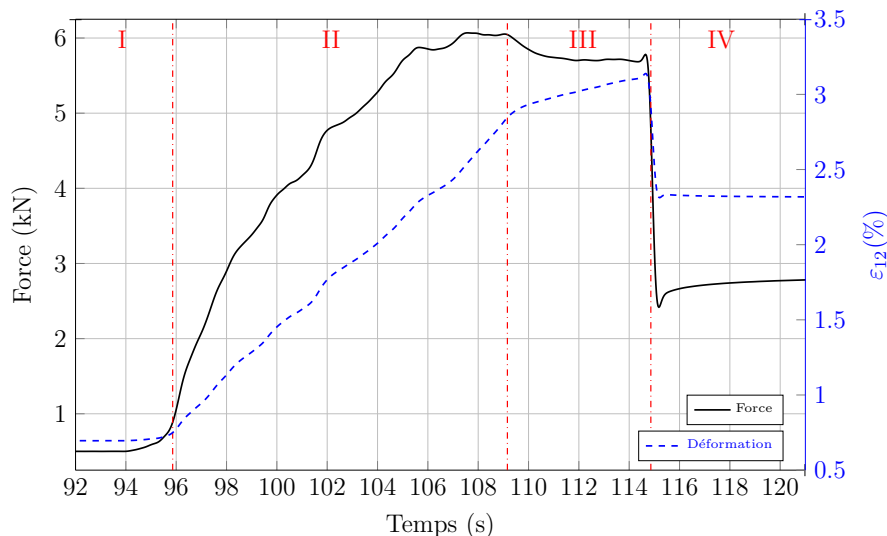


FIGURE III.4 – Illustration des phases de chargement et de maintien après rupture du fusible pour un essai à $6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ pour $\delta = 2 \text{ mm}$

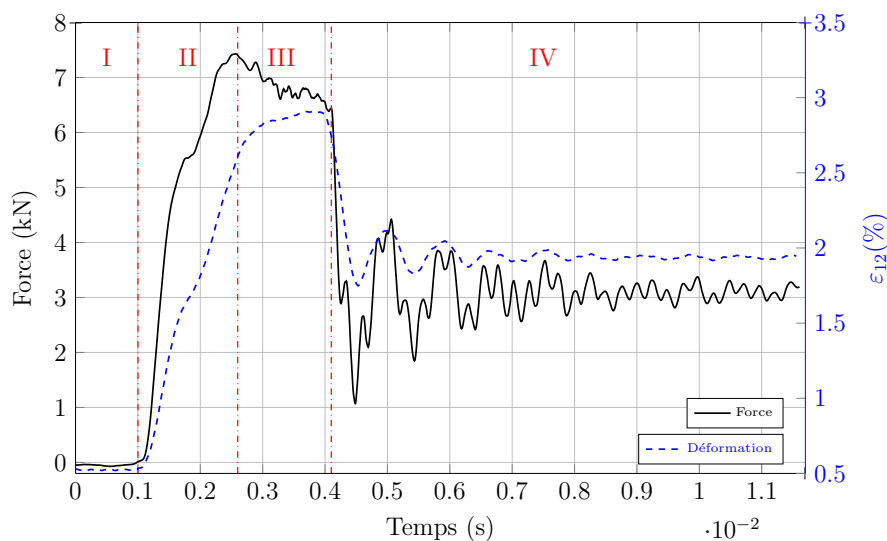


FIGURE III.5 – Illustration des phases de chargement et de maintien après rupture du fusible pour un essai à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ pour $\delta = 2 \text{ mm}$

L'inflexion mentionnée au deuxième point est mise en avant avec la Figure III.6. L'évolution de la vitesse de déformation met en avant deux phases, que ce soit en fonction de la force mesurée (Figure III.6a) ou de la déformation de cisaillement (Figure III.6b). Pour la hauteur d'éprouvette définie au Chapitre II ($H = 44 \text{ mm}$), la vitesse de déformation théorique pour un essai à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ est de $\dot{\epsilon}_{12} = 23 \text{ s}^{-1}$. La première phase correspond à l'atteinte de cette vitesse de déformation théorique pour $F \simeq 3 \text{ kN}$ et $\epsilon_{12} \simeq 1 \%$. La sollicitation étant obtenue par le déplacement de la tige du vérin et le pilotage de son asservissement, il faut un certain temps avant que le système ajuste l'asservissement à l'interface entre les phases I et II. Durant la

phase I, la vitesse de déplacement de la tige correspond à la consigne donnée, ici 1 m.s^{-1} . Dès l'accroche de la tige avec l'interface vérin (Figure III.2), la tige est ralentie par le choc entre les deux éléments. Et il est nécessaire d'attendre un certain temps avant d'atteindre de nouveau la vitesse de déformation préalablement souhaitée. La vitesse relative entre la tige du vérin, qui passe de la vitesse de consigne à une vitesse moindre à cause du choc, et entre l'interface vérin, qui passe d'une vitesse nulle à une vitesse générée par le choc avec la tige, produit une différence de vitesse relative entre la tige du vérin et le système d'interface vérin du dispositif d'essais. Cette différence provoque des rebonds entre la tige et le système d'interface et peut générer des ralentissements de la vitesse de déformation comme observé après 3 kN et 1 % de déformation sur les Figures III.6a et III.6b et à la suite des accélérations comme après 5.5 kN et 1.7 % de déformation. Il faudra dans le Chapitre IV s'assurer que l'amplitude de ces rebonds pour une vitesse de sollicitation donnée, notamment lors du comportement non-linéaire, ne soit pas supérieure à la différence de vitesses de déformation entre les vitesses de consignes données pour les essais, afin d'assurer leur comparaison.

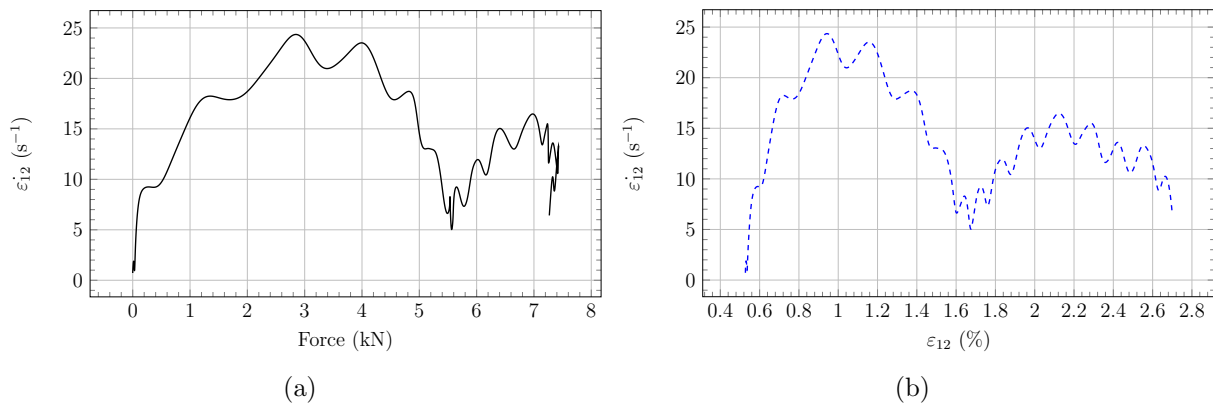


FIGURE III.6 – Illustration de la vitesse de déformation de la phase II d'un essai à 1 m.s^{-1} en fonction en a) de la force mesurée et en b) de la déformation de cisaillement.

Une fois la sollicitation effectuée, il faut pouvoir la maintenir afin d'empêcher le phénomène de retour élastique et la possible compression associée (*cf.* Section I.4.3).

La Section I.5.2, en particulier avec les travaux de Coussa (2017), a montré l'avantage d'utiliser un système de maintien associé directement au dispositif d'essais. Avec l'action de ce système de maintien par rapport au déplacement du dispositif, servant lui à réaliser les incréments de déplacement, l'enclenchement du système de maintien devient fonction du déplacement du dispositif et non de la sollicitation de l'éprouvette, comme c'est le cas pour la méthode d'interruption en effort (Fitoussi *et al.*, 2005 ; Battams et Dulieu-Barton, 2016). La gestion de l'interruption et du maintien se fait par l'action mécanique du système conçu avec le dispositif et ainsi la variabilité liée à une interruption gérée par rapport à la rupture d'un matériau est inexistante.

Pour palier les problématiques de précision d'arrêt et de qualité du maintien, un nouveau dispositif de maintien de la sollicitation a été conçu et validé expérimentalement. La Figure III.7 illustre ce dispositif de maintien. Le mors haut dispose d'un épaulement venant en contact d'une cloche pour interrompre le déplacement durant l'essai, donc la déformation de l'éprouvette. Le niveau de déplacement δ à l'intérieur de la cloche (Figure III.7b) contraint les trois lames disposées à 120° sur la périphérie du dispositif. La tension générée par cette contrainte permet une fois l'incrément réalisé, d'enclencher les lames et ainsi d'empêcher le retour élastique de l'éprouvette (Figure III.7c). Une fois les lames enclenchées, le dispositif d'essais peut être considéré comme rigide vis-à-vis du chargement. Ce qui entraîne la concentration du chargement dans le fusible, qui rompt dans sa section centrale et permet de dissocier l'interface vérin du dispositif, comme évoqué en Figure III.2c. Le fait d'utiliser des lames métalliques pour maintenir la solli-

citation permet de pouvoir faire varier leur largeur et leur épaisseur pour accentuer ou non la rigidité souhaitée. Cette rigidité étant la fonction permettant l'enclenchement des lames (Figure III.3b), la variation du bras de levier entre les lames et la cloche permet d'avoir une autre voie de modification de l'enclenchement des lames.

La conception et le choix du matériau des lames a été validé expérimentalement. Le critère de sélection est d'assurer le maintien à une force supérieure à 0 N pour toutes les vitesses de sollicitation et tous les incréments de déplacement de l'étude. Ce critère permet d'empêcher la sollicitation de compression après la rupture du fusible associée à la flexion de l'éprouvette. Le matériau choisi est un acier traité à haute propriété mécanique, ayant un module d'élasticité quarante fois plus élevée que celui du T700/M21 en cisaillement plan.

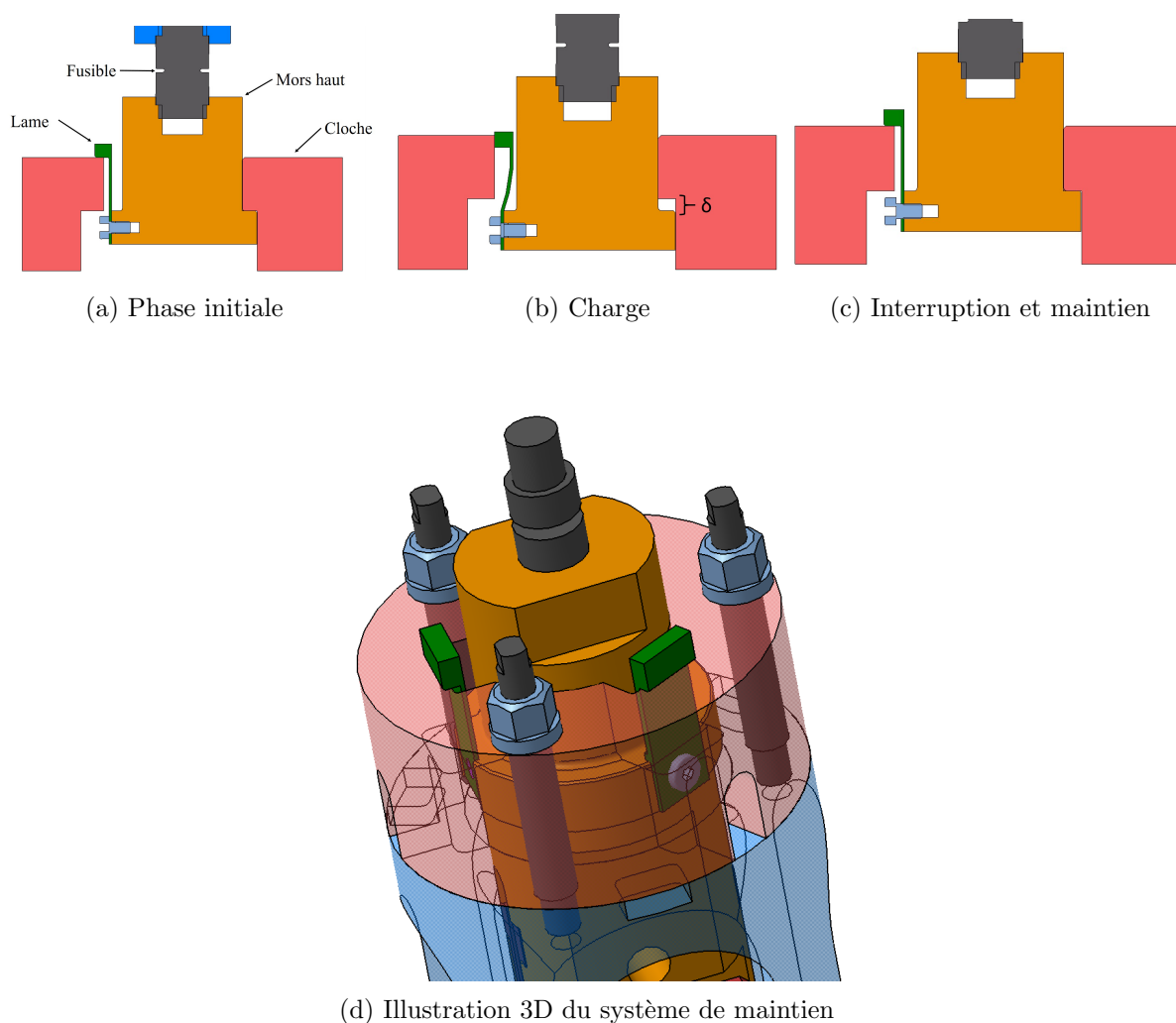


FIGURE III.7 – Schéma de fonctionnement du système de maintien.

III.2.2 Évaluation du module d'élasticité

Avec la mesure des trajets de chargement (phases II en Figures III.4 et III.5), il est possible de calculer le module d'élasticité. Comme évoqué au Chapitre I dans la Section I.3.2, la méthode choisie pour évaluer le module d'élasticité est celle proposée par Castres (2018). La Figure III.8 illustre cette méthode pour un cycle de chargement quelconque. Le $i^{\text{ème}}$ cycle étudié (Figure III.8a) est utilisé pour définir un module d'élasticité en cisaillement plan ($G_{12}^{(i)}$) pour chaque

cycle (i). Ce module est calculé avec une borne inférieure équivalente aux normes en vitesses lentes ($\varepsilon_{12} = 0.05 \%$). Concernant la borne supérieure, des régressions linéaires successives sont calculées pour ε_{12} [0.2 % ; 0.3 %] et la régression présentant le coefficient de corrélation (R^2) le plus élevé est choisie afin de définir le module d'élasticité.

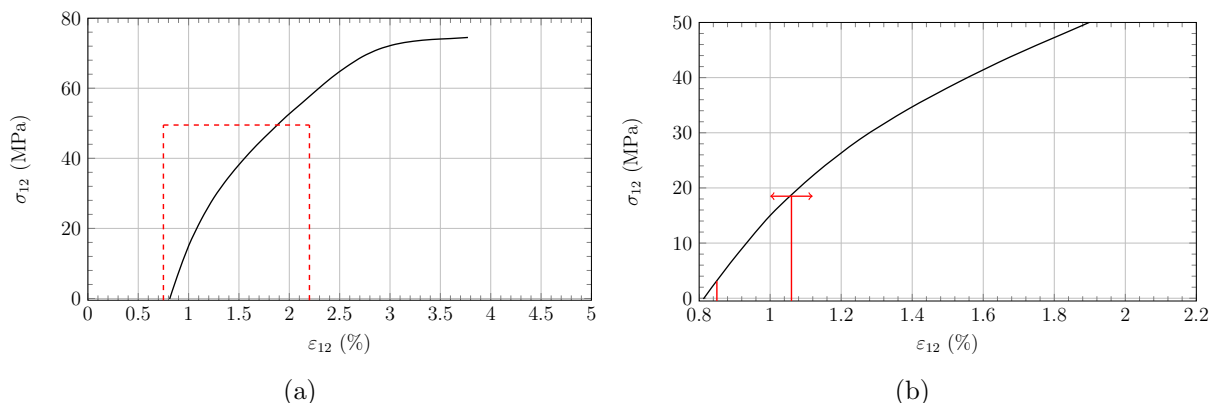


FIGURE III.8 – a) Illustration d'un trajet de chargement quelconque et mise en avant de la zone d'évaluation du module et b) mise en évidence de la méthode d'évaluation du module d'élasticité.

La Figure III.9 présente tous les cycles de chargement pour un essai à $6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$, correspondant à la phase II des Figures III.4 et III.5. Il existe une pré-charge d'environ 20 MPa pour les deux premiers cycles, ensuite cette pré-charge décroît, plus les incréments de déplacement sont élevés, pour tendre vers 4 MPa. Cette pré-charge est causée par le système de maintien présenté en Figure III.7. Le serrage des lames provoque une tension dans l'éprouvette venant effectuer cette pré-charge. La sollicitation n'étant pas maîtrisée, ni en vitesse de déformation, ni en niveau de déformation, il est choisi de ne pas la prendre en compte dans le comportement mécanique. Cela a pour effet de perdre de l'information sur le début des cycles et empêche d'utiliser les bornes de déformation évoquées précédemment pour le calcul du module d'élasticité, uniquement pour les cycles ayant une pré-charge supérieure à ces bornes.

Pour palier cette problématique, une méthode d'évaluation d'un module d'élasticité équivalent est proposée. Les bornes de déformation sont choisies afin d'assurer l'équivalence entre le module du premier cycle à $\delta = 0.5 \text{ mm}$ et le module évalué par Berthe (2013) pour une vitesse de déformation similaire. N'ayant pas encore été sollicitée, l'éprouvette pour le cycle à $\delta = 0.5 \text{ mm}$ correspond au même état mécanique que les essais de traction monotone servant au calcul du module.

Pour l'exemple présenté ici, les travaux de Berthe (2013) évaluent le module G_{12} à 4565 MPa (avec une dispersion de 2.1 %). Avec la méthode de module équivalent, pour le cycle de $\delta = 0.5 \text{ mm}$, le module est évalué à 4568 MPa, soit une différence inférieure à la dispersion expérimentale. Ensuite, les bornes définies pour le premier cycle sont utilisées pour les cycles disposant d'un niveau de pré-charge équivalent (par exemple, ici, les cycles à $\delta = 1$ et 1.5 mm). Pour les cycles présentant une pré-charge le permettant, les bornes utilisées sont celles définies pour les essais sans pré-charge.

Le Tableau III.1 présente les résultats concernant l'évaluation du module pour chacun des cycles de chargement de la Figure III.9. La Section III.5.2 étudie l'influence de la méthode d'évaluation d'un module équivalent présentée ici, par rapport à un essai effectué sur une machine électromécanique, donc sans les phases de pré-charge.

Le système de maintien proposé dans ces travaux ne permet donc pas de s'affranchir de la pré-charge inhérente à l'empêchement de la sollicitation de compression après la rupture du fusible, qui est présentée dans les travaux de Battams (2014). Dans les travaux de Battams, la pré-charge est de $F = 6 \text{ kN}$. Le système proposé ici réduit considérablement le niveau de

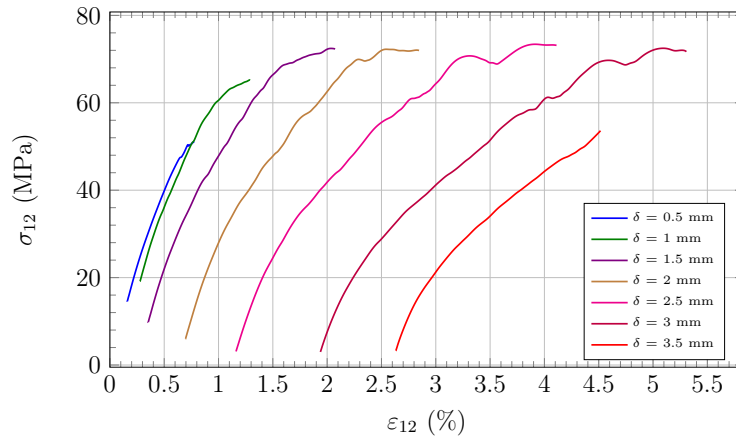


FIGURE III.9 – Cycles de chargement issu d'un essai à 6 mm.min^{-1} obtenus avec le protocole et le dispositif développé dans ces travaux de thèse.

δ (mm)	0.5	1	1.5	2	2.5	3	3.5
G_{12} (MPa)	4568	4465	4422	4169	3609	3119	2967

TABLEAU III.1 – Valeur du module de cisaillement de l'essai à 6 mm.min^{-1} en fonction de l'incrément de déplacement δ

pré-charge, qui est de $F \simeq 1.5 \text{ kN}$. Ce niveau de pré-charge correspond, comme le montre la Figure III.9, à une contrainte de $\sigma_{12} \simeq 20 \text{ MPa}$. Sur la base des travaux de [Huchette \(2005\)](#) et de [Berthe \(2013\)](#) présenté en Section I.4.1 et I.4.2, aucun endommagement n'est provoqué dans le T700/M21 pour ce niveau de sollicitation. Le système permet donc d'empêcher la compression tout en ne provoquant pas d'endommagement avant l'essai dans l'éprouvette.

III.3 Caractérisation du comportement irréversible

Le protocole présenté jusqu'à maintenant permet d'évaluer la contrainte maximale (σ_{12}^{max}), la déformation maximale (ε_{12}^{max}) ainsi que le module d'élasticité (G_{12}). L'intérêt de maintenir la sollicitation est de pouvoir piloter et mesurer la phase de déchargement de la sollicitation, afin d'accéder à l'évaluation du comportement irréversible du matériau étudié. Cette partie des travaux est présentée dans la section suivante.

III.3.1 Piloter et mesurer la phase de déchargement de sollicitation

La Figure III.10 illustre la phase de déchargement de la sollicitation, en trait plein, suivant la phase de chargement présentée précédemment, en pointillé. L'enjeu de ces travaux est de pouvoir piloter et mesurer cette phase, ce qui n'est pas encore présent dans la littérature à notre connaissance. Pour rappel, les travaux de [Fitoussi et al. \(2005\)](#) permettent d'avoir accès à cette phase, mais *a priori* sans pouvoir la piloter. Assurer le pilotage et la mesure de cette phase permet de s'assurer de ne pas provoquer de la compression dans l'éprouvette. Les travaux de [Coussa \(2017\)](#) ne permettent pas, eux, de pouvoir mesurer la phase de déchargement, même si elle est effectuée manuellement (cela à cause de la position de la cellule d'effort dans le protocole d'essai, qui est présente en dehors de dispositif d'essais). Ce protocole, de façon inédite, permet de piloter et mesurer la décharge après une sollicitation dynamique. Cela va permettre d'évaluer la déformation irréversible et son évolution après une sollicitation dynamique.

La Figure III.11 présente les phases de décharge mesurées par le protocole pour un essai à

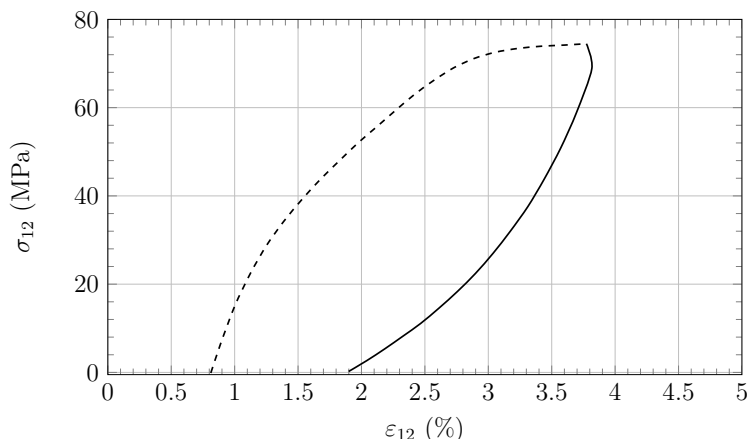


FIGURE III.10 – Illustration d'un cycle de décharge lors d'un essai cyclé incrémental avec le cycle de charge le précédant en pointillé

6 mm.min⁻¹. La différence entre la phase théorique observée sur la Figure III.10 et les phases présentées sur cette figure s'explique par l'influence du système de maintien et du comportement visqueux du matériau étudié. Toutes les phases (de A à D) sont effectuées manuellement à l'aide de l'actionneur du vérin servo-hydraulique. Le déplacement de la tige est piloté manuellement et est effectué le plus lentement possible avec une vitesse la plus constante possible pendant la manipulation.

Comme nous l'avons vu dans la Section III.2.1, le système de maintien ne garantit pas de maintenir la sollicitation au niveau maximal de l'effort obtenu pendant la phase de chargement. Il est nécessaire de solliciter l'éprouvette jusqu'à la butée mécanique de la cloche avant de pouvoir retirer le système de maintien. Cette phase correspond à la courbe entre les points A et B.

Durant la phase entre B et C, le système de maintien est desserré manuellement afin d'effectuer la décharge. Durant cette phase, il y a une perte d'effort non négligeable associée à une augmentation de la déformation locale de cisaillement mesurée par les jauges de déformation. A cet instant, l'éprouvette est maintenue au niveau de déplacement de l'incrément δ venant d'être effectué. Il s'opère une relaxation de la contrainte dès le maintien au niveau de déplacement maximal. Cette relaxation étant à un niveau de déplacement imposée par le temps du desserrage du système de maintien, le niveau de déformation de cisaillement local croît.

Une fois le système de maintien retiré, la phase de déchargement peut être effectuée. Cela correspond à la phase entre les points C et D. Cette phase est donc réalisée manuellement avec l'actionneur du vérin servo-hydraulique en assurant une vitesse de déplacement de la tige de vérin la plus constante possible (Figure III.12).

Une fois la phase de décharge effectuée, la conception du dispositif d'essais ne permet pas de re-solliciter directement l'éprouvette. Il faut, pour effectuer un nouveau cycle de chargement, charger de nouveau le logiciel pilotant la servo-valve et mettre en place manuellement un nouvel incrément de déplacement δ . La capacité du protocole à conserver la continuité de l'acquisition, donc la mesure de l'effort et de la déformation, a permis d'observer une phase de recouvrance non négligeable dans la caractérisation de la déformation irréversible, qui correspond à la phase entre D et E. Cette phase de recouvrance et sa caractérisation font l'objet de la Section III.3.2. Il y a donc une déformation irréversible à évaluer après un certain temps d'attente. Cela met en avant un biais dans la mesure usuelle de la déformation irréversible lors des essais cyclés sans phase de recouvrance pour le CMO. La déformation au point D doit être définie comme une déformation rémanente représentative de l'addition de la déformation irréversible et de la déformation de recouvrance. La déformation de recouvrance est définie comme étant la quantité de déformation entre le point D et le point E.

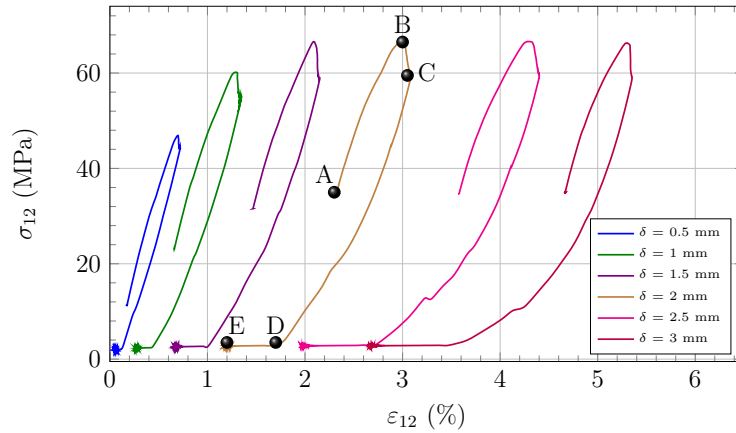


FIGURE III.11 – Cycles de déchargement issus d'un essai à $6 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ et mise en évidence des points d'intérêt de A à E

La Figure III.12 illustre la vitesse de déformation durant la phase de décharge entre les points C et D de la Figure III.11. Cette phase dure environ 20 secondes pour les plus hauts niveaux de déformation. Étant effectuée manuellement, la vitesse de déformation présente des oscillations. La valeur la plus haute obtenue durant les phases de déchargement est de l'ordre de $1.7 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$.

Pour une vitesse de déplacement de $6 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$, la vitesse de déformation théorique est de $\dot{\varepsilon} = 2.27 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$. Les phases de déchargement sont donc effectuées à une vitesse de déformation inférieure à la vitesse de déformation minimale utilisée dans ces travaux de thèse. La vitesse de déformation de $1.7 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ correspond à une sollicitation théorique de $4.5 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$. Appliquée à tous les cycles et toutes les vitesses, cela permet d'assurer la comparaison entre les essais et d'assurer qu'aucun mécanisme visqueux supplémentaire n'est activé durant ces phases de déchargement.

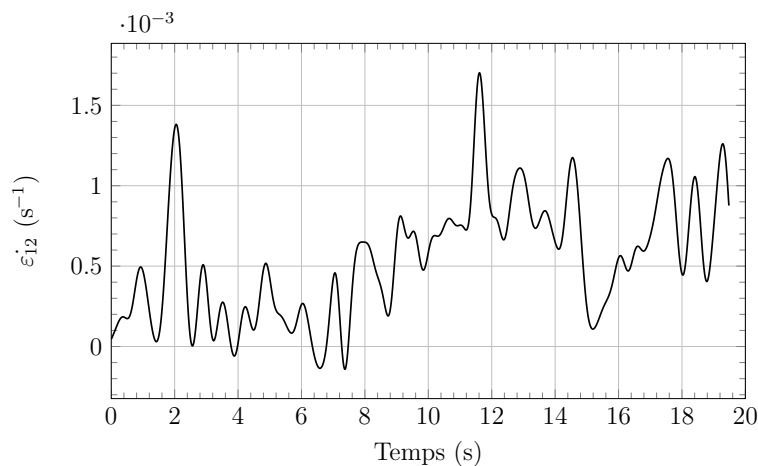


FIGURE III.12 – Evolution de la vitesse de déformation en fonction du temps lors de la phase entre les points C et D

La revue de la littérature a montré que seuls les travaux de [Fitoussi *et al.* \(2005\)](#) présentent la mesure des phases de déchargement. Cependant, comme mentionné en Section I.5.2, il n'est pas possible de déterminer si, avec la méthode utilisée, la flexion de l'éprouvette après la rupture du fusible est évitée ou non. Avec le protocole développé dans cette thèse, il est possible de montrer le niveau minimal d'effort subi par l'éprouvette après l'interruption et le maintien,

mais aussi et surtout, de mesurer et piloter les phases de déchargement avec une vitesse de déformation équivalente pour tous les cycles. Le protocole permet donc d'assurer la cohérence dans la comparaison de tous les cycles et ainsi de mettre en avant la robustesse de la méthode proposée dans l'évaluation de la déformation irréversible après une sollicitation dynamique. Cette fonction technique permet de proposer de manière inédite, pour des sollicitations dynamiques, un protocole permettant la dissociation entre le comportement visqueux et le comportement dissipatif concernant l'évaluation de la déformation irréversible. Ce qui fait l'objet de la section suivante.

III.3.2 Évaluation de la déformation irréversible et caractérisation des phases de recouvrance

La Figure III.13a illustre le point de déformation irréversible défini par des essais cyclés incrémentaux initialement développés pour des matériaux métalliques, donc sans phase de recouvrance. La Figure III.13b illustre, elle, un essai évaluant la déformation irréversible avec une phase de recouvrance d'une partie de la déformation non-linéaire. Cette différence dans l'évaluation de la déformation irréversible a déjà été évoquée par [Lemaitre et Chaboche \(1985\)](#) pour l'évaluation du phénomène de recouvrance après une phase de charge-décharge d'un matériau métallique étant défini comme un matériau viscoplastique (Figure III.14). C'est dans la définition de l'échelle de temps du phénomène de recouvrance que diffèrent ces travaux avec la proposition de [Lemaitre et Chaboche \(1985\)](#). Pour les matériaux visco-plastiques tels que décrits par les auteurs, les temps d'attente sont évalués de l'ordre de plusieurs heures. Pour le T700/M21 et dès les premières secondes, la mesure de la déformation a montré une évolution de la déformation de recouvrance nécessitant sa prise en compte dans le protocole d'essai développé. Dans le cas de ces travaux de thèse, le point rouge de la Figure III.13a est considéré comme étant représentatif de la déformation rémanente et celui de la Figure III.13b de la déformation irréversible, qui est donc indépendante du comportement visqueux.

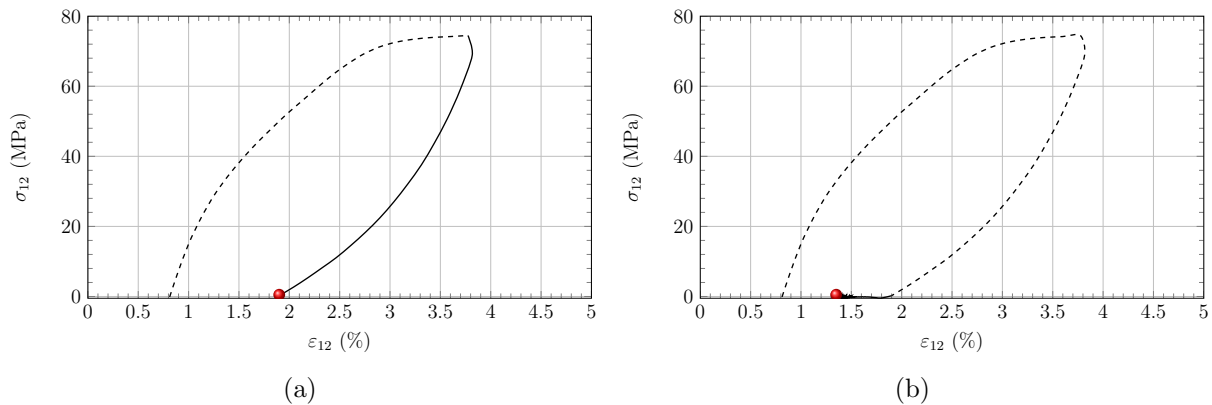


FIGURE III.13 – Évaluation de la déformation irréversible a) sans phase de recouvrance b) avec phase de recouvrance.

Comme l'illustre la Figure III.14, dans les travaux de [Lemaitre et Chaboche \(1985\)](#) la phase de décharge (entre B et A) est linéaire. Les phénomènes responsables du comportement de recouvrance ne sont pas encore activés. Ce n'est qu'après le point A et un certain temps d'attente, que la déformation de recouvrance (ϵ_r) croît. Pour le T700/M21 et dès la phase de décharge, les phénomènes visqueux interviennent durant les premiers instants et créent une phase de décharge non-linéaire (Figure III.15a). Le protocole doit donc mesurer tout au long de la décharge et dès l'arrivée au point de force nulle, la déformation et la force pour évaluer le recouvrance du matériau. D'après les auteurs, pour caractériser ce phénomène, il faut déterminer le temps d'at-

tente nécessaire à « l'évacuation » des phénomènes visqueux pour ensuite évaluer la déformation irréversible indépendamment de la viscosité.

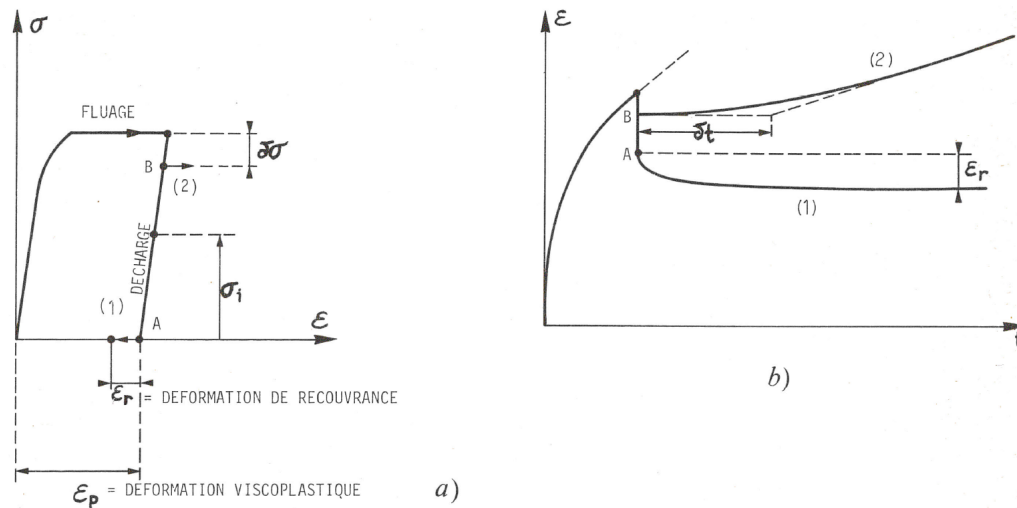


FIGURE III.14 – Définition de la déformation de recouvrance d'un matériau visco-plastique lors des essais cyclés par [Lemaitre et Chaboche \(1985\)](#).

La littérature présente plusieurs études se focalisant, plus ou moins, sur la compréhension et la caractérisation de ce phénomène de recouvrance.

L'étude de la dépendance temporelle de deux matériaux composites (T300-5208 et IM7-5260) par [Rui Miranda-Guede \(1998\)](#) a proposé un modèle de comportement basé sur la théorie visco-élastique de [Schapery \(1969\)](#) étendue avec une partie visco-plastique basée sur les travaux de [Zapas et Crissman \(1984\)](#). Ce modèle a permis de modéliser autant les sollicitations de fluage, que de relaxation et ce en fonction de la vitesse de sollicitation. L'étude expérimentale s'est aussi focalisée sur la caractérisation du comportement non-linéaire avec un temps d'essai de 10 176 heures (14 mois) et à conclu qu'un changement de comportement s'opère pour le T300-5208 quand le niveau de sollicitation est inférieur ou égale à 69 % de la contrainte maximale à rupture. Quand la sollicitation est supérieure ou égale à 72 % de σ^{max} , le comportement est vitreux; quand elle est inférieure ou égale à 69 %, il est caoutchouteux. Aussi, le modèle a permis de bien prédire le comportement visco-élastique pour les petits niveaux de contrainte, mais montre des écarts pour les hauts niveaux de contrainte, ce qui laisse à penser qu'il ne permet pas de modéliser l'intégralité du comportement : il y aurait des phénomènes autres que la visco-élasticité et visco-plasticité, notamment pour les hauts niveaux de contrainte.

Toujours avec l'utilisation de la théorie de Schapery, les travaux de [Megnis et Varna \(2003\)](#) se sont focalisés plus précisément sur l'évaluation de la déformation visco-plastique en séparant les phénomènes visco-élastiques de ceux visco-plastiques. L'avantage de la théorie de Schapery est de décrire, dans le cadre thermodynamique, la non-linéarité comme dépendante du temps avec chaque paramètre défini par le modèle. Les auteurs ont conclu que le phénomène de recouvrance était un processus visco-élastique et que la dépendance au temps de la déformation visco-plastique (la « déformation permanente » plus objectivement) pouvait être modélisée suivant une loi puissance, car elle est une droite linéaire pour une échelle logarithmique de la déformation en fonction du temps, lui aussi en échelle logarithmique.

La précision « déformation permanente » est mise en avant ici car dès les travaux de [Bassam et al. \(1998\)](#), elle est associée à la présence de fissuration et non de plasticité. Cette étude de [Bassam et al. \(1998\)](#) a aussi permis de montrer que le phénomène de recouvrance était dépendant du taux de fissures dans le stratifié, notamment concernant la capacité du matériau à recouvrer ou non une partie des déformations. Plus la fissuration est présente, moins le matériau recouvre de

déformation. Cela est mentionné dans l'article, mais fait partie de travaux non publiés concernant un matériau composite en fibre de verre et résine polymère.

Dans l'étude de [Pettersson *et al.* \(2006\)](#), concernant un composite carbone/époxy, l'attente de deux heures après les phases de décharge et l'évaluation du module sur la pente de recharge permet d'obtenir des résultats moins dispersifs et plus cohérents concernant l'évaluation du module d'élasticité. Les auteurs mettent en avant le fait que les courbes d'hystérésis des matériaux composites font intervenir plusieurs phénomènes (viscosité, endommagement ou encore frottement de fibres), ce qui rend l'évaluation du module sur cette partie du comportement dépendante de plusieurs facteurs.

Concernant les phases de recouvrance plus spécifiquement, l'étude de [Chung et Ryou \(2009\)](#) a permis de les modéliser avec un modèle visco-élastique et avec une partie visco-plastique sensible à la vitesse de déformation. Cela s'est traduit par l'utilisation d'un terme représentant la déformation plastique cumulée avant la décharge, ce qui correspond à l'introduction de l'histoire du chargement dans le modèle.

En résumé, la littérature montre plusieurs méthodes pour modéliser le phénomène de recouvrance, mais toutes s'accordent sur le fait qu'il est majoritairement dominé par le comportement visco-élastique. Ensuite, la déformation irréversible évaluée après la décharge et l'attente est soit modélisée par un modèle représentant de la plasticité ou de l'endommagement permanent.

Comme la littérature le montre, pour caractériser cette phase de recouvrance, il est nécessaire de réaliser des essais dédiés à l'évaluation du temps d'attente nécessaire à la caractérisation de la déformation irréversible. Pour déterminer ce temps d'attente, une mesure de la déformation de recouvrance a été effectuée après un cycle de chargement proche de la rupture de l'éprouvette, et ce pour la vitesse de sollicitation la plus basse ($6 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$) et la plus haute ($1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$).

La Figure III.15a présente le temps d'attente nécessaire pour évaluer la déformation irréversible, qui est de 900 secondes dans notre cas. Cette vérification a été effectuée sur l'ensemble des incréments δ et pour toutes les vitesses étudiées. La Figure III.15b met en avant le fait que pendant la phase de recouvrance, la vitesse de déformation est proche de 0 et donc qu'elle est bien inférieure à la vitesse de déformation pendant la sollicitation. L'amplitude observée est causée par le bruit de mesure du système d'acquisition ainsi que des jauges de déformation elles-mêmes. La vitesse de déformation étant proche de 0, la déformation de recouvrance est bien un phénomène indépendant de la sollicitation subie par l'éprouvette. Ce n'est que par l'activation ou non des mécanismes visqueux que ce phénomène de recouvrance peut être présent ou non. La Figure III.15 présente finalement la validation du temps d'attente de 900 secondes pour évaluer la déformation irréversible indépendamment du comportement visqueux du T700/M21. Ce temps d'attente va être appliqué à tous les cycles de décharge effectués avec le protocole proposé dans ces travaux et ce pour toutes les vitesses de sollicitation.

Le temps d'attente de 15 minutes (900 secondes) a également été validé avec une comparaison pour un essai à 45 minutes d'attente à $F = 0 \text{ N}$ entre chaque cycle. Cette comparaison est illustrée par la Figure III.16. L'ensemble des variables de déformation présentent la même évolution que ce soit pour 15 ou 45 minutes d'attente. Les 15 minutes semblent être une limite maximale dans la capacité de recouvrance pour cette étude et pour le matériau utilisé. La caractérisation des phases de recouvrance doit donc passer par une étude du temps d'attente optimal afin d'éviter d'allonger inutilement les temps d'essais.

Pour déterminer si cette phase de recouvrance fait appel uniquement au comportement visco-élastique, ou au contraire, au couplage d'un comportement visco-élastique et visco-plastique, il est possible d'étudier l'évolution de la déformation de recouvrance en fonction du temps en échelle logarithmique (Figure III.17a). La visco-élasticité est définie comme la capacité d'un matériau à revenir à un état de déformation initiale par un trajet différent que celui de la phase de chargement, et ce, grâce au temps laissé au matériau pour y revenir. En étudiant le temps

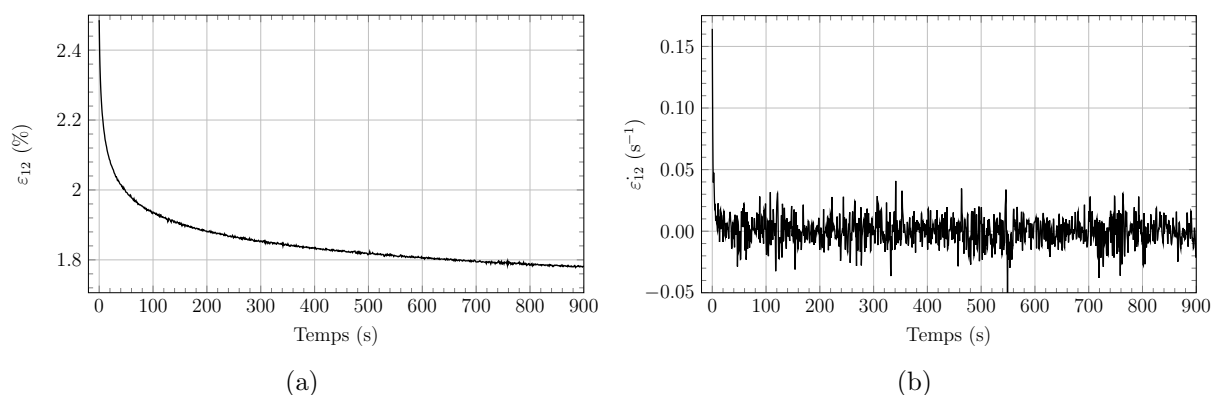
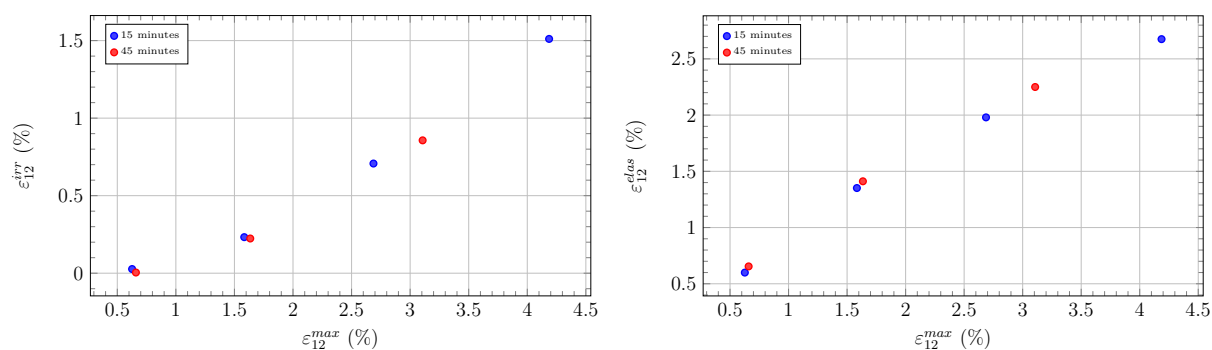
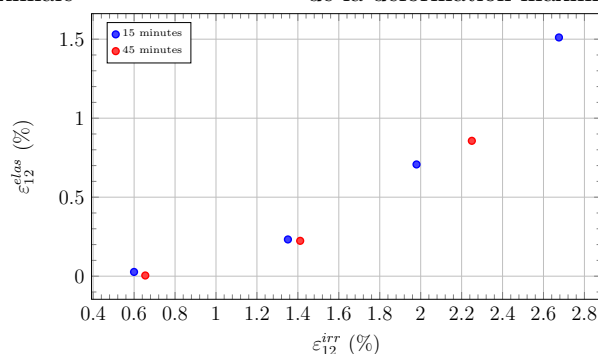


FIGURE III.15 – Illustration de la déformation de recouvrance (phase entre D et E) a) avec la mesure brute de la déformation de cisaillement plan et b) l'évolution de la vitesse de déformation en fonction du temps.



(a) Évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale (b) Évolution de la déformation élastique en fonction de la déformation maximale



(c) Évolution de la déformation élastique en fonction de la déformation irréversible

FIGURE III.16 – Comparaison entre des essais cyclés ayant 15 et 45 minutes d'attente de recouvrance.

en échelle logarithmique, le phénomène apparaît linéaire, comme le phénomène élastique pour une échelle de temps conventionnelle. La recouvrance observé pour le T700/M21 est bien causé par la visco-élasticité du matériau, et non par un couplage visco-élastique/visco-plastique. Cela permet une fois le temps d'attente effectué, d'évaluer une déformation irréversible indépendante des mécanismes visqueux. La déformation irréversible évaluée peut être considérée comme une déformation permanente causée par les mécanismes liés à l'endommagement tels que la fissuration ou le délaminage et indépendante des phénomènes visqueux. En normalisant la déformation de recouvrance par rapport à la valeur à $t = 0$ seconde (point D en Figure III.11), il est possible

d'exprimer une « capacité de recouvrance » du matériau en fonction de la sollicitation. Pour cet exemple, en passant de 1 à 0.7 %, il est possible d'exprimer une capacité de recouvrance de 30 % du T700/M21 pour le cycle étudié. Cela veut aussi dire que 70 % de la déformation est irréversible et qu'elle provient des mécanismes physiques liés à l'endommagement et non au comportement visqueux.

Cette dé-corrélation expérimentale entre le comportement visqueux et la dégradation physique permet d'exprimer une déformation irréversible dissociée de la non-linéarité causée par le comportement visqueux. Les essais issus du protocole exprimeront donc bien une évaluation de la déformation irréversible dé-couplée du comportement visqueux. Cela va notamment permettre de caractériser indépendamment les deux phénomènes et ainsi donner la possibilité d'intégrer ou non dans la modélisation, le couplage dégradation/viscosité.

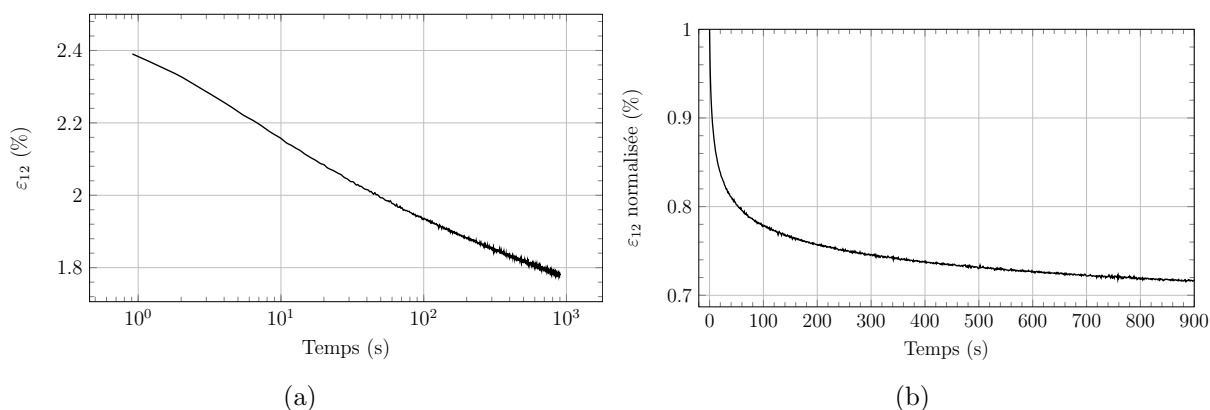


FIGURE III.17 – Évolution en a) de la déformation en fonction du temps en échelle logarithmique et en b) de l'évolution de la déformation normalisée en fonction du temps.

III.4 Caractérisation de la dégradation

La dernière partie du protocole consiste à évaluer la dégradation du T700/M21. La capacité d'effectuer plusieurs cycles de sollicitation sur la même éprouvette permet de quantifier la dégradation macroscopique du matériau en assurant la continuité de l'étude de l'endommagement. C'est un enjeu important du protocole, car il va permettre de proposer une étude complète de l'apparition vers la propagation des mécanismes liés à l'endommagement et ce jusqu'à la ruine du matériau étudié.

III.4.1 Assurer la continuité de la sollicitation

Après avoir effectué un cycle de chargement, piloté et mesuré la phase de décharge et attendu la phase de recouvrance, il est nécessaire afin d'évaluer la dégradation du matériau (*cf.* équation I.16), que l'essai incrémental re-sollicite la même éprouvette à un niveau de sollicitation supérieur. Cela permet d'effectuer un cycle $i + 1$ avec le même protocole d'essai que présenté depuis le début du chapitre, mais pour un niveau de dégradation supérieur. Les grandeurs macroscopiques caractéristiques d'un essai cyclé sont évaluées pour le nouveau cycle et elles peuvent être exprimées en fonction des cycles précédents. La Figure III.18 illustre en pointillé un cycle de chargement (i) et un cycle de « re-charge » ($i + 1$) avec en rouge le point de sollicitation maximale du dernier cycle effectué.

Accumuler les cycles sur la même éprouvette permet d'assurer cette continuité par le fait que les endommagements présents croient et sont étudiés de leur apparition jusqu'à la ruine du matériau. Ce ne serait pas possible avec l'utilisation d'une éprouvette entaillée ou avec une

discontinuité géométrique pour interrompre l'essai (*cf.* Section I.5.2). C'est avec les phases C et D de la Figure III.2 que cette continuité de la sollicitation est assurée. Grâce à l'utilisation d'une cellule d'effort solidaire du bâti et du mors bas ainsi que l'utilisation d'une interface vérin avec la tige de ce même vérin, il est possible de conserver les mesures physiques de force et de déformation tout en re-solidarisant la tige au mors du haut, pour de nouveau solliciter l'éprouvette. Il faut ajouter aussi l'avantage de ne pas devoir manipuler l'éprouvette pendant les différents cycles de chargement, ce qui évite la difficulté de la remise en place de l'éprouvette dans le dispositif entre tous les cycles.

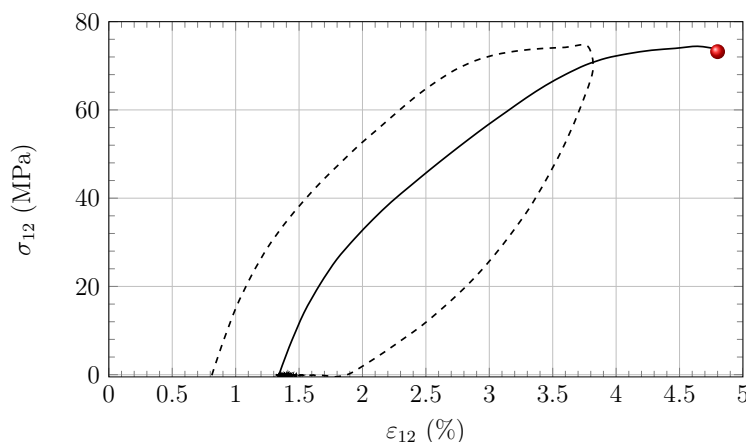


FIGURE III.18 – Illustration d'un cycle de rechargement après avoir effectué un essai incrémental illustré en pointillé

En déterminant le module d'élasticité du cycle i_0 et des cycles $i + n$, la variable d'endommagement exprimée par l'équation I.16, permet de représenter l'évolution de la perte de valeur du module de cisaillement en fonction du module initial. Et c'est par cette possibilité d'assurer la continuité de la sollicitation, qu'il est possible d'exprimer d_{12} .

Les sections précédentes ont présenté le développement du protocole d'essais et les influences du dispositif d'essais sur les grandeurs macroscopiques évaluées avec celui-ci. La section suivante vise à étudier l'influence du protocole vis-à-vis de la caractérisation du comportement mécanique du matériau étudié. Cette validation est à effectuer notamment à cause de la phase de maintien représentée par la phase III des Figures III.4 et III.5.

III.5 Validation du protocole à vitesse lente

Afin de connaître l'influence du protocole sur la caractérisation des variables mécaniques, il est proposé de comparer les résultats obtenus avec celui-ci en fonction d'un essai réalisé sur une machine électro-mécanique.

III.5.1 Spécificité d'un cycle obtenu avec le protocole d'essais interrompus

Pour mieux comprendre la spécificité des cycles de sollicitation obtenus avec le protocole d'essais, la Figure III.19 présente un cycle complet issu du protocole développé dans ces travaux de thèse. Les points F, B, C, D et E illustrent les points d'intérêt du cycle étudié (la cohérence avec la dénomination des points B, C et E est gardée avec la Figure III.11). A l'inverse d'un cycle réalisé sur une machine électro-mécanique (*cf.* Figure III.1b), les points B et C apparaissent dans la caractérisation du comportement mécanique du matériau étudié. C'est à cause de l'utilisation

du système de maintien que ces points B et C sont obtenus avec le protocole développé dans ces travaux.

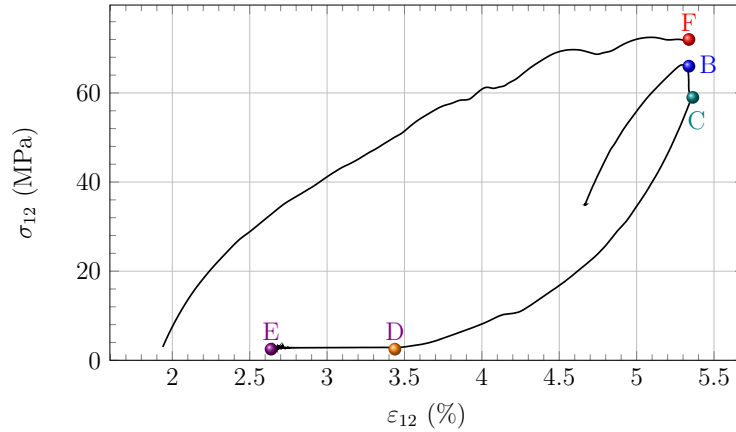


FIGURE III.19 – Illustration d'un cycle obtenu avec le protocole d'essais interrompus développé dans cette thèse

Lors de la phase de sollicitation de l'éprouvette jusqu'au point B, qui est nécessaire pour desserrer le système de maintien, la vitesse de déformation est inférieure à celle obtenue pendant la phase de chargement car elle est réalisée manuellement (*cf.* Section III.3.1). La différence de contrainte entre le point F et le point B est causée par la non-activation des phénomènes visqueux pour cette vitesse plus lente, ce qui engendre une contrainte plus faible pour le même niveau de déformation.

Comme montré avec les Figures III.4 et III.5, durant la phase de desserrage du système de maintien, la déformation de cisaillement croît localement malgré la diminution de l'effort. Ce phénomène devient, pour le comportement mécanique, la phase entre les points B et C. Le niveau de déformation avant la décharge, au point C, est donc supérieur à celui du point A, qui correspond au cycle de chargement. L'éprouvette subit localement une déformation supérieure à celle obtenue avec le cycle de chargement. L'influence de l'accroissement du niveau de déformation au point C est analysée dans la Section III.5.2.

Une fois le système de maintien desserré, le cycle de décharge débute jusqu'à l'atteinte d'une force nulle et l'évaluation de la déformation rémanente (ε^{rem} : point D). Les 900 secondes d'attente de recouvrance des mécanismes visqueux permettent d'évaluer la déformation irréversible uniquement liée aux mécanismes dissipatifs (ε^{irr} : point E).

III.5.2 Comparaison avec une machine électro-mécanique

La comparaison est effectuée pour une vitesse d'essai de $6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ appliquée aux deux machines d'essais. La géométrie d'éprouvette utilisée est celle définie au Chapitre II. L'effort est mesuré à l'aide de la cellule d'effort de la machine INSTRON 6987 pour l'essai sur machine électro-mécanique et par la cellule piézo-électrique KISTLER 9031A pour l'essai sur vérin INSTRON VHS 160/100-20. Les déformations sont mesurées à l'aide de jauges VISHAY CEA-06-125UNA-350. Les cycles de chargement sont : $\delta = 0.5, 1, 1.5, 2, 2.5, 3, 3.5 \text{ mm}$. Le calcul de la contrainte et de la déformation de cisaillement est obtenu comme décrit dans les Chapitres I et II, avec les normes pour vitesses lentes.

La Figure III.20 illustre les résultats de la caractérisation expérimentale, obtenus avec la machine électro-mécanique (QS en noir) et ceux obtenus avec le vérin (VHS en orange).

La Figure III.20b met en avant un niveau de sollicitation supérieur, pour un même incrément de déplacement δ , avec le protocole d'essai sur le vérin VHS qu'avec une machine QS. Le premier incrément $\delta = 0.5 \text{ mm}$ à la machine QS évalue la contrainte à $\sigma_{12} \simeq 40 \text{ MPa}$ et la déformation à

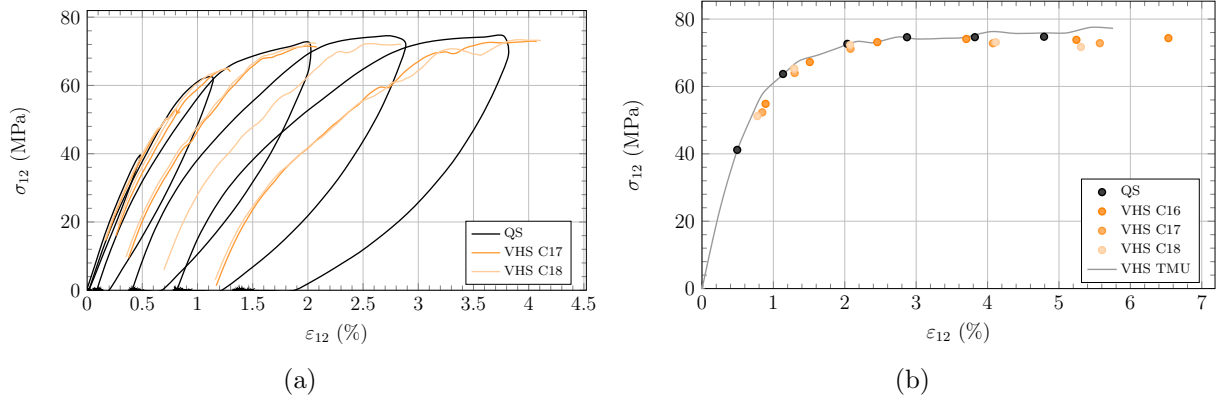


FIGURE III.20 – Essais cyclés incrémentaux, comparatif entre machine électro-mécanique et vérin servo-hydraulique avec en a) les cycles de chargement VHS jusqu'à 4 % de déformation et en b) les points de contrainte et de déformation maximale des cycles jusqu'à rupture.

$\varepsilon_{12} \simeq 0.5$ %. Pour le même incrément défini avec le protocole, la contrainte est $\sigma_{12} \simeq 53$ MPa et la déformation à $\varepsilon_{12} \simeq 0.8$ % (en moyenne pour les trois essais). Cette différence s'explique par l'accumulation des jeux d'usinage et des jeux fonctionnels dans le dispositif d'essais. Pour obtenir un niveau de déformation de 0.8 % contre 0.5 %, cela équivaut à une elongation longitudinale d'environ 0.2-0.25 mm de plus.

Cette différence n'a cependant pas d'effet sur le comportement macroscopique comme le montre la Figure III.20b. Le protocole évalue uniquement un niveau de sollicitation plus élevé que celui obtenu avec une machine électro-mécanique. On peut noter ici, que le premier incrément obtenu avec le protocole et le vérin VHS est inférieur à $\varepsilon_{12} < 1$ %, qui est le début de l'apparition macroscopique du comportement non-linéaire pour le T700/M21. Une comparaison avec un essai de Traction Monotone Uni-axial (TMU) est effectuée sur la Figure III.20b pour mettre en évidence la superposition des comportements caractérisés que ce soit avec une machine QS ou le vérin VHS, et que ce soit pour des essais incrémentaux ou monotones.

Il s'agit maintenant d'évaluer si ce niveau de sollicitation supérieur a un effet ou non sur les grandeurs caractérisées. Pour cela, il faut étudier chaque cycle de charge/décharge, pour un même niveau d'incrément δ , issu des deux types d'essais. C'est l'objet de la Figure III.21. Les cycles incrémentaux réalisés par la machine électro-mécanique sont comparés à ceux des vérins avec les Figures III.21a et III.21b pour les cycles de chargement et les Figures III.21c et III.21d pour les cycles de déchargement. Cette comparaison est présentée uniquement pour les cycles $\delta = 0.5$ et 1 mm, mais les conclusions sont valables pour l'ensemble des cycles jusqu'à rupture.

La sollicitation supérieure obtenue avec le protocole se trouve ici explicitée par les Figures III.21a et III.21b. Les mécanismes visqueux étant activés soit par la vitesse de déformation ou par le niveau de sollicitation dans le matériau, il est normal d'observer une différence dans les cycles de déchargement obtenus avec le protocole sur les Figures III.21c et III.21d.

Le chargement à $\delta = 0.5$ mm présente, pour les essais VHS, un essai où la sollicitation est supérieure aux deux autres. Le niveau d'elongation nécessaire pour revenir à la butée mécanique, et ainsi desserrer le système de maintien, se voit être lui aussi supérieur aux deux autres essais. Cette différence s'observe sur la Figure III.21c avec un des trois cycles VHS plus élevé en contrainte et en déformation. Comme présenté précédemment, le niveau de déformation maximale après le desserrage du système de maintien est plus élevé que celui obtenu pendant la charge (*cf.* Section III.5.1), et ce pour chaque éprouvette expérimentée avec le protocole et le vérin VHS.

Concernant le cycle à $\delta = 1$ mm, deux essais sont superposés et un présente un niveau de sollicitation plus élevé (Figure III.21b). Les deux cycles superposés en chargement le sont

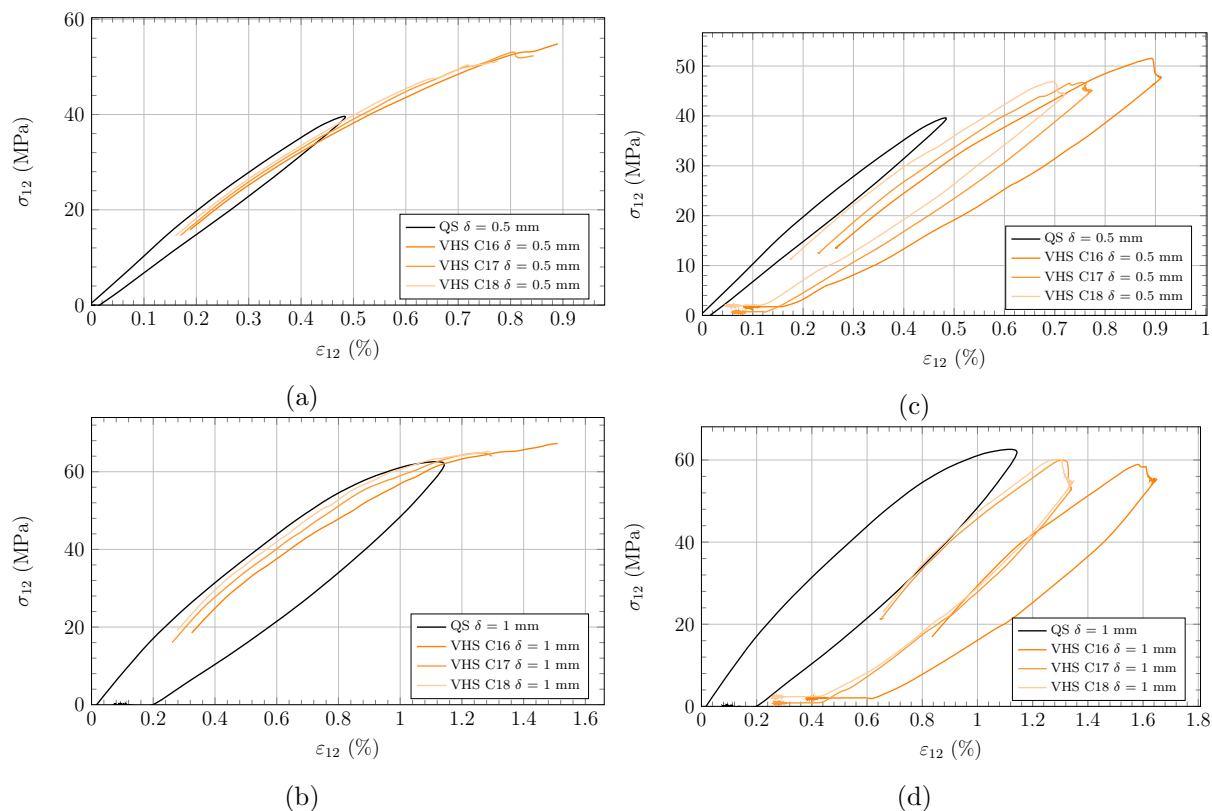


FIGURE III.21 – Comparatif des cycles obtenus avec les essais conventionnels et ceux obtenus avec le protocole d'essai en a) et c) pour $\delta = 0.5$ mm et en b) et d) pour $\delta = 1$ mm.

également pour les phases de déchargement (Figure III.21d). L'essai disposant d'une sollicitation plus élevée, nécessite de retrouver le même niveau de déformation ($\simeq 1.55-1.6$ %) avant de débiter la phase de décharge. Le niveau de déformation maximale identifié pendant les phases de décharge (point C en Figure III.19) est, pour ces essais à $\delta = 1$ mm, de 1.34 % pour les deux cycles superposés et de 1.64 % pour le dernier cycle. Cette différence de 0.3 % est causée par l'accumulation de déformation de relaxation et de déformation de fluage pendant les phases de maintien issues du dispositif d'essais. Les niveaux de déformation ne sont donc pas identiques pour un même niveau d'incrément δ imposé. Cependant, la Figure III.21d montre que les courbes d'hystéresis semblent être similaires pour les trois essais, mis à part la différence de niveau de déformation qui produit un décalage de l'essai ayant subi plus de relaxation pendant le desserrage du système de maintien.

Si le niveau de déformation est supérieur, pour les phases de décharge avec le vérin, à celui obtenu avec une machine électro-mécanique et qu'il peut être différent pour un même incrément de déplacement, il faut étudier si ce niveau de déformation a une influence ou non sur les grandeurs évaluées à l'aide du protocole d'essais sur le vérin.

Cette partie de l'étude consiste à déterminer si le niveau de déformation maximale subi par l'éprouvette pendant la phase de décharge doit être pris en compte dans le protocole d'essai proposé dans ces travaux. Pour cela, l'essai réalisé sur machine électro-mécanique (QS) est pris en référence et est comparé aux essais sur vérin avec le dispositif (VHS) avec l'évaluation des variables suivant la déformation maximale vue pendant la phase de charge ou de décharge.

Les Figures III.22 à III.26 présentent les résultats concernant l'étude de l'influence de la prise en compte du niveau de déformation maximale soit durant la phase de chargement ou de déchargement (respectivement le niveau de déformation du point F ou C de la Figure III.19). Les variables ayant l'exposant « décharge » sont évaluées avec le niveau de déformation de la

phase de décharge (point C en Figure III.19). Celle ne disposant pas d'indice spécifique sont celles évaluées avec le niveau de déformation du cycle de chargement (point F en Figure III.19). La déformation irréversible est celle identifiée après les 900 secondes d'attente de la phase de recouvrance (point E en Figure III.19).

La Figure III.22 présente la comparaison du niveau de déformation irréversible en fonction de la déformation maximale à la charge (Figure III.22a) et à la décharge (Figure III.22b). La prise en compte du niveau de déformation maximale à la décharge permet d'obtenir des résultats similaires à ceux obtenus avec l'essai QS. La Figure III.22a met en avant une différence entre l'essai QS et ceux VHS en termes d'écart entre les essais mais aussi en termes d'évolution. Avec la prise en compte de la déformation maximale à la charge, la tendance entre l'essai QS et les essais VHS diffère, pour une étude avec le niveau de déformation irréversible. La prise en compte du niveau de déformation à la décharge permet d'obtenir un écart raisonnable entre l'essai QS et les essais VHS, mais aussi et surtout d'obtenir une évolution similaire à l'essai QS, qui pour rappel ne subit pas de phase de maintien de la charge comme les essais VHS. Ce résultat met en avant la dépendance du niveau de déformation subi par le matériau pour un étude en fonction de la déformation irréversible.

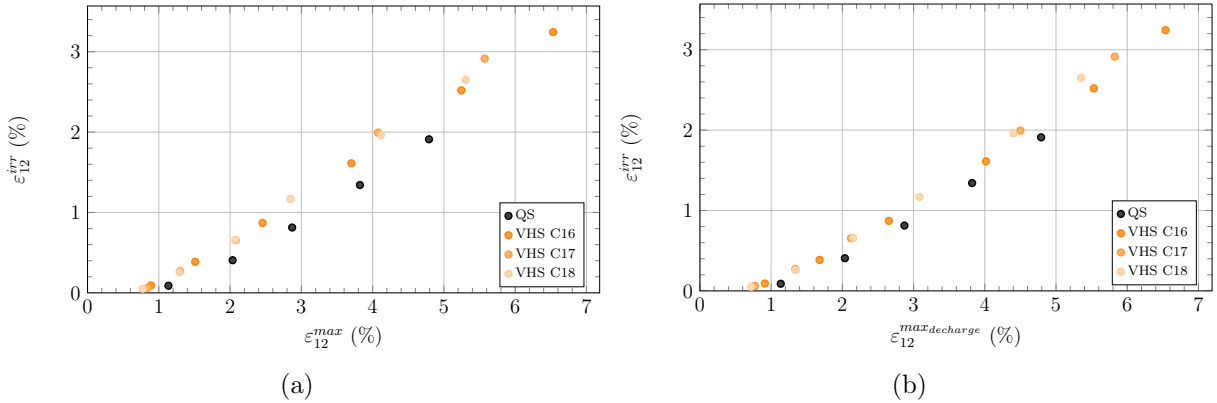


FIGURE III.22 – Comparatif de l'essai QS et des essais VHS concernant l'évolution de la déformation irréversible en fonction en a) de la déformation maximale à la charge et en b) de la déformation maximale à la décharge.

La Figure III.23 présente la même comparaison que la Figure III.22 mais cette fois-ci concernant la déformation élastique. En Figure III.23a la déformation élastique correspond à : $\varepsilon_{12}^{max} - \varepsilon_{12}^{irr}$ (F - E en Figure III.19) ; et en Figure III.23b à : $\varepsilon_{12}^{max, discharge} - \varepsilon_{12}^{irr}$ (C - E en Figure III.19). Le résultat est similaire à celui obtenu avec la Figure III.22. La prise en compte du niveau de déformation maximale à la décharge permet d'obtenir des résultats semblables à l'essai QS quand la déformation à la charge ne le permet pas. Ce résultat met en avant une certaine dépendance du matériau au niveau de déformation subi.

Pour autant, la déformation maximale n'est pas la seule variable d'étude. L'avantage du protocole étant d'obtenir la continuité des cycles de sollicitation, l'étude peut se focaliser aussi sur l'évolution de la variable d'endommagement. La Figure III.24 illustre l'évolution de la variable d'endommagement en fonction de la déformation irréversible. La tendance entre les essais VHS et celui QS semble respectée. Cependant, une différence de niveau d'endommagement semble être présente. En effet, pour un même niveau de déformation ($\varepsilon_{12} \simeq 2\%$), d_{12} est de 0.2 pour les essais VHS et de 0.3 pour l'essai QS. Cette différence est de l'ordre de la dispersion expérimentale observée dans la Section II.3 pour deux essais d'une géométrie normalisée issus de deux plaques différentes. Dans ce cas, la différence entre les essais VHS et QS, pour la Figure III.24, ne peut pas amener à conclure sur l'influence du protocole.

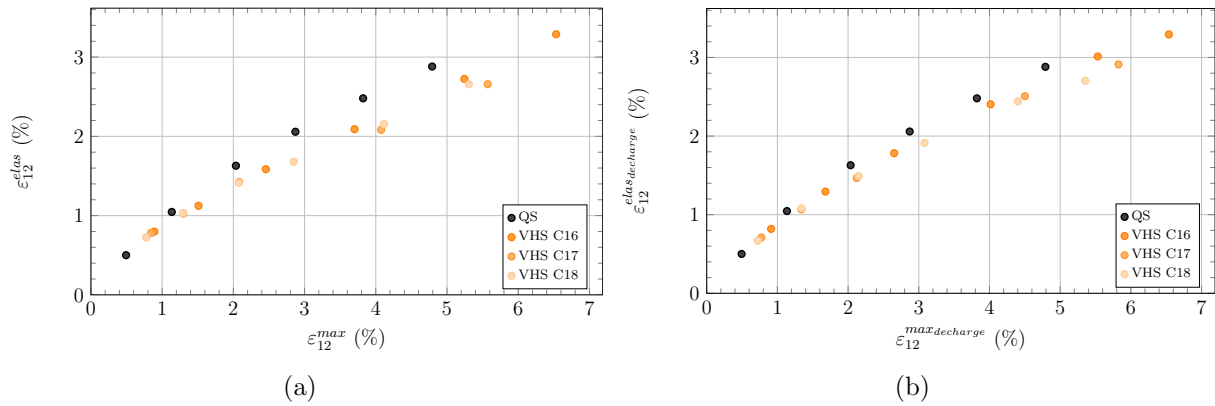


FIGURE III.23 – Comparatif de l'essai QS et des essais VHS concernant l'évolution de la déformation élastique en fonction de la déformation maximale en a) pour le cycle de chargement et en b) pour le cycle de déchargement.

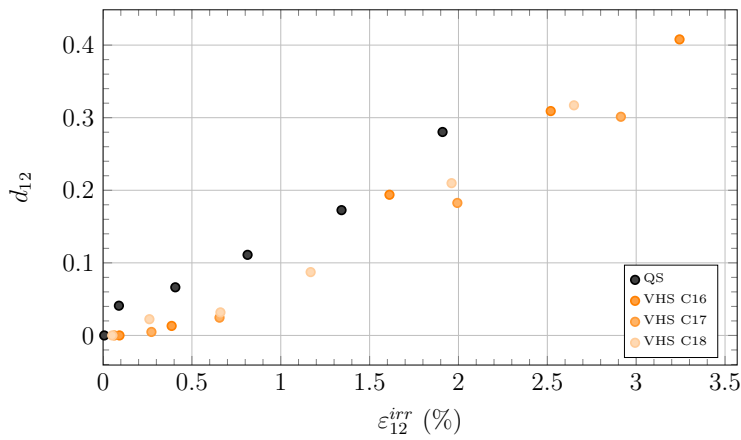


FIGURE III.24 – Comparatif de l'essai QS et des essais VHS concernant l'évolution de la variable d'endommagement d_{12} en fonction de la déformation irréversible.

La Figure III.25 ne présente pas d'influence de l'évolution de la variable d'endommagement, que ce soit en fonction de la déformation maximale prise à la charge (Figure III.25a) ou à la décharge (Figure III.25b).

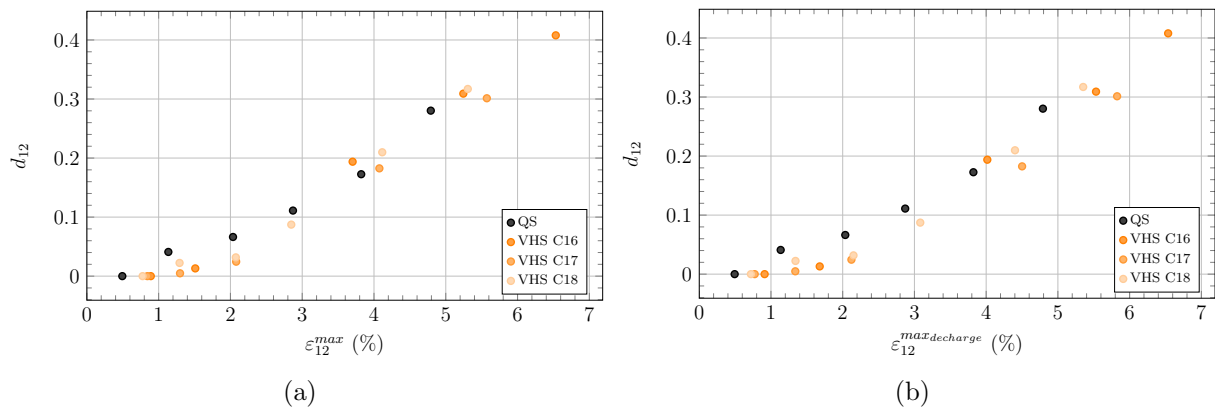


FIGURE III.25 – Comparatif de l'essai QS et des essais VHS concernant l'évolution de la variable d'endommagement d_{12} en fonction en a) de la déformation maximale à la charge et en b) de la déformation maximale à la décharge.

A la différence des Figures III.24 et III.25, la Figure III.26 présente une influence de l'utilisation du niveau de déformation maximal à la décharge dans l'évaluation du comportement endommageable en fonction de la déformation élastique. En effet, quand la Figure III.26a montre un écart entre les essais VHS et le QS pour $\varepsilon_{12}^{elas} > 2\%$, la Figure III.26b en est exempt. Pour les hauts niveaux de déformation, les phases de relaxation-fluage pendant le maintien sont plus importantes et ont donc un plus grand effet sur l'évaluation de la déformation élastique. Ce qui montre peu d'influence pour les deux figures avant 2 % de déformation élastique et une influence non négligeable après ce même niveau pour la Figure III.26a.

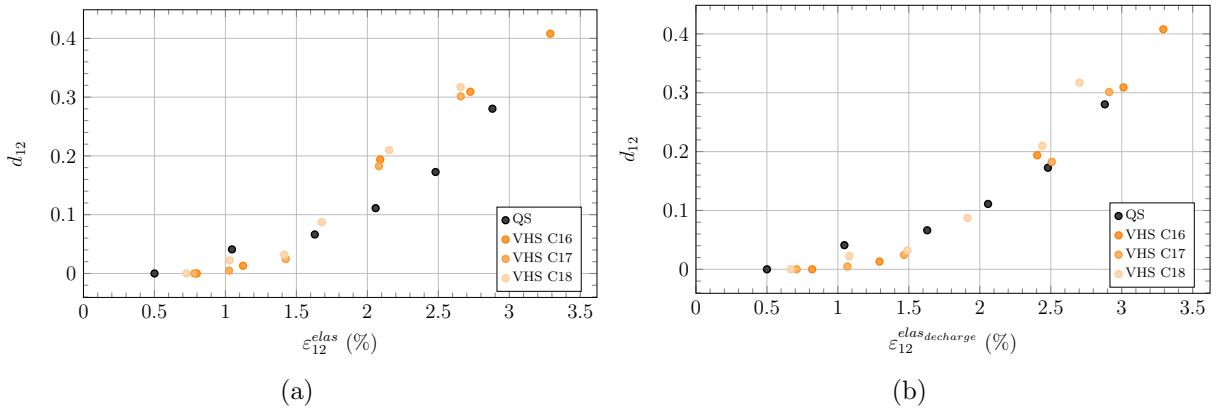


FIGURE III.26 – Comparatif de l'essai QS et des essais VHS concernant l'évolution de la variable d'endommagement d_{12} en fonction en a) de la déformation élastique à la charge et en b) de la déformation élastique à la décharge.

Cette analyse de l'évolution de la variable d'endommagement en fonction de la déformation élastique permet de mettre en avant la nécessité, afin d'être représentatif d'un comportement caractérisé sans phase de relaxation-fluage, d'utiliser le niveau de déformation maximal subit durant les phases de décharge de la sollicitation.

III.6 Conclusions

Dans le premier temps du Chapitre III, l'évaluation du comportement mécanique incrémental est présentée. L'utilisation de la méthode d'interruption par déplacement est choisie au vu de la faible amplitude en effort du comportement non-linéaire du T700/M21. La problématique du rebond associé à l'utilisation du vérin est décrite et son influence sur la vitesse de déformation est explicitée. Ensuite, le système de maintien est décrit pour comprendre son influence sur les phases de pré-charge observées pour certains cycles de chargement. Cette pré-charge oblige à proposer une méthode d'évaluation d'un module équivalent pour les cycles dépendant de celle-ci. Le critère de validation de la méthode proposée est l'obtention de résultats concernant l'évaluation du module d'élasticité en accord avec les résultats de la littérature.

L'étude se focalise ensuite sur la caractérisation de la déformation irréversible. Le protocole est conçu de sorte à pouvoir piloter et mesurer la phase de déchargement de la sollicitation. Il est donc possible d'évaluer la déformation irréversible après une sollicitation dynamique, tout en mesurant les courbes d'hystérésis, avec l'assurance que les éprouvettes n'ont pas subi de compression. A cause de l'utilisation d'un vérin et grâce à la capacité de mesurer les phases de déchargement, il a été nécessaire de caractériser le phénomène de recouvrance observé avec le T700/M21. Étant principalement causée par le comportement visco-élastique, la caractérisation de ces phases de recouvrance permet d'évaluer une déformation irréversible indépendante du comportement visqueux du matériau étudié. La méthode proposée permet de réduire l'influence des déformations visqueuses réversibles dans l'évaluation de la déformation irréversible. Cette

dernière peut donc être considérée comme essentiellement causée par les mécanismes liés à l'endommagement du T700/M21, donc liée au comportement non-linéaire dissipatif décrit dans le Chapitre I. Cela permet de caractériser l'effet de la vitesse de sollicitation sur le comportement non-linéaire dans le cadre thermodynamique décrit au Chapitre I en dissociant le comportement réversible et le comportement irréversible. Cette caractérisation a aussi permis de quantifier le temps d'attente nécessaire à « l'évacuation » des mécanismes visqueux, qui est de 900 secondes pour le T700/M21. Cette durée est donc appliquée à chaque cycle de sollicitation et pour chaque vitesse étudiée.

Enfin, la dernière partie s'est focalisée sur la validation du protocole à vitesse lente grâce à la comparaison des résultats obtenus avec le protocole par rapport à des résultats obtenus avec une machine électro-mécanique. Comme il était attendu, le protocole ne permet pas d'obtenir une précision semblable à celle d'une machine électro-mécanique. Pour un même incrément de déplacement théorique, le protocole caractérise un comportement mécanique plus avancé, du fait des jeux mécaniques présents dans le dispositif d'essais. Ensuite, l'analyse de l'influence du niveau de déformation maximale subie pendant les phases de déchargement, à cause du système de maintien, est étudiée. Il apparaît que prendre en compte ce niveau permet d'obtenir des résultats similaires à ceux obtenus avec une machine électro-mécanique ; quand le niveau de déformation à la charge ne le permet pas.

Le Chapitre III a donc permis de :

- Présenter et valider le protocole d'essais interrompus développé dans ces travaux de thèse,
- Identifier les spécificités obtenues avec ce protocole et proposer des méthodes permettant de s'en affranchir ou de les prendre en compte dans l'évaluation des grandeurs physiques,
- Dé-corréler expérimentalement la caractérisation du comportement non-linéaire causé par les mécanismes visqueux de celui causé par les mécanismes liés à l'endommagement.

Le protocole est, à notre connaissance, le premier permettant la caractérisation maîtrisée de l'ensemble des phases du comportement d'un CMO et de l'effet de la vitesse de sollicitation sur celles-ci. Ce résultat est obtenu par la capacité du protocole à dissocier le comportement non-linéaire visqueux et endommageable. De plus, l'opportunité d'effectuer des observations physiques pendant les essais ouvre des perspectives inédites concernant la caractérisation en dynamiques des CMO.

Chapitre IV

Effets de la vitesse de sollicitation sur le comportement non-linéaire du T700/M21

Ce chapitre présente les résultats concernant l'étude de l'effet de la vitesse sur le comportement non-linéaire du T700/M21 rendu possible par le protocole du chapitre précédant. La première étape consiste à valider expérimentalement l'utilisation du dispositif d'essais pour la caractérisation en traction monotone. Ensuite, les résultats des essais interrompus en dynamique sont présentés et l'influence des phases de recouvrance sur l'évaluation du comportement non-linéaire est analysée. Le chapitre allie donc l'analyse de l'effet de la vitesse et de l'influence de la recouvrance sur le comportement non-linéaire. Dans un premier temps, les résultats concernant le comportement mécanique mésoscopique sont présentés, puis ce sont les résultats concernant le comportement endommageable. Pour finir, les conclusions issues de ces analyses sont confrontées aux observations physiques réalisées grâce au protocole proposé. Elles permettront de vérifier si la vitesse a un effet sur le comportement non-linéaire du matériau étudié.

Sommaire

IV.1 Validation du protocole pour des essais de traction uni-axial monotone jusqu'à rupture	99
IV.2 Effets de la vitesse sur le T700/M21	101
IV.2.1 Effets de la vitesse sur le comportement mécanique mésoscopique	101
IV.2.2 Effets de la vitesse sur le comportement mécanique endommageable	105
IV.2.3 Comparaison avec les travaux issus de la littérature	107
IV.3 Observations physiques de l'effet de la vitesse sur les mécanismes responsables du comportement non-linéaire dissipatif	111
IV.3.1 Dépendance des observations au protocole expérimental	112
IV.3.2 Dépendance à la vitesse de sollicitation des mécanismes d'endommagement	112
IV.4 Conclusions	123

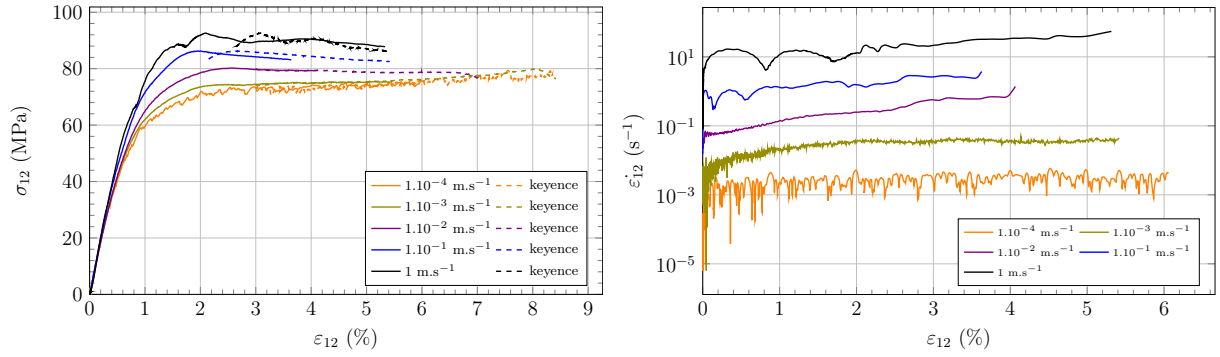
Le Chapitre IV présente les résultats obtenus avec le protocole expérimental présenté au Chapitre III et la géométrie d'éprouvette définie au Chapitre II. La Section IV.1 présente la validation de l'utilisation du dispositif d'essais dans le cadre expérimental de cette thèse. Ensuite, la Section IV.2 analyse les résultats issus des essais interrompus en dynamique. Le comportement mésoscopique et le comportement endommageable sont alors étudiés à l'aide des résultats obtenus. Une comparaison avec les résultats disponibles dans la littérature est effectuée et des hypothèses sont avancées afin de comprendre les différences observées entre les différentes études. Pour finir, la Section IV.3 enrichit les conclusions de la section précédente à l'aide d'observations physiques.

IV.1 Validation du protocole pour des essais de traction uni-axial monotone jusqu'à rupture

L'objectif des essais de cette section est de démontrer la validité du dispositif. La réalisation d'essais de traction monotone jusqu'à rupture va permettre de valider l'utilisation du dispositif d'essais pour la caractérisation expérimentale de l'effet de la vitesse de sollicitation sur le T700/M21. Les essais sont réalisés sur vérin INSTRON VHS 160/100-20. L'effort est mesuré par la cellule piézo-électrique KISTLER 9031A du dispositif d'essais ayant une capacité de mesure de ± 30 kN. Les déformations sont, elles, mesurées à l'aide de jauges VISHAY CEA-06-125UNA-350. Le calcul de la contrainte et de la déformation de cisaillement est obtenu comme décrit dans les chapitres précédents avec l'utilisation des normes pour les vitesses lentes. Les fréquences d'acquisition sont de 100 Hz pour les essais à 1.10^{-4} m.s⁻¹, 10 kHz à 1.10^{-3} m.s⁻¹, 200 kHz à 1.10^{-2} m.s⁻¹, 10 MHz pour les essais à 1.10^{-1} m.s⁻¹ et 1 m.s⁻¹. Pour cette validation et par manque de matériau, une seule éprouvette a été testée pour chaque vitesse. Comme un seul essai est réalisé, certaines jauges ont été traversées par des fissures avant la rupture de l'éprouvette. Ce qui rend les essais partiellement inexploitable après cette rupture de jauge. La Figure IV.1a illustre les courbes de comportement mécanique pour des vitesses allant de 1.10^{-4} m.s⁻¹ à 1 m.s⁻¹. Elles sont complétées en pointillés par la mesure de déplacement réalisée avec un capteur de déplacement laser (Keyence). Le seuil de contrainte durant le comportement non-linéaire présent pour des essais à basses vitesses, déjà présenté dans le Chapitre II, est également observé jusqu'à 1 m.s⁻¹. La valeur du plateau en effort croît avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation alors que la valeur de la déformation à rupture décroît avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation.

La figure IV.1b présente l'évolution de la vitesse de déformation en fonction de la déformation de cisaillement. Elle permet de mettre en avant la relative stabilité de l'évolution de la vitesse de déformation tout au long du chargement de l'éprouvette. Comme évoqué au Chapitre III avec la Figure III.6, il existe des rebonds causés par le système de chargement hydraulique qui sont visibles pour les vitesses de 1.10^{-1} m.s⁻¹ et 1 m.s⁻¹. Malgré ces rebonds, il faut noter qu'à aucun moment un essai à une vitesse de déformation donnée devient équivalent à celui inférieur ou supérieur. La comparaison entre les différentes vitesses peut donc être réalisée en sachant qu'elles sont toutes dans une décade de vitesse de déformation distincte. Les essais sont comparés en fonction des vitesses de sollicitation imposées et non en fonction des vitesses de déformation mesurées. En fonction des incréments de chargement imposés, donc du niveau de déformation subi par l'éprouvette, il suffit de se rapporter à la Figure IV.1b pour connaître l'ordre de grandeur de la vitesse de déformation de l'incrément étudié. Ce choix est fait pour faciliter la comparaison des essais dans la section suivante.

Les essais de traction en Figure IV.1a permettent d'évaluer le module d'élasticité en cisaillement plan et de le comparer aux données issues de la littérature. La Figure IV.2 illustre cette comparaison avec les travaux de [Berthe \(2013\)](#). Dans ces travaux, le module d'élasticité est évalué avec la méthode proposée par [Castres \(2018\)](#) et la vitesse de déformation est calculée avec



(a) Évolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la déformation de cisaillement (b) Évolution de la vitesse de déformation de cisaillement en fonction de la déformation de cisaillement

FIGURE IV.1 – Illustration des courbes issues de la validation de l'utilisation du dispositif d'essais pour des essais monotones jusqu'à rupture.

les points ayant servi au calcul du module d'élasticité. Les résultats des essais avec le dispositif sont contenus dans la dispersion expérimentale des travaux de Berthe, sauf pour l'essai à 1.10^{-2} m.s $^{-1}$ ($\dot{\varepsilon} = 0.06$ s $^{-1}$) qui présente une valeur plus faible (Tableau IV.1 et IV.2). Cette différence est à mettre en perspective avec la récente revue de la littérature effectuée par Parry *et al.* (2021) concernant l'évolution du changement du module d'élasticité en cisaillement avec l'augmentation de la vitesse de déformation pour les matériaux composites carbone-époxy unidirectionnels. Les valeurs de Berthe correspondent à la borne supérieure de cette évolution avec un changement de +13 % entre le module à 10^{-3} s $^{-1}$ et celui à 10^{-1} s $^{-1}$. La valeur inférieure est celle de Kwon *et al.* (2017) avec un changement de +3 %. L'essai à 1.10^{-2} m.s $^{-1}$ de ces travaux de thèse s'inscrit dans l'ensemble des résultats issus de la revue de Parry avec une augmentation de +4.25 %.

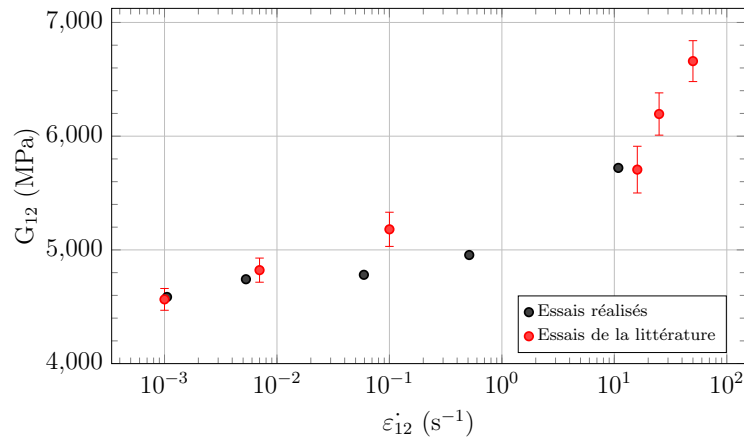


FIGURE IV.2 – Comparaison de l'évolution du module d'élasticité de cisaillement en fonction de la vitesse de déformation avec les données issues des travaux de Berthe (2013).

	$\dot{\varepsilon}_{12}$ (s $^{-1}$)	1.10^{-3}	7.10^{-3}	0.1	16	25	50
Berthe (2013)	G_{12} (MPa)	4565	4822	5181	5706	6195	6660
		$\pm 2.1\%$	$\pm 2.2\%$	$\pm 2.9\%$	$\pm 3.6\%$	$\pm 3.0\%$	$\pm 2.7\%$

TABLEAU IV.1 – Valeurs de module d'élasticité issues des travaux de Berthe (2013)

	$\dot{\varepsilon}_{12}$ (s ⁻¹)	1.10 ⁻³	5.3.10 ⁻³	0.06	0.5	10.8
Essais réalisés	G_{12} (MPa)	4586	4742	4781	4955	5721

TABLEAU IV.2 – Valeurs de module d'élasticité issues des essais de traction monotone réalisés avec le dispositif d'essais interrompus

L'utilisation du dispositif permet donc d'obtenir des résultats cohérents avec ceux de la littérature concernant l'évaluation du module d'élasticité. Le protocole garantit également l'obtention d'une sollicitation stable durant la totalité du chargement. Ces deux éléments montrent que l'utilisation du dispositif garantit une caractérisation du comportement non-linéaire permettant de comparer les différentes vitesses de déformation, et ce jusqu'à rupture de l'éprouvette.

IV.2 Effets de la vitesse sur le T700/M21

Cette section vise à présenter les résultats de la caractérisation des effets de la vitesse de sollicitation sur le comportement non-linéaire du T700/M21. L'ensemble des résultats est présenté avec une comparaison entre la déformation rémanente et la déformation irréversible, qui correspondent respectivement aux variables évaluées avant et après les phases de recouvrance (*cf.* Section III.3.2). Cette comparaison permet d'évaluer l'influence des phases de recouvrance sur la caractérisation du comportement non-linéaire et plus particulièrement sur l'évolution du comportement irréversible.

IV.2.1 Effets de la vitesse sur le comportement mécanique mésoscopique

Le comportement mécanique mésoscopique est représenté ici par l'évolution des variables de déformation issues des essais cyclés incrémentaux caractérisées à l'aide de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ et mesurées par les jauges de déformation. Les cycles de chargement sont : $\delta = 0.5, 1, 1.5, 2, 2.5, 3, 3.5$ mm, si l'éprouvette ne rompt pas avant. Chaque variable ε_{12}^{max} , ε_{12}^{rem} , ε_{12}^{irr} et ε_{12}^{elas} peut être étudiée en fonction des autres et ainsi déterminer un éventuel effet de la vitesse sur ces dernières ou sur certains couples d'entre-elles. Tous les essais du Chapitre IV sont représentés par une couleur pour chaque vitesse. Pour chacune d'elle, trois essais ont été réalisés. Les trois essais sont représentés par la même couleur sur chaque figure et ils sont distingués par un remplissage du symbole différent pour chacun d'eux.

La Figure IV.3a illustre l'évolution de la déformation rémanente en fonction de la déformation maximale et la Figure IV.3b l'évolution de la déformation irréversible toujours en fonction de la déformation maximale. On constate une insensibilité de l'évolution de ces deux variables de déformation à l'augmentation de la vitesse de sollicitation. Seule la valeur ultime de déformation est dépendante de la vitesse, comme montré lors des essais de traction monotone. L'objet de cette thèse concerne la caractérisation du comportement non-linéaire et non du comportement à rupture. Les choix expérimentaux effectués, notamment l'utilisation de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ et de jauges pour mesurer les déformations, ne sont donc pas forcément les plus pertinents pour évaluer le comportement à rupture. Les résultats sur les niveaux de déformation à rupture sont donc à prendre à titre indicatif et ne peuvent faire l'objet d'une caractérisation. Il faudrait évaluer et prendre en compte l'influence de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour la caractérisation du comportement à rupture, ce qui n'est pas l'objet de ces travaux de thèse.

Un essai à 1.10^{-2} m.s⁻¹ a été jusqu'à 8% de déformation maximale, donc plus haut en déformation que les essais à 1.10^{-3} et 1.10^{-4} m.s⁻¹, ce qui est en contradiction avec les résultats précédents. Cela s'explique par l'incrémentatation des essais. Si pendant le cycle en cours, l'éprouvette

est proche de la rupture, le cycle suivant la fera rompre avant de pouvoir évaluer la déformation maximale. Il s'en suit que la déformation maximale évaluée avec les essais incrémentaux peut être biaisée et ne pas représenter la déformation à rupture. Le dernier point évalué peut donc être inférieur à la déformation évaluée pour des essais de traction monotone (*cf.* Figure IV.1a). L'ordre de grandeur est une déformation à rupture proche de 8 % pour des vitesses de 1.10^{-4} m.s⁻¹ et 1.10^{-3} m.s⁻¹ et de l'ordre de 7.5% à 1.10^{-2} m.s⁻¹.

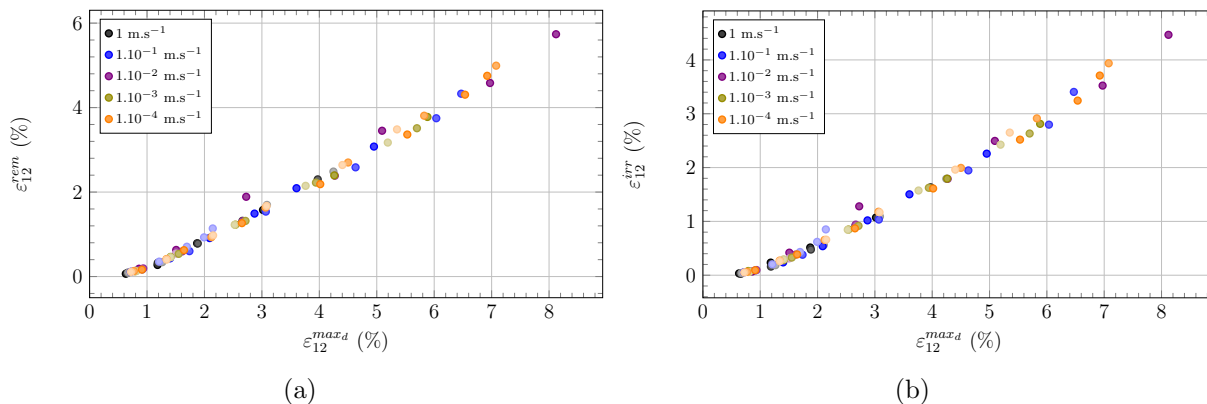


FIGURE IV.3 – Comparaison de l’effet de la vitesse de sollicitation sur l’évolution a) de la déformation rémanente et b) de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale.

La Figure IV.4 illustre la comparaison des résultats avant et après les phases de recouvrance, donc entre la déformation rémanente et la déformation irréversible. Elle regroupe tous les essais de la Figure IV.3a en bleu et ceux de la Figure IV.3b en rouge. Elle permet de montrer que le comportement mécanique n’est pas dépendant de la vitesse de sollicitation concernant l’évolution de ces deux variables. Il est uniquement dépendant de la quantité de déformation visqueuse « évacuée ». En d’autres termes, la prise en compte ou non des phases de recouvrance se traduit par un décalage du niveau de déformation irréversible évalué et non de l’effet de vitesse caractérisé.

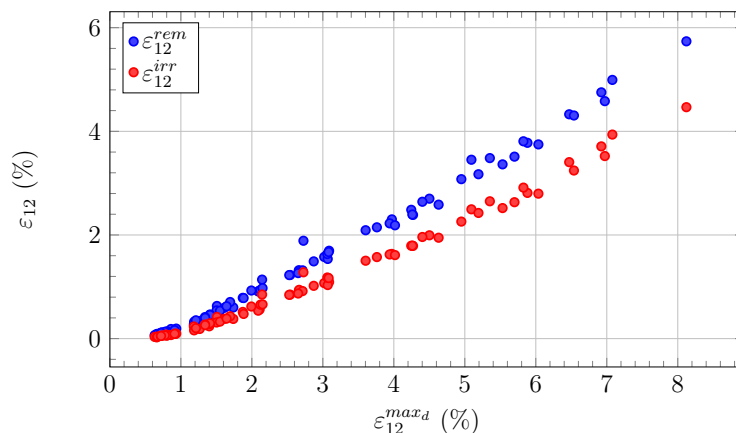


FIGURE IV.4 – Illustration de l’influence des phases de recouvrance sur l’évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation maximale.

Le Tableau IV.3 regroupe la moyenne du dernier incrément réalisé pour chacun des trois essais de chaque vitesse. Réaliser cette analyse permet de montrer que la déformation de cisaillement avant la phase de recouvrance est en moyenne 32 % plus élevée qu’après. Cet écart constant pour toutes les vitesses est l’écart illustré par la Figure IV.4. Encore une fois, les phases de recouvrance n’affectent donc pas la cinétique du comportement irréversible mais uniquement le

niveau de déformation évalué.

	$1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$	$1.10^{-3} \text{ m.s}^{-1}$	$1.10^{-2} \text{ m.s}^{-1}$	$1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$	1 m.s^{-1}
ε_{12}^{rem} (%)	4.40	3.49	4.07	2.85	2.11
ε_{12}^{irr} (%)	3.43	2.62	3.13	2.17	1.50
ε_{12}^{max} (%)	6.45	5.59	6.20	4.52	3.75
$\varepsilon_{12}^{rem} / \varepsilon_{12}^{irr}$	+28 %	+ 33 %	+ 30 %	+ 31 %	+ 40 %

TABLEAU IV.3 – Valeur finale moyenne de déformation rémanente, irréversible et maximale pour les trois essais de chaque vitesse.

La conclusion précédente est valable pour l'étude des déformations rémanente et irréversible en fonction de la déformation maximale. La déformation élastique est définie comme la soustraction à la déformation maximale de l'une ou de l'autre variable. En toute logique, cette conclusion devrait être valable pour l'étude de la déformation élastique en fonction de la déformation maximale. La déformation élastique évaluée au niveau de la déformation rémanente est notée $\varepsilon_{12}^{elas_{rem}}$ et la déformation élastique évaluée au niveau de la déformation irréversible est notée $\varepsilon_{12}^{elas_{irr}}$.

Les Figures IV.5 et IV.6 illustrent que la prise en compte des phases de recouvrance dans la caractérisation du comportement élastique, comme dans celui irréversible précédemment, ne montre pas d'effet de la vitesse sur ces derniers mais uniquement sur les niveaux de déformation évalués.

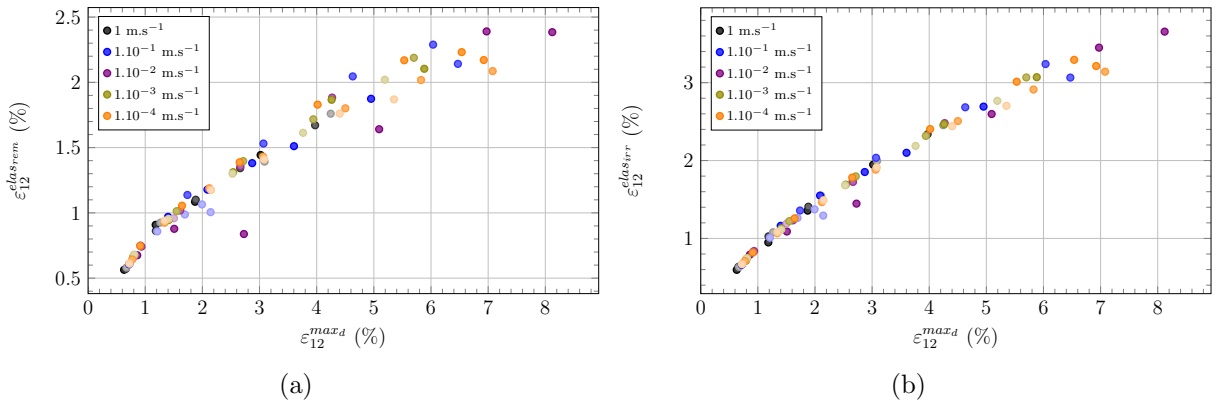


FIGURE IV.5 – Comparaison de l'effet de la vitesse de sollicitation sur l'évolution de la déformation élastique en a) évaluée au point rémanent et en b) évaluée au point irréversible en fonction de la déformation maximale.

La Figure IV.6 illustre la différence causée par la prise en compte des phases de recouvrance, ici pour l'évaluation de la déformation élastique en fonction de la déformation maximale. L'écart entre les deux courbes est approximé avec les valeurs moyennes des derniers cycles issues du Tableau IV.4. Cet écart est d'environ +29% pour la déformation élastique après les phases de recouvrance.

Pour conclure sur l'étude de l'influence de la vitesse sur le comportement mécanique mésoscopique, il semble intéressant d'étudier l'évolution de la déformation rémanente et de la déformation irréversible en fonction de la déformation élastique. Elles ont toutes montré une évolution décalée d'un pourcentage constant en fonction de la déformation maximale.

La Figure IV.7 illustre une augmentation de la dispersion par rapport aux Figure IV.3 et IV.5, mais cela est causé par l'échelle des graphiques qui est forcément plus faible, que pour la comparaison en fonction de la déformation maximale. Comme pour les comparaisons précédentes,

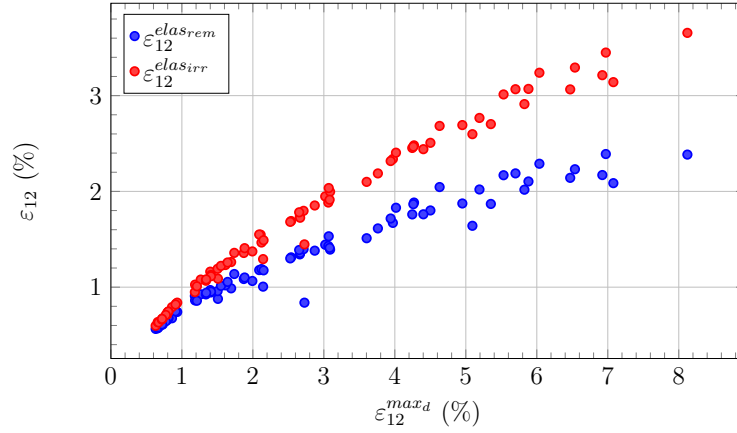


FIGURE IV.6 – Illustration de l’influence des phases de recouvrance sur l’évolution de la déformation élastique en fonction de la déformation maximale.

	$1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$	$1.10^{-3} \text{ m.s}^{-1}$	$1.10^{-2} \text{ m.s}^{-1}$	$1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$	1 m.s^{-1}
$\varepsilon_{12}^{elas_{rem}} (\%)$	2.04	2.10	1.74	1.67	1.62
$\varepsilon_{12}^{elas_{irr}} (\%)$	3.02	2.97	2.44	2.35	2.27
$\varepsilon_{12}^{max} (\%)$	6.45	5.59	6.20	4.52	3.75
$\varepsilon_{12}^{elas_{rem}} / \varepsilon_{12}^{elas_{irr}}$	+ 32%	+ 29%	+ 28%	+ 29%	+ 28%

TABLEAU IV.4 – Valeur finale moyenne de déformation élastique (au point rémanent et irréversible) et de déformation maximale pour les trois essais de chaque vitesse.

l’augmentation de la vitesse de sollicitation ne semble pas affecter l’évolution de la déformation rémanente ou de la déformation irréversible en fonction de la déformation élastique, que ce soit avec ou sans prise en compte des phases de recouvrance. Il est aussi à noter qu’après les phases de recouvrance, la dispersion expérimentale est réduite entre toutes les vitesses. Le fait de soustraire la partie visqueuse du comportement non-linéaire rend la comparaison entre toutes les vitesses dans des états mécaniques pouvant être considérés comme quasi-similaires, donc moins dispersifs comme [Pettersson et al. \(2006\)](#) l’avait déjà montré concernant la caractérisation de l’évolution du module en cisaillement plan G_{12} .

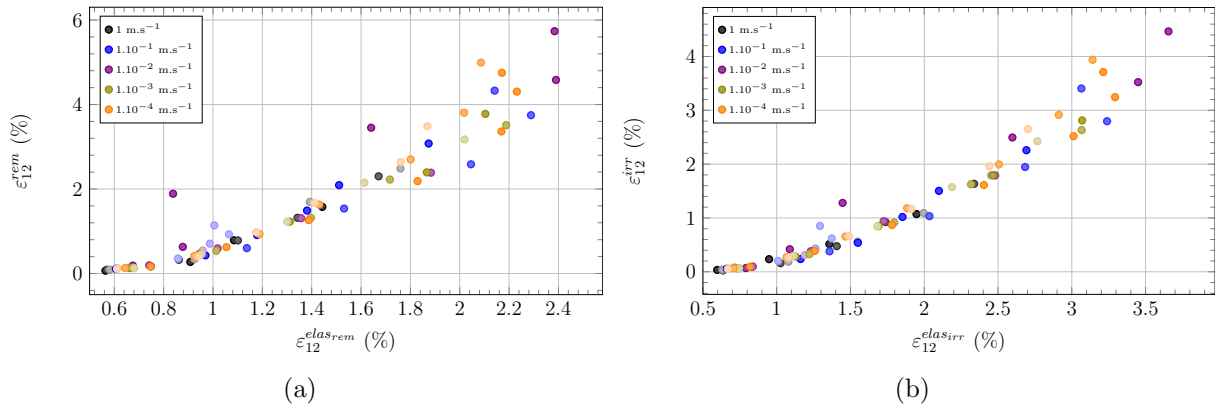


FIGURE IV.7 – Comparaison de l’effet de la vitesse de sollicitation sur l’évolution de la déformation rémanente et irréversible en fonction de la déformation élastique en a) évaluée au point rémanent et en b) évaluée au point irréversible.

La déformation irréversible et la déformation rémanente représentent chacune une partie du comportement non-linéaire total (*cf.* Figure III.19). Leur évolution en fonction de la déformation élastique montre donc l'effet de la vitesse sur le comportement non-linéaire. La Figure IV.8 illustre que l'augmentation de la vitesse ne semble pas avoir d'effet sur le comportement non-linéaire du T700/M21, que ce soit avec ou sans la prise en compte des phases de recouvrance. La différence de dispersion entre les résultats au point de déformation rémanente ou irréversible, montre une fois encore, qu'après avoir laissé agir les mécanismes visqueux, donc après les phases de recouvrances, l'état du matériau semble être plus proche pour toutes les vitesses étudiées.

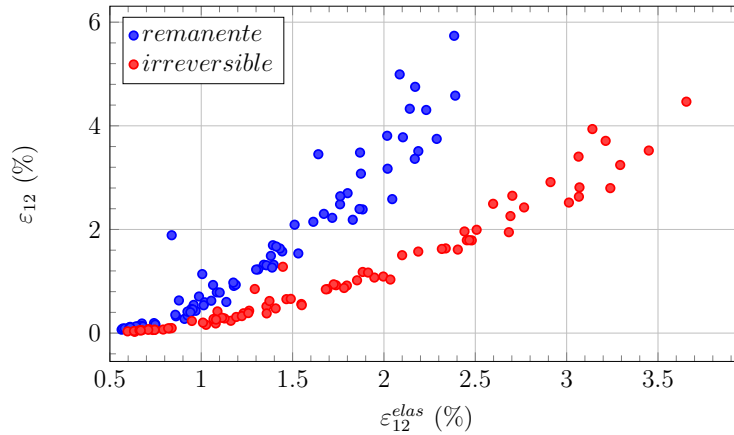


FIGURE IV.8 – Illustration de l'influence des phases de recouvrance sur l'évolution de la déformation irréversible en fonction de la déformation élastique.

L'évolution différente, avec prise en compte ou non des phases de recouvrance, a montré que le comportement non-linéaire du T700/M21 n'est pas indépendant du comportement visco-élastique. Si l'hypothèse est faite que les phases de recouvrance proviennent uniquement du comportement visqueux du matériau (*cf.* Section III.3.2), avoir une évolution différente avec la prise en compte de ces phases montre que le comportement non-linéaire ne peut pas être modélisé sans le comportement visqueux et de son influence sur l'évaluation de la déformation irréversible en fonction du temps. Il s'en suit que la déformation rémanente ne peut pas être considérée comme un phénomène irréversible. La déformation rémanente dispose donc d'une part non négligeable de réversibilité visco-élastique, ce qui nécessite l'application d'un temps d'attente avant d'évaluer la déformation irréversible. Cette différence engendre donc la nécessité de dissocier expérimentalement la part de réversibilité dans la mesure de la déformation irréversible afin de pouvoir modéliser distinctement le comportement réversible de celui irréversible dans les modèles de comportement mécanique des CMO.

IV.2.2 Effets de la vitesse sur le comportement mécanique endommageable

L'étude du comportement endommageable consiste ici à analyser l'évolution de la variable d'endommagement en fonction des variables mécaniques caractérisées au cours des essais cyclés incrémentaux. La première analyse proposée est celle en fonction de la déformation maximale (Figure IV.9).

La Figure IV.9 illustre une dispersion expérimentale regroupant tous les essais sauf un essai à 1 m.s^{-1} . Deux des trois essais à 1 m.s^{-1} sont dans le spectre des essais à basses vitesses et le troisième est hors de ce dernier. Cette figure illustre également que la répartition des essais ne suit pas la croissance de vitesse imposée. Les essais entre $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ et $1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$ sont compris dans un spectre de résultats aléatoires. Aucun effet de la vitesse de sollicitation ne peut être observé à partir de la Figure IV.9. Cette campagne expérimentale ne propose pas d'essais

au-delà de 1 m.s^{-1} car les effets d'inerties induits par l'utilisation d'un vérin servo-hydraulique rendent difficile voire inexploitable l'analyse des essais, notamment à cause des rebonds trop prononcés lors de la sollicitation des éprouvettes.

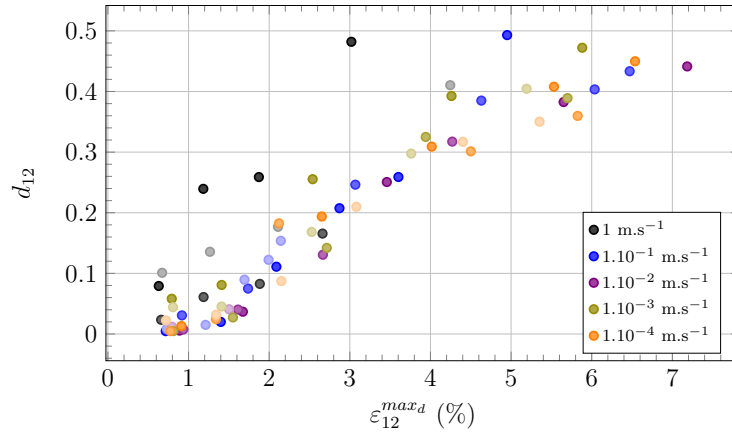


FIGURE IV.9 – Évolution de la variable d'endommagement en fonction de la déformation maximale.

L'analyse de l'évolution de la variable d'endommagement en fonction de la déformation résistante (Figure IV.10a), de la déformation irréversible (Figure IV.10b) ou de la déformation élastique mesurée au point de déformation résistante et irréversible (Figure IV.11), donc que ce soit avant ou après les phases de recouvrance, ne montre pas de conclusion différente de l'étude en fonction de la déformation maximale pour le T700/M21 et aux vitesses étudiées. Il est donc difficile de conclure quant à un potentiel effet de vitesse sur la cinétique d'endommagement, toujours en subordonnant cette conclusion vis-à-vis de la dispersion expérimentale.

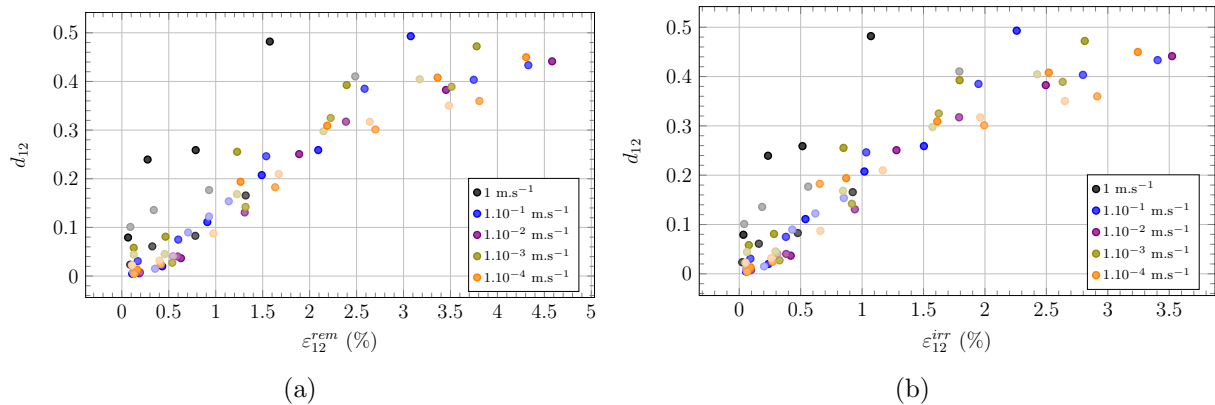


FIGURE IV.10 – Comparaison de l'effet de la vitesse de sollicitation sur l'évolution de la variable d'endommagement en fonction en a) de la déformation résistante et b) de la déformation irréversible.

Afin de mieux analyser les essais, il est possible d'effectuer une analyse par régression linéaire de la variable d_{12} sur l'ensemble des essais pour une même vitesse de sollicitation. C'est l'objet de la Figure IV.12. Les trois essais de chaque vitesse sont traités comme un seul. Une régression linéaire est effectuée sur cette courbe fictive. Ainsi, la pente donne la cinétique de la variable étudiée et le coefficient R^2 l'écart à cette évolution linéaire moyenne des trois essais.

L'ensemble des vitesses présente une pente de régression proche les unes des autres, ce qui indique une cinétique d'endommagement équivalente. La dispersion expérimentale évoquée pour l'essai à 1 m.s est illustrée par un plus faible coefficient de corrélation R^2 dans les Tableaux

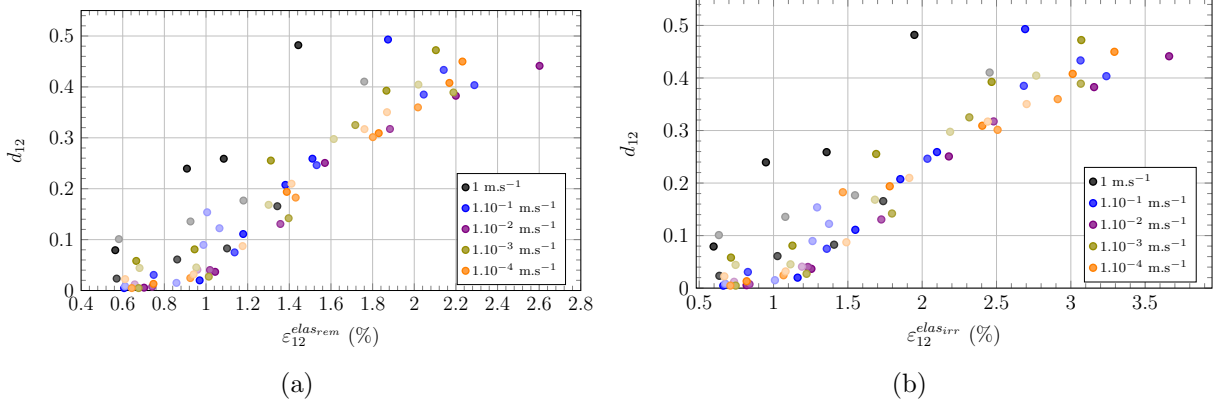


FIGURE IV.11 – Comparaison de l’effet de la vitesse de sollicitation sur l’évolution de la variable d’endommagement en fonction de la déformation élastique en a) évaluée au point rémanent et b) évaluée au point irréversible.

IV.5 et IV.6 pour cette vitesse. L’ordre de grandeur du décalage de l’essai à 1 m.s^{-1} avec la borne inférieure du spectre des essais à basses vitesses est de $\Delta\varepsilon_{12}^{\text{elasrem}} \simeq 0.4 \%$ avant les phases de recouvrance et de $\Delta\varepsilon_{12}^{\text{elasirr}} \simeq 0.6 \%$ après les phases de recouvrance. Cette différence ne permet pas de conclure au vu de la dispersion propre des essais à plus basses vitesses. De plus, l’augmentation de la différence de déformation élastique après les phases de recouvrance augmente la dispersion expérimentale liée aux essais à 1 m.s^{-1} .

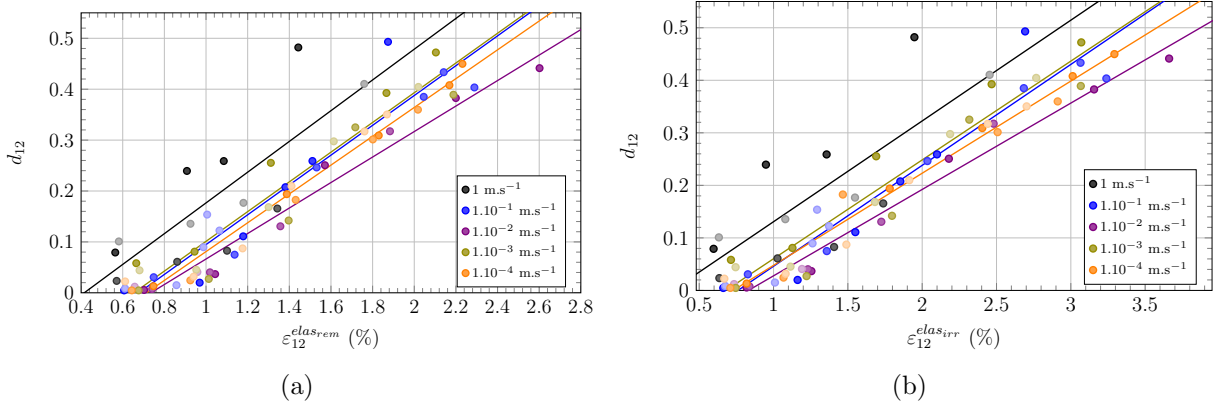


FIGURE IV.12 – Illustration des régressions linéaires des essais de la Figure IV.11.

	1 m.s^{-1}	$1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$	$1.10^{-2} \text{ m.s}^{-1}$	$1.10^{-3} \text{ m.s}^{-1}$	$1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$
Pente	0.302	0.2929	0.2504	0.292	0.2831
R ²	0.6262	0.9043	0.9701	0.9189	0.9738

TABLEAU IV.5 – Paramètres de régression linéaire de l’évolution de l’endommagement en fonction de la déformation élastique avant les phases de recouvrance (*cf.* Figure IV.12a).

IV.2.3 Comparaison avec les travaux issus de la littérature

Pour comparer avec des résultats de la littérature, les Figures I.13, I.17b et IV.13 illustrent des résultats concernant l’effet de la vitesse sur des matériaux composites à matrice organique.

	1 m.s ⁻¹	1.10 ⁻¹ m.s ⁻¹	1.10 ⁻² m.s ⁻¹	1.10 ⁻³ m.s ⁻¹	1.10 ⁻⁴ m.s ⁻¹
Pente	0.1918	0.1921	0.1644	0.1881	0.1754
R ²	0.6075	0.9247	0.9754	0.9248	0.9739

TABLEAU IV.6 – Paramètres de régression linéaire de l'évolution de l'endommagement en fonction de la déformation élastique après les phases de recouvrance (*cf.* Figure IV.12b).

Les travaux de [Fitoussi *et al.* \(2005\)](#) et [Castres \(2018\)](#) concernent des composites à résine thermodurcissable renforcés de fibres de carbone et ceux de [Coussa *et al.* \(2017\)](#), un composite à résine thermoplastique renforcé de fibres de verre. Tous ces essais concernent le comportement en cisaillement plan, la seule différence réside dans l'utilisation d'un composite unidirectionnel pour Castres et de composites tissés bi-dimensionnels pour Fitoussi et Coussa.

Tous ces essais illustrent un effet de retardement de l'endommagement avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation. Il ne semble pas que les cinétiques d'endommagement soient affectées par l'augmentation de la vitesse. Les niveaux d'endommagement observés dans les travaux de Fitoussi et Coussa sont équivalents à ceux présentés ici, avec $d_{12} \simeq 0.5$ au maximum. Seuls les travaux de Castres sont analysés en fonction de la contrainte maximale - ce qui est inopérant dans le cas du T700/M21 avec le seuil de contrainte observé durant le comportement non-linéaire - sinon, les autres sont analysés en fonction de la déformation élastique. Les niveaux de déformation caractérisés dans les travaux de Coussa sont bien supérieurs aux niveaux évalués avec le T700/M21 à cause notamment de l'utilisation d'une résine thermoplastique. L'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ étant lié à la traction subie par l'éprouvette pour caractériser le comportement de cisaillement, il semble difficile de comparer directement des essais ayant une déformation à rupture de $\varepsilon_{12} \simeq 10-11\%$ (Coussa) avec d'autres à $\varepsilon_{12} \simeq 7-8\%$ (Berton) et une déformation de $\varepsilon_{12} \simeq 3-4\%$ (Coussa) lors de l'apparition de l'endommagement contre $\varepsilon_{12} \simeq 0.6-1\%$ pour le T700/M21. Seuls les travaux de Fitoussi disposent de niveaux d'endommagement et de déformation équivalents à ceux caractérisés dans ces travaux.

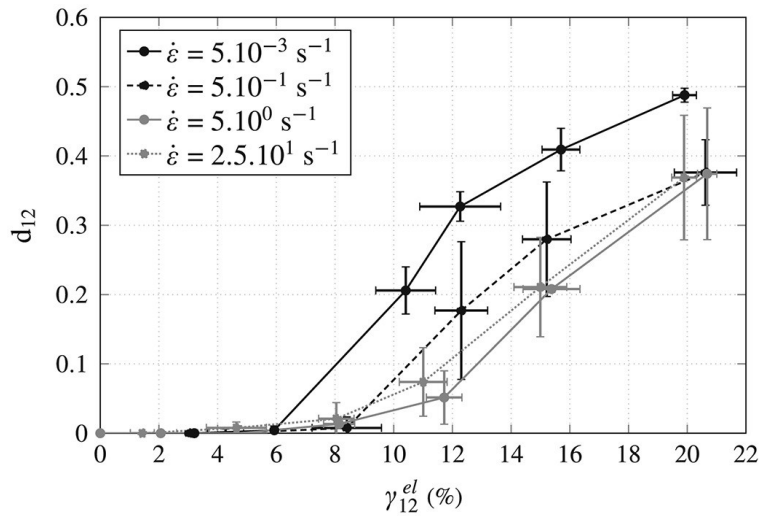


FIGURE IV.13 – Évolution de la variable d'endommagement en fonction de la déformation élastique, issue des travaux de [Coussa \(2017\)](#).

Concernant les travaux de Fitoussi, entre l'essai à $\dot{\varepsilon} = 4.10^{-4} \text{ s}^{-1}$ et celui à $\dot{\varepsilon} = 25 \text{ s}^{-1}$, la différence de déformation élastique à l'apparition de l'endommagement est d'environ $\Delta\varepsilon_{12}^{elas} \simeq +0.5\%$ pour l'essai le plus rapide. Cet ordre de grandeur correspond, pour le T700/M21, aux essais à 1 m.s^{-1} et à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$. Il est choisi d'utiliser les résultats après les phases de recouvrance

car l'hypothèse est faite que pour les travaux de Fitoussi, il n'est pas possible d'effectuer des essais cyclés sans temps d'attente entre les cycles, du fait du changement de fusible nécessaire entre les cycles. Les phases de recouvrance ne sont simplement pas caractérisées et évaluées dans ses travaux (la Figure I.17a montre une différence entre la décharge et la recharge pour un même cycle de sollicitation, ce qui appuie cette hypothèse).

Plusieurs hypothèses peuvent être avancées concernant la différence entre les résultats de Fitoussi et les travaux présentés ici.

- En premier lieu, la géométrie d'éprouvette utilisée dans les travaux de Fitoussi n'a pas fait l'objet d'une étude de l'influence des paramètres géométriques sur les résultats concernant la caractérisation du comportement non-linéaire, comme celle effectuée au Chapitre II. La thèse de [Hug \(2005\)](#) est une base des travaux publiés par Fitoussi et il est montré dans cette thèse que la géométrie d'éprouvette a été étudiée concernant la réponse mécanique en fonction du temps et de sa stabilité inertielle en fonction du chargement. Aucun élément ne concerne l'influence de la géométrie sur l'étude du comportement non-linéaire. Alors qu'une géométrie engendrant un endommagement précoce (comme H50L25N8 en Figure II.13) peut fausser les résultats concernant l'étude de l'endommagement. Cette hypothèse est à nuancer avec les résultats de Coussa, qui, eux, utilisent une géométrie réduite ayant été étudiée pour garantir la représentativité du comportement non-linéaire d'une géométrie normalisée et qui présentent la même tendance que Fitoussi. Même si le matériau étudié n'est pas le même.
- La seconde hypothèse envisagée concerne l'influence des phases de recouvrance sur la caractérisation de la déformation élastique. Comme évoqué dans le Chapitre III en Section III.3.2 et précédemment en Section IV.2.1 avec les Figures IV.4, IV.6 et IV.8, le niveau de déformation élastique est caractérisé comme dépendant du temps de recouvrance. Ne connaissant pas les temps d'attente et ne sachant pas s'ils sont constants pour chaque essai et chaque vitesse, il est envisageable que les résultats de Fitoussi ne soient pas comparables aux travaux présentés ici, ni même comparables entre eux aux différentes vitesses et différents incréments. Car si les temps d'attente ne sont pas semblables entre les différents essais et les différentes vitesses, alors l'état visqueux du matériau n'est pas le même et la comparaison se trouve faussée. Les travaux de Coussa nuancent encore cela car ils ont un temps d'attente de 10 minutes pour tous les essais. Mais, au vu du matériau thermoplastique utilisé, il semble que 10 minutes d'attente soit faible en comparaison des 15 minutes caractérisées dans ces travaux pour le T700/M21, qui est un matériau thermodurcissable.
- Enfin, une explication possible serait qu'au vu du niveau de déformation élastique entre l'essai à 1 m.s^{-1} et les autres, la différence observée soit comprise dans une dispersion expérimentale liée à l'utilisation de moyen d'essais dynamiques.

Il semble intéressant de développer la deuxième hypothèse afin de voir dans quelles conditions elle pourrait s'avérer être pertinente.

Pour être en accord avec les résultats de la littérature mettant en avant un retardement de d_{12} avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation, l'essai à 1 m.s^{-1} des travaux de cette thèse devrait soit *i*) avoir un niveau de déformation élastique supérieur aux essais à d'autres vitesses soit *ii*) les essais à plus basses vitesses aient un niveau de déformation élastique plus faible.

- *i*) : Pour que la première proposition soit cohérente, il faudrait que pour un même niveau d'endommagement, la déformation irréversible soit plus faible que celle caractérisée, ce qui engendrerait une déformation élastique plus grande et donc ferait passer l'essai à 1

m.s^{-1} à un retardement de l'endommagement vis-à-vis des autres essais. Cela ne semble pas envisageable car le niveau de déformation irréversible généré par l'essai, que ce soit avant ou après les phases de recouvrance, ne peut pas changer sa différence de quantité vis-à-vis des autres essais.

- *ii)* Pour que la seconde proposition soit cohérente, il faudrait que pour un même niveau d'endommagement, la déformation élastique des essais à basses vitesses soit plus faible que celle caractérisée, afin qu'elle apparaisse comme en avance sur l'essai à 1 m.s^{-1} . Il faudrait alors que la déformation irréversible soit plus élevée que celle caractérisée. Comme nous l'avons vu dans la Section IV.2.1, ce cas est possible à cause des phases de recouvrance. En effet, il est possible que lors des essais à plus faible vitesse, le temps d'attente entre chaque cycle soit plus court que ceux à haute vitesse. Cela engendrerait donc un temps de recouvrance plus faible, donc une évaluation de la déformation irréversible plus proche de t_0 que de t_{900} pour illustrer le propos dans le cas de ces travaux. Cette possibilité d'un temps de recouvrance plus élevé pour les essais à haute vitesse peut provenir des manipulations expérimentales nécessitant un temps plus long pour les essais à hautes vitesses.

L'autre possibilité pouvant amener à l'évaluation d'une déformation irréversible plus élevée à basse vitesse peut venir de l'allure des courbes de recouvrance. Si l'allure de la courbe de recouvrance pour un essai dynamique est plus rapide que pour un essai lent, alors la déformation élastique évaluée après un temps d'attente même équivalent peut créer un retardement de l'endommagement fictif avec l'analyse des essais en fonction de la déformation élastique. C'est ce que la Figure IV.14 illustre. Que ce soit pour un incrément de chargement choisi arbitrairement à $\delta = 1.5 \text{ mm}$ (Figure IV.14a) ou à $\delta = 2 \text{ mm}$ (Figure IV.14b), l'essai à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ ne recouvre pas aussi vite une même quantité de déformation visqueuse. Par exemple, pour une recouvrance de 70% de déformation après un incrément de déplacement de $\delta = 1.5 \text{ mm}$, l'essai à 1 m.s^{-1} met 200 secondes pour les recouvrer quand celui à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ en met 700 (points rouge sur la Figure IV.14a). Il s'en suit que si les temps d'attente ne sont pas équivalents et qu'ils ne permettent pas de s'affranchir des déformations visqueuses, alors la déformation élastique évaluée peut être biaisée d'une proportion inconnue et variable de quantité de déformation visqueuse. Ce qui peut engendrer des retards d'endommagement fictif en fonction de la déformation élastique.

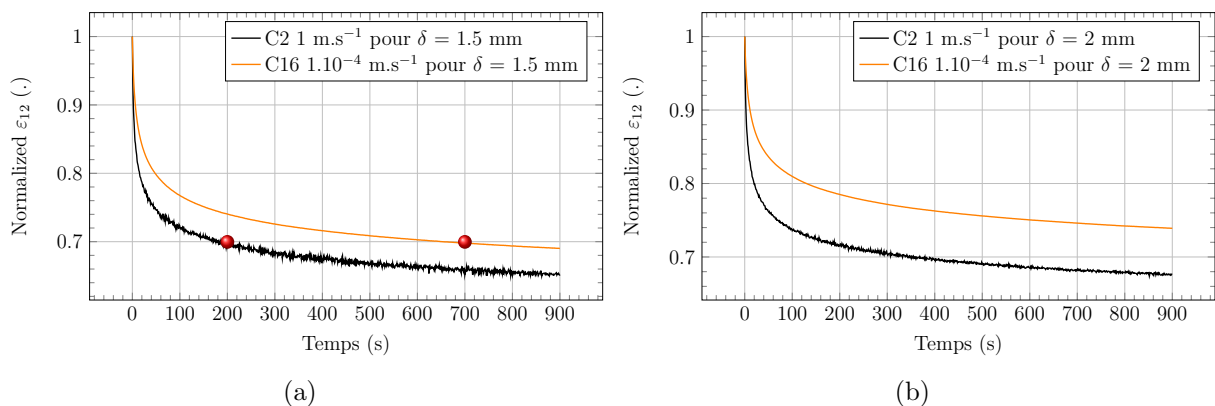


FIGURE IV.14 – Comparaison de l'évolution de la déformation normalisée en fonction du temps entre un essai à 1 m.s^{-1} et un essai à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour a) $\delta = 1.5 \text{ mm}$ et b) $\delta = 2 \text{ mm}$.

Du fait de la dispersion expérimentale caractérisée dans les travaux présentés, il est difficile de conclure sur un effet de la vitesse de sollicitation sur le comportement endommageable du T700/M21. La différence de $\varepsilon_{12}^{elas} \simeq 0.5 \%$ entre l'essai à 1 m.s^{-1} et les autres essais ne le permet pas. La Section IV.2.1 a montré l'intérêt de caractériser le comportement irréversible en prenant en compte le comportement visqueux, qui se traduit par les phases de recouvrance. L'évolution de l'endommagement en fonction de la vitesse de sollicitation doit donc être évaluée après un temps d'attente connu, maîtrisé et identique pour toutes les vitesses.

Un des avantages recherchés du dispositif était de pouvoir réaliser des observations physiques des mécanismes d'endommagement pour chacun des cycles et ce pour toutes les vitesses étudiées. La section suivante vise à présenter les résultats concernant les observations physiques issues des essais interrompus en dynamique de cette thèse. Ils ont pour enjeux de déterminer si l'augmentation de la vitesse de sollicitation engendre ou non une modification de la présence de fissurations et/ou de délaminages.

IV.3 Observations physiques de l'effet de la vitesse sur les mécanismes responsables du comportement non-linéaire dissipatif

L'expression « observations physiques » se réfère, dans ces travaux, au fait d'avoir utilisé un appareil photo permettant de réaliser des clichés sur les flancs des éprouvettes au moment de l'arrêt sous charge des éprouvettes (*cf.* point B en Figure III.19) ou après les phases de recouvrance (*cf.* point E en Figure III.19). L'instant du point B est choisi car c'est à cet instant que les endommagements sont « ouverts ». L'incrément de déplacement est au maximum et à cet instant que les fissures et les délaminages sont les plus visibles. Le point E est lui choisi car il permet d'observer directement les mécanismes présents ou non après la recouvrance et donc de statuer sur l'endommagement présent après les 900 secondes d'attente. Cela permet aussi de faire une comparaison entre les observations du point B et celles du point E et d'observer une éventuelle fermeture des mécanismes entre le maintien et après la recouvrance.

Les observations sont réalisées avec un appareil Nikon D300 d'une résolution de 12 mégapixels et une dimension de photo de 4288×2848 pixels. L'objectif utilisé est un Nikon ED AF Micro Nikkor 200 mm 1:4D. La distance minimale de mise au point est de 0.5 m et la distance maximale est de 6 m. La distance de travail utilisée pour les observations est de 1 m.

L'un des enjeux de ces observations est dans un premier temps de réaliser des observations permettant de valider les essais incrémentaux en dynamique. Concrètement cela signifie, s'assurer par la prise de photos, que les éprouvettes ne présentent pas d'endommagement provenant des mors et qu'aucun phénomène de rupture ou d'endommagement n'intervient depuis des zones proches de ces derniers tout au long des cycles de chargement. Pour cela, il est nécessaire de réaliser les observations sur la totalité de la hauteur des éprouvettes ($H = 44 \text{ mm}$). Cela engendre nécessairement une perte de résolution concernant l'étude de la zone centrale de cisaillement de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$.

Le second enjeu est d'obtenir des observations permettant d'observer l'apparition et l'évolution des mécanismes d'endommagement tels que la fissuration matricielle et le délaminage. Pour cela, des éclairages à LED ont été installés afin d'obtenir une saturation de lumière sur les flancs de l'éprouvette. Cette saturation permet, en adaptant les réglages de quantité de lumière capturée par l'appareil photo (réglage ISO), de générer des observations permettant de dissocier le flanc de l'éprouvette d'une zone différente, donc d'une zone endommagée aussi. Les zones endommagées étant dépourvues de matière, elles seront visibles sur les photos comme des zones externes aux flancs de l'éprouvette et apparaîtront en noir sur les observations.

IV.3.1 Dépendance des observations au protocole expérimental

Dans un premiers temps, il est proposé d'étudier l'influence du protocole expérimental sur les observations physiques réalisées. Le Chapitre III a montré que les phases de relaxation causées par le système de maintien engendraient des différences de niveau de déformation évalué pour un même incrément de sollicitation δ . Il est donc nécessaire, avant toute comparaison, de savoir si ces phases influent ou non sur les observations physiques réalisées.

IV.3.2 Dépendance à la vitesse de sollicitation des mécanismes d'endommagement

La Figure IV.15 illustre la zone centrale (h_2) à étudier sur les flancs des éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Les triangles bleus représentent les zones de cisaillement décrites dans la Section I.5.3 dues aux conditions aux limites. La hauteur h_1 représente la distance de ces triangles projetée sur les flancs des éprouvettes. La hauteur h_2 représente donc la zone centrale des éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$, où la sollicitation de cisaillement provoque des endommagements indépendants des conditions aux limites. Dans le cas de cette thèse : $h_1 = L \times \cos(45) \simeq 14.1$ mm sachant que $L = 20$ mm. La hauteur h_2 indépendante des conditions aux limites de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ est donc : $h_2 = H - 2 \times h_1 = 15.7$ mm sachant que $H = 44$ mm. Cela correspond donc à une distance de 7.85 mm de chaque côté du centre de l'éprouvette.

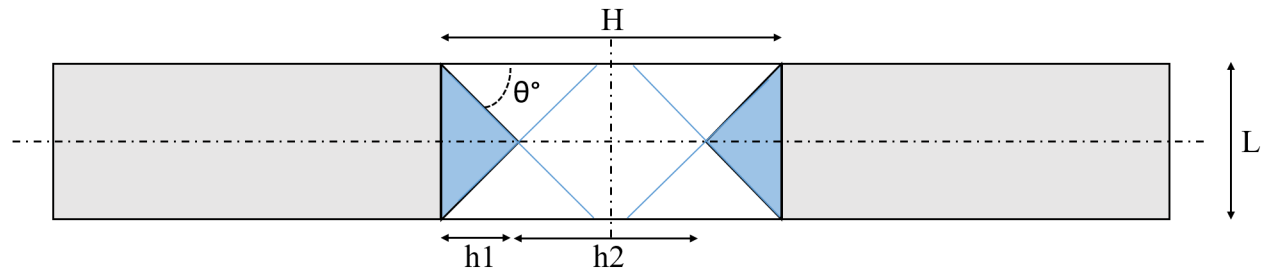


FIGURE IV.15 – Détermination de la zone d'étude théorique h_2 pour les observations

Dans un premier temps, l'analyse est effectuée pour une valeur de $d_{12} \simeq 0.3$ et en comparant les trois essais à 1.10^{-4} m.s⁻¹. Les essais comparés sont mis en avant sur la Figure IV.16 et illustrés par les observations de la Figure IV.17. La présence des phases de relaxation évoquées en Section III.5.2 explique la différence de valeurs de déformation entre les trois cycles (*cf.* Figure III.21). Malgré cela, l'écart est faible en valeur d'endommagement car les trois essais à 1.10^{-4} m.s⁻¹ sont à $d_{12} = 0.309, 0.301$ et 0.317 . Pour un même niveau d'endommagement, il est donc possible d'avoir une comparaison avec différents cycles de chargement δ , comme ici pour la vitesse de 1.10^{-4} m.s⁻¹ avec une éprouvette (C16 ●) à $\delta = 2.5$ mm et deux (C17 ● et C18 ●) à $\delta = 3$ mm.

La Figure IV.17a (C16) montre un endommagement moins prononcé que les Figures IV.17b (C17) et IV.17c (C18). Cela peut s'expliquer par le fait que l'éprouvette ait subi un incrément plus faible comme évoqué précédemment. Mais dans ce cas, cela traduit une limite dans l'utilisation de la variable d'endommagement d_{12} . Elle peut avoir une valeur équivalente entre deux éprouvettes tout en représentant physiquement deux niveaux d'endommagement locaux différents. De plus, on peut voir qu'entre les Figures IV.17a et IV.17c la présence du délaminage n'est pas la même. L'éprouvette C18 à $\delta = 3$ mm présente bien plus de délaminage, en particulier sur les deux plis extérieurs, tandis que l'éprouvette C16 à $\delta = 2.5$ mm ne présente que de l'initiation de délaminages mais aucun complètement ouvert. Cela traduit expérimentalement la problématique de l'utilisation d'une variable macroscopique, ici d_{12} , dans sa capacité à décrire la présence ou non de certains mécanismes d'endommagement pour des échelles plus petites, ici mésoscopique.

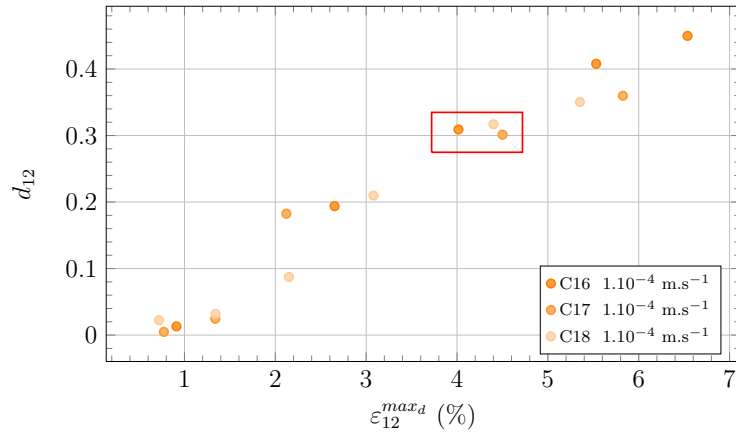


FIGURE IV.16 – Mise en évidence de l'évolution de d_{12} en fonction de la déformation maximale pour les trois essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$.

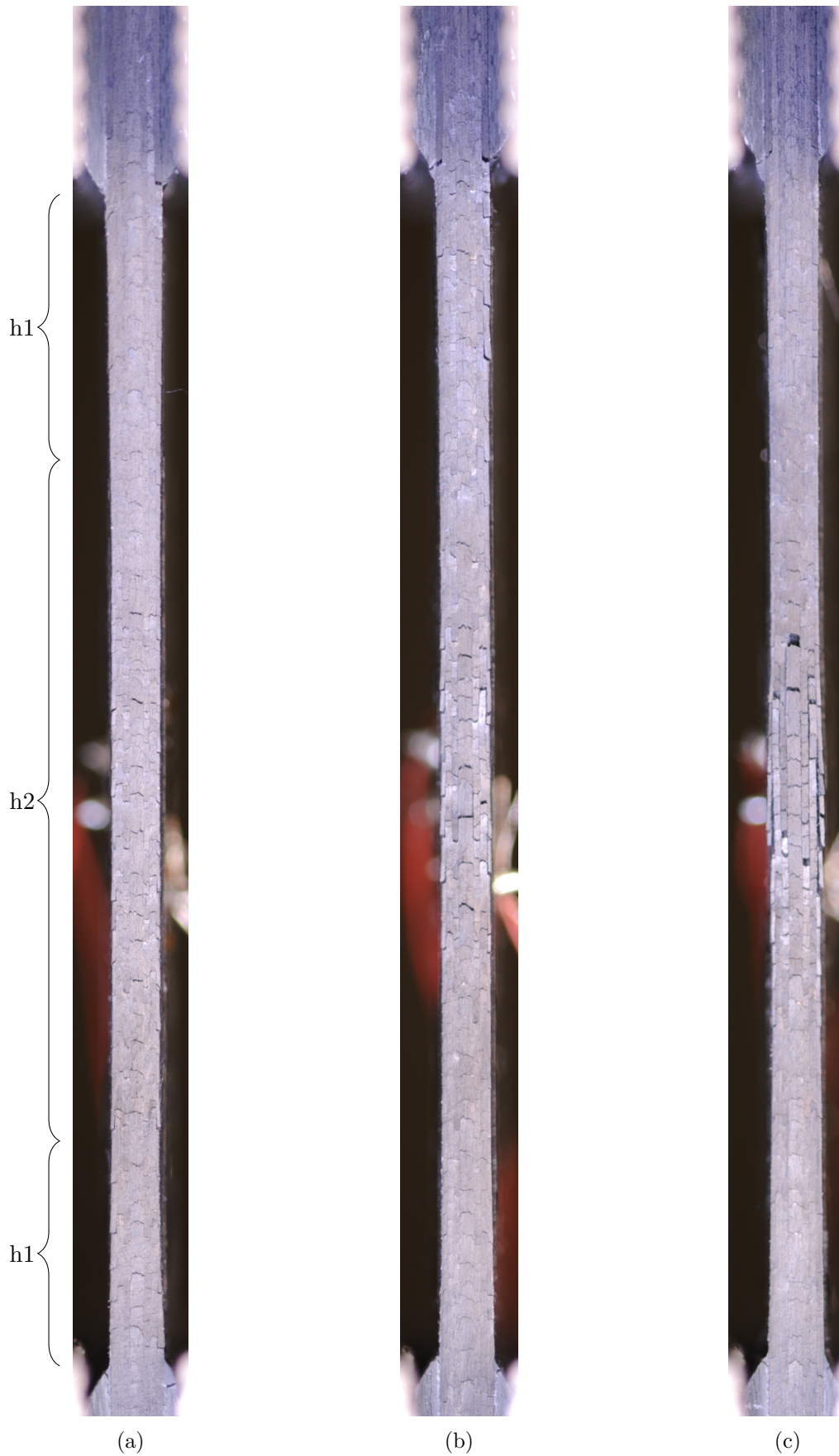


FIGURE IV.17 – Observations physiques pendant le maintien des essais à 1.10^{-4} m.s $^{-1}$ pour $d_{12} \simeq 0.3$ entre a) C16 à $\delta = 2.5$ mm, b) C17 à $\delta = 3$ mm et c) C18 à $\delta = 3$ mm.

Les Figures IV.18a et IV.18b illustrent l'évolution de d_{12} des trois essais à 6 mm.min en fonction de la déformation irréversible et de la déformation élastique, toutes deux évaluées après les phases de recouvrance. La différence observée en fonction de la déformation maximale sur la Figure IV.16 est également observable en fonction de la déformation irréversible, mais elle se trouve réduite en fonction de la déformation élastique. Cela met en évidence la nécessité, pour une étude de l'endommagement, d'évaluer l'évolution de la variable d_{12} en fonction des différentes variables caractéristiques du comportement non-linéaire afin de ne pas limiter les conclusions. Avec une étude uniquement basée sur l'évolution de d_{12} en fonction de la déformation élastique, les trois essais à $d_{12} \simeq 0.3$ seraient considérés comme ayant un même niveau et les mêmes mécanismes d'endommagement alors qu'avec l'analyse en fonction de la déformation irréversible, cette conclusion ne semble plus être exacte. Les observations physiques permettent alors d'appuyer l'une ou l'autre des conclusions, ici en l'occurrence la différence dans la présence des mécanismes d'endommagement pour une même valeur de d_{12} .

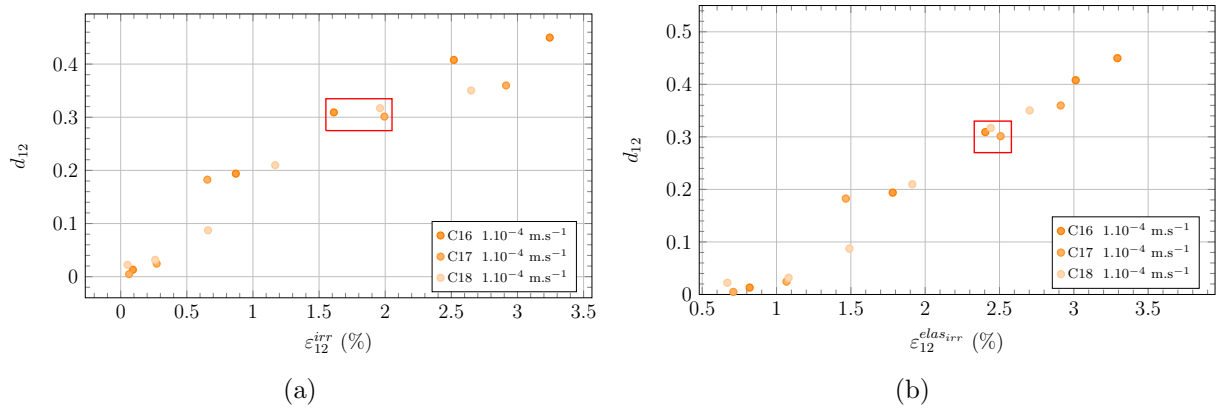


FIGURE IV.18 – Mise en évidence de l'évolution de d_{12} en fonction a) de la déformation irréversible et b) de la déformation élastique après les phases de recouvrance et pour les trois essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$.

La Figure IV.19 illustre les observations des trois essais à 6 mm.min après les phases de recouvrance. La présence ou non des mécanismes en devient plus flagrante, avec une nette différence entre C16 et C17 - C18. Cela montre aussi que la phase de recouvrance a permis une certaine atténuation de la visibilité des mécanismes d'endommagement. La comparaison entre la Figure IV.17a et la Figure IV.19a concernant l'essai C16 met en avant la différence de visibilité des fissures une fois le chargement supprimé. Ce qui traduit une « fermeture » des fissures après la décharge. Cela montre aussi, que toute potentielle étude quantitative devrait avoir lieu sous charge, afin d'assurer la meilleure visibilité possible des mécanismes d'endommagement. Le fait de réaliser les observations sur la hauteur totale de l'éprouvette est une limite à cette possibilité de « fermeture » des endommagements. La résolution étant limitée dans la zone centrale h_2 , il se peut que les endommagements ne soient plus visibles sur les photos.

D'un autre côté, la comparaison entre la Figure IV.17c et la Figure IV.19c, concernant l'éprouvette C18, met en avant l'incapacité du matériau à « refermer » des mécanismes trop prononcés, comme les délaminages des plis extérieurs et les fissurations transverses dans les plis, particulièrement le pli central. Comme pour une même valeur de d_{12} , il est possible d'avoir la présence de délaminage ou non, l'évolution de la déformation irréversible s'en voit affectée. Cela explique alors la différence observée sur la Figure IV.18a entre les trois essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$. L'éprouvette, C16 ne présentant pas de délaminage, dispose d'une déformation irréversible plus faible que les deux autres.

L'étude des observations des essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ permet de mettre en avant une autre

limitation dans les pratiques usuelles liées à l'étude de l'endommagement, qui généralement, expriment l'évolution de l'endommagement uniquement en fonction de la déformation élastique. Cependant, comme la variable macroscopique d_{12} peut correspondre pour une même valeur à un état avec ou sans délaminage, une étude uniquement basée sur le comportement réversible peut limiter la compréhension des essais et notamment l'influence sur le comportement irréversible. Afin de bien comprendre et analyser le comportement non-linéaire, il semble donc indispensable d'effectuer l'analyse sur au moins deux des trois composantes représentatives de celui-ci, à savoir : la déformation maximale, la déformation irréversible et la déformation élastique.

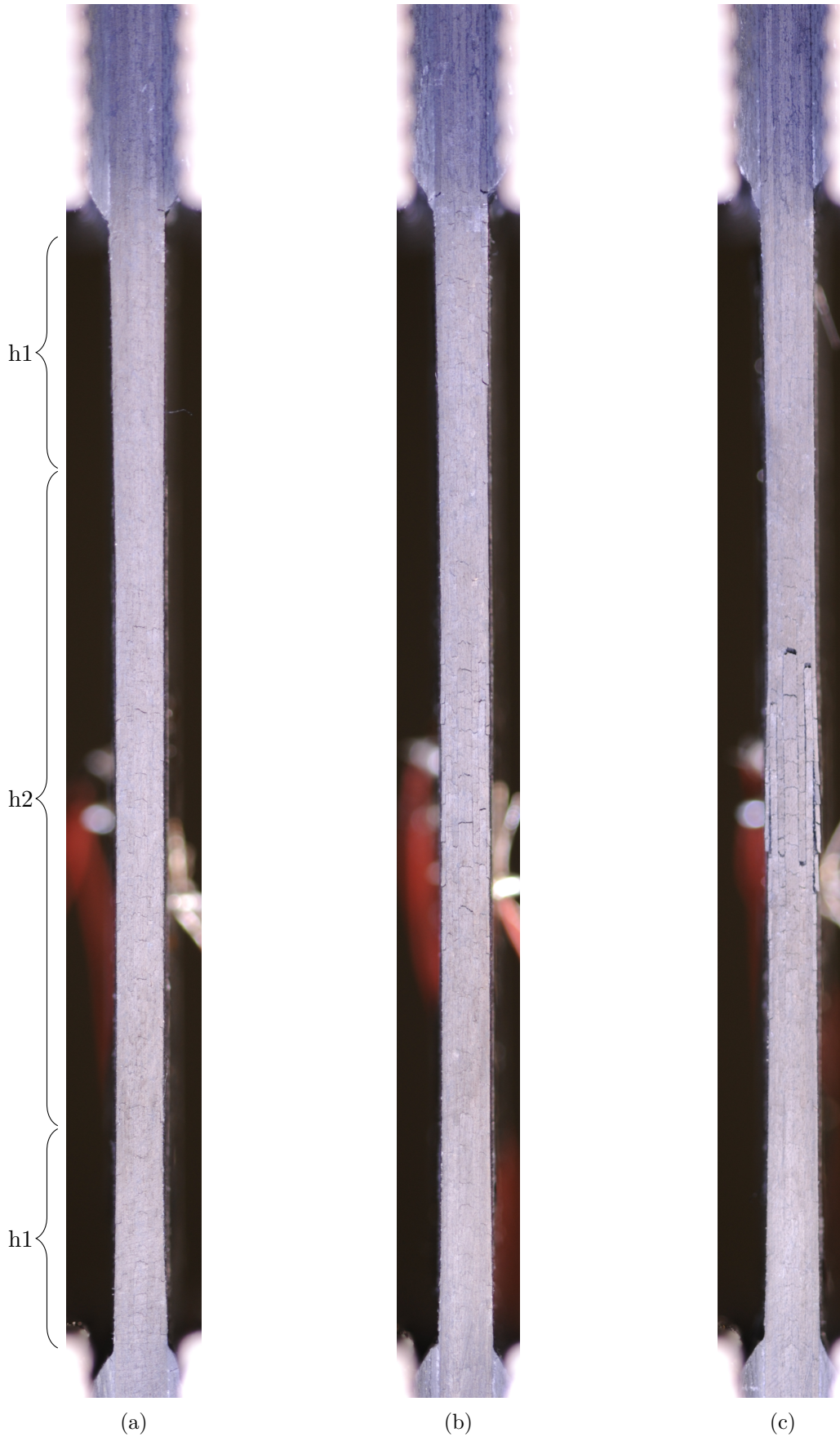


FIGURE IV.19 – Observations physiques après la phase de recouvrance des essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $d_{12} \simeq 0.3$: a) C16 à $\delta = 2.5 \text{ mm}$, b) C17 à $\delta = 3 \text{ mm}$ et c) C18 à $\delta = 3 \text{ mm}$.

Pour continuer l'analyse par observations physiques, il est maintenant proposé de mener une comparaison avec des essais à différentes vitesses. La Figure IV.21 illustre les observations de la comparaison d'un essai à 1 m.s^{-1} ($d_{12} = 0.258$) et des trois essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $d_{12} \simeq 0.3$, utilisés précédemment. On peut observer que les faciès sont équivalents entre toutes les photos, mis à part l'essai C16 qui ne dispose pas d'une fissuration totale du pli central aussi développée que les autres essais. Concernant les délaminages, l'essai à 1 m.s^{-1} avec un incrément de $\delta = 2 \text{ mm}$ (Figure IV.21a) présente des fissures et des délaminages étendus sur une plus petite distance que les essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$. Cette différence pourrait être liée à une certaine « localisation » des endommagements avec l'accroissement de la vitesse. Au vu de la différence illustrée entre les trois essais à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$, il est difficile de conclure sur l'existence d'un effet de la vitesse de sollicitation sur la présence ou non de fissurations ou de délaminages. Pour un même niveau d'endommagement, les mêmes mécanismes semblent être présents que ce soit à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ et 1 m.s^{-1} . Cependant, l'essai à 1 m.s^{-1} semble présenter des endommagements sur une surface moins étendue.

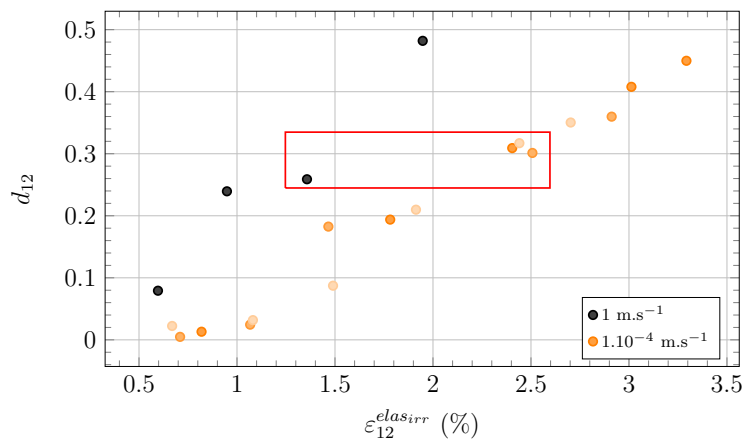


FIGURE IV.20 – Illustration de la comparaison des essais à 1 m.s^{-1} et $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour une valeur de $d_{12} \simeq 0.3$.

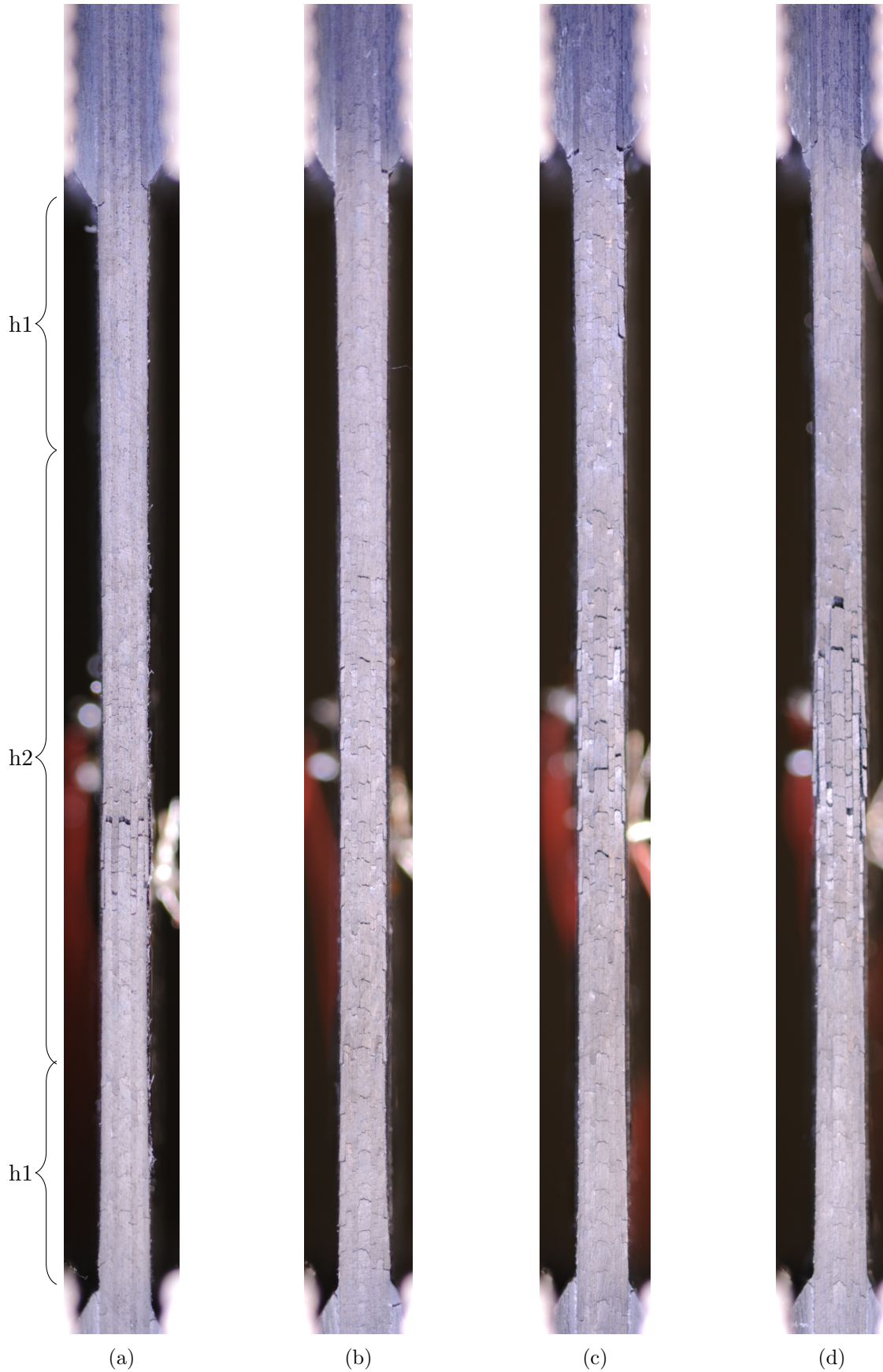


FIGURE IV.21 – Observations physiques à $d_{12} \simeq 0.3$ entre a) C2 à 1 m.s^{-1} pour $\delta = 2 \text{ mm}$, b) C16 à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 2.5 \text{ mm}$, c) C17 à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 3 \text{ mm}$ et d) C18 à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 3 \text{ mm}$.

Enfin, la Figure IV.22 illustre une comparaison entre quatre essais d'une valeur de d_{12} proche de 0.5. Les vitesses comparées sont 1 m.s^{-1} , $1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$, $1.10^{-3} \text{ m.s}^{-1}$ et $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$. Les valeurs de d_{12} pour les quatre essais comparés sont respectivement 0.482, 0.493, 0.472 et 0.449.

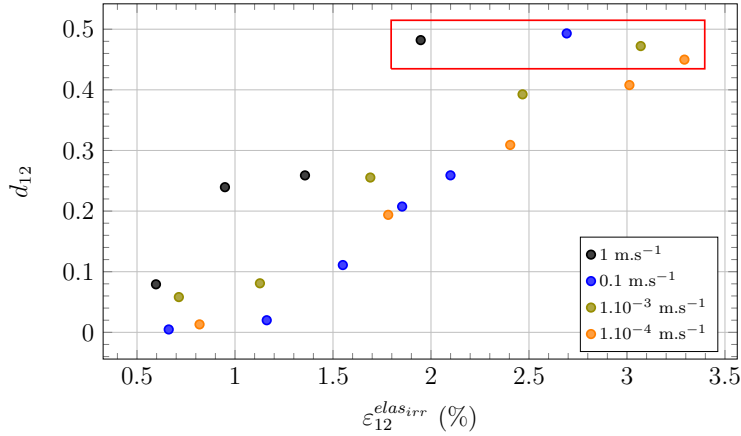


FIGURE IV.22 – Illustration de la comparaison des essais à 1 m.s^{-1} , $1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$, $1.10^{-3} \text{ m.s}^{-1}$ et $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour une valeur de d_{12} proche de 0.5.

La Figure IV.23 illustre les observations de la comparaison pour $d_{12} \simeq 0.5$. Les trois essais à 1 m.s^{-1} , $1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$ et $1.10^{-3} \text{ m.s}^{-1}$ peuvent être considérés comme totalement dégradés car aucun pli n'est encore contigu aux autres dans la zone centrale. Seul l'essai à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ ne présente pas de dégradation aussi avancée. Le cycle suivant a généré la rupture de l'éprouvette mais des fissures ont rompu les jauges et donc le cycle n'a pas pu être évalué. Toutefois, l'essai à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ présente des fissurations traversantes de tous les plis et des délaminages des deux plis extérieurs ainsi que des délaminages entre chaque fissures traversantes. L'éprouvette était presque totalement rompue.

Déjà visible sur la Figure IV.21, les quatre observations de la Figure IV.23 semblent montrer une certaine « localisation » des mécanismes d'endommagement avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation. L'essai à $1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$ ne dispose pas d'autant de fissures dans les zones extérieures du centre que les essais à $1.10^{-3} \text{ m.s}^{-1}$ et $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$. Et l'essai à 1 m.s^{-1} ne semble pas avoir de fissures à d'autres endroits que dans la zone centrale. L'éventuelle localisation de l'endommagement avec l'augmentation de la vitesse est une hypothèse à nuancer à cause de l'utilisation de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. Aucune étude n'a analysé l'influence de l'utilisation de l'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour des essais dynamiques et notamment l'évolution des valeurs de cisaillement dans les zones autres que celle centrale. Si localisation il y a, elle n'est peut être pas causée par le comportement du matériau en fonction de la vitesse de sollicitation mais par la réponse mécanique de l'essai à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour des vitesses dynamiques.

Il est possible de conclure que pour cette étude, aucun effet de la vitesse de sollicitation sur l'apparition et l'évolution des mécanismes d'endommagement n'a été observé sur les grandeurs classiquement étudiées. Toutes les vitesses de sollicitation expérimentées semblent révéler les mêmes mécanismes d'endommagement que ce soit pour un niveau d'endommagement à $d_{12} \simeq 0.3$ ou $d_{12} \simeq 0.5$. Les faciès de rupture présentent tous des délaminages des plis extérieurs ainsi que des fissurations traversantes dans tous les plis.

Cette étude qualitative sur la présence d'endommagements avec l'utilisation d'une variable macroscopique pour représenter l'endommagement a mis en avant la limitation descriptive d'une variable macroscopique pour une application aux matériaux composites. Même si cela facilite la modélisation par l'application directe qu'elle permet dans les tenseurs d'élasticité, elle peut empêcher d'observer un éventuel effet de la vitesse sur les mécanismes d'endommagement. L'échelle des dommages étant soit mésoscopique, soit microscopique, l'utilisation de l'échelle macroscopique

pique peut limiter l'étude. Si des endommagements sont sensibles à la vitesse, il faut alors les étudier distinctement et donc passer à une étude de l'endommagement à l'échelle mésoscopique. Dans ce cas, il serait possible d'évaluer l'effet de la vitesse sur l'apparition et l'évolution de la fissuration et du délaminage.

Cette conclusion est en accord avec la démarche d'introduction de variables observables dans les modèles mécaniques pour des vitesses lentes comme dans les travaux de [Huchette \(2005\)](#) ou de [Ladèveze et Lubineau \(2002\)](#). Il semble donc que la caractérisation de l'endommagement pour des vitesses dynamiques doit se diriger, comme pour des vitesses lentes, vers une échelle plus fine que celle macroscopique.

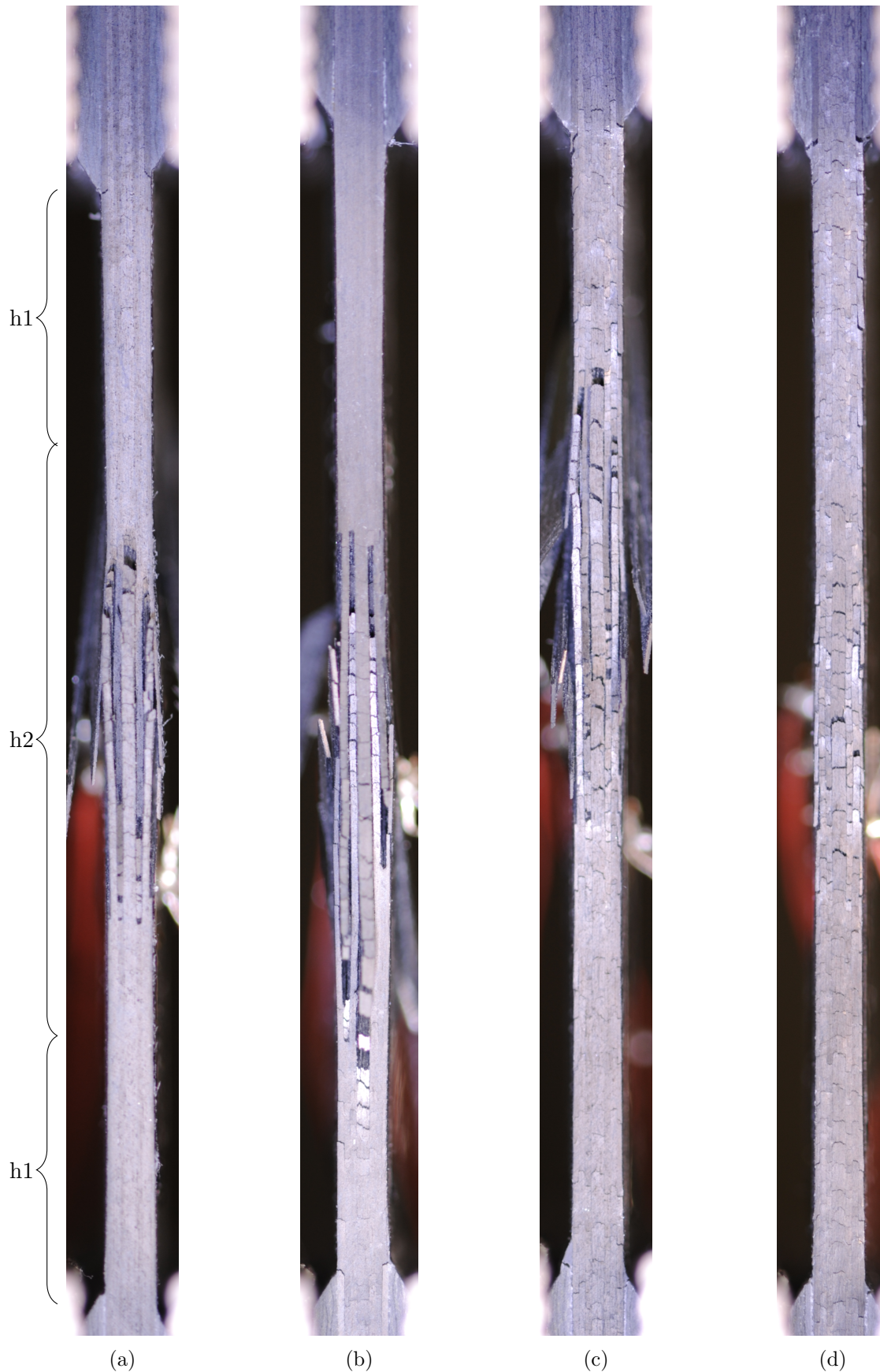


FIGURE IV.23 – Observations physiques à $d_{12} \simeq 0.5$ entre a) C2 à 1 m.s^{-1} pour $\delta = 2.5 \text{ mm}$, b) C6 à $1.10^{-1} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 3.5 \text{ mm}$, c) C13 à $1.10^{-3} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 3.5 \text{ mm}$ et d) C17 à $1.10^{-4} \text{ m.s}^{-1}$ pour $\delta = 3.5 \text{ mm}$.

IV.4 Conclusions

Ce chapitre a présenté les résultats de la caractérisation de l'effet de la vitesse de sollicitation sur le comportement non-linéaire du T700/M21. Dans un premier temps, l'utilisation du dispositif d'essais interrompus a été validée expérimentalement avec des essais de traction monotone et par comparaison avec des résultats issus de la littérature. Cette comparaison a permis de mettre en évidence la bonne corrélation de l'évaluation du module d'élasticité en cisaillement plan à l'aide du dispositif en comparaison des essais issus de la littérature n'utilisant pas de dispositif spécifique.

Ensuite, la présentation des résultats des essais de traction interrompue sur une large plage de vitesses de sollicitation (de 1.10^{-4} m.s $^{-1}$ à 1 m.s $^{-1}$) est effectuée. Il n'est pas possible de conclure sur la présence d'un éventuel effet de la vitesse de sollicitation, ni sur le comportement mécanique mésoscopique, ni sur le comportement endommageable. L'éventuelle accélération de l'endommagement avec l'augmentation de la vitesse (observée sur un essai à 1 m.s $^{-1}$) est couverte par le spectre de dispersion expérimentale de l'ensemble du reste des essais. L'effet de retardement de l'endommagement avec l'augmentation de la vitesse décrit dans la littérature peut être attribué à la non caractérisation des phases de recouvrance dans les travaux précédents. Ces travaux de thèse ont donc mis en évidence l'importance de prendre en compte les phases de recouvrance afin de ne pas conclure à un effet de la vitesse sur le comportement endommageable, qui peut être éventuellement attribué à la présence d'un comportement visqueux différent entre les instants étudiés.

Enfin, ces conclusions sont étayées par l'analyse des observations réalisées sur les flancs des éprouvettes durant les essais interrompus. Aucun effet de la vitesse ne peut être déduit des observations autant sur l'apparition, la présence que l'évolution de la fissuration et/ou du délaminage. Seul un éventuel effet de localisation des mécanismes d'endommagement au centre de l'éprouvette peut être envisagé pour des vitesses de 1.10^{-1} m.s $^{-1}$ et 1 m.s $^{-1}$. Ce potentiel effet de localisation est à soumettre à de futurs travaux, car il pourrait être causé par les essais dynamiques sur éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$. En effet, si les zones de cisaillement créées par les conditions aux limites sont dépendantes de la vitesse de sollicitation par un effet géométrique, cette localisation serait créée par l'essai en lui-même et non par le matériau. Il faudrait d'abord s'assurer que les conditions aux limites n'influent pas sur la génération et la croissance des endommagements avant de conclure à un effet de localisation des dommages avec l'augmentation de la vitesse.

Pour finir, les analyses des observations ont mis en avant les limites de l'utilisation d'une variable d'endommagement macroscopique pour traduire la présence et l'évolution des mécanismes d'endommagement des matériaux composites à matrice organique. En effet, il est montré que cette variable peut avoir une valeur équivalente pour deux éprouvettes différentes alors que ces dernières ne présentent ni les mêmes niveaux, ni les mêmes mécanismes d'endommagement dans l'éprouvette. Cette problématique d'utilisation d'une variable macroscopique peut engendrer une limitation dans l'étude de l'effet de vitesse sur l'endommagement. Comme la variable ne permet pas de traduire la présence des dommages et leur évolution, il est possible qu'elle cache un potentiel effet de vitesse sur la fissuration ou le délaminage. L'analyse de l'effet de vitesse sur l'endommagement semble donc indissociable de l'utilisation de variables à l'échelle du pli ou à l'échelle des constituants. Il faudrait donc proposer des analyses de suivi des fissures et des délaminages pour chaque vitesse et chaque incrément.

Conclusions générales & perspectives

Les travaux de thèse présentés portent sur la caractérisation de l'effet de vitesse de sollicitation sur le comportement non-linéaire en cisaillement plan d'un composite unidirectionnel à matrice organique et fibres de carbone, le T700/M21. Leur objectif est d'étudier l'évolution du comportement irréversible et des mécanismes physiques qui y sont associés pour des vitesses allant jusqu'en dynamique. L'enjeu majeur était de proposer un protocole expérimental permettant de dissocier le comportement irréversible de celui réversible pour des sollicitations allant jusqu'à des vitesses dynamiques intermédiaires.

Pour cela, une revue de la littérature a permis, dans un premier temps, de mieux identifier les méthodes expérimentales de caractérisation du comportement en cisaillement plan des CMO. Ensuite, une revue des différentes méthodes d'interruption des essais dynamiques a permis d'identifier les difficultés expérimentales de caractérisation du comportement en cisaillement et d'établir leurs liens avec la réalisation d'essais cyclés incrémentaux pour des vitesses dynamiques. Ceci a permis d'effectuer le choix d'utiliser l'essai de traction sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ associé à une méthode d'interruption en déplacement pour la réalisation des essais cyclés incrémentaux. La présentation du cadre thermodynamique a permis de présenter le cadre théorique implicite aux caractérisations expérimentales proposées dans cette thèse. L'enjeu du travail était de produire des résultats expérimentaux dissociant la déformation rémanente de la déformation irréversible afin d'identifier l'influence de la vitesse de sollicitation sur le comportement irréversible indépendant du comportement visqueux.

Les travaux se sont focalisés, dans un premier temps, sur la définition d'une géométrie d'éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ pour l'étude du comportement non-linéaire, adaptée aux essais dynamiques sur vérin servo-hydraulique. Un protocole de comparaison par essais cyclés incrémentaux a été proposé et a permis de définir les limites des paramètres géométriques à ne pas dépasser afin de garantir la représentativité d'une éprouvette réduite vis-à-vis du comportement non-linéaire obtenu avec une géométrie normalisée. La réduction du nombre de plis au minimum possible pour un stratifié à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ génère une augmentation de l'endommagement en comparaison d'une géométrie normalisée. Les effets de bords impliquent d'utiliser une largeur d'éprouvette suffisamment grande pour ne pas influencer sur la mesure de déformation quand elle est réalisée avec des jauges. Enfin, le rapport λ de hauteur sur largeur minimal, identifié dans la littérature, génère également une accentuation de l'endommagement vis-à-vis d'une géométrie normalisée. Ce protocole de validation est un protocole pouvant être appliqué à tous types de matériaux composites et tous types d'éprouvettes. Il peut également être utilisé pour des essais différents de celui sur éprouvette à $[\pm 45^\circ]_{ns}$ en s'assurant que les essais cyclés n'influencent pas sur les résultats obtenus. Ce protocole peut donc être vu comme une proposition d'une méthode de définition des éprouvettes de matériaux composites adaptées aux essais dynamiques.

L'enjeu majeur de ces travaux de thèse était de caractériser l'effet de l'augmentation de la vitesse sur le comportement non-linéaire du T700/M21. Pour cela, un dispositif expérimental a été spécifiquement conçu pour la réalisation des essais cyclés incrémentaux. A l'inverse des travaux

présents dans la littérature, l'apport innovant du dispositif est de garantir la mesure d'effort tout au long des cycles de chargement et de déchargement de la sollicitation. Ce protocole permet de solliciter les éprouvettes sur une large plage de vitesses de sollicitation et pour des incréments de déplacement avec une discrétisation de 0.5 mm, assurant une stabilité de l'évolution de la vitesse de déformation tout au long du chargement et jusqu'à rupture de l'éprouvette. Ce niveau de déplacement correspond à $\simeq 1$ % de déformation au regard de la géométrie d'éprouvette proposée dans ces travaux. Un système de maintien associé au dispositif permet d'empêcher le retour élastique de l'éprouvette après la réalisation de l'incrément de déplacement. Il permet de maintenir l'éprouvette dans un état de dégradation stable après le chargement car il empêche les potentiels endommagements supplémentaires après la rupture du fusible, identifiés dans la littérature. Cependant, ce système engendre une pré-charge pour des incréments inférieurs à 1.5 mm et une phase de relaxation de l'éprouvette, pendant le maintien, qui engendre une augmentation de la déformation de cisaillement mesurée. Concernant la pré-charge, une méthode de calcul d'un module équivalent a été proposée pour garantir la représentativité du module évalué. L'influence des phases de relaxation-fluage a été évaluée avec la comparaison d'un essai issu du protocole avec un vérin servo-hydraulique et d'un essai issu d'une machine de traction électro-mécanique. Cette comparaison a mis en évidence la nécessité de prendre en compte le niveau de déformation maximal subi par l'éprouvette pour garantir la représentativité des résultats obtenus avec le protocole développé dans ces travaux de thèse. Enfin, la caractérisation des phases de recouvrance a mis en évidence la présence d'une part non négligeable de viscosité dans le comportement non-linéaire du T700/M21. Cette caractérisation met en avant la nécessité d'appliquer un temps d'attente constant après chaque cycle afin de caractériser une déformation irréversible indépendante du comportement visqueux, donc du comportement réversible du matériau composite.

Les travaux expérimentaux n'ont pas permis d'observer un quelconque effet de la vitesse sur le comportement irréversible du T700/M21. L'évolution des variables de déformation ne montre pas de différence pour des essais allant de 1.10^{-4} m.s $^{-1}$ à 1 m.s $^{-1}$. Le résultat majeur concerne la mesure des phases de recouvrance, qui a permis de montrer que l'évaluation de la déformation irréversible est dépendante du temps d'attente après les phases de déchargement, donc du niveau de recouvrance de la déformation visqueuse. L'évolution de la variable d'endommagement macroscopique n'a pas montré de différence pour la plage de vitesses étudiée. La présence d'un essai à 1 m.s $^{-1}$ hors du spectre des autres ne permet pas de conclure quant à un éventuel effet de l'augmentation de la vitesse sur le seuil d'apparition et la cinétique d'évolution de la variable d'endommagement. La comparaison avec les résultats issus de la littérature permet d'avancer des hypothèses pouvant expliquer l'effet de retardement de l'endommagement avec l'augmentation de la vitesse, observé dans la littérature. L'hypothèse la plus probable est qu'aucun des travaux n'ayant caractérisé et évalué l'influence des phases de recouvrance sur les matériaux testés, l'état visqueux du matériau n'était pas comparable entre les différents états de sollicitation. Cette influence du comportement visqueux peut être une explication à l'éventuelle différence de niveau de déformation élastique, pour un même niveau d'endommagement, évaluée à différentes vitesses. L'un des enjeux de ces travaux était d'étudier l'effet de la vitesse sur l'évolution de la variable d'endommagement scalaire usuellement utilisée pour décrire la dégradation des matériaux. Les observations physiques réalisées grâce au protocole mis en œuvre au cours de cette thèse ont permis de mettre en évidence les limites de l'utilisation d'une variable d'endommagement macroscopique pour l'étude des matériaux composites. Il a été montré que cette variable pouvait, pour une même valeur, présenter différents niveaux d'endommagement et ne pas dissocier la présence ou non des mécanismes d'endommagements dans l'éprouvette, rendant son utilisation limitée pour les CMO avec les essais sur éprouvettes à $[\pm 45^\circ]_{ns}$.

Concernant la poursuite de ces travaux, il apparaît donc nécessaire d'introduire des variables expérimentales représentatives de l'échelle du pli pour étudier l'effet de la vitesse sur les mécanismes d'endommagement. Les observations physiques devront permettre d'évaluer la présence et la quantité des endommagements pour chaque incrément et chaque vitesse. Les observations devront également permettre de quantifier distinctement l'apparition et l'évolution de la fissuration et du délaminage. Ces études devront soit passer par des observations sur les flancs des éprouvettes soit par des essais sous tomographie à rayon X. Ces travaux pourront être réalisés avec le dispositif développé au cours de cette thèse. En effet, il permet, une fois l'essai interrompu, de transporter l'éprouvette sous charge dans un tomographe afin d'observer les endommagements dans une position ouverte. De ces études expérimentales aux échelles mésoscopique ou microscopique, les stratégies de modélisation devront en utiliser les résultats pour améliorer leur prédiction des mécanismes responsables du comportement non-linéaire. Elles pourront soit garder des variables représentatives de l'échelle du pli ou alors utiliser des modélisations multi-échelles afin de faire correspondre les résultats expérimentaux aux modèles numériques et donc utiliser des lois multi-échelles pour traduire la dégradation du pli de composite.

L'intérêt d'avoir fixé comme cadre de travail expérimental la dissociation du comportement réversible de celui irréversible, a permis de changer l'approche de la caractérisation du comportement non-linéaire des CMO. Dans une perspective plus lointaine, il va donc falloir étendre ce cadre expérimental à la caractérisation de l'influence de l'histoire du chargement sur le comportement du matériau composite. Pour cela, des campagnes expérimentales devront s'attacher à étudier l'influence de l'endommagement sur le comportement visqueux et notamment les phases de recouvrance. Mais aussi, l'inverse, à savoir l'influence de l'état visqueux du matériau sur l'endommagement. Les modélisations devront donc assurer la relation entre le comportement réversible et irréversible et l'influence de l'un sur l'autre en utilisant une description fine de la viscosité afin de mieux prédire les phénomènes irréversibles des matériaux composites à matrices organiques.

Annexe A

Présentation du cadre historique et analytique de la thermodynamique des matériaux solides

Il ne s'agit pas ici de présenter dans son intégralité l'histoire de la thermodynamique, qui peut être retrouvée plus précisément dans des ouvrages généraux comme : [Yunus Cengel et Lecroix \(1970\)](#), [Duhem \(1992\)](#), [Brunhes \(1993\)](#) ou encore [Locqueneux \(2009\)](#). Cette introduction est présentée afin de rendre compte de l'évolution du cadre de pensée dans la branche de la Physique qu'est la Mécanique. En présentant le cadre thermodynamique avec l'histoire des idées ayant permis sa découverte, cela permet de prendre la mesure de l'influence de l'histoire des découvertes scientifiques et des systèmes de pensée sur l'état actuel des connaissances et donc sur l'état actuel du cadre de pensée régissant la Mécanique.

Pour marquer une première apparition d'une réflexion du monde autour d'un fait mécanique, il est possible de prendre comme point de départ la proposition d'Aristote développée en particulier dans sa Physique ou dans sa Métaphysique. La matière se voit étudiée comme état de *mouvement* étant le résultat de l'union de la *puissance* et de l'*acte*. Ce *mouvement* donnera lieu à l'*altération* de la matière décrivant des *qualités* de celle-ci (ex : chaud, sec, petit, haut, blanc). L'étude de la matière se fait, grâce à Aristote, par l'étude des transformations naturelles d'une qualité à sa qualité contraire, à savoir par exemple, du chaud au froid, du blanc au noir, de grand au petit ou encore du sec à l'humide.

Le développement de la géométrie amène les mathématiques à se développer jusque dans le domaine de la Physique et donc de la Mécanique. Cela fait passer d'une étude de la *qualité* (dureté, chaleur...) vers la *quantité* (volume, étendue...). Et c'est en grande partie à *Descartes* que l'on doit cette opération. Le mouvement de la matière n'est plus l'étude des modifications et altérations mais l'étude de la *quantité de mouvement*, donc le rapport entre les corps et leur vitesse de déplacement dans l'espace.

Et ce cadre Cartésien sera dépassé par Newton, avec l'introduction de la notion de *Force*, qui se verra elle-même supplantée par l'*attraction de gravité* permettant de décrire la chute des corps à la surface de la Terre, mais aussi des comètes ou encore du flux marin. Cette notion de *Force* est la première introduction d'une cause non visible ayant un effet sur la matière dans la Mécanique. Seule l'expérimentation indirecte permet d'observer la présence de cet élément physique. Il s'opère ici une bascule dans l'idée de Mécanique. Sa totalité n'est réductible au visible et à l'observation directe, mais des composantes de son cadre de pensée peuvent être non-visuelle et indirecte dans leurs observations. Cette « Mécanique immatérielle » va amener à étendre le cadre Physique vers l'utilisation avancée des mathématiques pour décrire les phénomènes physiques.

Pour centrer cette introduction sur les grandes notions importantes à la compréhension du cadre thermodynamique, il est choisi de se concentrer sur Bernoulli, Lagrange et d'Alembert. Dans un premier temps, Lagrange dans sa Mécanique analytique va étendre le principe de *Force*, qui reposait sur la statique de l'objet étudié, vers les objets en mouvements et déformables. De là, la proposition de *déplacements virtuels* est énoncée par Lagrange dans sa Mécanique

analytique, et donnera suite au *travail virtuel*, principe encore fondamentale de la Statique : « pour qu'un ensemble de forces tienne en équilibre un système matériel, il faut et il suffit que tout déplacement virtuel infiniment petit imposé au système fasse prendre la valeur zéro à la somme des travaux virtuels des forces ». Ensuite, c'est en généralisant le principe de Newton que Lagrange, sur la base d'une proposition de Bernoulli en 1717, propose un cadre prenant en compte toute la Mécanique ancienne et contemporaine de son temps. De là, une forme de Mécanique « lagrangienne » naît et est applicable autant à la matière qu'aux fluides. Cette généralisation de la Statique fût suivie d'une extension vers la dynamique avec d'Alembert et le principe de *Force d'inertie* : « A chaque instant, l'ensemble des forces qui agissent réellement sur le système et des forces fictives d'inertie seraient capable de maintenir le système en équilibre dans l'état même qu'il présente à cet instant ». Principe repris par Lagrange, sur la base du *travail virtuel*, en un *système d'équations différentielles du second ordre* exprimant les *vitesses généralisées* avec leurs premières dérivées et les *accélérations généralisées* pour les dérivées secondes. La notion de *potentiel* voit le jour avec l'expression d'équations différentielles permettant l'étude mécanique en fonction d'*énergie potentielle* ou *cinétique*, ou encore des *systèmes isolés*.

Ensuite, Poisson et sa mécanique physique fait entrer la notion de *pression* permettant de sortir de l'abstraction opérée par Lagrange pour se tourner vers la compréhension et l'étude physique des milieux continus (solide, fluide). Cette mécanique physique va être étendue et généralisée par Navier pour la généralisation des conditions d'équilibre d'un solide élastique dans « Mémoire sur les lois et l'équilibre et du mouvement des corps solides élastiques (1821) » et par Cauchy aux corps non isotropes dans « Recherches sur l'équilibre et le mouvement intérieur des corps solides ou fluides, élastiques ou non élastiques (1822) ». Cette *pression* est dans un premier temps appliquée avec la théorie cinétique des gaz de Bernoulli. Ce qui permettra à ce dernier d'introduire la notion de *chaleur*. Cette théorie cinétique des gaz va rapidement montrer ses limites, et elle sera étendue en une théorie *mécanique de la chaleur* sur la base des recherches de Sadi Carnot. Mais c'est Clausius et Helmholtz qui en seront les principaux penseurs. Les changements d'états (solide, liquide, gazeux) sont désormais étudiés en fonction de l'*énergie interne* et le travail se voit associé à la chaleur : « Si du travail externe, nous en retranchons l'accroissement de la force vive et l'accroissement de l'énergie interne, nous obtenons la quantité de chaleur dégagée ».

Avec l'étude de l'influence des corps extérieurs sur le système étudié, la tension entre le travail et la chaleur reçue ou dégagée permet d'interpréter la dynamique mécanique donnant l'accroissement de la force vive totale du système, comme la somme du travail externe et interne. Ce qui va permettre à Clausius de définir l'*Entropie* comme : « La valeur de transformation d'une modification est égale à la diminution que subit, par cette modification, une certaine grandeur, liée à toutes les propriétés qui fixent l'état du système, mais indépendante de son mouvement ». La Thermodynamique était née.

Dans le développement de lois de comportement des matériaux, il est courant de modéliser le comportement mécanique du matériau étudié dans le cadre de la thermodynamique des milieux continus. Ce choix permet d'assurer un cadre général garantissant le respect de deux principes fondamentaux. Pour plus de précision sur les développements issus du cadre thermodynamique, voir [Lemaitre et Chaboche \(1985\)](#).

Premier principe de la thermodynamique :

$$\frac{d}{dt}(E + K) = P_{ext} + Q \quad (1)$$

En négligeant la variation d'énergie cinétique ($\frac{dK}{dt}$), la variation d'énergie interne ($\frac{dE}{dt}$) est égale à la somme du travail extérieur (P_{ext}) et du transfert thermique (Q). Cela suppose que tout travail

extérieur et/ou transfert thermique engendre une variation d'énergie interne. Donc l'énergie ne se transforme pas, elle se crée par un travail extérieur au système.

Second principe de la thermodynamique :

$$\frac{dS}{dt} \geq \int_{\Omega} \frac{r}{T} dV - \int_{\delta\Omega} \frac{\vec{q} \cdot \vec{n}}{T} dS \quad (2)$$

Le second principe décrit la variation d'entropie ($\frac{dS}{dt}$) comme la variation interne des processus dissipatifs. N'échangeant ni travail, ni chaleur avec l'extérieur, le système ne peut que croître pour atteindre une valeur maximale (où le système restera en équilibre). L'augmentation de l'entropie entraîne une irréversibilité des transformations : donc une dégradation de la qualité de la matière et/ou de l'énergie.

sachant que :

$$S = \int_{\Omega} \rho s dV \quad (3)$$

avec : s = l'entropie par unité de masse, le second principe peut s'écrire sous la forme :

$$\int_{\Omega} \rho \dot{s} dV - \int_{\Omega} \frac{r}{T} dV + \int_{\delta\Omega} \frac{\vec{q} \cdot \vec{n}}{T} dS \geq 0 \quad (4)$$

En utilisant le théorème de la divergence et en se plaçant sous une forme locale, le second principe permet d'exprimer le taux de production irréversible d'entropie :

$$\rho \frac{ds}{dt} + \text{div} \frac{\vec{q}}{T} - \frac{r}{T} \geq 0 \quad (5)$$

sachant que $\text{div} \frac{\vec{q}}{T} = \frac{\text{div} \vec{q}}{T} - \frac{\vec{q} \cdot \vec{\text{grad}} T}{T^2}$, l'équation 5 devient :

$$\rho \frac{ds}{dt} + \frac{\text{div} \vec{q}}{T} - \frac{\vec{q} \cdot \vec{\text{grad}} T}{T^2} - \frac{r}{T} \geq 0 \quad (6)$$

en multipliant par T avec la condition que $T > 0$:

$$\rho T \frac{ds}{dt} + \text{div} \vec{q} - \frac{\vec{q} \cdot \vec{\text{grad}} T}{T} - r \geq 0 \quad (7)$$

Afin de relier les deux principes de la thermodynamique, exprimer la densité volumique de production de chaleur (r) à partir du premier principe va permettre d'énoncer une **inégalité fondamentale contenant les deux principes de la thermodynamique**, sachant que :

$$r = \rho \frac{de}{dt} - \sigma : D + \text{div} \vec{q} \quad (8)$$

L'inégalité fondamentale devient :

$$\rho \left(T \frac{ds}{dt} - \frac{de}{dt} \right) + \sigma : D - \frac{\vec{q} \cdot \vec{\text{grad}} T}{T} \geq 0 \quad (9)$$

et avec l'hypothèse des petites perturbations :

$$\rho (T \dot{s} - \dot{e}) + \sigma : \dot{\varepsilon} - \frac{\vec{q} \cdot \vec{\text{grad}} T}{T} \geq 0 \quad (10)$$

L'introduction de la variable Ψ représentant l'énergie libre spécifique, qui relie l'énergie interne par unité de masse (e), la température (T) et l'entropie par unité de masse (s), va permettre d'introduire une variable regroupant en un terme les variations d'état de la matière.

$$\Psi = e - Ts \quad (11)$$

Par dérivation : $\dot{\epsilon} = \dot{\Psi} + s\dot{T} + T\dot{s}$.

Donc : $(T\dot{s} - \dot{\epsilon}) \Rightarrow T\dot{s} - (\dot{\Psi} + s\dot{T} + T\dot{s}) \Rightarrow -\dot{\Psi} - s\dot{T}$

L'inégalité fondamentale 10 devient, avec l'expression de l'énergie libre spécifique, **l'inégalité de Clausius-Duhem** :

$$\sigma : \dot{\epsilon} - \rho(\dot{\Psi} + s\dot{T}) - \frac{q \cdot \text{grad}T}{T} \geq 0 \quad (12)$$

L'inégalité 12 va permettre, dans le cadre de la thermodynamique des milieu continus, de décrire le comportement d'un matériau par l'utilisation de **variables d'états**. Ces variables vont décrire à tout moment l'équilibre d'un état local, en garantissant l'indépendance des variables au point étudié. Pour introduire de la physique dans la représentation mathématique du comportement du matériau, ces variables d'état relient l'énergie libre spécifique (Ψ) à des résultats expérimentaux.

Variables d'état		Variables associées
Observables	Internes	
ϵ		σ
T		s
	ϵ^e	σ
	ϵ^p	$-\sigma$
	V_k	A_k

TABLEAU A.1 – Classification des variables mécaniques dans le cadre thermodynamique

Les variables d'état peuvent être « observables » (ϵ, T) ou « internes » ($\epsilon^e, \epsilon^p, V_k$). Cette différence permet de dissocier les variables directement observables durant l'expérimentation (déformation et/ou température) des variables nécessitant une analyse différée (déformation élastique et/ou plastique). Les variables V_k , quant à elles, représentent l'état interne de la matière. Pour cela, elles sont classées comme variables « internes » et donc non observables directement. Elles peuvent représenter plusieurs phénomènes physiques (écrouissage, endommagement, densité de fissures/de dislocation...). Les variables duales étant pour l'instant la contrainte ou l'entropie, aucune définition supplémentaire n'a été requise pour les variables associées (Tableau A.1). A contrario, les variables A_k nécessitent cette définition. Pour cela, il faut utiliser le potentiel thermodynamique ainsi que les lois d'état.

Dans le cadre thermodynamique, il est postulé qu'il existe un potentiel thermodynamique dérivant des lois d'état. Il permet de vérifier les conditions de stabilité thermodynamique imposées par le deuxième principe et les inégalités qui en découlent.

Le potentiel thermodynamique peut donc être supposé, pour les matériaux solides, avec l'énergie libre spécifique (qui contient les variables d'état observables et des variables internes sachant que $K \geq 0$ et que ϵ^e et ϵ^p sont des variables internes) :

$$\Psi = \Psi(\epsilon, T, V_k) \text{ sachant que } \dot{\Psi} = \frac{\partial \Psi}{\partial \epsilon} : \dot{\epsilon} + \frac{\partial \Psi}{\partial T} \dot{T} + \frac{\partial \Psi}{\partial V_k} \dot{V}_k \quad (13)$$

L'inégalité de Clausius-Duhem (Equation 12) devient, avec le potentiel thermodynamique :

$$\left(\sigma - \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \epsilon}\right) : \dot{\epsilon} - \rho \left(s + \frac{\partial \Psi}{\partial T}\right) \dot{T} - \rho \frac{\partial \Psi}{\partial V_k} \dot{V}_k - \frac{\vec{q} \cdot \text{grad}T}{T} \geq 0 \quad (14)$$

De fait, il est possible de poser $\sigma = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \varepsilon}$, $s = -\frac{\partial \Psi}{\partial T}$ et $A_k = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial V_k}$. Ainsi, pour vérifier si la modélisation est thermodynamiquement admissible, l'inégalité 14 doit vérifier : $-\sum_k A_k \dot{V}_k \geq 0$. Cette vérification sert à assurer la croissance, sans réversibilité, des phénomènes dissipatifs qui sont ici représentés par les variables V_k . De ce formalisme, il est possible de décrire l'évolution de l'état interne de la matière en fonction des variables associées (A_k) aux différents mécanismes dissipatifs choisis pour la modélisation. Cependant lors de calcul de structure, il est classique de faire le choix d'une modélisation de l'évolution des phénomènes dissipatifs en fonction de l'état de chargement (variables duales). Pour définir les lois d'évolution des variables internes, il est postulé l'existence d'un **potentiel des dissipations** (φ). Il permet de postuler un formalisme complémentaire au potentiel thermodynamique pour décrire les phénomènes dissipatifs.

Pour assurer le respect de l'inégalité de Clausius-Duhem (Equation 14), le potentiel des dissipations est une fonction à valeur scalaire continue et convexe, positive et nulle à l'origine. Pour exprimer les lois d'évolution en fonction des variables duales, la transformée de Legendre-Fenchel permet de définir le **pseudo-potentiel de dissipation** $\varphi^*(\sigma, A_k, \vec{g})$ dual de $\varphi(\varepsilon^p, \dot{V}_k, \vec{q}/T)$ et qui s'exprime par :

$$\varphi^*(\sigma, A_k, \vec{g}) = \text{Sup}_{\varepsilon^p, \dot{V}_k, \vec{q}/T} ([\sigma : \varepsilon^p - A_k \dot{V}_k - \frac{\vec{g} \cdot \vec{q}}{T}] - \varphi(\varepsilon^p, \dot{V}_k, \frac{\vec{q}}{T})) \quad (15)$$

Cette transformation permet d'évaluer la valeur de la fonction $\varphi(\varepsilon^p)$ par une valeur maximale de la fonction $\varphi^*(\sigma)$ assurant de ce fait la positivité et la croissance de $\varphi^*(\sigma)$ par la nature choisie pour la définition de la fonction.

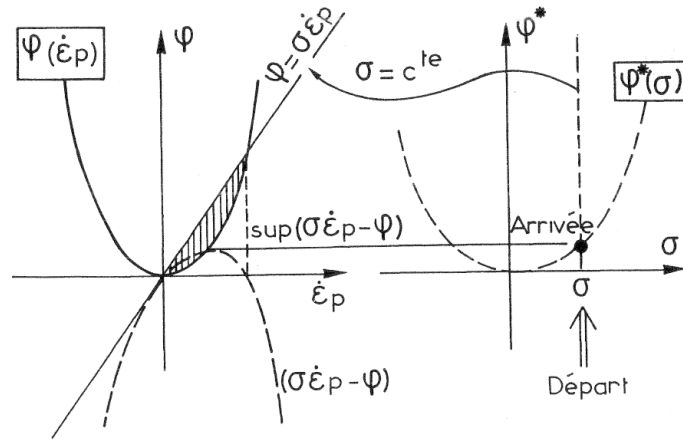


FIGURE A.1 – Illustration de la transformation du potentiel des dissipations (φ) vers le pseudo-potentiel de dissipation (φ^*) (Lemaitre et Chaboche, 1985).

La figure A.1 représente la transformée de la fonction $\varphi(\varepsilon^p)$ vers $\varphi^*(\sigma)$, et illustre pour la variable $V_0 = \varepsilon^p$ que :

$$\sigma = \frac{\partial \varphi}{\partial \varepsilon^p} \Leftrightarrow \varepsilon^p = \frac{\partial \varphi^*}{\partial A_k} \text{ avec } \varphi^*(\sigma) = \sup_{\varepsilon^p} [\sigma : \varepsilon^p - \varphi(\varepsilon^p)]$$

Aussi, la fonction φ^* étant dérivable, les lois d'évolution pour les variables $-\dot{V}_k$ et \vec{q} sont :

$$-\dot{V}_k = \frac{\partial \varphi^*}{\partial A_k} \text{ et } \frac{\vec{q}}{T} = \frac{\partial \varphi^*}{\partial \vec{g}}$$

Ainsi pour modéliser les phénomènes dissipatifs, dans le cadre de la thermodynamique, il faut déterminer le potentiel d'état (equation 13), le potentiel des dissipations (φ) et son dual le pseudo-potentiel des dissipations (φ^*). Étant difficilement accessible à la mesure expérimentale, les deux

potentiels ne sont pas directement utilisés dans la modélisation. On leur préférera l'utilisation de variables de flux et leurs variables duales pour identifier les paramètres de modélisation. L'utilisation des potentiels se fera comme vérification de la positivité et la croissance des phénomènes dissipatifs (second principe), et donc de la valeur des potentiels durant le chargement.

Annexe B

Illustration du dispositif d'essais de traction interrompu

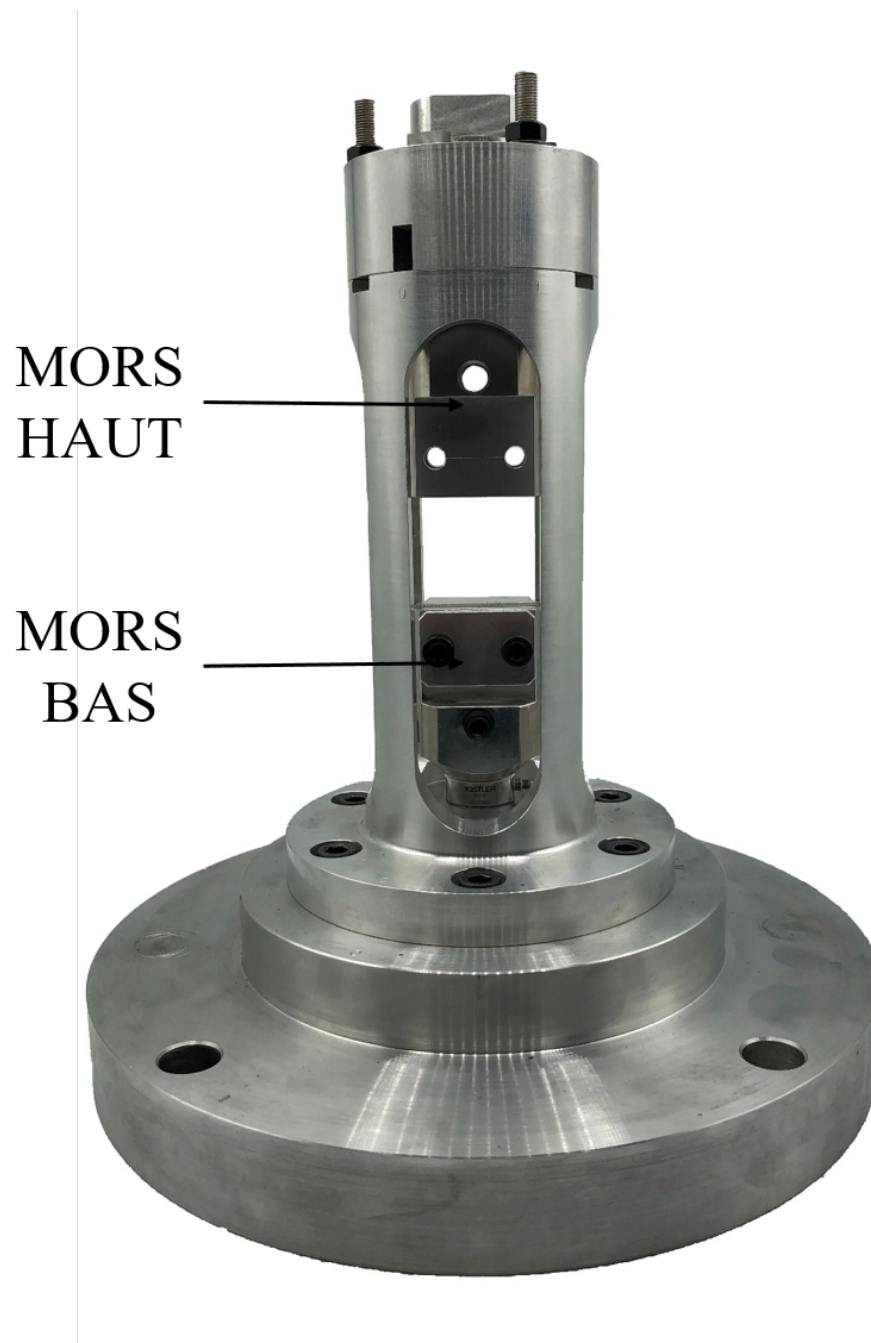


FIGURE B.1 – Vue de face du dispositif.



FIGURE B.2 – Vue de côté du dispositif.

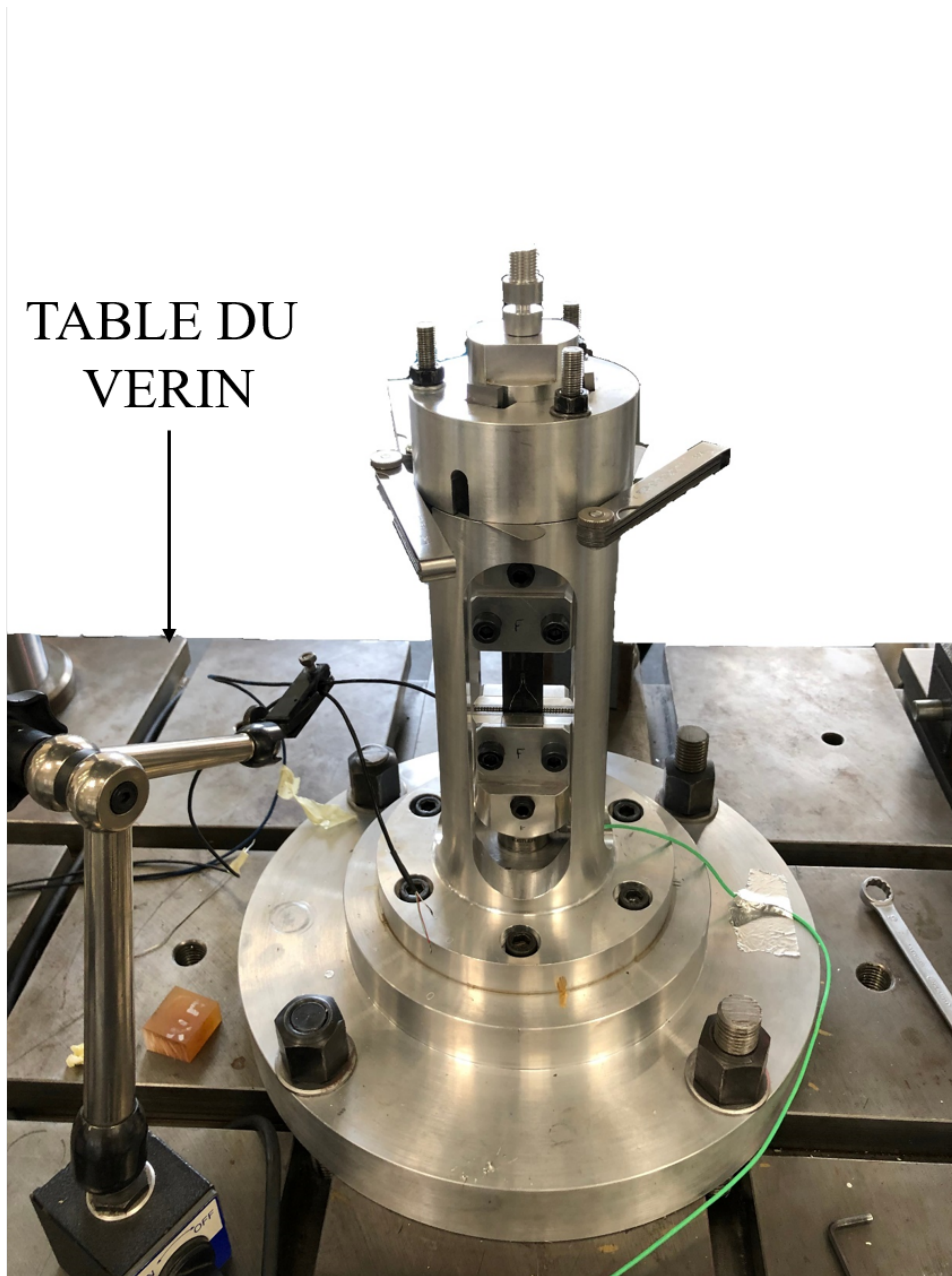


FIGURE B.3 – Illustration du dispositif mis en place sur le vérin servo-hydraulique.

”Nous appelons cela ”explication” : mais c’est une ”description”, ce qui nous distingue des stades plus anciens de la connaissance et de la science. Nous décrivons mieux, - nous expliquons tout aussi peu que tous nos prédécesseurs. Nous avons découvert une succession multiple là où l’homme naïf et le chercheur des cultures plus anciennes ne voyaient que deux instances, ”cause” et ”effet”, comme on le disait; nous avons perfectionné l’image du devenir, mais nous ne sommes pas passés par-delà l’image, ni derrière l’image. Nous voyons la série des causes de manière bien plus complète dans chaque cas, nous concluons : telle et telle chose doivent d’abord se produire pour que telle autre s’ensuive, - mais par là, nous n’avons rien compris.”

Le gai savoir, Troisième livre, §112, Friedrich Nietzsche.

Bibliographie

- 4255M, A. D. D. (2007). Standard test method for in-plane shear properties of polymer matrix composite materials by the rail shear method. *ASTM International*. (Cité page 29.)
- ADAMS, D. O., MORIARTY, J. M., GALLEGOZ, A. M. et ADAMS, D. F. (2003). Development and evaluation of the v-notched rail shear test for composite laminates. *Department of Mechanical Engineering, University of Utah*, Technical report DOT/FAA/AR-03/63. (Cité page 30.)
- AITM-1-0002 (1998). *AITM 1-0002 Determination of in-plane shear properties (+/- 45 tensile test)*. Airbus Industrie Engineering directorate. (Cité pages 18, 45, 50, 51, 52, 54, 56, 59 et 67.)
- BASSAM, F., BONIFACE, L., JONES, K. et OGIN, S. (1998). On the behaviour of the residual strain produced by matrix cracking in cross-ply laminates. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 29(11):1425–1432. (Cité page 85.)
- BATTAMS, G. (2014). *The use of optical techniques to assess the damage tolerance of composite materials*. Thèse de doctorat, University of Southampton. (Cité pages vii, 25, 35 et 80.)
- BATTAMS, G. et DULIEU-BARTON, J. (2016). Data rich characterisation of damage propagation in composite materials. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 91:420 – 435. CompTest 2015. (Cité pages viii, 36 et 78.)
- BECHTEREW, P. (1926). Analytical study of the generalized hooke’s law. application of the method of coordinate transformation. *Zh. Russ. Fiz.-Khim. Obshch. Leningrad. Univ., Fizika*, 58(3):415–416. (Cité page 11.)
- BERTHE, J. (2013). *Comportement thermo-visco-élastique des composites CMO - De la statique à la dynamique grande vitesse*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lille. (Cité pages vii, x, xiii, 18, 20, 23, 39, 54, 56, 75, 80, 81, 99 et 100.)
- BERTHE, J., BRIEU, M., DELETOMBE, E., PORTEMONT, G., LECOMTE-GROSBRAS, P. et DEUDON, A. (2013a). Consistent identification of cfrp viscoelastic models from creep to dynamic loadings. *Strain*, 49(3):257–266. (Cité pages viii, 43 et 44.)
- BERTHE, J., BRIEU, M., DELETOMBE, E., PORTEMONT, G., LECOMTE-GROSBRAS, P. et DEUDON, A. (2013b). Consistent identification of cfrp viscoelastic models from creep to dynamic loadings. *Strain*, 49(3):257–266. (Cité page 5.)
- BRUNHES, B. (1993). *La dégradation de l’énergie*. Flammarion. (Cité page 129.)
- CAMANHO, P. P., DÁVILA, C. G., PINHO, S. T., IANNUCCI, L. et ROBINSON, P. (2006). Prediction of in situ strengths and matrix cracking in composites under transverse tension and in-plane shear. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 37(2):165–176. CompTest 2004. (Cité pages ix, 57, 58 et 66.)

-
- CASTRES, M. (2018). *Modélisation dynamique avancée des composites à matrice organique (CMO) pour l'étude de la vulnérabilité des structures aéronautiques*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lille. (Cité pages vii, 18, 19, 21, 22, 23, 24, 39, 61, 75, 79, 99 et 108.)
- CHABOCHE, J. L. (1988). Continuum Damage Mechanics : Part I—General Concepts. *Journal of Applied Mechanics*, 55(1):59–64. (Cité page 5.)
- CHANG, F.-K. et CHEN, M.-H. (1987). The in situ ply shear strength distributions in graphite/epoxy laminated composites. *Journal of Composite Materials*, 21(8):708–733. (Cité pages 57 et 66.)
- CHIAO, C., MOORE, R. et CHIAO, T. (1977). Measurement of shear properties of fibre composites : Part 1. evaluation of test methods. *Composites*, 8(3):161–169. (Cité page 42.)
- CHOU S.C, R. K. et J.H., R. (1973). The effect of strain rate and heat developed during deformation on the stress-strain curve of plastics. *Experimental Mechanics*, 13:422–432. (Cité page 4.)
- CHUNG, K. et RYOU, H. (2009). Development of viscoelastic/rate-sensitive-plastic constitutive law for fiber-reinforced composites and its applications. part i : Theory and material characterization. *Composites Science and Technology*, 69(2):284–291. (Cité page 86.)
- COUSSA, F. (2017). *Du comportement dynamique de matériaux composites tissés à matrice polyamide*. Thèse de doctorat, Paris Sciences et Lettres. (Cité pages viii, xi, 35, 37, 78, 81 et 108.)
- COUSSA, F. et AL. (2017). A consistent experimental protocol for the strain rate characterization of thermoplastic fabrics. *Strain*, 53(3):e12220. e12220 10.1111/str.12220. (Cité pages 5, 36 et 108.)
- DE BAERE, I., VAN PAEPEGEM, W. et DEGRIECK, J. (2008a). Comparison of the modified three-rail shear test and the ns tensile test for pure shear fatigue loading of carbon fabric thermoplastics. *Fatigue Fracture of Engineering Materials Structures*, 31(6):414–427. (Cité page 30.)
- DE BAERE, I., VAN PAEPEGEM, W. et DEGRIECK, J. (2008b). Design of a modified three-rail shear test for shear fatigue of composites. *Polymer Testing*, 27(3):346–359. (Cité pages viii et 30.)
- DIN-EN-ISO-14129 (1997). Determination of the in-plane shear stress/shear strain response, including the in-plane shear modulus and strength, by the 45 tension test method. *European Committee for Standardization*. (Cité pages 18, 45, 49, 50, 51, 52, 54, 59 et 67.)
- DONGFANG, M., DANIAN, C., SHANXING, W., HUANRAN, W., YANJUN, H. et CANYUAN, C. (2010). An interrupted tensile testing at high strain rates for pure copper bars. *Journal of Applied Physics*, 108(11):114902. (Cité pages viii, 36 et 37.)
- DUHEM, P. (1992). *L'évolution de la mécanique*. Librairie philosophique J. Vrin, Sorbonne. (Cité page 129.)
- D'AGOSTINO, M., GIORGIO, I., GRECO, L., MADEO, A. et BOISSE, P. (2015). Continuum and discrete models for structures including (quasi-) inextensible elasticae with a view to the design and modeling of composite reinforcements. *International Journal of Solids and Structures*, 59:1–17. (Cité pages viii, 43 et 44.)
-

-
- FIELD, J., WALLEY, S., PROUD, W., GOLDREIN, H. et SIVIOUR, C. (2004). Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies. *International Journal of Impact Engineering*, 30(7):725–775. Fifth International Symposium on Impact Engineering. (Cité page 4.)
- FITOUSSI, J., BOCQUET, M. et MERAGHNI, F. (2013). Effect of the matrix behavior on the damage of ethylene–propylene glass fiber reinforced composite subjected to high strain rate tension. *Composites Part B : Engineering*, 45(1):1181 – 1191. (Cité pages viii et 34.)
- FITOUSSI, J., MERAGHNI, F., JENDLI, Z., HUG, G. et BAPTISTE, D. (2005). Experimental methodology for high strain-rates tensile behaviour analysis of polymer matrix composites. *Composites Science and Technology*, 65(14):2174 – 2188. (Cité pages vii, 5, 18, 24, 25, 78, 81, 83 et 108.)
- FOUREST, T. et BERTHE, J. (2021). Experimental investigation of the strain-rate effects on the failure of composite materials with off-axis tensile tests on unidirectional plies. *Strain*, 57(4):e12385. (Cité page 38.)
- GAMSTEDT, E. K. et ANDERSEN, S. (2001). Fatigue degradation and failure of rotating composite structures - materials characterisation and underlying mechanisms. *Risoe National Lab., Roskilde (Denmark). Materials Research Dept., RISO-R-1261(EN)(EDB-01 :065720)*. Technical Report. (Cité pages vii et 10.)
- GAY, D. (2005). *Matériaux composites*. Hermes sciences. (Cité page 10.)
- GORBATIKH, L. et LOMOV, S. (2016). 3 - damage accumulation in textile composites. In TALREJA, R. et VARNA, J., éditeurs : *Modeling Damage, Fatigue and Failure of Composite Materials*, Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering, pages 41–59. Woodhead Publishing. (Cité pages vii et 10.)
- HAHN, H. T. (1973). A note on determination of the shear stress-strain response of unidirectional composites. *Journal of Composite Materials*, 7(3):383–386. (Cité page 40.)
- HAHN, H. T. et TSAI, S. W. (1973). Nonlinear elastic behavior of unidirectional composite laminae. *Journal of Composite Materials*, 7(1):102–118. (Cité page 41.)
- HARRISON, P., CLIFFORD, M. et LONG, A. (2004). Shear characterisation of viscous woven textile composites : a comparison between picture frame and bias extension experiments. *Composites Science and Technology*, 64(10):1453 – 1465. (Cité page 45.)
- HAUSER, F. (1966). Techniques for measuring stress-strain relations at high strain rates. *Experimental Mechanics*, 6:395–402. (Cité page 4.)
- HSIAO, H. et DANIEL, I. (1998). Strain rate behavior of composite materials. *Composites Part B : Engineering*, 29(5):521–533. (Cité page 4.)
- HUCHETTE, C. (2005). *Sur la complémentarité des approches expérimentales et numériques pour la modélisation des mécanismes d'endommagement des composites stratifiés*. Thèse de doctorat, Paris 6. (Cité pages vii, 20, 21, 22, 40, 58, 64, 81 et 121.)
- HUG, G. (2005). *Analyse du comportement de stratifiés carbone/époxy sous sollicitation rapide : élaboration par électrothermie diélectrique d'un même matériau pour comparaison*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Centre de Paris. Thèse de doctorat dirigée par Delmotte, Michel Mécanique et matériaux Paris, ENSAM 2005. (Cité page 109.)
-

- HÄRTEL, F. et HARRISON, P. (2014). Evaluation of normalisation methods for uniaxial bias extension tests on engineering fabrics. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 67:61 – 69. (Cité pages viii, 43 et 45.)
- IOSIPESCU, N. (1967). New accurate procedure for single shear testing of metals. *J Mater*, 2:537–566. (Cité page 28.)
- ISO-899-1 :2017 (2017). *Plastiques - Détermination du comportement au fluage - Partie 1 : Fluage en traction*. AFNOR. (Cité page 16.)
- JENDLI, Z., MERAGHNI, F., FITOUSSI, J. et BAPTISTE, D. (2004). Micromechanical analysis of strain rate effect on damage evolution in sheet molding compound composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 35(7):779–785. (Cité page 4.)
- KELLAS, S., MORTON, J. et JACKSON, K. E. (1991). An evaluation of the +/-45 deg tensile test for the determination of the in-plane shear strength of composite materials. *Conference Paper International Conference on Composite Materials ICCM/8*. (Cité pages 29 et 66.)
- KELLAS, S., MORTON, J. et JACKSON, K. E. (1993). Damage and failure mechanisms in scaled angle-ply laminates. *ASTM STP 1156*, pages 257–280. (Cité page 66.)
- KOLSKY, H. (1949). An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading. *Proceedings of the Physical Society. Section B*, 62(11):676–700. (Cité page 4.)
- KRASNOBRIZHA, A., ROZYCKI, P., GORNET, L. et COSSON, P. (2016). Hysteresis behaviour modelling of woven composite using a collaborative elastoplastic damage model with fractional derivatives. *Composite Structures*, 158:101–111. (Cité page 14.)
- KWON, J., CHOI, J., HUH, H. et LEE, J. (2017). Evaluation of the effect of the strain rate on the tensile properties of carbon–epoxy composite laminates. *Journal of Composite Materials*, 51(22):3197–3210. (Cité page 100.)
- LACHAUD, F., ESPINOSA, C., MICHEL, L., RAHME, P. et PIQUET, R. (2015). Modelling strategies for simulating delamination and matrix cracking in composite laminates. *Applied Composite Materials*, 22:377–403. (Cité page 59.)
- LADÈVEZE, P., LUBINEAU, G. et MARSAL, D. (2006). Towards a bridge between the micro- and mesomechanics of delamination for laminated composites. *Composites Science and Technology*, 66(6):698–712. Advances in statics and dynamics of delamination. (Cité page 16.)
- LADÈVEZE, P. et LUBINEAU, G. (2002). An enhanced mesomodel for laminates based on micro-mechanics. *Composites Science and Technology*, 62(4):533–541. (Cité pages 16 et 121.)
- LATAILLADE, J., DELAET, M., COLLOMBET, F. et WOLFF, C. (1996). Effects of the intralaminar shear loading rate on the damage of multi-ply composites. *International Journal of Impact Engineering*, 18(6):679 – 699. (Cité pages 5 et 34.)
- LEMAITRE, J. (1985). A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 107(1):83–89. (Cité page 18.)
- LEMAITRE, J. et CHABOCHE, J. (1978). Aspect phénoménologique de la rupture par endommagement. *Journal de Mécanique Appliquée*, 2(3):317–365. (Cité page 5.)
- LEMAITRE, J. et CHABOCHE, J. (1985). *Mécanique des matériaux solides*. Dunod. (Cité pages vii, x, xii, 14, 18, 19, 84, 85, 130 et 133.)

- LOCQUENEUX, R. (2009). *Histoire de la thermodynamique classique*. Belin. (Cité page 129.)
- MAIRE, J. et CHABOCHE, J. (1997). A new formulation of continuum damage mechanics (cdm) for composite materials. *Aerospace Science and Technology*, 1(4):247–257. (Cité page 16.)
- MAIRE, J.-F. (1992). *Études théorique et expérimentale du comportement de matériaux composites en contraintes planes*. Thèse de doctorat, Université de Franche-comté. UFR des sciences et techniques. (Cité pages 14 et 58.)
- MARIN, J., CANAS, J., PARIS, F. et MORTON, J. (2002). Determination of g12 by means of the off-axis tension test : Part i : review of gripping systems and correction factors. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 33(1):87–100. (Cité page 31.)
- MARIN, J., JUSTO, J., BARROSO, A., CANAS, J. et PARIS, F. (2019). On the optimal choice of fibre orientation angle in off-axis tensile test using oblique end-tabs : Theoretical and experimental studies. *Composites Science and Technology*, 178:11–25. (Cité pages viii, 31 et 32.)
- MARIN, J. C. et BARROSO, A. (2021). Comparison of the shear behavior in graphite-epoxy composites evaluated by means of biaxial test and off-axis tension test. *Science and Engineering of Composite Materials*, 28(1):215–222. (Cité pages viii, 32 et 33.)
- MEGNIS, M. et VARNA, J. (2003). Nonlinear viscoelastic, viscoplastic characterization of unidirectional gf/ep composite. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, 7:pages 269–290. (Cité pages 57 et 85.)
- MEIER, U. (2000). Composite materials in bridge repair. *Applied Composite Materials*, 7:75–94. (Cité pages vii et 9.)
- MORTON, J., HO, H., TSAI, M. et FARLEY, G. (1992). An evaluation of the iosipescu specimen for composite materials shear property measurement. *Journal of Composite Materials*, 26(5):708–750. (Cité page 28.)
- NOURI, H., LUBINEAU, G. et TRAUCES, D. (2013). An experimental investigation of the effect of shear-induced diffuse damage on transverse cracking in carbon-fiber reinforced laminates. *Composite Structures*, 106:529–536. (Cité page 59.)
- OKOLI, O. I. et SMITH, G. F. (2000). High strain rate characterization of a glass/epoxy composite. *Journal of Composites Technology & Research*, 22(1):3–11. (Cité page 4.)
- PAGANO, N. et HALPIN, J. (1968a). Influence of end constraint in the testing of anisotropic bodies. *Journal of Composite Materials*, 2(1):18–31. (Cité page 31.)
- PAGANO, N. et HALPIN, J. (1968b). Influence of end constraint in the testing of anisotropic bodies. *Journal of Composite Materials*, 2(1):18–31. (Cité page 42.)
- PAGANO, N., HALPIN, J. et WHITNEY, J. (1968). Tension buckling of anisotropic cylinders. *Journal of Composite Materials*, 2(2):154–167. (Cité page 27.)
- PARDO, S., BAPTISTE, D., DÉCOBERT, F., FITOUSSI, J. et JOANNIC, R. (2002). Tensile dynamic behaviour of a quasi-unidirectional e-glass/polyester composite. *Composites Science and Technology*, 62(4):579–584. (Cité page 4.)
- PARRY, S., FLETCHER, L. et PIERRON, F. (2021). The off-axis ibii test for composites. *J. dynamic behavior mater*, 7:127–155. (Cité page 100.)
- PETIT, P. et WADDOUPS, M. (1968). A method of predicting the nonlinear behavior of laminated composites. *Journal of Composite Materials*, 3(1):2–19. (Cité page 39.)

-
- PETIT, P. H. (1967). Ultimate strength of laminated composites. *General Dynamics/Ft. Worth FZM 4977*, Air Force Contract Number AF33(615)-5257. (Cité page 39.)
- PETIT, P. H. (1969). A simplified method of determining the inplane shear stress-strain response of unidirectional composites. *Composites materials : Testing and Design*, ASTM STP 460:pp. 83–93. (Cité pages viii, 39 et 40.)
- PETTERSSON, K. B., NEUMEISTER, J. M., KRISTOFER GAMSTEDT, E. et ÖBERG, H. (2006). Stiffness reduction, creep, and irreversible strains in fiber composites tested in repeated interlaminar shear. *Composite Structures*, 76(1):151–161. Fifteenth International Conference on Composite Materials. (Cité pages 86 et 104.)
- PIERRON, F. et VAUTRIN, A. (1994). Accurate comparative determination of the in-plane shear modulus of t300/914 by the iosipescu and 45° off-axis tests. *Composites Science and Technology*, 52(1):61–72. (Cité pages viii, 28, 38 et 39.)
- PIERRON, F. et VAUTRIN, A. (1996). The 10° off-axis tensile test : A critical approach. *Composites Science and Technology*, 56(4):483–488. (Cité page 31.)
- PIERRON, F. et VAUTRIN, A. (1998). Measurement of the in-plane shear strengths of unidirectional composites with the iosipescu test. *Composites Science and Technology*, 57(12):1653–1660. (Cité page 28.)
- PIPES, R. B. et PAGANO, N. (1970). Interlaminar stresses in composite laminates under uniform axial extension. *Journal of Composite Materials*, Vol 4:538 – 548. (Cité pages viii, 39, 40, 41 et 52.)
- POTLURI, P., PEREZ CIUREZU, D. et RAMGULAM, R. (2006). Measurement of meso-scale shear deformations for modelling textile composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 37(2):303–314. CompTest 2004. (Cité pages viii, 42 et 43.)
- POTTER, K. (2002). Bias extension measurements on cross-plyed unidirectional prepreg. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 33(1):63 – 73. (Cité pages viii, 44 et 45.)
- ROSEN, B. W. (1972). A simple procedure for experimental determination of the longitudinal shear modulus of unidirectional composites. *Journal of Composite Materials*, 6(3):552–554. (Cité pages 20, 29, 40, 41 et 49.)
- RUI MIRANDA-GUEDE, A. T.-M. . A. C. (1998). Analytical and experimental evaluation of nonlinear viscoelastic-viscoplastic composite laminates under creep, creep-recovery, relaxation and ramp loading. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, 2:113–128. (Cité page 85.)
- SCHAPERY, R. A. (1969). On the characterization of nonlinear viscoelastic materials. *Polymer Engineering & Science*, 9(4):295–310. (Cité pages 14 et 85.)
- SIVIOUR et JORDAN (2016). High strain rate mechanics of polymers : A review. *Journal of dynamic behavior materials*, 2:15–32. (Cité page 4.)
- SKET, F., ENFEDAQUE, A., ALTON, C., GONZÁLEZ, C., MOLINA-ALDAREGUIA, J. et LLORCA, J. (2014). Automatic quantification of matrix cracking and fiber rotation by x-ray computed tomography in shear-deformed carbon fiber-reinforced laminates. *Composites Science and Technology*, 90:129–138. (Cité pages 42, 66 et 74.)
- V. TRAPPE, R. Basan, F. G. (2014). Stiffness and fracture of shear loaded laminates with unidirectional and biaxial fibre orientation investigated with a picture frame test. *ECCM16 - 16TH EUROPEAN CONFERENCE ON COMPOSITE MATERIALS, Seville, Spain, 22-26 June 2014*. (Cité pages viii et 32.)
-

- WALRATH, D. et ADAMS, D. (1983). The losipescu shear test as applied to composite materials. *Experimental Mechanics*, 23:105–110. (Cité pages viii, 28 et 29.)
- WANG, J., PAGE, J. et PATON, R. (1998). Experimental investigation of the draping properties of reinforcement fabrics. *Composites Science and Technology*, 58(2):229 – 237. Australasian Special Issue on Manufacturing Processes and Mechanical Properties Characterisation of Advanced Composites. (Cité pages viii, 44, 45, 51 et 61.)
- WHITNEY, J. et HALPIN, J. (1968). Analysis of laminated anisotropic tubes under combined loading. *Journal of Composite Materials*, 2(3):360–367. (Cité pages vii, 26 et 27.)
- WHITNEY, J., STANSBARGER, D. et HOWELL, H. (1971). Analysis of the rail shear test-applications and limitations. *Journal of Composite Materials*, 5(1):24–34. (Cité pages viii, 27 et 28.)
- WISNOM, M. R. (1995). The effect of fibre rotation in $\pm 45^\circ$ tension tests on measured shear properties. *Composites*, 26(1):25–32. (Cité pages 29, 42 et 66.)
- YANG, X., XIONG, X., YIN, Z., WANG, H., WANG, J. et CHEN, D. (2014). Interrupted test of advanced high strength steel with tensile split hopkinson bar method. *Experimental Mechanics*, 54(4):641–652. (Cité pages viii, 37 et 38.)
- YEOW, Y. et BRINSON, H. (1978). A comparison of simple shear characterization methods for composite laminates. *Composites*, 9(1):49–55. (Cité page 42.)
- YUNUS CENGEL, Michael Boles, M. K. et LACROIX, M. (1970). *THERMODYNAMIQUE : une approche pragmatique*. de Boeck. (Cité page 129.)
- ZAPAS, L. et CRISSMAN, J. (1984). Creep and recovery behaviour of ultra-high molecular weight polyethylene in the region of small uniaxial deformations. *Polymer*, 25(1):57–62. (Cité page 85.)

Effets de la vitesse de sollicitation sur le comportement irréversible de matériaux composites à matrice organique

De multiples travaux ont permis d'accroître la compréhension de l'influence de la vitesse de déformation sur les phénomènes réversibles. En ce qui concerne la dépendance à la vitesse des processus irréversibles, en particulier les mécanismes d'endommagement, les études sont plus rares et généralement moins abouties. Dans ce contexte, ces travaux de thèse ont permis de développer un protocole expérimental permettant d'analyser et de mieux appréhender l'effet de la vitesse sur le comportement non-linéaire en cisaillement d'un matériau composite à matrice organique renforcé de fibres unidirectionnelles. Ce protocole permet de réaliser l'observation des mécanismes physiques et d'évaluer la cinétique d'endommagement sur une large plage de vitesses de sollicitation. Il repose en premier lieu sur la définition d'une géométrie idoine aux essais dynamiques. Les résultats montrent l'intérêt de séparer les comportements visqueux réversibles et l'endommagement irréversible, notamment en dynamique.

Mots clés : Matériaux composites - Matrice organique - Essais dynamiques - Essais interrompus - Comportement réversible et irréversible

Strain rate effects on the irreversible behaviour of organic matrix composites

Several works were carried out to increase understanding of the strain rate influence on reversible phenomena. Studies are sparse and generally less accomplished concerning the rate dependence of irreversible processes, particularly damage mechanisms. In this context, this thesis work allowed the development of an experimental protocol to analyse and better understand the strain rate effect on the nonlinear shear behaviour of an organic matrix composite reinforced with unidirectional fibres. This protocol leads to observing the physical mechanisms and evaluating the damage kinetics over a wide range of strain rates. It is based firstly on the definition of a specimen geometry adapted to dynamic loadings. The results show an interest in separating reversible viscous behaviour from irreversible damage behaviour, particularly in dynamics.

Key words : Composite materials - Organic matrix - Dynamic testing - Interrupted testing - Reversible and irreversible behaviour