



**HAL**  
open science

# Amorçage et propagation de fissures dans les assemblages collés soumis à des chargements cycliques pour différentes mixités de mode

Cyril Bernolin

► **To cite this version:**

Cyril Bernolin. Amorçage et propagation de fissures dans les assemblages collés soumis à des chargements cycliques pour différentes mixités de mode. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. ENSTA Bretagne - École nationale supérieure de techniques avancées Bretagne, 2022. Français. NNT : 2022ENTA0012 . tel-04460071

**HAL Id: tel-04460071**

**<https://theses.hal.science/tel-04460071v1>**

Submitted on 15 Feb 2024

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

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



# THESE DE DOCTORAT DE

L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE  
DE TECHNIQUES AVANCEES BRETAGNE

ECOLE DOCTORALE N° 602  
*Sciences pour l'Ingénieur*  
Spécialité : Mécanique des Solides, des Matériaux,  
Des Structures et des Surfaces

Par

**Cyril BERNOLIN**

## **Amorçage et propagation de fissures dans les assemblages collés soumis à des chargements cycliques pour différentes mixités de mode**

**Date de soutenance prévue: le 13.12.2022, à Brest**

**Unité de recherche : Institut de Recherche Dupuy de Lôme UMR CNRS 6027**

### **Composition du Jury :**

#### **Rapporteurs :**

Gilbert Henaff	Professeur des Universités, ISAE ENSMA, Institut PPRIME, Chasseneuil-du-Poitou
Pierre Jousset	Professeur, OST Ostschweizer Fachhochschule, IWK, Rapperswil-Jona

#### **Examineurs :**

Anita Catapano	Maître de Conférences, ENSEIRB-MATMECA, Bordeaux INP, I2M, Talence
Zoheir Aboura	Professeur des Universités, Roberval – UTC, Centre de Recherche, Compiègne
Frédéric Lachaud	Professeur des Universités, ISAE-SUPAERO, ICA, Toulouse

#### **Dir. de thèse :**

David Thévenet	Professeur de l'ENSTA Bretagne, IRDL, Brest
----------------	---

#### **Co-encadrants :**

Pierre Bidaud	Maître de Conférences, ENSTA Bretagne, IRDL, Brest
Georgios Stamoulis	Maître de Conférences, Université de Bretagne Occidentale, IRDL, Brest

#### **Invité :**

Noélig Dagorn	Ingénieur Essais et Modélisation Pièces Composites, Safran Composites, Itteville
---------------	--



## Remerciements

---

À toi qui lis ces quelques lignes, j'espère que tu es un grand fan de l'humour ! Après ces belles années passées à l'ENSTA, je suis reconnaissant envers toutes les personnes qui m'ont entouré afin de m'aider à accomplir ce doctorat.

Je tiens tout d'abord à remercier mes co-encadrants de thèse, Pierre Bidaud et Georgios Stamoulis, pour leur patience, leurs conseils avisés et le temps qu'ils m'ont accordé. Cela m'a permis d'apprendre beaucoup sur la vision de la recherche et tous les aspects techniques qui y sont liés. Pierre, merci pour tous les moments en dehors du laboratoire et de ton écoute, j'espère que t'as bien encaissé mes blagues depuis. Georgios, merci pour ta sagesse et nos discussions du samedi au labo, j'espère qu'on pourra travailler ensemble à l'avenir. Je garderai vraiment un très bon souvenir de notre collaboration (notamment à Lausanne, mais là on dérive !). Un énorme merci à mon directeur de thèse David Thévenet pour ton dynamisme et ta présence dans les moments nécessaires pour garder le cap ! J'ai beaucoup aimé nos débriefs footballistiques du lundi matin (mais bon Reims un jour finira par être bon) et les nombreuses blagues (j'avais dit au début que j'aimais l'humour non ?). Un grand merci à Nicolas Carrere pour son encadrement durant ma première année de thèse (tu me fous une angoisse).

Je souhaite notamment remercier mes encadrants industriels, William Albouy, pour ton encadrement en début de thèse, et Noëlig Dagorn, d'avoir su reprendre en cours mes travaux, ce qui n'était pas forcément évident. Ton dynamisme et tes analyses m'ont également beaucoup apporté.

Et maintenant les copaincs ! Un grand merci à Paulo et John pour le bureau initial, ambiance très salon de l'agriculture, c'était qualitatif. Merci à Camille, petit humoriste parti trop tôt (notamment pour le collage sur mon plafond de bureau). Merci à mes Tic et Tac préférés (Coco et Wawa), à Nono, Vanouche, Kiki et Pier-rick pour ces quasi 4 années passées ensemble, j'espère vous revoir aussi souvent que possible, parce que j'ai encore des blagues à raconter pour faire rager Enora no-

---

tamment (Enorage? Enorapasdedessert? Oh j'sais plus). Un grand merci à Justin d'avoir accepté ma formation pour prendre la relève (c'est çaaaa mon poulain). J'ai peur d'oublier du monde, mais un grand merci également à tous les autres, Vincent, Mathilde, Thomas, Philippe, Cédric, Doudou, les Sylvain, Célia, Mathieu, Younès, Julien, Bruno, Claudiu, Malick d'avoir survécu à mon humour ravageur.

Aux copains brestois, merci Tangi, Maxence, Aurélien, Axel, Alex, Jeanne et Bordel pour votre soutien et nos soirées passées ensemble. On retiendra les triples anniversaires, le woo woo et les nombreuses bêtises de notre vilaine troupe. Un grand merci à ma dame, Nahikari, d'avoir canalisé et supporté le démon en moi ces 3 dernières années (terriiiiible).

Je finirai sur ces quelques mots et une image : oui.



Promo battle: who will win ?



# Sommaire

---

Liste des figures	vii
Liste des tableaux	xvi
Nomenclature	xix
Introduction	1
<b>1 État de l'art</b>	<b>5</b>
1.1 Élaboration des assemblages collés . . . . .	7
1.1.1 Description de la structure collée . . . . .	7
1.1.2 Les différentes natures d'adhésifs . . . . .	7
1.1.3 Théories de l'adhésion . . . . .	8
1.1.4 Les traitements de surface . . . . .	10
1.2 Modèles de comportement mécanique des assemblages collés . . . . .	11
1.2.1 Modèles élémentaires 1D . . . . .	11
1.2.2 Modèles viscoélastiques 1D . . . . .	12
1.2.2.1 Modèle de Voigt . . . . .	12
1.2.2.2 Modèle de Maxwell . . . . .	13
1.2.3 Modèles viscoélastiques généralisés . . . . .	14
1.2.3.1 Modèle de Kelvin-Voigt généralisé . . . . .	14
1.2.3.2 Modèle de Maxwell généralisé . . . . .	15
1.2.4 Distribution spectrale des mécanismes visqueux . . . . .	16
1.2.4.1 Modèle mono-spectral . . . . .	16
1.2.4.2 Modèle bi-spectral . . . . .	17
1.3 Tenue mécanique en fatigue des assemblages collés en amorçage de fissures . . . . .	19
1.3.1 Concentrations de contraintes . . . . .	19
1.3.2 Les différents types de rupture . . . . .	20
1.3.3 Définition et paramètres d'un chargement cyclique . . . . .	20
1.3.4 Les différents domaines de la fatigue des matériaux . . . . .	21

1.3.5	Caractérisation de l'amorçage de fissures en fatigue . . . . .	22
1.3.6	Critères d'amorçage en fatigue . . . . .	26
1.4	Tenue mécanique en fatigue des assemblages collés en propagation de fissures . . . . .	36
1.4.1	Mécanique de la rupture et théories . . . . .	36
1.4.2	Essais de caractérisation de la propagation de fissures . . . . .	38
1.4.2.1	Modes purs . . . . .	38
1.4.2.2	Modes mixtes . . . . .	40
1.4.3	Outils pour le calcul du taux de restitution d'énergie critique . . . . .	45
1.4.3.1	Calcul du taux de restitution d'énergie critique en mode pur . . . . .	45
1.4.3.2	Calcul du taux de restitution d'énergie en mode mixte . . . . .	48
1.4.4	Outils numériques pour la modélisation de propagation de fissures . . . . .	49
1.4.4.1	Modèle de zone cohésive (CZM) . . . . .	49
1.4.4.2	Méthode XFEM . . . . .	50
1.4.5	Propagation cyclique de fissures . . . . .	51
1.4.5.1	Loi de Paris . . . . .	51
1.4.5.2	Modifications de la loi de Paris pour les assemblages collés . . . . .	52
1.5	Conclusions . . . . .	55
1.5.1	Retour sur l'état de l'art . . . . .	55
1.5.2	Démarche scientifique proposée . . . . .	56
<b>2</b>	<b>Identification d'un critère d'amorçage en fatigue purement alternée (R = -1)</b>	<b>58</b>
2.1	Procédure expérimentale des essais de fatigue menés sur éprouvettes Scarf . . . . .	60
2.1.1	Élaboration des éprouvettes Scarf . . . . .	60
2.1.2	Préparation et collage de l'adhésif . . . . .	63
2.1.3	Procédure expérimentale . . . . .	65
2.2	Résultats expérimentaux . . . . .	68
2.2.1	Résultats en fatigue pour des chargements alternés . . . . .	68
2.2.2	Influence de la fréquence de sollicitation . . . . .	69
2.3	Critère d'amorçage en fatigue pour R = -1 . . . . .	71
2.3.1	Présentation de la forme du critère et de la stratégie d'iden- tification . . . . .	71
2.3.2	Identification du comportement hystérétique . . . . .	72
2.3.3	Réponse du critère hystérétique . . . . .	84
2.4	Comparaisons essais-calculs pour le comportement hystérétique . . . . .	86
2.4.1	Modèle de comportement mécanique de l'adhésif . . . . .	86
2.4.2	Modèle EF et stratégie de calcul . . . . .	87
2.4.3	Résultats de l'identification . . . . .	93
2.4.4	Mise en place d'un critère contrainte-déformation équivalente . . . . .	99

2.4.5	Résultats du critère en contrainte-déformation . . . . .	101
<b>3</b>	<b>Identification d'un critère d'amorçage en fatigue alternée (<math>R = -0.2</math>)</b>	<b>106</b>
3.1	Résultats expérimentaux . . . . .	108
3.1.1	Résultats en fatigue pour des chargements avec effort moyen .	108
3.1.2	Influence de la fréquence de sollicitation . . . . .	109
3.1.3	Influence du rapport de charge . . . . .	110
3.2	Critère d'amorçage en fatigue pour $R = -0.2$ . . . . .	112
3.2.1	Critère combiné et stratégie d'identification . . . . .	112
3.2.2	Comportement hystérétique . . . . .	114
3.2.3	Comportement en fluage . . . . .	120
3.2.4	Réponse du critère combiné . . . . .	122
3.3	Comparaisons essais-calculs pour le comportement hystérétique et mécanismes de fluage . . . . .	123
3.3.1	Modèle EF et stratégie de calcul . . . . .	123
3.3.2	Caractérisation du comportement matériau de l'adhésif . . . .	130
3.3.3	Mise en place d'un critère combiné contrainte-déformation équivalente . . . . .	136
3.3.4	Réponse du critère « combiné » en contrainte-déformation . .	142
<b>4</b>	<b>Calcul du taux de restitution d'énergie critique sur assemblages collés pour différentes mixités de mode</b>	<b>150</b>
4.1	Montage et éprouvettes Arcan « fissuration » : géométrie et procédé d'assemblage . . . . .	151
4.1.1	Dispositif expérimental . . . . .	151
4.1.2	Élaboration des éprouvettes . . . . .	154
4.2	Procédure expérimentale de propagation de fissures sous chargements monotones . . . . .	157
4.2.1	Description du système expérimental . . . . .	157
4.2.2	Plans d'expériences sous chargement monotone . . . . .	158
4.2.3	Faciès de rupture . . . . .	159
4.2.4	Évolution d'une fissure sur une courbe force-déplacement . . .	159
4.3	Évolution du taux de restitution d'énergie critique en mode mixte sous chargement monotone . . . . .	165
4.3.1	Résultats des essais monotones en force-déplacement . . . . .	165
4.3.2	Méthodologie de post-traitement des essais en monotone . . .	167
4.3.3	Enveloppe de rupture dans le plan I + II . . . . .	173
<b>5</b>	<b>Caractérisation de propagations de fissures sous chargement cy- clic pour différentes mixités de mode</b>	<b>176</b>
5.1	Procédure expérimentale de propagation de fissures sous chargement de fatigue . . . . .	178
5.1.1	Procédure en fatigue à $R_u = 0.2$ . . . . .	178
5.1.1.1	Montage expérimental . . . . .	178

5.1.1.2	Plans d'expériences en fatigue . . . . .	179
5.1.1.3	Analyse de la propagation de fissure dans l'assemblage collé . . . . .	179
5.1.2	Procédure en fatigue purement alternée à $R_u = -1$ . . . . .	182
5.1.2.1	Description du montage en fatigue alternée . . . . .	182
5.1.2.2	Procédure expérimentale . . . . .	184
5.1.2.3	Analyse de la propagation de fissure dans l'assemblage collé en alterné . . . . .	186
5.2	Résultats expérimentaux en fatigue . . . . .	189
5.2.1	Résultats en mode I . . . . .	189
5.2.2	Résultats en mode II . . . . .	192
5.2.3	Résultats en mode I + II . . . . .	196
5.3	Méthodologie de post-traitement et de calcul du $G$ et des vitesses de propagation en fatigue . . . . .	198
5.3.1	Procédure EF pour le calcul du taux de restitution d'énergie en fatigue . . . . .	198
5.3.2	Méthodologie de post-traitement et d'interprétation des données	202
5.3.3	Courbes de fatigue $\frac{dS}{dN}$ vs. $G_{max}$ . . . . .	205
5.3.3.1	Résultats en fatigue à $R_u = 0.2$ . . . . .	205
5.3.3.2	Résultats en fatigue alternée à $R_u = -1$ . . . . .	209
<b>Conclusions et perspectives</b>		<b>213</b>
<b>Bibliographie</b>		<b>218</b>
<b>Annexes</b>		<b>232</b>
<b>Annexe A Analyse paramétrique sur l'éprouvette Scarf</b>		<b>232</b>
A.1	Construction et paramètres du modèle EF . . . . .	232
A.2	Géométrie des becs . . . . .	233
A.3	Géométrie des gorges . . . . .	234
<b>Annexe B Reconstitution d'un cycle de chargement à 5Hz</b>		<b>235</b>
<b>Annexe C Localisation de la contrainte maximale dans l'adhésif et stabilisation du comportement</b>		<b>238</b>
<b>Annexe D Données supplémentaires en fissuration sous chargement monotone et cyclique</b>		<b>239</b>
D.1	Données sous chargement monotone . . . . .	239
D.2	Données sous chargement de fatigue . . . . .	241



## Liste des figures

0.1	Exemples d'utilisation d'adhésifs dans un avion commercial [2] . . . . .	2
1.1	Schéma d'une liaison collée . . . . .	7
1.2	Mécanismes mis en jeu dans l'adhésion [12] . . . . .	9
1.3	Modèles rhéologiques élémentaires . . . . .	12
1.4	Modèle viscoélastique de Voigt . . . . .	13
1.5	Modèle viscoélastique de Maxwell . . . . .	13
1.6	Modèle viscoélastique de Kelvin-Voigt généralisé . . . . .	15
1.7	Modèle viscoélastique de Maxwell généralisé . . . . .	15
1.8	Distribution gaussienne des mécanismes (modèle mono-spectral) [38] . . . . .	16
1.9	Comparaison d'un spectre aux temps courts (dynamique) et aux temps longs (statique) [38, 39] . . . . .	17
1.10	Distribution spectrale des mécanismes suivant un bi-spectre gaussien [38] . . . . .	18
1.11	Singularité au bord libre d'un joint collé [40] . . . . .	19
1.12	Exemples de faciès de rupture : (a) cohésive, (b) adhésive, (c) mixte . . . . .	20
1.13	Illustration des paramètres utilisés pour décrire un chargement cyclique . . . . .	21
1.14	Courbe de Wöhler définissant les domaines de fatigue des matériaux . . . . .	21
1.15	Géométrie de l'éprouvette SLJ [45] . . . . .	23
1.16	Géométrie de l'éprouvette SLJ avec bifurcation [46] . . . . .	23
1.17	Géométrie de l'éprouvette DLJ [48] . . . . .	23
1.18	Géométrie de l'éprouvette TAST [42] . . . . .	24
1.19	Géométrie de l'éprouvette bout-à-bout [50] . . . . .	24
1.20	Géométrie de l'éprouvette Scarf [42] . . . . .	25
1.21	Géométrie de l'éprouvette Scarf modifiée [60] . . . . .	25
1.22	Montage Arcan (a) [61], montage Arcan modifié (b) et éprouvette Arcan modifiée [62] (c) . . . . .	26
1.23	Réponse du critère de Monkman-Grant [75] sur les estimations de durée de vie en fluage et fatigue [76] . . . . .	29



1.24	Détermination des différentes quantités mécaniques : (a) énergie cyclique, hystérétique et énergie de déformation élastique, (b) énergie de fluage [74] . . . . .	31
1.25	Comparaisons essais-critères : (a) $W_e$ à gauche et $W_c$ à droite (b) $W_h$ à gauche et $W_{cr}$ . . . . .	32
1.26	Résultats des critères : (a) IDAFIP1 et (b) IDAFIP2 [74] . . . . .	34
1.27	Les différents modes de rupture : (a) ouverture en mode I, (b) glissement plan en mode II, (c) glissement hors-plan en mode III . . . . .	38
1.28	Éprouvette DCB [88] . . . . .	39
1.29	Éprouvette TDCB [88] . . . . .	39
1.30	Éprouvette ENF [92] . . . . .	40
1.31	Éprouvette TENF [93] . . . . .	40
1.32	Éprouvette ADCB [98] (a) et éprouvette ATDCB [99] (b) . . . . .	41
1.33	Montage MMB [106] . . . . .	42
1.34	Montage DAL [109] . . . . .	42
1.35	Montage Arcan [112] . . . . .	43
1.36	Comparaison des enveloppes de rupture dans les travaux de Stamoulis <i>et al.</i> . . . . .	44
1.37	Éprouvette MMDCB [116] . . . . .	44
1.38	Milieu continu avec un défaut initial [118] . . . . .	46
1.39	Intégrale de contour et définition . . . . .	47
1.40	Modélisation de la propagation de fissure par la méthode VCCT . . . . .	49
1.41	Endommagement progressif et loi bilinéaire associée à la description d'une rupture en mode I [12] . . . . .	50
1.42	Illustration de la méthode XFEM avec une fissure propageant dans les éléments [131] . . . . .	51
1.43	Calculs des énergies en monotone et cyclique [145] . . . . .	54
2.1	Géométrie général de l'éprouvette Scarf . . . . .	60
2.2	Géométrie des becs éprouvettes Scarf d'angle $\alpha$ . . . . .	61
2.3	Géométrie des gorges d'éprouvettes Scarf . . . . .	61
2.4	Géométrie des éprouvettes Scarf modifiées : $0^\circ$ (a), $22.5^\circ$ (b) et $45^\circ$ (c) . . . . .	62
2.5	Étapes de collage de l'éprouvette Scarf modifiée [55] . . . . .	63
2.6	Cycle de polymérisation de l'adhésif . . . . .	64
2.7	Montage expérimental pour les essais de fatigue Scarf . . . . .	65
2.8	Préparation de l'éprouvette Scarf pour la corrélation d'images 3D et grille associée . . . . .	66
2.9	Calcul des déplacements normaux et tangentiels dans le repère lié au joint de colle . . . . .	66
2.10	Tenue en fatigue de l'éprouvette Scarf ( $R = -1 / 5$ Hz) . . . . .	69
2.11	Comparaison des faciès de rupture en fatigue pour deux fréquences ( $R = -1$ et $F_{max} = 20$ kN) . . . . .	69
2.12	Influence de la fréquence sur la tenue en fatigue purement alternée ( $R = -1$ ) . . . . .	70

2.13 Exemple de comportement hystérétique observé ( $R = -1$ ; $F_{max} = 20$ kN) . . . . .	72
2.14 Comportement hystérétique observés lors des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$ et 1 Hz) : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 19$ kN (b), $F_{max} = 18.5$ kN (c), $F_{max} = 17$ kN (d), $F_{max} = 15$ kN (e) et (f) .	73
2.15 Stabilisation des cycles sur des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$ et 1 Hz) : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 19$ kN (b), $F_{max} = 18.5$ kN (c), $F_{max} = 17$ kN (d), $F_{max} = 15$ kN (e) et (f) . . . . .	77
2.16 Évolution de la raideur cyclique pour un essai à $R = -1$ et 1 Hz pour $10^5$ cycles . . . . .	78
2.17 Comportement hystérétique observés lors des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$ et 5 Hz) : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 18.5$ kN (b), $F_{max} = 17$ kN (c) et (d), $F_{max} = 16$ kN (e) et (f), $F_{max} = 15$ kN (g) et (h) . . . . .	79
2.18 Stabilisation des cycles sur des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$ et 5 Hz) : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 18.5$ kN (b), $F_{max} = 17$ kN (c) et (d), $F_{max} = 16$ kN (e) et (f), $F_{max} = 15$ kN (g) et (h) . . .	83
2.19 Comparaison entre tenue en fatigue expérimentale et prévision du critère ( $R = -1$ et $f_s = 1$ Hz) . . . . .	85
2.20 Comparaison entre tenue en fatigue expérimentale et prédiction du critère ( $R = -1$ et $f_s = 5$ Hz) . . . . .	85
2.21 Présentation du modèle EF et de la stratégie d'identification du critère matériau combiné . . . . .	89
2.22 Schéma d'identification . . . . .	92
2.23 Spectres propres aux composantes volumiques $k_i$ et déviatoriques $g_i$ du modèle viscoélastique identifié . . . . .	93
2.24 Stabilisation des aires d'hystérèses numériques ( $R = -1$ et 1 Hz) : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 19$ kN (b), $F_{max} = 18.5$ kN (c), $F_{max} = 17$ kN (d) et $F_{max} = 15$ kN (e-f) . . . . .	94
2.25 Comparaisons essais-calculs : comparaisons des aires d'hystérèses pour différentes amplitudes de chargement ( $R = -1$ et 1 Hz) : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 19$ kN (b), $F_{max} = 18.5$ kN (c), $F_{max} = 17$ kN (d), $F_{max} = 15$ kN (e) et (f) . . . . .	96
2.26 Comparaisons essais-calculs : comparaisons des aires d'hystérèses pour différentes amplitudes de chargement ( $R = -1$ et 5 Hz) : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 18.5$ kN (b), $F_{max} = 17$ kN (c), $F_{max} = 16$ kN (d) et $F_l = 15$ kN (e) . . . . .	98
2.27 Évaluation des hystérèses équivalentes et stabilisation de $\Delta U$ pour 3 cas de chargement à $R = -1$ et 1 Hz : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 17$ kN (b) et $F_{max} = 15$ kN (c) . . . . .	100
2.28 Comparaison entre durée de vie expérimentale et réponse du critère matériau en contraintes-déformations équivalents ( $R = -1$ et 1 Hz) . .	101
2.29 Validation du critère matériau en contraintes-déformations équivalentes ( $R = -1$ et 5 Hz) . . . . .	102

2.30	Comparaison des courbes de Wöhler expérimentales et numériques : identification à $R = -1$ et $f_s = 1$ Hz (rouge) puis validation à $R = -1$ et $f_s = 5$ Hz (bleu) . . . . .	103
2.31	Courbes de durée de vie en contrainte équivalente pour différentes fréquences issues du modèle EF . . . . .	103
2.32	Présentation de la démarche du chapitre 2 . . . . .	105
3.1	Tenue en fatigue de l'éprouvette Scarf - $R = -0.2 / 1$ Hz . . . . .	108
3.2	Influence de la fréquence sur la tenue en fatigue alternée . . . . .	110
3.3	Influence du rapport de charge sur la tenue en fatigue alternée . . . . .	111
3.4	Influence du rapport de charge sur la tenue en fatigue alternée . . . . .	111
3.5	Évolution des déplacements cumulés moyens à $R = -1$ . . . . .	113
3.6	Stratégie d'identification d'un critère d'amorçage basé sur un com- portement hystérétique et des mécanismes de fluage . . . . .	113
3.7	Comportement hystérétique sur des essais en fatigue alternée ( $R =$ $-0.2$ et $1$ Hz) : $F_{max} = 22$ kN (a-c), $F_{max} = 20$ kN (d-e) et $F_{max} = 19$ kN (f-g) . . . . .	115
3.8	Stabilisation des cycles sur des essais en fatigue alternée ( $R = -0.2$ et $1$ Hz) . . . . .	119
3.9	Évolution des déplacements cumulés moyens lors des essais en fatigue alternée ( $R = -0.2$ et $1$ Hz) : $F_{max} = 22$ kN (a-c), $F_{max} = 20$ kN (d-e) et $F_{max} = 19$ kN (f-g) . . . . .	121
3.10	Comparaison entre tenue en fatigue expérimentale et prévision issue du critère combiné à $1$ Hz . . . . .	122
3.11	Présentation du modèle EF et de la stratégie d'identification du cri- tère combiné . . . . .	127
3.12	Double répartition bi-spectrale identifiée pour la composante volu- mique et déviatorique du modèle de Maxwell généralisé . . . . .	128
3.13	Comparaison des spectres de la composante hydrostatique à $R = -1$ et $R = -0.2$ . . . . .	129
3.14	Comparaison des spectres de la composante déviatorique à $R = -1$ et $R = -0.2$ . . . . .	130
3.15	Stabilisation des aires d'hystérèses numériques : $R = -1$ et $1$ Hz (a), $R = -1$ et $5$ Hz (b) et $R = -0.2$ et $1$ Hz (c) . . . . .	131
3.16	Vérification par comparaisons essais-calculs pour le critère combiné : comparaisons des aires d'hystérèses pour différentes amplitudes de chargement ( $R = -1$ et $1$ Hz) : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 18.5$ kN (b), $F_{max} = 17$ kN (c), $F_{max} = 15$ kN (d) . . . . .	132
3.17	Vérification par comparaisons essais-calculs pour le critère combiné : comparaisons des aires d'hystérèses pour différentes amplitudes de chargement ( $R = -1$ et $5$ Hz) ; $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 18.5$ kN (b), $F_{max} = 17$ kN (c) et $F_{max} = 15$ kN (d) . . . . .	133

3.18	Comparaisons essais-calculs des évolutions de l'accumulation des déplacements résiduels normaux et tangentiels ( $R = -0.2$ et $1$ Hz) : $F_{max} = 22$ kN (a-c), $F_{max} = 20$ kN (d-e) et $F_{max} = 19$ kN (f-g) . . . . .	135
3.19	Comparaisons essais-calculs pour le critère combiné : comparaisons des aires d'hystérèses pour différentes amplitudes de chargement ( $R = -0.2$ et $1$ Hz) : $F_{max} = 22$ kN (a), $F_{max} = 20$ kN (b) et $F_{max} = 19$ kN (c) . . . . .	136
3.20	Évaluation des hystérèses équivalentes et stabilisation de $\Delta U$ pour 3 cas de chargement à $R = -1$ et $1$ Hz dans le cadre du critère combiné : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 17$ kN (b) et $F_{max} = 15$ kN (c) . . . . .	138
3.21	Évaluation des hystérèses équivalentes et stabilisation de $\Delta U$ pour 3 cas de chargement à $R = -1$ et $5$ Hz dans le cadre du critère combiné : $F_{max} = 20$ kN (a), $F_{max} = 17$ kN (b) et $F_{max} = 15$ kN (c) . . . . .	139
3.22	Évaluation des hystérèses équivalentes et stabilisation d $\Delta U$ pour 3 cas de chargement à $R = -0.2$ et $1$ Hz dans le cadre du critère combiné : $F_{max} = 22$ kN (a), $F_{max} = 20$ kN (b) et $F_{max} = 19$ kN (c) . . . . .	140
3.23	Évolution de la déformation moyenne équivalente $\varepsilon_{moy,eq}$ pour 3 cas de chargement à $R = -0.2$ et $1$ Hz dans le cadre du critère combiné : $F_{moy} = 8.8$ kN (a), $F_{moy} = 8$ kN (b) et $F_{moy} = 7.6$ kN (c) . . . . .	141
3.24	Durées de vie expérimentale et réponse du critère matériau combiné en contraintes-déformations équivalents ( $R = -1$ et $1$ Hz) . . . . .	142
3.25	Validation du critère matériau combiné en contraintes-déformations équivalentes à $R = -1$ et $5$ Hz . . . . .	143
3.26	Comparaison entre durées de vie expérimentales et réponse du critère de fatigue combiné pondéré par le nombre de cycles en contrainte-déformation équivalente - $R = -0.2$ et $1$ Hz . . . . .	144
3.27	Validation du critère combiné matériau avec pondération cyclique en contraintes-déformations équivalentes à $R = -0.2$ et $5$ Hz . . . . .	145
3.28	Comparaison des courbes de Wöhler expérimentales et numériques : identification à $1$ Hz (a) à $R = -1$ (rouge) et à $R = -0.2$ (vert) / validation à $5$ Hz (b) à $R = -1$ (bleu) et $R = -0.2$ (violet) . . . . .	145
3.29	Courbes de durée de vie en contrainte équivalente pour différentes fréquences et rapports de charge . . . . .	146
3.30	Présentation de la démarche du chapitre 3 . . . . .	149
4.1	Éprouvettes Arcan fissuration (a) et dispositif Arcan(b) dans différentes configurations angulaires (c) [35] (dimensions en mm) . . . . .	152
4.2	Détails du montage Arcan . . . . .	153
4.3	Élaboration de l'assemblage collé Arcan fissuration . . . . .	155
4.4	Polymérisation de l'éprouvette Arcan . . . . .	156
4.5	Préparation de l'éprouvette Arcan « fissuration » pour la corrélation d'images numériques . . . . .	156
4.6	Montage expérimental Arcan fissuration . . . . .	157
4.7	Calculs des déplacements relatifs au centre et proche des pré-fissures . . . . .	158

4.8	Facès de rupture pour différents types de sollicitation : $\gamma = 0^\circ$ (a), $\gamma = 45^\circ$ (b), $\gamma = 90^\circ$ (c) et $\gamma = 112.5^\circ$ (d) . . . . .	159
4.9	Courbe force-déplacement d'un essai Arcan $0^\circ$ - Composante normale	160
4.10	Illustration des 3 régimes de propagation sur une courbe force-déplacement pour $\gamma = 0^\circ$ (a) et application de la méthode des « deux tangentes » (b) . . . . .	161
4.11	Propagation de fissures vs. courbe force-déplacement : $t = 60$ s (a), $t = 133$ s (b), $t = 163$ s (c) et $t = 200$ s (d) . . . . .	163
4.12	Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan $0^\circ$ . . . . .	165
4.13	Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan $45^\circ$ . . . . .	166
4.14	Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan $90^\circ$ . . . . .	166
4.15	Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan $0^\circ$ . . . . .	167
4.16	Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan $45^\circ$ : composante normale (a) et composante tangentielle (b) . . . . .	167
4.17	Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan $90^\circ$ . . . . .	168
4.18	Calcul du champ de déplacement relatif des substrats proche du joint de colle . . . . .	168
4.19	Profils expérimentaux interpolés sur un essai Arcan $0^\circ$ (a) et champ de déplacement relatif résultant (b) . . . . .	169
4.20	Modèle EF utilisé pour le calcul du taux de restitution d'énergie critique	170
4.21	Méthodologie utilisé pour le calcul du taux de restitution d'énergie dans le plan I + II [113] . . . . .	172
4.22	Enveloppe de rupture dans le plan I + II suivant une loi de Gong-Benzeggagh . . . . .	174
5.1	Montage expérimental Arcan fissuration en fatigue - $R_u = 0.2$ . . . . .	178
5.2	Exemple des instants de déclenchement des acquisitions sur un signal cyclique en déplacement . . . . .	179
5.3	Étude préliminaire de la propagation de fissures en fatigue sur un essai Arcan $0^\circ$ . . . . .	181
5.4	Demi-lune du montage Arcan compression . . . . .	182
5.5	Description du montage Arcan compression . . . . .	183
5.6	Éprouvette étalon en acier APX pour la calibration du montage . . . . .	184
5.7	Montage expérimental essais Arcan fissuration en fatigue alternée - $R_u = -1$ . . . . .	185
5.8	Évolution des efforts maximal et minimal au cours d'un chargement cyclique en mode I (Arcan $\gamma = 0^\circ$ ) : (a) comparaison, (b) $F_{max}$ et (c) $F_{min}$ . . . . .	187
5.9	Évolution des efforts maximal et minimal au cours d'un chargement cyclique en mode II (Arcan $\gamma = 90^\circ$ ) : (a) comparaison, (b) $F_{max}$ et (c) $F_{min}$ . . . . .	188

5.10	Évolution de $F_{max}$ - Essai Arcan $\gamma = 0^\circ$ à $R_u = 0.2$ (EP04) . . . . .	189
5.11	Évolution du champ de déplacement relatif des substrats à proximité du joint de colle sur la composante normale - Essais Arcan $\gamma = 0^\circ$ à $R_u = 0.2$ - (EP05) . . . . .	190
5.12	Rupture cohésive - Essai Arcan $\gamma = 0^\circ$ à $R_u = 0.2$ (EP04) . . . . .	190
5.13	Évolution de l'effort maximal $F_{max}$ - Essai Arcan $\gamma = 0^\circ$ à $R_u = -1$ (EP33) . . . . .	191
5.14	Évolution du champs de déplacement relatif des substrats à proximité du joint de colle en fatigue sur la composante normale - Essais Arcan $\gamma = 0^\circ$ - $R_u = -1$ . . . . .	191
5.15	Rupture cohésive - Essai Arcan $\gamma = 0^\circ$ à $R_u = -1$ (EP33) . . . . .	192
5.16	Évolution de $F_{max}$ - Essai Arcan $\gamma = 90^\circ$ à $R_u = 0.2$ (EP14) . . . . .	192
5.17	Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats à proximité du joint de colle en fatigue pour des essais Arcan $\gamma = 90^\circ$ : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) - EP14 . . . . .	193
5.18	Rupture adhésive - Essai Arcan $\gamma = 90^\circ$ à $R_u = 0.2$ (EP14) . . . . .	193
5.19	Évolution de l'effort maximal $F_{max}$ - Essai Arcan $\gamma = 90^\circ$ à $R_u = -1$ (EP39) . . . . .	194
5.20	Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue pour des essais Arcan $\gamma = 90^\circ$ : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) - EP39 (a-b) et EP40 (c-d) - $R_u = -1$ . . . . .	195
5.21	Rupture adhésive - Essai Arcan $\gamma = 90^\circ$ à $R_u = -1$ (EP39) . . . . .	196
5.22	Évolution de $F_{max}$ - Essai Arcan $\gamma = 45^\circ$ à $R_u = 0.2$ (EP16) . . . . .	196
5.23	Évolution des profils de déplacements relatifs des substrats à proximité du joint de colle en fatigue pour des essais Arcan $\gamma = 45^\circ$ : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) pour EP17 . . . . .	197
5.24	Rupture mixte - Essai Arcan $\gamma = 45^\circ$ à $R_u = 0.2$ (EP16) . . . . .	197
5.25	Évolution des surfaces fissurées $\Delta S$ pour $R_u = 0.2$ : mode I (a), mode II (b) et mode I + II (c) . . . . .	199
5.26	Évolution des surfaces fissurées $\Delta S$ pour $R_u = -1$ : mode I (a) et mode II (b) . . . . .	200
5.27	Évolution des taux de restitution d'énergie maximaux normalisés $[G_{max}]_{norm}$ pour $R_u = 0.2$ : mode I (a), mode II (b) et mode I + II (c) . . . . .	201
5.28	Évolution des taux de restitution d'énergie maximaux normalisés $[G_{max}]_{norm}$ pour $R_u = -1$ : mode I (a) et mode II (b) . . . . .	202
5.29	Différents régimes de propagation . . . . .	202

5.30	Méthodologie de séparation des régimes : évaluation de la perte de symétrie (b), analyse de la perte de linéarité (b), champ de déplacement corrigé (c), réduction du bruit expérimental par une méthode de Savitzky-Golay [157] (d) et fit d'une fonction puissance pour représenter la tendance des données expérimentales (e) . . . . .	204
5.31	Vitesse de propagation de surfaces fissurées $\frac{dS}{dN}$ vs. taux de restitution d'énergie maximal $[G_{max}]_{norm}$ à $R_u = 0.2$ pour différentes mixités de mode : mode I (a), mode II (b) et mode I + II (c) . . . . .	206
5.32	Comparaison des enveloppes de rupture normalisées en monotone et en fatigue à $R_u = 0.2$ . . . . .	207
5.33	Vitesse de propagation des surfaces fissurées $\frac{dS}{dN}$ vs. taux de restitution d'énergie maximal $[G_{max}]_{norm}$ à $R_u = -1$ pour différentes mixités de mode : mode I (a) et mode II (b) . . . . .	209
5.34	Comparaison des enveloppes de rupture normalisées en monotone et en fatigue à $R_u = 0.2$ et $R_u = -1$ . . . . .	210
5.35	Comparaisons entre les vitesses de propagation de surfaces fissurées $\frac{dS}{dN}$ vs. taux de restitution d'énergie maximal $[G_{max}]_{norm}$ à $R_u = -1$ pour différentes mixités de mode et différents rapports de déplacement	211
A.1	Maillage EF de l'éprouvette Scarf . . . . .	232
A.2	Conditions aux limites et aux frontières du modèle EF Scarf . . . . .	233
A.3	Évolution du profil de la contrainte normale au joint de colle en fonction de l'angle des becs . . . . .	234
A.4	Évolution du profil de la contrainte normale au joint de colle en fonction du ratio R . . . . .	234
B.1	Exemple de reconstruction d'un cycle de chargement à 5 Hz par superposition de cycles . . . . .	236
C.1	Stabilisation du comportement de l'adhésif sur 200 cycles et profils de contraintes (Adhesive Bonding 2021) . . . . .	238
C.2	Localisation de la contrainte et de la dissipation maximale dans le joint de colle sous chargements cycliques (Adhesive Bonding 2021) . . . . .	238
D.1	Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan 22.5° . . . . .	239
D.2	Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan 67.5° . . . . .	239
D.3	Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan 112.5° . . . . .	240
D.4	Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan 22.5° : composante normale (a) et composante tangentielle (b) . . . . .	240
D.5	Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan 67.5° : composante normale (a) et composante tangentielle (b) . . . . .	240

D.6	Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan 112.5° . . . . .	241
D.7	Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue sur la composante normale - Essais Arcan 0° : EP03 (a) et EP04 (b) . . . . .	241
D.8	Évaluation de la perte de symétrie sur les champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle et calcul des résidus associés des essais Arcan 0° : EP03 (a) et EP04 (b) . . . . .	242
D.9	Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue sur la composante normale corrigées - Essais Arcan 0° : EP03 (a) et EP04 (b) . . . . .	243
D.10	Filtrage de Savitzky-Golay sur le deuxième régime de $\Delta S$ des essais Arcan 0° : EP03 (a) et EP04 (b) . . . . .	243
D.11	Fit d'une fonction puissance sur le deuxième régime de $\Delta S$ des essais Arcan 0° : EP03 (a) et EP04 (b) . . . . .	243
D.12	Évolution champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue pour des essais Arcan 90° : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) pour EP20 (a-b) et EP38 (c-d) . . . . .	244
D.13	Évaluation de la perte de symétrie sur les champs de déplacements relatifs proche du joint de colle des essais Arcan 90° : EP20 (b) et EP38 (c) . . . . .	245
D.14	Filtrage de Savitzky-Golay sur le deuxième régime de $\Delta S$ des essais Arcan 90° : EP20 (a) et EP38 (b) . . . . .	245
D.15	Fit d'une fonction puissance sur le deuxième régime de $\Delta S$ des essais Arcan 90° : EP20 (a) et EP38 (b) . . . . .	246
D.16	Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue pour des essais Arcan 45° : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) pour EP10 (a) et EP16(b) . . . . .	246
D.17	Évaluation de la perte de symétrie sur les champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle et calcul des résidus associés des essais Arcan 45° : EP10 (a) et EP16 (b) . . . . .	247
D.18	Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue corrigées pour des essais Arcan 45° : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) - EP10 (a) et EP 16(b) . . . . .	248
D.19	Filtrage de Savitzky-Golay sur le deuxième régime de $\Delta S$ des essais Arcan 45° : EP10 (a) et EP16 (b) . . . . .	248
D.20	Fit d'une fonction puissance sur le deuxième régime de $\Delta S$ des essais Arcan 45° : EP10 (a) et EP16 (b) . . . . .	249





## Liste des tableaux

2.1	Paramètres géométriques de l'éprouvette Scarf modifiée . . . . .	62
2.2	Résultats en fatigue à $R = -1$ et 5 Hz . . . . .	68
2.3	Paramètres de la loi de Basquin à $R = -1$ et 5 Hz . . . . .	68
2.4	Résultats en fatigue à $R = -1$ et 1 Hz . . . . .	70
2.5	Paramètres des lois de Basquin pour différentes fréquences à $R = -1$ .	70
2.6	Travaux stockés à $R = -1$ et 1 Hz . . . . .	78
2.7	Travaux stockés à $R = -1$ et 5 Hz . . . . .	84
2.8	Paramètres du critère hystérétique en force-déplacement ( $R = -1$ et $f_s = 1$ Hz) . . . . .	84
2.9	Paramètres matériaux initiaux (substrat/adhésif) . . . . .	87
2.10	Paramètres identifiés pour les modèles spectraux en fatigue purement alternée . . . . .	93
2.11	Comparaison des travaux stockés expérimentaux vs. numériques ( $R =$ $-1$ et $f_s = 1$ Hz) pour le jeu de paramètres identifiés dans le Tableau 2.10	97
2.12	Comparaison des travaux stockés expérimentaux vs. numériques ( $R$ $= -1$ et $f_s = 5$ Hz) . . . . .	97
2.13	Comparaison des énergies stockés équivalentes par cycle à $R = -1$ pour différentes fréquences . . . . .	101
2.14	Paramètres du critère matériau hystérétique en contraintes-déformations équivalentes ( $R = -1$ et 1 Hz) . . . . .	102
2.15	Comparaison entre nombre de cycles expérimentaux et prédiction du critère ( $R = -1$ et 5 Hz) . . . . .	102
2.16	Paramètres des lois de Basquin en contrainte équivalente . . . . .	103
3.1	Résultats en fatigue à $R = -0.2$ et 1 Hz . . . . .	108
3.2	Paramètres de la loi de Basquin à $R = -0.2$ et 1 Hz . . . . .	109
3.3	Résultats en fatigue à $R = -0.2$ et 5 Hz . . . . .	109
3.4	Paramètres des lois de Basquin pour différentes fréquences à $R = -0.2$	110
3.5	Paramètres des lois de Basquin pour différents rapports de charge à $f_s = 1$ Hz . . . . .	111

3.6	Travaux stockés à $R = -0.2$ et 1 Hz . . . . .	114
3.7	Travaux équivalents en fluage à $R = -0.2$ et 1 Hz . . . . .	120
3.8	Travaux hystérétiques et équivalents en fluage à $R = -0.2$ et 1 Hz . . . . .	122
3.9	Paramètres de la loi de pondération du critère . . . . .	122
3.10	Pondérations de la fonction à minimiser . . . . .	126
3.11	Paramètres identifiés pour les modèles bi-spectraux en fatigue alternée	129
3.12	Comparaison des travaux stockés expérimentaux vs. numériques à $R$ = -1 et 1 Hz pour le critère combiné . . . . .	130
3.13	Comparaison des travaux stockés expérimentaux vs. numériques à $R$ = -0.2 et 1 Hz pour le critère combiné . . . . .	131
3.14	Paramètres du critère matériau en contrainte-déformation équiva- lente à $R = -1$ et $f_s = 1$ Hz pour le critère combiné . . . . .	142
3.15	Facteurs d'écart expérimentaux-numériques à $R = -1$ et $f_s = 5$ Hz . . . . .	143
3.16	Énergie hystérétique et de fluage pour différents cas de chargements à $R = -0.2$ et 1 Hz . . . . .	143
3.17	Paramètres de la fonction de pondération cyclique du critère . . . . .	144
3.18	Facteurs d'écart expérimentaux-numériques à $R = -0.2$ et 5 Hz . . . . .	145
3.19	Paramètres des lois de Basquin en contrainte équivalente . . . . .	146
4.1	Plan d'expérience pour la propagation de fissures sous chargement monotone . . . . .	158
4.2	Niveaux d'effort calculés pour le début de la phase de propagation de fissure . . . . .	168
4.3	Propriétés des substrats et de l'adhésif . . . . .	170
4.4	Taux de restitution d'énergie critique calculés et normalisés pour l'en- veloppe de rupture dans le plan I + II . . . . .	173
4.5	Paramètres identifiés normalisés pour la loi de Gong-Benzeggagh . . . . .	174
5.1	Plan d'expérience pour la propagation de fissures sous chargement cyclique à $R_u = 0.2$ . . . . .	179
5.2	Raideur de la chaîne de montage sous chargement monotone et de fatigue . . . . .	180
5.3	Plan d'expérience pour la propagation de fissures sous chargements cycliques - $R_u = -1$ . . . . .	186
5.4	Résultats des essais de fatigue sur Arcan $\gamma = 0^\circ$ . . . . .	189
5.5	Résultats des essais en fatigue sur Arcan $\gamma = 0^\circ$ - $R_u = -1$ . . . . .	191
5.6	Résultats des essais en fatigue sur Arcan $\gamma = 90^\circ$ à $R_u = 0.2$ . . . . .	192
5.7	Résultats des essais en fatigue sur Arcan $\gamma = 90^\circ$ - $R_u = -1$ . . . . .	194
5.8	Résultats des essais en fatigue sur Arcan $\gamma = 45^\circ$ . . . . .	196
5.9	$[G_{th}]_{norm}$ en fatigue à $R_u = 0.2$ pour différentes mixités de mode - Limite entre phase I et II . . . . .	207
5.10	Paramètres des lois de Paris à $R_u = 0.2$ pour différentes mixités de mode . . . . .	208
5.11	$[G_{th}]_{norm}$ en fatigue à $R_u = -1$ pour différentes mixités de mode . . . . .	210

5.12 Paramètres des lois de Paris à  $R_u = -1$  pour différentes mixités de mode . . . . . 210

A.1 Données matériaux pour le comportement linéaire élastique [55] . . . 233



## Nomenclature

---

$[-]_{norm}$	Valeur normalisée
$\Delta a$	Variation de longueur de fissure
$\Delta F$	Étendue d'effort
$\Delta S$	Variation de surfaces fissurées
$\Delta U$	Énergie volumique stockée par cycle
$\Delta W$	Travail stocké par cycle
$\delta$	Inclinaison des bras de l'éprouvette Scarf
$\frac{dS}{dN}$	Vitesse de propagation de surfaces fissurées
$\gamma$	Angle du montage Arcan
$\sigma_{eq}$	Contrainte équivalente
$\sigma_{eq}$	Déformation équivalente
$\tau_i$	Temps de relaxation du i-ème mécanisme
$a_0$	Longueur de fissure initiale
$F_a$	Amplitude d'effort
$f_s$	Fréquence de sollicitation
$f_{acq}$	Fréquence d'acquisition
$F_{max}$	Effort maximal sur un cycle
$F_{min}$	Effort minimal sur un cycle
$F_{moy}$	Effort moyen sur un cycle
$F_{ser}$	Effort de serrage
$G_c$	Taux de restitution d'énergie critique sous chargement monotone

$G_{I,c}$	Taux de restitution d'énergie critique sous chargement monotone en mode I
$G_{I,max}$	Valeur maximale sur un cycle du taux de restitution d'énergie en mode I
$G_{II,c}$	Taux de restitution d'énergie critique sous chargement monotone en mode II
$G_{II,max}$	Valeur maximale sur un cycle du taux de restitution d'énergie en mode II
$G_{th}$	Valeur seuil du taux de restitution d'énergie
$G_{total,max}$	Valeur maximale sur un cycle du taux de restitution d'énergie total en mode I + II
$J$	Intégrale de contour
$K_c$	Raideur cyclique
$n_0$	Étendue du spectre viscoélastique
$n_c$	Centre du spectre viscoélastique
$N_r$	Nombre de cycles à rupture
$R_u$	Rapport de déplacement
$S_0$	Surface initiale fissurée
$t_r$	Temps à rupture
$u_x$	Déplacement relatif tangentiel
$u_y$	Déplacement relatif normal
$U_{creep}$	Énergie volumique en fluage
$U_{crit}$	Énergie volumique critique
$U_{hyst}$	Énergie volumique hystérétique
$u_{act,max}$	Déplacement minimal machine
$u_{act,min}$	Déplacement maximal machine
$u_{moy}$	Déplacement relatif moyen
$W_{creep}$	Travail en fluage
$W_{crit}$	Travail critique
$W_{hyst}$	Travail hystérétique
CIN	Corrélation d'Images Numériques
$K$	Raideur sous chargement monotone
$k$	Coefficient de sécurité pour le serrage
MLR	Mécanique Linéaire de la Rupture
$R$	Rapport de charge
$S$	Surface fissurée au temps $t$



# Introduction

---

## Contexte industriel

### Partenaire industriel

Les travaux présentés dans ce manuscrit ont été réalisés dans le cadre d'une collaboration avec Safran Composites, filiale du groupe Safran, acteur majeur du secteur aéronautique, et co-financés par la région Bretagne. Les travaux de recherche ont été menés au sein du laboratoire IRDL. Cette introduction vise à définir le contexte et les enjeux du projet qui ont mené au travail réalisé durant cette thèse.

### L'industrie aéronautique

L'industrie aéronautique, dont le groupe Safran est un acteur important, montre une très forte croissance économique et technologique depuis ces deux dernières décennies. Afin de rester concurrentiel, la maîtrise des innovations de rupture et de l'excellence technologique se traduit par plus de 1000 demandes de brevet déposées par le groupe Safran à travers le monde en 2020. Un grand nombre de ces avancées est rattachée à la récente politique climatique et environnementale de l'entreprise, qui vise à réduire les émissions liées au transport aérien. En effet, les avions civils en service contribuent à hauteur de 2 à 3% des émissions mondiales de  $CO_2$ . La forte croissance du transport aérien à long terme fait de la transition vers une aviation durable une nécessité et une priorité absolue pour Safran. Cette transition passe par plusieurs leviers :

- performance et allègement des structures par l'usage de matériaux et procédés hautes performances ;
- développement d'équipements pour de nouvelles générations d'avions plus efficaces ;
- utilisation de carburants « durables » ;

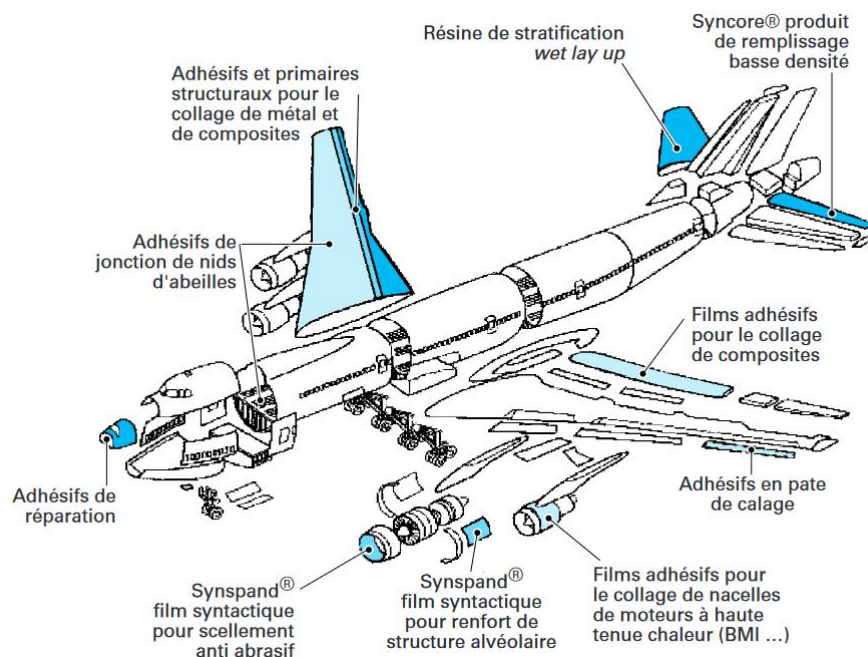
- propulsion électrique ou hybride sur des vols de courtes distances ;

L'un des leviers de cette étude repose sur la performance des structures, notamment dans l'assemblage des différentes parties d'un avion. La réduction de masse des structures est l'une des solutions proposées en premier lieu. Dans cette optique, certains matériaux, en majorité métalliques, sont peu à peu remplacés par des matériaux de natures différentes, tels que les matériaux composites.

Caractérisant cette tendance du secteur vers l'usage des composites, les dernières générations d'avion telles que le Boeing 787 ou encore l'Airbus A350 comportent plus de 50% de matériaux composites en leur sein [1]. Ils sont désormais présents dans les principales parties des avions telles que les panneaux de fuselage, les ailes ou encore les capotages de nacelles moteurs. Cependant, leur mise en oeuvre au sein des structures nécessite des techniques particulières d'assemblage. Le collage structural représente une solution d'assemblage pertinente car :

- il est une solution légère vis à vis du boulonnage ou du rivetage ;
- il évite les problématiques de corrosion en s'affranchissant des rivets ou boulons ;
- il évite les percages qui peuvent constituer des points de fragilisation des structures.

L'ensemble des pièces collées au sein d'un aéronafe type est représenté dans la Figure 0.1.



**Figure 0.1** : Exemples d'utilisation d'adhésifs dans un avion commercial [2]

## Généralités sur le collage industriel et objectif de l'étude

L'assemblage par collage structural est largement utilisé dans l'industrie automobile, spatial ou bien encore ferroviaire. Sa fonction première est de pouvoir assurer la liaison mécanique entre les différentes pièces d'un ensemble et de permettre la transmission des efforts d'une pièce à une autre. Ces assemblages peuvent être de diverses natures mono ou bi-matériaux. Bien que les assemblages collés présentent des avantages dans leur emploi comme indiqué dans la section précédente, leur utilisation présente quelques inconvénients ou précautions d'usage :

- le collage est un procédé souvent resté manuel et donc opérateur-dépendant ;
- la majeure partie des colles structurales demande une faible température d'utilisation en service ( $< 200^{\circ}\text{C}$ ) ;
- liés aux différences de propriétés mécaniques entre les pièces à assembler et la colle, des effets de bord dans les assemblages collés pourraient conduire à une rupture prématurée ;
- la qualité du traitement de surface et de la polymérisation sont prépondérants ;
- la dépendance aux vitesses ou au temps due au comportement non-linéaire des adhésifs employés.

Afin de pérenniser l'utilisation du collage structural dans les structures aéronautiques, il est donc nécessaire que les bureaux d'étude disposent d'outils numériques pertinents pour concevoir ces assemblages et déterminer les process associés à leur mise en oeuvre. Cela passe par une bonne connaissance du comportement mécanique de ces assemblages, afin de prévoir leur tenue mécanique sous des chargements complexes.

L'objectif de ce travail de thèse est de répondre à l'enjeu industriel qu'est la définition de la tenue mécanique des assemblages collés en fournissant un outil de prévision de leur tenue mécanique, en termes d'amorçage et de propagation de fissures.

## Démarche scientifique proposée

Les objectifs de cette thèse s'articulent autour de ces défis techniques, liés à la définition de la tenue mécanique des assemblages collés à différentes échelles. Ce travail porte sur l'étude du comportement en fatigue d'un adhésif au sein d'un assemblage collé. La première partie porte sur l'étude de l'amorçage d'une fissure de fatigue dans un assemblage collé, où l'assemblage est supposé sain (aucun défaut initial n'a été identifié dans la structure), dans des conditions de chargements multiaxiaux. L'état de l'art permettra de sélectionner un dispositif expérimental permettant de générer des chargements multiaxiaux dans l'assemblage, et étudier les effets de fréquence ou de contrainte moyenne sur l'amorçage de fissures en fatigue. Un critère sera par la suite sélectionné et identifié, afin d'intégrer le comportement mécanique de l'adhésif,



et de disposer d'un outil prédictif de la durée de vie à l'amorçage de l'assemblage collé.

La seconde partie porte sur la propagation d'une fissure au sein d'un assemblage collé soumis à des chargements cycliques, dans des conditions de chargements multiaxiaux. L'état de l'art permettra à nouveau de sélectionner un dispositif expérimental permettant de générer des chargements multiaxiaux dans l'assemblage collé. L'influence de la mixité de mode (plan I + II) sur la propagation d'une fissure en fatigue sera alors étudiée, et le taux de restitution d'énergie critique sera calculé dans ce plan. Le dispositif expérimental sera adapté afin d'étudier l'influence de la compression sur la propagation, et une loi de propagation de fissure en fatigue sera proposée pour différentes mixités de mode.

Le mémoire est constitué de cinq chapitres :

1. le chapitre 1 présente un état de l'art sur les assemblages collés, les modèles de comportement mécanique associés, ainsi que l'ensemble des essais et critères existants, destinés à caractériser la tenue mécanique des assemblages collés en fatigue ;
2. les chapitres 2 et 3 sont destinés à l'étude de l'amorçage de fissure en fatigue sous des conditions de chargement multiaxiaux. Un critère énergétique tenant compte du modèle de comportement mécanique de l'adhésif et de l'influence de l'effort moyen sera proposé, ainsi qu'une méthodologie d'identification de ce modèle à partir d'essais de fatigue ;
3. les chapitres 4 et 5 sont quant à eux dédiés à l'étude de la propagation de fissures en fatigue. Une procédure expérimentale destinée à l'étude de la fissuration au sein d'assemblages collés sera proposée dans le cadre d'essais non-standardisés mais répondant néanmoins aux besoins industriels. Une première enveloppe de rupture sous chargement monotone sera déterminée, et les taux de restitution d'énergie critique en fatigue seront calculés afin d'établir les vitesses de propagation de fissures et les différents régimes de propagation. Enfin, une méthodologie numérique sera présentée afin de traiter l'ensemble des essais.

**Résumé**

Le premier chapitre de ces travaux vise à effectuer un état de l'art en termes de préparation d'assemblages collés et de modélisation de leur comportement mécanique. Cette étude portera sur les prévisions de durées de vie en fatigue, dans le cadre d'amorçage et de propagation de fissures pour différents cas de chargements.

**Sommaire**

---

<b>1.1</b>	<b>Élaboration des assemblages collés . . . . .</b>	<b>7</b>
1.1.1	Description de la structure collée . . . . .	7
1.1.2	Les différentes natures d'adhésifs . . . . .	7
1.1.3	Théories de l'adhésion . . . . .	8
1.1.4	Les traitements de surface . . . . .	10
<b>1.2</b>	<b>Modèles de comportement mécanique des assemblages collés . . . . .</b>	<b>11</b>
1.2.1	Modèles élémentaires 1D . . . . .	11
1.2.2	Modèles viscoélastiques 1D . . . . .	12
1.2.2.1	Modèle de Voigt . . . . .	12
1.2.2.2	Modèle de Maxwell . . . . .	13
1.2.3	Modèles viscoélastiques généralisés . . . . .	14
1.2.3.1	Modèle de Kelvin-Voigt généralisé . . . . .	14
1.2.3.2	Modèle de Maxwell généralisé . . . . .	15
1.2.4	Distribution spectrale des mécanismes visqueux . . . . .	16
1.2.4.1	Modèle mono-spectral . . . . .	16
1.2.4.2	Modèle bi-spectral . . . . .	17
<b>1.3</b>	<b>Tenue mécanique en fatigue des assemblages collés en amorçage de fissures . . . . .</b>	<b>19</b>
1.3.1	Concentrations de contraintes . . . . .	19
1.3.2	Les différents types de rupture . . . . .	20

1.3.3	Définition et paramètres d'un chargement cyclique . . . . .	20
1.3.4	Les différents domaines de la fatigue des matériaux . . . . .	21
1.3.5	Caractérisation de l'amorçage de fissures en fatigue . . . . .	22
1.3.6	Critères d'amorçage en fatigue . . . . .	26
<b>1.4</b>	<b>Tenue mécanique en fatigue des assemblages collés en propagation de fissures . . . . .</b>	<b>36</b>
1.4.1	Mécanique de la rupture et théories . . . . .	36
1.4.2	Essais de caractérisation de la propagation de fissures . . . . .	38
1.4.2.1	Modes purs . . . . .	38
1.4.2.2	Modes mixtes . . . . .	40
1.4.3	Outils pour le calcul du taux de restitution d'énergie critique . . . . .	45
1.4.3.1	Calcul du taux de restitution d'énergie critique en mode pur . . . . .	45
1.4.3.2	Calcul du taux de restitution d'énergie en mode mixte . . . . .	48
1.4.4	Outils numériques pour la modélisation de propagation de fissures . . . . .	49
1.4.4.1	Modèle de zone cohésive (CZM) . . . . .	49
1.4.4.2	Méthode XFEM . . . . .	50
1.4.5	Propagation cyclique de fissures . . . . .	51
1.4.5.1	Loi de Paris . . . . .	51
1.4.5.2	Modifications de la loi de Paris pour les assemblages collés . . . . .	52
<b>1.5</b>	<b>Conclusions . . . . .</b>	<b>55</b>
1.5.1	Retour sur l'état de l'art . . . . .	55
1.5.2	Démarche scientifique proposée . . . . .	56

---

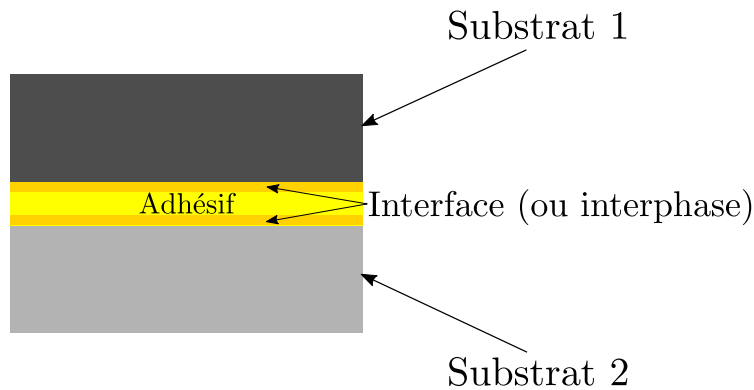
## 1.1 Élaboration des assemblages collés

### 1.1.1 Description de la structure collée

Le collage structural est une technique d'assemblage utilisée pour assurer la liaison et transmettre des efforts entre plusieurs parties d'une structure. L'adhésif doit donc disposer d'une tenue mécanique suffisante dans les conditions environnementales d'utilisation. La liaison collée est constituée de trois principaux éléments :

- deux substrats collés de nature similaire ou différente (assemblage hybride) ;
- un adhésif qui assure le transfert des charges et maintient l'assemblage ;
- deux interfaces (2D : surfaces limites entre deux phases homogènes en équilibre thermodynamique) ou deux interphases (3D : phase intermédiaire avec un certain volume entre deux matériaux)

Un exemple de collage structural est illustré dans la [Figure 1.1](#).



**Figure 1.1** : Schéma d'une liaison collée

### 1.1.2 Les différentes natures d'adhésifs

Selon les applications recherchées et les conditions d'utilisation, il existe plusieurs familles d'adhésifs adaptés, énumérés dans les travaux de Dillard [3] :

- **époxy** : les adhésifs époxy sont parmi les plus utilisés, notamment dans le domaine aéronautique, en raison de leurs propriétés mécaniques haute performance. Ces époxy peuvent être sous forme de monocomposants ou bicomposants (résine/durcisseur) dont la proportion est indiquée par le fabricant. La réaction de durcissement est activée thermiquement, ce qui peut accélérer le processus de collage. Leur polymérisation permet d'accéder à des propriétés mécaniques optimales, suivant des modèles cinétiques empiriques tels que Kamal-Sourour [4, 5], ou encore le modèle Chile [6, 7] ;
- **acryliques réactifs** : ces adhésifs sont préférentiellement utilisés afin de coller des pièces polymères, comme les polycarbonates ou le poly-méthacrylate de méthyle acrylique (PMMA). Les acryliques réactifs sont des systèmes en deux

parties comprenant une résine visqueuse et un activateur. Ils ont l'avantage de polymériser rapidement. En revanche, le temps de « manipulation » des pièces est réduit à cause de cette polymérisation rapide ;

- acryliques durcis (ou tenaces) : ces adhésifs tolèrent une préparation de surface minimale des substrats ainsi qu'un mauvais ratio résine-solvant dans son adhésion et son élaboration, mais présentent souvent des propriétés mécaniques plus faibles que les deux formulations précédentes ;
- acryliques anaérobiques : souvent utilisés en tant que « frein-filet », ces adhésifs sont utilisés pour sceller des liaisons vissées ou des pièces métalliques étroitement ajustées, afin d'empêcher le desserrage des assemblages. Ils se présentent sous forme de liquide avec une très faible viscosité. Ils durcissent en l'absence d'oxygène, et polymérisent très rapidement au contact de métaux ;
- cyanoacrylates : ces adhésifs, connus sous le nom de "superglues", sont généralement utilisés pour réaliser des joints fins. Ils se solidifient généralement en quelques secondes. Le durcissement nécessite une fine pellicule d'humidité sur la surface à coller. Les surfaces à coller sont préférentiellement les matériaux non poreux. Par rapport aux colles précédentes, le cyanoacrylate est un adhésif thermoplastique, particulièrement sensible au fluage et aux températures élevées ;
- silicones : en raison de leur faible module d'élasticité, les silicones ont gagné en popularité dans le collage structural et semi-structural. Ils assurent un collage flexible et une résistance aux conditions extrêmes de l'environnement. Par conséquent, la principale application des adhésifs silicone est le collage du verre, ou la fabrication de réservoirs et de panneaux thermiques, où ces deux propriétés spécifiques sont recherchées. Les silicones sont disponibles en mono ou bi-composants ;
- polyuréthanes (PU ou PUR) : ces adhésifs peuvent exister en mono ou bi-composants. Pour le système mono-composant, le durcissement est initié par l'humidité de l'atmosphère. Pour les bi-composants, le durcissement peut être contrôlé par des catalyseurs ou par le chauffage. Ils trouvent des applications majeures dans le collage des structures composites, notamment les plastiques renforcés de fibres de verre (GRP).

### 1.1.3 Théories de l'adhésion

La capacité d'un adhésif à maintenir les structures assemblées et intègres reposent principalement sur deux notions :

- cohésion : propriétés mécaniques intrinsèques au polymère qui constitue l'adhésif au sein du joint de colle ;
- adhésion : propriétés mécaniques à l'interface entre l'adhésif et les pièces assemblées.

Afin de garantir la qualité du collage, de nombreux aspects doivent être pris en compte [3] :

- les substrats à assembler doivent être chimiquement compatibles avec l'adhésif utilisé ;
- le stockage de l'adhésif (certains devant être conservés à des températures basses) ;
- le cycle de polymérisation ;
- la méthode d'application de l'adhésif sur les substrats ;
- l'aspect visuel (ou l'esthétique) du collage.

Les mécanismes d'adhésion sont spécifiques aux interfaces formées entre les matériaux adhésifs et les substrats. Ces mécanismes sont encore très discutés dans la communauté scientifique, dans plusieurs domaines : les chimistes, les physiciens et les mécaniciens. En se basant sur les travaux de Kinloch et Shanahan [8, 9], plusieurs approches de l'adhésion peuvent être formulées comme présentées dans les travaux de Delozanne et Aufray [10, 11], et illustré dans la Figure 1.2 :

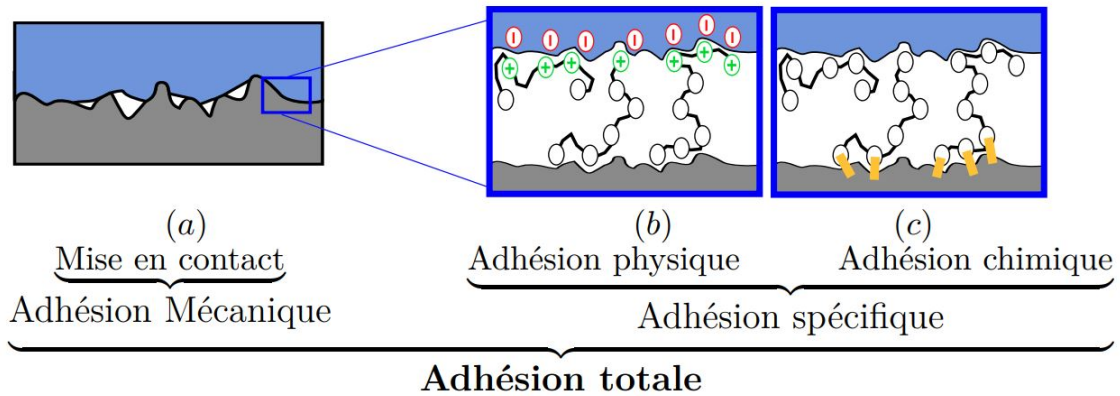


Figure 1.2 : Mécanismes mis en jeu dans l'adhésion [12]

- ancrage mécanique : La première théorie de l'adhésion a été développée par Mac Bain et Hopkins [13]. L'ancrage mécanique de l'adhésif à l'état liquide ou visqueux a lieu grâce aux aspérités présentes à la surface du substrat solide. La performance de l'ancrage mécanique dépend donc de deux paramètres : la mouillabilité de l'adhésif et la rugosité du substrat. Les traitements de surface permettent d'optimiser la rugosité des surfaces en augmentant la surface de contact et donc l'ancrage de l'adhésif. Cependant, une rugosité trop importante va favoriser l'apparition de microcavités et l'emprisonnement de bulles d'air, conduisant à des zones de concentration de contraintes au sein desquelles de potentiels amorçages peuvent avoir lieu (Figure 1.2.a) ;
- théories physico-chimiques :
  - mouillabilité : décrit la capacité de l'adhésif à recouvrir la surface du substrat en s'intéressant à l'énergie libre de surfaces [8] ;
  - théorie électro-statique : l'assemblage collé est assimilé à un condensateur, et l'adhésion est formée par la combinaison des interactions de Coulomb et des forces de Van der Waals [14-16] ;

- liaisons chimiques : l'adhésion résulte de la création de liaisons covalentes entre l'adhésif et les substrats.
- théories massiques : dans ces théories, les propriétés intrinsèques au matériau, et non celles de l'interface, sont considérées. Plusieurs approches sont proposées, dont le modèle rhéologique [17], le modèle de dissipation énergétique moléculaire [18] ou encore la théorie de la couche limite faible [19].

#### 1.1.4 Les traitements de surface

Les théories de l'adhésion ont mis en évidence des phénomènes complexes impliquant de nombreux paramètres à prendre en compte pour le collage. Avant cela, un pré-traitement de surface permet d'optimiser les mécanismes d'adhésion, dépendant de la nature du substrat, de la formulation de l'adhésif et des performances mécaniques requises. Ils servent à éliminer les contaminants chimisorbés à la surface, créer des couches d'oxydes plus performantes (chimiquement stables, avec une meilleure mouillabilité), et contrôler la rugosité. Ces procédés de traitement de surface peuvent être classés en trois familles principales :

- traitements mécaniques : ce sont des procédés tels que l'abrasion, le sablage ou les ultrasons [20] qui visent à retirer une couche superficielle très friable des substrats, et augmenter la rugosité de surface pour favoriser l'ancrage mécanique ;
- traitements chimiques : le dégraissage, le décapage chimique, les traitements électrochimiques, plasma ou primaires font partie de cette catégorie. Ils consistent à retirer les couches organiques et inorganiques tels que les oxydes ou les produits de corrosion [21-24] ;
- traitements laser : ils sont encore en voie de développement, mais ils permettent d'augmenter considérablement la tenue mécanique des assemblages en texturant les surfaces, et offrent une protection supplémentaire contre le vieillissement [25, 26] ;
- traitements corona : contrairement aux traitements plasma, les traitements corona nécessitent deux électrodes entre lesquelles est générée une forte tension, afin d'engendrer une forte oxydation en surface des matériaux, et ainsi augmenter leur tension de surface [27]. Ils n'entraînent pas d'élévation de température, et ne laissent aucune trace visuelle. Leur utilisation entraîne une simple production d'ozone. Ces procédés sont qualifiés de procédés à « flamme froide ».

De nombreux mécanismes et phénomènes ont été mis en évidence et étudiés afin de comprendre la fabrication et l'élaboration des assemblages collés, les propriétés des interfaces, et l'ensemble des procédés d'amélioration de la cohésion et d'adhésion. Dans ces travaux, seules les propriétés cohésives des adhésifs seront étudiées.

## 1.2 Modèles de comportement mécanique des assemblages collés

L'objectif de cette section est de présenter un état de l'art des modèles de comportement mécaniques utilisés pour modéliser les assemblages collés. L'identification de ces modèles peut être relativement complexe, au regard des nombreux mécanismes intervenant lors de diverses sollicitations, notamment la dépendance au temps et à la vitesse.

### 1.2.1 Modèles élémentaires 1D

Le modèle de comportement mécanique le plus basique utilisé est le modèle élastique (régi par la loi de Hooke [28]) représenté par un ressort linéaire (Figure 1.3.a). Pour un tel matériau, la contrainte est proportionnelle à la déformation et s'écrit :

$$\sigma = E\varepsilon \quad (1.1)$$

où  $E$  représente le module d'Young du matériau considéré.

Dans le cas d'un comportement viscoélastique, celui-ci peut être représenté par un amortisseur (Figure 1.3.b et Figure 1.3.c), linéaire ou non-linéaire. Les relations contraintes-déformations s'écrivent respectivement :

$$\sigma = \eta\dot{\varepsilon} \quad (1.2)$$

$$\sigma = \lambda\varepsilon^{\frac{1}{N}} \quad (1.3)$$

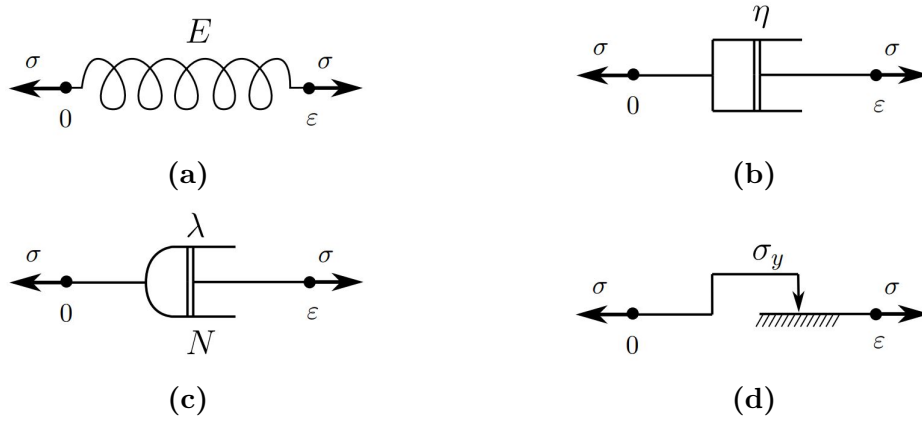
avec  $\eta$  et  $\lambda$  représentent les viscosités des matériaux, et  $N$  le paramètre quantifiant la non-linéarité du matériau.

La dépendance à la vitesse de déformation est notable avec le terme  $\dot{\varepsilon} = \frac{\partial\varepsilon}{\partial t}$ . Il s'agit ici d'une forme de non-linéarité qui est présentée, mais il en existe d'autres.

Enfin, un comportement plastique peut être représenté par un élément de frottement (Figure 1.3.d), issu de la théorie de Coulomb sur le contact et le frottement. Pour ce type modèle,  $\sigma_y$  définit une contrainte seuil, au-delà de laquelle le matériau plastifie, introduite par :

$$|\sigma| \leq \sigma_y \quad (1.4)$$





**Figure 1.3** : Modèles rhéologiques élémentaires

D'après les travaux de Hencky et Ilyushin [29], sur la base d'une combinaison en série des différents modèles élémentaires introduits précédemment, la déformation, sous un chargement donné, peut être décomposée en trois composantes principales, liées à trois mécanismes différents :

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_v + \varepsilon_p \quad (1.5)$$

où  $\varepsilon_e$ ,  $\varepsilon_v$  et  $\varepsilon_p$  représentent respectivement les déformations élastique, visqueuse et plastique. Dans cette section, les représentations sont en 1D, il s'agit donc de scalaires et non de tenseurs. Grâce à cette décomposition, il est possible d'assembler les différents modèles élémentaires afin d'élaborer des modèles de comportement mécaniques plus complexes.

## 1.2.2 Modèles viscoélastiques 1D

A partir des précédents modèles rhéologiques élémentaires présentés, il est donc possible de créer des modèles avec une dépendance au temps. Les modèles « simples » utilisés pour l'élaboration de modèles de comportement mécanique plus évolués seront ici présentés : le modèle de Voigt et le modèle de Maxwell.

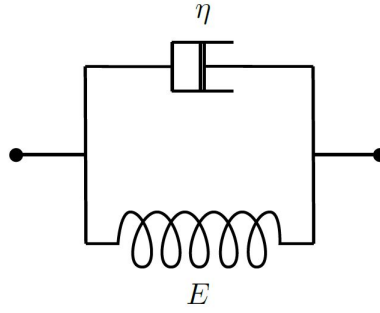
### 1.2.2.1 Modèle de Voigt

Le modèle de Voigt est une association parallèle d'un ressort et d'un amortisseur. Les équations constitutives du modèle sont :

$$\varepsilon = \varepsilon_e = \varepsilon_v \quad (1.6)$$

$$\sigma = \sigma_e + \sigma_v \quad (1.7)$$

où  $\varepsilon$  et  $\sigma$  représentent les déformations et contraintes totales, et les couples  $(\sigma_e, \varepsilon_e)$  et  $(\sigma_v, \varepsilon_v)$  les contraintes-déformations dans le ressort et l'amortisseur respectivement. Le modèle est illustré dans la Figure 1.4.



**Figure 1.4 :** Modèle viscoélastique de Voigt

L'équation différentielle reliant contrainte et déformation est donnée par :

$$\sigma = E\varepsilon + \eta\dot{\varepsilon} \quad (1.8)$$

La résolution de cette équation différentielle permet d'exprimer l'évolution de la déformation dans le temps :

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left( 1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \right) \quad (1.9)$$

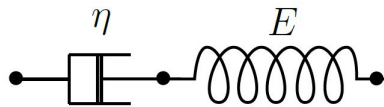
avec le temps caractéristique  $\tau = \frac{\eta}{E}$ . Les déformations et contraintes relaxées, après un temps infini, atteignent les valeurs asymptotiques suivantes :

$$\varepsilon_{\infty} = \lim_{t \rightarrow \infty} \varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E} \quad \text{à } \sigma_0 \text{ imposé (fluage)} \quad (1.10)$$

$$\sigma_{\infty} = \lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = E\varepsilon_0 \quad \text{à } \varepsilon_0 \text{ imposé (relaxation)} \quad (1.11)$$

### 1.2.2.2 Modèle de Maxwell

Ce modèle a été développé par J.C. Maxwell en 1867. Il consiste en un assemblage en série d'un ressort et d'un amortisseur, illustré dans la [Figure 1.5](#).



**Figure 1.5 :** Modèle viscoélastique de Maxwell

Les équations constitutives du modèle sont alors :

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_v \quad (1.12)$$

$$\sigma = \sigma_e = \sigma_v \quad (1.13)$$

où  $\varepsilon$  et  $\sigma$  représentent les déformations et contraintes totales, et les couples  $(\sigma_e, \varepsilon_e)$  et  $(\sigma_v, \varepsilon_v)$  les contraintes-déformations dans le ressort et l'amortisseur respectivement. En dérivant ce couple d'équations, il est possible d'obtenir l'équation différentielle :

$$\eta \dot{\varepsilon} = \tau \dot{\sigma} + \sigma \quad (1.14)$$

avec l'introduction du temps de relaxation caractéristique du système  $\tau = \frac{\eta}{E}$ . La résolution de cette équation différentielle permet d'exprimer l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation :

$$\sigma = E\varepsilon(t) \exp\left(\frac{-t}{\tau}\right) \quad (1.15)$$

La dépendance à la vitesse de déformation est mise en lumière dans l'équation précédente, avec le terme exponentiel. Les solutions des déformations et contraintes relaxées, après un temps infini, sont :

$$\varepsilon_\infty = \lim_{t \rightarrow \infty} \varepsilon(t) = +\infty \quad \text{à } \sigma_0 \text{ imposé (fluage)} \quad (1.16)$$

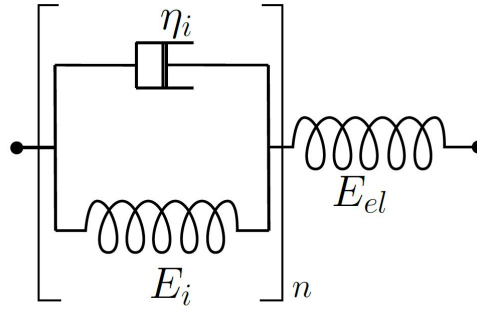
$$\sigma_\infty = \lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = 0 \quad \text{à } \varepsilon_0 \text{ imposé (relaxation)} \quad (1.17)$$

### 1.2.3 Modèles viscoélastiques généralisés

Pour décrire de manière phénoménologique les comportements viscoélastiques, une des solutions les plus utilisées dans la littérature est le recours aux modèles généralisés, tels que le modèle de Kelvin-Voigt ou de Maxwell généralisé. Ils possèdent plusieurs mécanismes, chacun associé à un temps caractéristique précis. De ce fait, dépendant de l'échelle de temps et de la sollicitation, les mécanismes activés différeront. La dépendance au temps des mécanismes peut être régie par une loi probabiliste ou statistique, telle qu'une distribution Gaussienne [30]. Les deux principaux modèles vont être présentés dans cette sous-section.

#### 1.2.3.1 Modèle de Kelvin-Voigt généralisé

Le modèle généralisé de Kelvin-Voigt correspond à un assemblage en série de  $n$  modèles de Voigt (Figure 1.4) et d'un ressort linéaire. Le modèle généralisé est illustré dans la Figure 1.6. Dans le cadre de la modélisation du comportement d'adhésifs, ce modèle a montré des résultats intéressants pour modéliser les déformations à long terme [14, 31, 32].



**Figure 1.6** : Modèle viscoélastique de Kelvin-Voigt généralisé

En se basant sur la définition des combinaisons en série, les contraintes et déformations dans ce système peuvent s'écrire :

$$\sigma = \sigma_e = \sigma_{v,1} = \dots = \sigma_{v,i} = \dots = \sigma_{v,n} \quad (1.18)$$

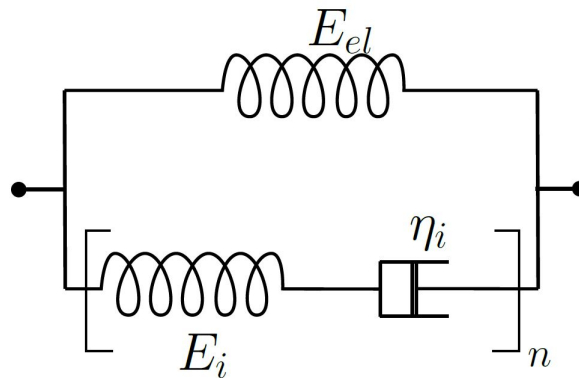
$$\varepsilon = \varepsilon_e + \sum_{i=1}^{n\varepsilon_{v,i}} \quad (1.19)$$

où le couple  $(\sigma_e, \varepsilon_e)$  représente la contrainte-déformation dans le ressort, et les couples  $(\sigma_{v,i}, \varepsilon_{v,i})$  représentent les contraintes-déformations dans le  $i$ -ème mécanisme du modèle de Voigt. Il est donc possible de lier la vitesse de déformation viscoélastique à la contrainte et aux paramètres matériaux par l'équation :

$$\dot{\varepsilon}_v = \sum_{i=1}^n \left( \frac{\sigma}{\eta_i} + \frac{E_i}{\eta_i} \varepsilon_{v,i} \right) \quad (1.20)$$

### 1.2.3.2 Modèle de Maxwell généralisé

Le modèle de Maxwell généralisé est une assemblage en parallèle d'un ressort élastique et de  $n$  modèles de Maxwell (Figure 1.5). Le modèle est illustré dans la Figure 1.7 .



**Figure 1.7** : Modèle viscoélastique de Maxwell généralisé

Les équations régissant ce modèle sont :

$$\varepsilon = \varepsilon_e = \varepsilon_{v,1} = \dots = \varepsilon_{v,i} = \dots = \varepsilon_{v,n} \quad (1.21)$$

$$\sigma = \sigma_e + \sum_{i=1}^{n\sigma_{v,i}} \quad (1.22)$$

En se basant sur les équations du modèle de Maxwell, il est possible de lier la vitesse de déformation  $\dot{\varepsilon}$  à la vitesse de chargement  $\dot{\sigma}_v$  :

$$\dot{\sigma}_v = \sum_{i=1}^n \left( \frac{\eta_i}{E_i} \dot{\varepsilon} - \frac{1}{E_i} \sigma_{v,i} \right) \quad (1.23)$$

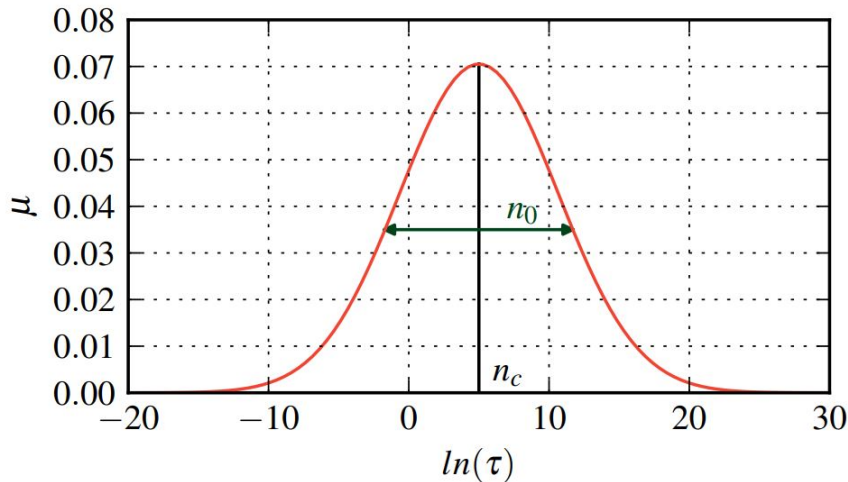
Toutes ces formulations permettent de tenir compte des différentes échelles de temps dans la modélisation du comportement mécanique des adhésifs. Cependant, l'écriture de ces modèles est faite dans un cadre 1D . Par la suite, une modélisation 3D de ces phénomènes est proposée, tenant compte de l'influence de la pression hydrostatique, importante dans l'étude des assemblages collés [33, 34].

## 1.2.4 Distribution spectrale des mécanismes visqueux

Beaucoup de travaux sur les modèles viscoélastiques montrent l'utilisation d'une représentation spectrale des mécanismes visqueux [35, 36]. Dépendant du type de sollicitation (fluage, quasi-statique, dynamique ou choc), ces spectres peuvent varier et montrer une inter-dépendance. Cette section présente brièvement les modèles spectraux rencontrés dans la littérature.

### 1.2.4.1 Modèle mono-spectral

Le modèle spectral le plus couramment utilisé est celui basé sur une distribution gaussienne [37], de centre  $n_c$  et d'étendue  $n_0$ . Le spectre est illustré dans la Figure 1.8.



**Figure 1.8** : Distribution gaussienne des mécanismes (modèle mono-spectral) [38]

Au sens de la distribution gaussienne, la densité de probabilité s'écrit :

$$\bar{\mu}_i = \frac{1}{n_0\sqrt{\pi}} \exp\left(-\left(\frac{n_i - n_c}{n_0}\right)^2\right) \quad (1.24)$$

La paramètre  $n_i$ , propre à un mécanisme, s'exprime comme étant :

$$n_i = \exp(\tau_i) \quad (1.25)$$

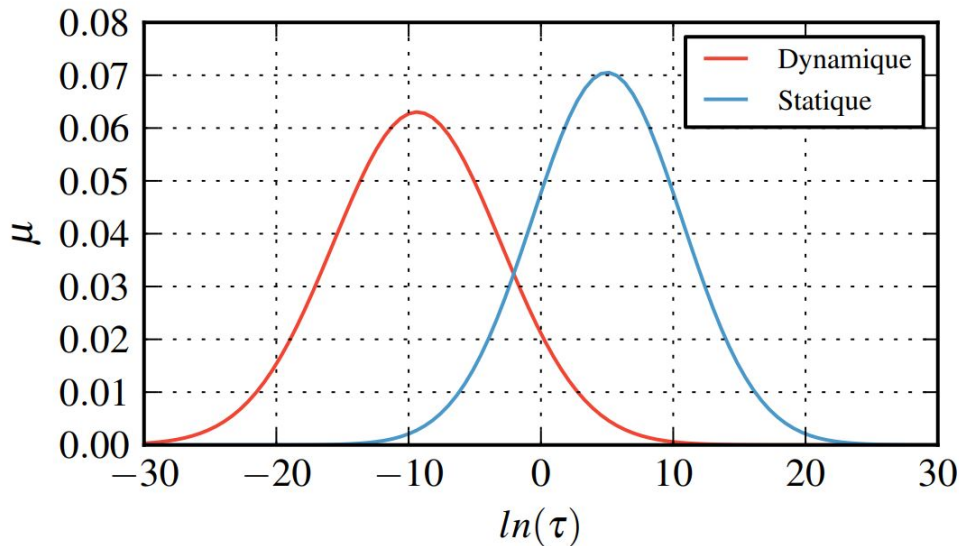
avec  $\tau_i$  le temps de relaxation associé au  $i$ -ème mécanisme. Finalement, le poids de chaque mécanisme s'écrit :

$$\mu_i = \frac{\bar{\mu}_i}{\sum_{i=1}^n \bar{\mu}_i} \quad (1.26)$$

avec  $n$  le nombre de mécanismes viscoélastiques considérés dans la modélisation.

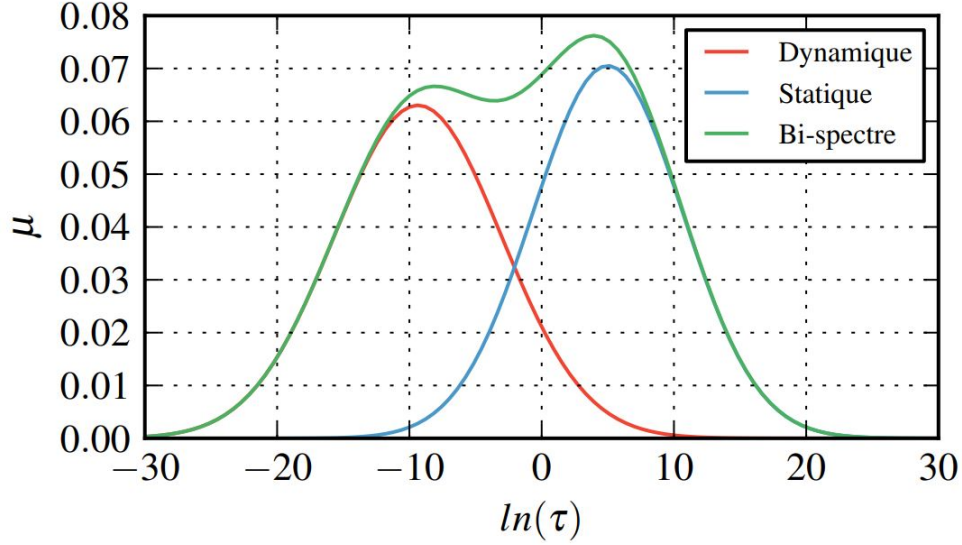
### 1.2.4.2 Modèle bi-spectral

Dans les travaux de Berthe [38], partant d'un modèle spectral identifié sur des essais dynamiques, la comparaison essais-calculs en fluage n'était pas satisfaisante, en raison des différences d'échelles de temps mises en jeu entre un cadre dynamique et quasi-statique. Le spectre identifié en dynamique a été comparé avec un spectre identifié dans un cadre quasi-statique dans la littérature. Cette comparaison est montrée dans la Figure 1.9.



**Figure 1.9** : Comparaison d'un spectre aux temps courts (dynamique) et aux temps longs (statique) [38, 39]

Cette figure montre que les identifications prennent séparément en compte les phénomènes de relaxation aux temps courts et aux temps longs, et qu'il faudrait pouvoir combiner ces deux spectres afin d'avoir une description plus complète des phénomènes, à des échelles de temps différentes. Pour ce faire, un modèle bi-spectral a été développé. La distribution des mécanismes pour ce modèle est montrée dans la Figure 1.10.



**Figure 1.10** : Distribution spectrale des mécanismes suivant un bi-spectre gaussien [38]

Dans ce cadre, les densités de probabilité s'expriment :

$$\overline{\mu}_i^k = \frac{1}{n_0^k \sqrt{\pi}} \exp\left(-\left(\frac{i - n_c^k}{n_0^k}\right)^2\right), \quad \forall k \in [dyna; sta] \quad (1.27)$$

Les temps de relaxations s'écrivent alors :

$$\tau_i = \exp(i) \quad (1.28)$$

Finalement, les poids des mécanismes s'expriment comme étant :

$$\mu_i = \frac{\overline{\mu}_i^{dyna}}{\sum_{i=1}^n \overline{\mu}_i^{dyna}} + \frac{\overline{\mu}_i^{stat}}{\sum_{i=1}^n \overline{\mu}_i^{stat}} \quad (1.29)$$

Les modèles présentés permettent de simuler le comportement des adhésifs. Ce comportement est dépendant des échelles de durée de sollicitation considérées. Lors de leur mise en service, les durées de sollicitation ou de mise en service peuvent varier de plusieurs mois à plusieurs années. C'est pourquoi, notamment dans le cadre de la fatigue des assemblages collés, il est important de disposer d'un modèle de comportement mécanique robuste afin de pouvoir estimer leur durée de vie, en se basant sur l'identification de ce comportement.

### 1.3 Tenue mécanique en fatigue des assemblages collés en amorçage de fissures

L'objectif de cette section est de présenter le panel des essais disponibles dans la littérature dédiés à l'étude des durées de vie des assemblages collés. Ces durées de vie sont définies par différentes conditions de chargements, et sont évaluées à partir d'essais pilotés en cycles d'efforts en utilisant des éprouvettes ne présentant pas de défauts initiaux. A partir du résultat de ces essais, différents types de critères peuvent alors être proposés, afin d'estimer les durées de vie des assemblages collés. L'approche de la fatigue par les essais dits en « amorçage », peut aussi être appelée dans la littérature analyse en contraintes.

#### 1.3.1 Concentrations de contraintes

Dans l'analyse en contrainte des assemblages collés, des zones de concentrations, notamment appelées « effets de bord », peuvent être observées. Elles sont générées par des évolutions brusques de la géométrie ou par une transition très importante en termes de propriétés matériaux. Généralement, les propriétés mécaniques des substrats sont largement supérieures à celles des adhésifs dans le cadre des assemblages structuraux. Un exemple des travaux de Mario [40] illustre la répartition et les champs de contraintes proches du bord libre. Plus la distance au bord libre est faible (Figure 1.11), plus la valeur de contrainte est élevée ( $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ ). Suivant un critère de rupture basé sur les contraintes, ces sites sont donc des lieux privilégiés d'amorçage de fissure, et peuvent entraîner la rupture de l'assemblage collé de manière prématurée.

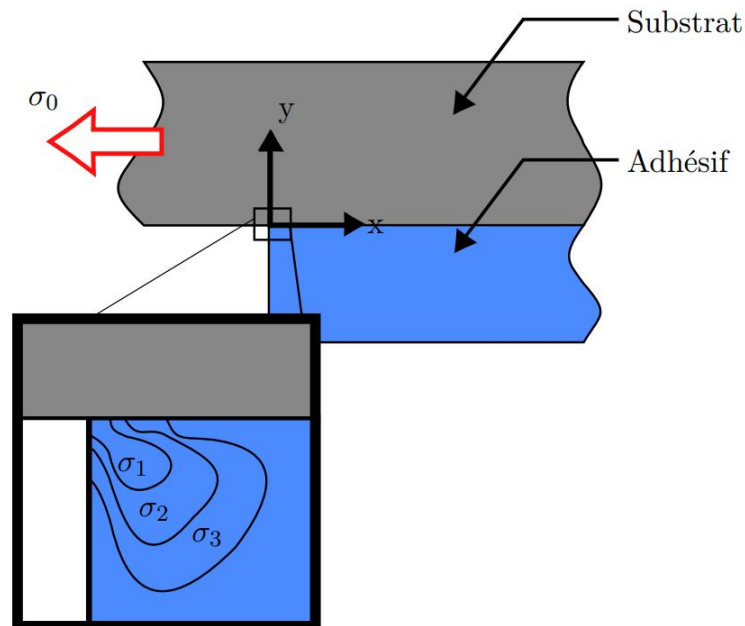
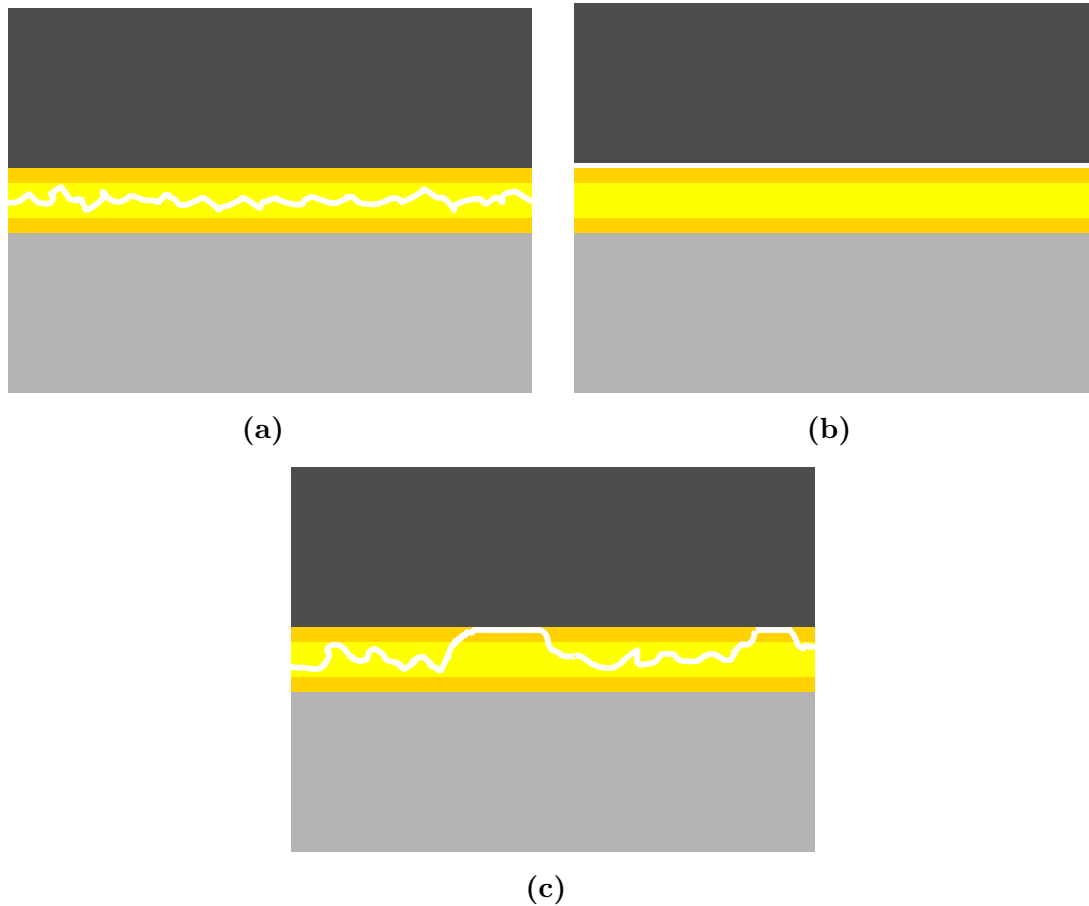


Figure 1.11 : Singularité au bord libre d'un joint collé [40]



### 1.3.2 Les différents types de rupture

Les ruptures dans les assemblages collés peuvent prendre plusieurs formes. Elles peuvent être classées en trois catégories principales, illustrées dans la Figure 1.12.



**Figure 1.12** : Exemples de faciès de rupture : (a) cohésive, (b) adhésive, (c) mixte

Une rupture cohésive rend compte des propriétés de cohésion au sein de l'adhésif, tandis que la rupture adhésive met en jeu les phénomènes d'adhésion entre deux surfaces. Cependant, il peut arriver que le faciès de rupture présente les deux types de rupture. On parle alors de faciès de rupture mixte.

### 1.3.3 Définition et paramètres d'un chargement cyclique

Dans le cadre des études d'amorçage en fatigue, le chargement varie avec le temps, mais est défini par plusieurs paramètres initiaux. Ils peuvent être définis par une variable en contrainte  $\sigma$  ou bien en effort  $F$ . Par convention, la variable  $X$  désignera effort ou contrainte. Les différents paramètres de chargement en fatigue sont :

- la valeur maximale  $X_{max}$  ;
- la valeur minimale  $X_{min}$  ;
- l'étendue  $\Delta X = X_{max} - X_{min}$  ;
- l'amplitude  $X_a = \frac{\Delta X}{2}$  ;

- la valeur moyenne  $X_m = \frac{X_{min} + X_{max}}{2}$  ;
- le rapport de charge  $R = \frac{X_{min}}{X_{max}}$  ;
- la période  $T = \frac{1}{f_s}$ ,  $f_s$  étant la fréquence de sollicitation.

L'ensemble de ces paramètres est illustré dans la Figure 1.13, pour un signal de sollicitation  $X(t) = X_m + X_a \sin(2\pi f_s t)$ .

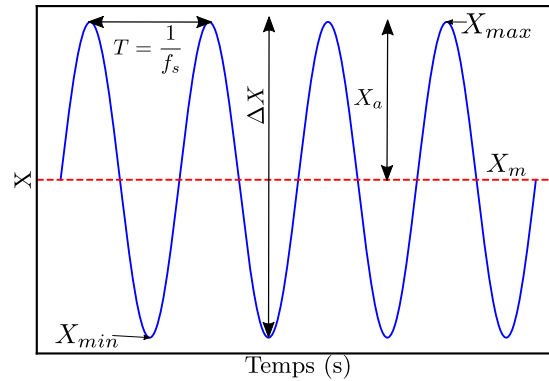


Figure 1.13 : Illustration des paramètres utilisés pour décrire un chargement cyclique

### 1.3.4 Les différents domaines de la fatigue des matériaux

La fatigue se décompose généralement en trois domaines principaux. L'amplitude de la contrainte  $\sigma_a$  est représentée en fonction du nombre de cycles à rupture  $N_r$ . Pour chaque essai à une amplitude donnée est attribué un nombre de cycles à rupture. Cette représentation est communément appelée courbe de Wöhler, illustrée dans la Figure 1.14.

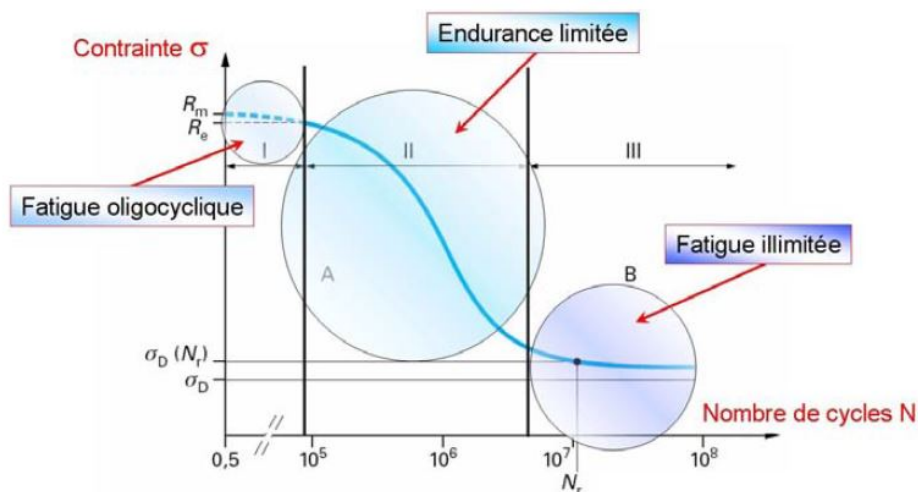


Figure 1.14 : Courbe de Wöhler définissant les domaines de fatigue des matériaux

Le premier domaine est le domaine oligocyclique défini par un nombre de cycles à rupture faible. Le chargement dépasse généralement la limite d'élasticité  $R_e$  du matériau considéré, ce qui implique l'apparition de mécanismes plastiques. Le second domaine est le domaine d'endurance limitée, considéré comme un domaine transitoire, où l'amplitude de contrainte est en deçà de la limite d'élasticité du matériau. Enfin, le troisième domaine, appelé domaine de fatigue illimitée ou polycyclique, est un domaine où une limite asymptotique en contrainte  $\sigma_D$  est définie. Il s'agit de la limite d'endurance, pour laquelle le matériau a une durée de vie « infinie ». Dans le cadre de ce travail, seul le domaine de l'endurance limitée du matériau sera étudié.

### 1.3.5 Caractérisation de l'amorçage de fissures en fatigue

Pour la caractérisation des adhésifs, deux approches différentes existent :

- une approche par éprouvette massique, où l'adhésif est considéré comme un matériau polymère, afin d'étudier le comportement mécanique et les propriétés cohésives au sein du joint collé. Cette approche permet de fournir des explications concernant le comportement général des adhésifs, mais ne permet pas d'inclure le rôle des surfaces et interfaces sur la tenue mécanique des assemblages (les propriétés d'adhésion ne sont pas étudiées ni les effets de confinement du joint de colle) ;
- la seconde approche consiste à considérer l'intégralité de l'assemblage, et d'étudier simultanément les propriétés cohésives et adhésives. Cependant, cette approche ne permet pas de séparer l'étude des substrats et des joints collés. Un second inconvénient concerne l'accès à la mesure directe de la déformation et le calcul de la contrainte, qui n'est pas possible dans cette configuration. Les travaux de Causse et *al.* [41] visant à caractériser le comportement viscoélastique d'un adhésif par des essais DMA ont mis en évidence les différences entre les propriétés matériaux identifiées sur une éprouvette massique et celles de l'adhésif au sein d'un assemblage. Les interfaces, et donc les substrats, jouent également un rôle primordial sur le comportement mécanique et la tenue mécanique des assemblages.

#### Essais éprouvette à simple recouvrement

Parmi les études en fatigue réalisées sur les assemblages collés [42-44], l'éprouvette à simple recouvrement (*SLJ* pour **S**ingle **L**ap **J**oint) est la plus employée, de par sa simplicité de réalisation. Deux substrats parallélépipédiques sont superposés sur une longueur de recouvrement  $L_{rc}$ . Cependant, l'analyse de ce type d'essai reste complexe car le joint de colle est sollicité non seulement en cisaillement, mais aussi en pelage dû à la rotation des substrats durant le chargement. L'éprouvette est montrée dans la [Figure 1.15](#).

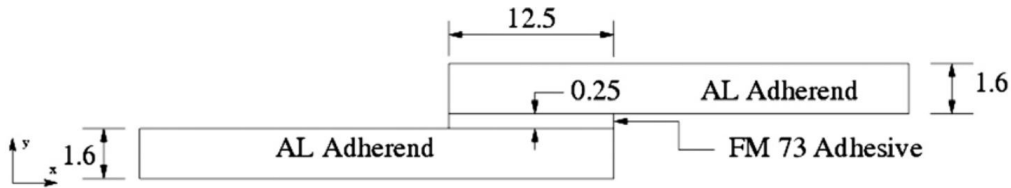


Figure 1.15 : Géométrie de l'éprouvette SLJ [45]

Des variantes de cet essai peuvent être rencontrées dans la littérature, comme le joint à simple recouvrement en escalier [46], qui vise à évaluer l'impact des changements topologique dans l'éprouvette sur la tenue de l'adhésif en fatigue. Cet essai est illustré dans la Figure 1.16.

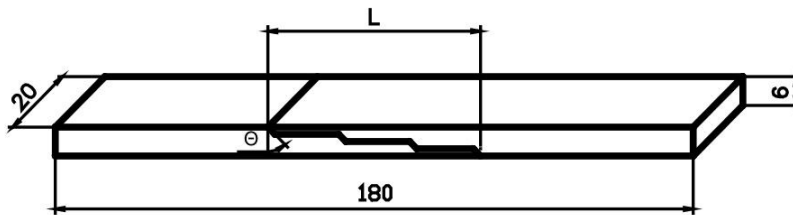


Figure 1.16 : Géométrie de l'éprouvette SLJ avec bifurcation [46]

Afin de prévenir les effets de pelage dans l'adhésif, une géométrie de joints à double recouvrement (DLJ pour **D**ouble **L**ap **J**oint) a été conçue [47, 48]. Cette géométrie est illustrée dans la Figure 1.17.

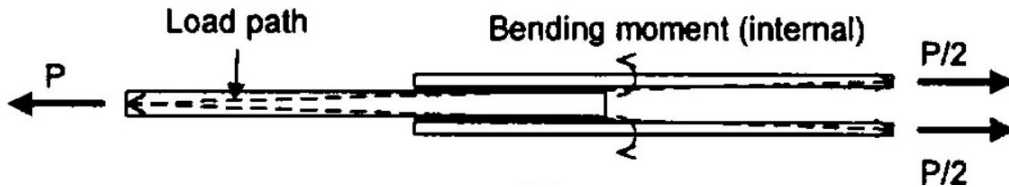


Figure 1.17 : Géométrie de l'éprouvette DLJ [48]

Pendant, les axes neutres des substrats intérieurs et extérieurs n'étant pas alignés, les efforts vont être transmis du substrat intérieur vers un des substrats extérieurs. Il en résulte une rotation du substrat extérieur, impliquant ainsi le même problème que dans l'essai SLJ, et donc l'apparition de contraintes de pelage dans l'adhésif.

### Essais éprouvettes TAST

L'éprouvette TAST (**T**hick **A**dherend **S**hear **T**est) fait également partie des essais les plus populaires, développé par Krieger en 1988 [49]. Cet essai vise à corriger l'état de contraintes complexe de l'essai SLJ dans l'adhésif en augmentant l'épaisseur des substrats. Bien que permettant d'obtenir un état de contraintes plus homogène dans l'adhésif, les effets de bord ne sont pas négligeables. De nombreux autres travaux ont étudié, à l'aide de cette géométrie, les effets de différentes contraintes

moyennes ou encore de l'environnement, sur la tenue en fatigue des assemblages collés [42, 50, 51]. La géométrie de l'éprouvette est donnée dans la Figure 1.18.

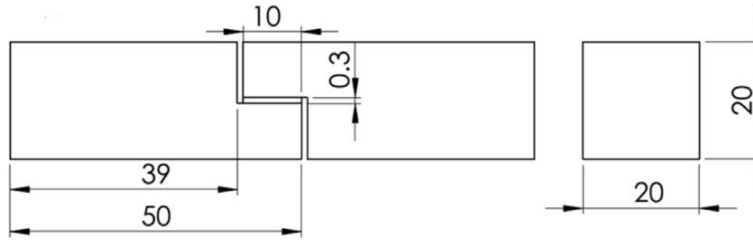


Figure 1.18 : Géométrie de l'éprouvette TAST [42]

### Essais éprouvettes bout-à-bout

L'éprouvette bout-à-bout peut également être utilisée dans un cadre expérimental simple [50, 51]. Elle est constituée de deux substrats cylindriques de diamètre identique, des sollicitations de traction ou de torsion sont généralement appliquées [52, 53]. Cependant, la maîtrise des bords libres reste un point clé dans l'élaboration de l'assemblage. En effet, ces bords libres sont sources de concentration de contraintes, et très souvent de dispersion sur les résultats obtenus [54]. Un exemple de géométrie bout-à-bout est donné dans la Figure 1.19.

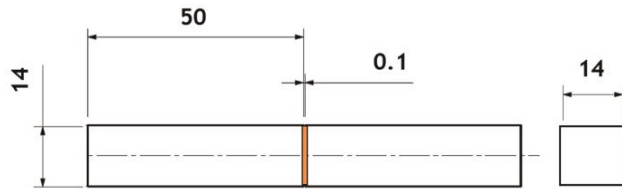


Figure 1.19 : Géométrie de l'éprouvette bout-à-bout [50]

### Essais éprouvettes Scarf

L'éprouvette Scarf permet de réaliser une sollicitation bi-axiale du joint de colle [55-59]. Deux substrats sont collés bout-à-bout mais avec un joint de colle dont la normale est inclinée par rapport à l'axe de chargement d'un angle  $\delta$ . Cet angle peut varier dans un intervalle entre  $[0^\circ, 90^\circ]$ . Les sollicitations en cisaillement correspondant à un angle de  $90^\circ$  ne sont pas réalisables avec un tel spécimen. Cette éprouvette présente aussi un inconvénient, avec une concentration de contraintes au voisinage du bord libre qui peut entraîner une rupture prématurée. La géométrie de l'éprouvette est présentée dans la Figure 1.20.

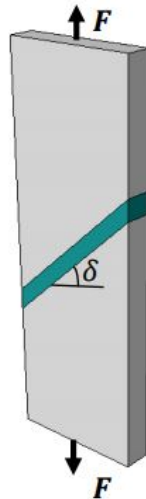


Figure 1.20 : Géométrie de l'éprouvette Scarf [42]

L'éprouvette Scarf a été modifiée dans les travaux de Carrere et al. [60] en ajoutant des becs et des bras afin de supprimer les effets de bord dans le joint collé, et ne pas avoir de rupture prématurée de l'assemblage. Cette modification permet ainsi de lisser les concentrations de contraintes, et de localiser la contrainte maximale au centre du joint de colle. La géométrie de l'éprouvette est donnée dans la Figure 1.21.

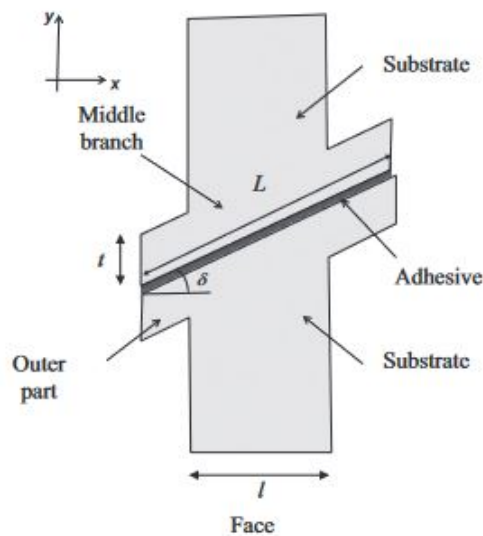


Figure 1.21 : Géométrie de l'éprouvette Scarf modifiée [60]

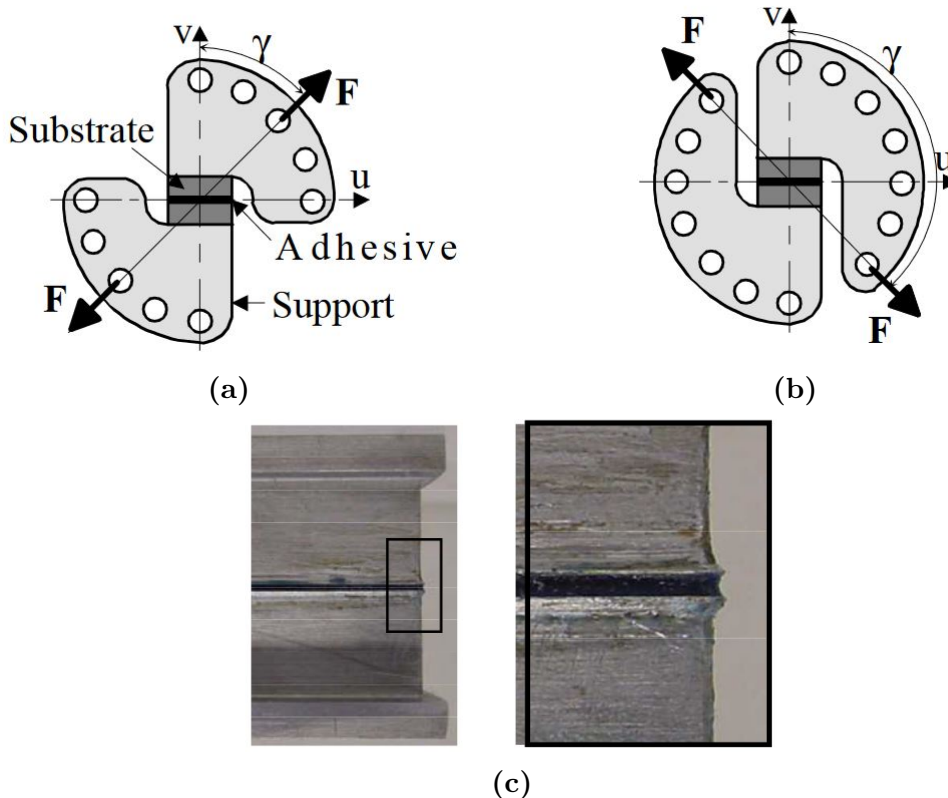
### Essais éprouvettes Arcan

Développé pour la caractérisation bi-axiale des matériaux puis adapté aux assemblages collés [61], l'utilisation du dispositif Arcan permet d'accéder à un large panel de sollicitation. Une éprouvette vient s'insérer dans un assemblage de deux demies-lunes comme illustré dans la Figure 1.22.a. Selon l'angle de fixation sur une

machine de traction, cette configuration permet de réaliser différents types de sollicitation pour une même éprouvette :

- traction ;
- traction-cisaillement ;
- cisaillement.

Le dispositif Arcan a ensuite été modifié afin d'y ajouter des angles de sollicitation supplémentaires pour étudier l'influence des chargements de compression-cisaillement sur la tenue des adhésifs [62]. Un aperçu du montage modifié est donné dans la Figure 1.22.b. Les travaux de Bidaud et Thévenet [14, 36] ont permis les premières études des assemblages collés sous sollicitations de fatigue pour des rapports de charge positifs, en utilisant cette fois des éprouvettes Arcan modifiées, possédant des becs, afin de supprimer les effets de bord [63, 64]. La géométrie de ces éprouvettes est donnée dans la Figure 1.22.c.



**Figure 1.22** : Montage Arcan (a) [61], montage Arcan modifié (b) et éprouvette Arcan modifiée [62] (c)

### 1.3.6 Critères d'amorçage en fatigue

A partir des résultats d'essais disponibles dans la littérature présentés précédemment, des critères de durée de vie ont été élaborés afin de prévoir la tenue en fatigue des assemblages collés. Ces critères, écrits en nombre cycles, font intervenir différents paramètres (contrainte, déformation, énergie...). Une majorité de ces critères

est caractérisée sur des éprouvettes massiques [65], mais sont transposables à l'étude des assemblages collés [66]. L'ensemble de ces critères d'amorçage peut se diviser en deux familles :

- les critères globaux : ces critères s'écrivent en fonction d'une contrainte, qui est une donnée pilotée par les essais. Aucune étude du comportement n'est réalisée sur les cycles de chargement, et le nombre de cycles à rupture  $N_r$  est tracé directement à partir du chargement ;
- les critères incrémentaux : ces critères s'écrivent en fonction de la déformation  $\varepsilon$  ou d'une énergie  $W$ . Cela nécessite la mesure ou la modélisation du comportement du matériau. Une analyse des cycles est faite dans un état considéré comme stabilisé afin d'appliquer des méthodes de prévision de durées de vie.

### Critères en contrainte

Les critères en contrainte, sous formes de critères globaux, sont parmi les plus utilisés pour caractériser la tenue mécanique des adhésifs, d'un point de vue durée de vie. Un premier critère de type loi puissance est proposé par Ashcroft [67] dans le cadre de chargements uniaxiaux :

$$\sigma_a = aN_r^b \quad (1.30)$$

où  $\sigma_a$  représente l'amplitude de la contrainte dans le cadre d'essais uniaxiaux,  $N_r$  le nombre de cycles à rupture, et  $(a, b)$  des paramètres matériaux à identifier. Des variantes de ce critère, basé sur la loi de Basquin [68], ont été formulés dans un cadre de chargements multiaxiaux :

$$\sigma_{a,VM} = aN_r^b \quad (1.31)$$

où  $\sigma_{a,VM}$  représente l'amplitude de la contrainte équivalente de von Mises. Un dernier critère couramment rencontré dans la littérature est le critère de Stromeayer [69], qui s'écrit :

$$\sigma_{eff} = aN_r^b + c \quad (1.32)$$

où  $a, b, c$  sont des paramètres matériaux, et  $\sigma_{eff}$  la contrainte effective. Cette contrainte effective s'exprime en fonction des invariants du tenseur des contraintes et du taux de triaxialité  $\Pi$  :

$$\sigma_{eff} = \sigma_{VM} + (\sigma_H \Pi) \quad (1.33)$$

$$\Pi = \frac{\sigma_H}{\sigma_{VM}} \quad (1.34)$$

où  $\sigma_H$  représente la pression hydrostatique, et  $\Pi$  le taux de triaxialité. La majorité de ces critères est rapide à mettre en place, mais ne permet pas de prendre en compte l'effet de la multiaxialité et les effets de fréquence de sollicitation.



### Critères en déformation

Une seconde approche se base sur la définition de critères de durée de vie en déformation. Dans les travaux de Seignobos [70], une première approche est proposée sur les polyamides renforcés en fibres de verre pour différentes conditions environnementales :

$$\log(N_r) = \frac{\varepsilon_0 - \varepsilon_a}{b} \quad (1.35)$$

où  $\varepsilon_a$  représente l'amplitude de déformation dans un cadre uniaxial, et  $(\varepsilon_0, b)$  un couple de paramètres matériaux à identifier.

Un autre type de critère de Manson-Coffin [71, 72], tenant compte du modèle de comportement mécanique de l'adhésif, se base sur la déformation viscoplastique :

$$C = \varepsilon_{VP}^a N_r^b \quad (1.36)$$

où  $\varepsilon_{VP}$  représente l'amplitude de déformation viscoplastique dans la direction de sollicitation, et  $b$  un paramètre matériau. Cette définition a été étendue aux cas des chargements multiaxiaux dans les travaux de Benoît [73].

Une dernière approche proposée dans les travaux de Bidaud [14] est d'introduire un critère en déformation qui ne dépend pas ici du nombre de cycles, mais de l'écriture d'une déformation équivalente et hydrostatique, dans le cadre d'un chargement multiaxial :

$$C = \left( \frac{\varepsilon_{eq}}{\varepsilon_{f,eq}} \right)^2 + \left( \frac{\varepsilon_h}{\varepsilon_{f,h}} \right)^2 \quad (1.37)$$

avec :

$$\begin{aligned} \varepsilon_{eq} &= \sqrt{\frac{2}{3} (\underline{D} : \underline{D})} \\ \underline{D} &= \underline{\varepsilon} - \frac{1}{3} Tr(\underline{\varepsilon}) \mathbf{Id} \\ \varepsilon_h &= \frac{1}{3} Tr(\underline{\varepsilon}) \end{aligned} \quad (1.38)$$

où  $\varepsilon_{f,eq}$  et  $\varepsilon_{f,h}$  définissent les déformations équivalentes et hydrostatiques à rupture calculées avec le tenseur totale des déformations  $\underline{\varepsilon}$  et peuvent dépendre de la vitesse de déformation. Si la valeur du critère atteint 1, alors un amorçage de fissure se produit dans l'adhésif.

### Critères en vitesse de déformation

Une autre approche est basée sur la vitesse de déformation [74], pour des matériaux thermoplastiques à fibres courtes :

$$\dot{\varepsilon}_m = aN_r^b \quad (1.39)$$

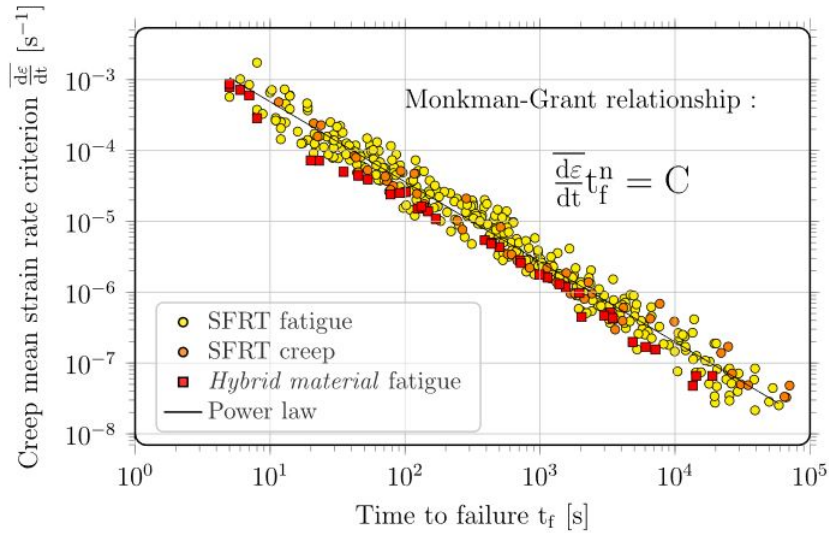
où  $\dot{\varepsilon}_m = \frac{d\varepsilon_m}{dN}$  représente la vitesse de déformation cyclique moyenne, et  $(a, b)$  des paramètres matériaux.

Une relation de Monkman-Grant [75] utilisée dans les travaux de Gillet et al. [76] sur le même type de matériau se base quant à elle sur la vitesse de déformation moyenne par cycle :

$$\frac{d\varepsilon_c}{dt} t_r^n = C \quad (1.40)$$

où  $\frac{d\varepsilon_c}{dt}$  représente la vitesse de déformation moyenne par cycle, et  $(C, n)$  des paramètres matériaux.

Pour différents rapports de charge, fréquences de sollicitation et taux d'humidité, les résultats sont regroupés dans la Figure 1.23.



**Figure 1.23** : Réponse du critère de Monkman-Grant [75] sur les estimations de durée de vie en fluage et fatigue [76]

L'influence du rapport de charge sur les durées de vie en fatigue peut être pris en compte par les critères. Les effets de cumul de déformations par cycle autour d'une contrainte moyenne  $\sigma_m$  peuvent constituer une approche pour caractériser cette influence. Le couplage fatigue-fluage nécessite alors d'ajouter dans l'écriture des critères, une dépendance à la contrainte moyenne, ou d'inclure les énergies liées au cumul de déformation.

### Critères énergétiques

Une quatrième catégorie qui regroupe l'ensemble des critères d'amorçage est basée sur une approche énergétique. Ce type de critère, dans son écriture, permet d'introduire directement la multiaxialité d'un chargement [77].

Morrow [78] a proposé une première approche énergétique sur les métaux, basée sur la dissipation engendrée par les mécanismes plastiques durant un chargement cyclique. Cette approche a ensuite été adaptée au cas des matériaux thermoplastiques [79]. Ce critère s'écrit sous la forme :

$$\Delta W_{diss} N_r^b = C \quad (1.41)$$

où  $\Delta W_{diss}$  représente l'énergie plastique dissipée par cycle stabilisé au cours du chargement,  $b$  et  $C$  sont des paramètres matériaux.

Amiabile a proposé une modification de ce critère [80] afin d'y ajouter l'influence de la pression hydrostatique :

$$(\Delta W_{diss} + \beta P_{max}) N_r^b = C \quad (1.42)$$

où  $P_{max}$  représente la pression hydrostatique maximale sur un cycle, et  $\beta$  un paramètre matériau.

Une autre approche consiste à réaliser la partition entre les dissipations d'origines viscoélastiques et viscoplastiques :

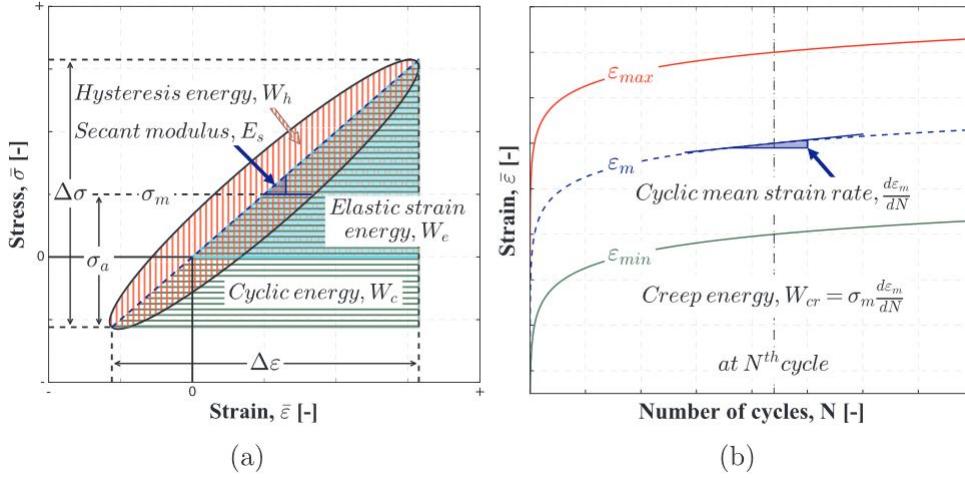
$$(\Delta W_{VP} + \alpha \Delta W_{VE}) N_r^b = C \quad (1.43)$$

où  $\Delta W_{VP}$  et  $\Delta W_{VE}$  représentent les dissipations viscoplastique et viscoélastique respectivement, et  $\alpha$  un paramètre matériau pondérant la contribution des mécanismes d'origine viscoélastique.

Enfin, les travaux de Santharam [74] présentent une compilation détaillée de différents critères d'amorçage en fatigue pour des thermoplastiques renforcés en fibres courtes, pour différents rapports de charge et conditions d'humidité, sous chargement de traction uniaxiale. Différentes énergies sont évaluées afin de déterminer les durées de vies :

- énergie de déformation élastique par cycle  $W_e$  ;
- énergie cyclique par cycle  $W_c$  ;
- énergie hystérétique par cycle  $W_h$  ;
- énergie de fluage par cycle  $W_{cr}$  ;

L'ensemble de ces énergies sont illustrées dans la [Figure 1.24](#), à partir d'une hystérèse de chargement, et de l'évolution de la déformation moyenne.



**Figure 1.24 :** Détermination des différentes quantités mécaniques : (a) énergie cyclique, hystérique et énergie de déformation élastique, (b) énergie de fluage [74]

Ces énergies sont calculées de la manière suivante, à partir des grandeurs définies dans la Figure 1.24 :

$$W_e = \frac{1}{2} (\Delta\sigma\Delta\varepsilon)^+ \quad (1.44)$$

$$W_c = \frac{1}{2} (\Delta\sigma\Delta\varepsilon) \quad (1.45)$$

$$W_h = \int_{cycle} \sigma d\varepsilon \quad (1.46)$$

$$W_{cr} = \sigma_m \frac{d\varepsilon_m}{dN} \quad (1.47)$$

où  $\Delta\sigma$  et  $\Delta\varepsilon$  sont les étendues de contrainte et de déformation, et  $\varepsilon_m$  représente la déformation moyenne.

Les critères sont ensuite identifiés à demi-durée de vie, afin de s'assurer de la stabilisation des quantités mécaniques étudiées, et valider la forme du critère :

$$W_e^* = W_e \left( \frac{N_r}{2} \right) = \frac{1}{f_{W_e}} a_{W_e} N_r^{b_{W_e}} \quad (1.48)$$

$$W_c^* = W_c \left( \frac{N_r}{2} \right) = a_{W_c} N_r^{b_{W_c}} \quad (1.49)$$

$$W_h^* = W_h \left( \frac{N_r}{2} \right) = a_{W_h} N_r^{b_{W_h}} \quad (1.50)$$

$$W_{cr}^* = W_{cr} \left( \frac{N_r}{2} \right) = a_{W_{cr}} N_r^{b_{W_{cr}}} \quad (1.51)$$

avec  $N_r$  le nombre de cycles à rupture,  $(a_{W_e}, a_{W_c}, a_{W_h}, a_{W_{cr}})$  et  $(b_{W_e}, b_{W_c}, b_{W_h}, b_{W_{cr}})$  les paramètres matériaux à identifier, propres à chacun des critères. La fonction  $f_{W_e}$  permet quant à elle de tenir compte des effets de contraintes moyennes dans la matériau. Le résultat de ces critères cycliques montrent deux points importants :

- pour les énergies ne tenant pas compte des cumuls de déformations ( $W_e, W_h, W_c$ ), les résultats des critères ne sont pas satisfaisants pour décrire les essais à valeur de rapports de charge  $R$  élevés, ce qui montre l'influence du cumul de déformation dues l'effort moyen sur la durée de vie en fatigue ;
- pour les énergies tenant compte du cumul de déformation, les résultats sont très encourageants et regroupent 90% des essais avec un facteur 3 d'écart, mais ne parviennent pas à prévoir les durées de vie pour des rapports de charge négatifs (peu de cumul de déformations à ces valeurs).

Les résultats pour ces 4 critères sont présentés dans la Figure 1.25. La conclusion de ces travaux conduit à l'élaboration de critères combinant dissipation cyclique et cumul de déformation afin de décrire l'amorçage.

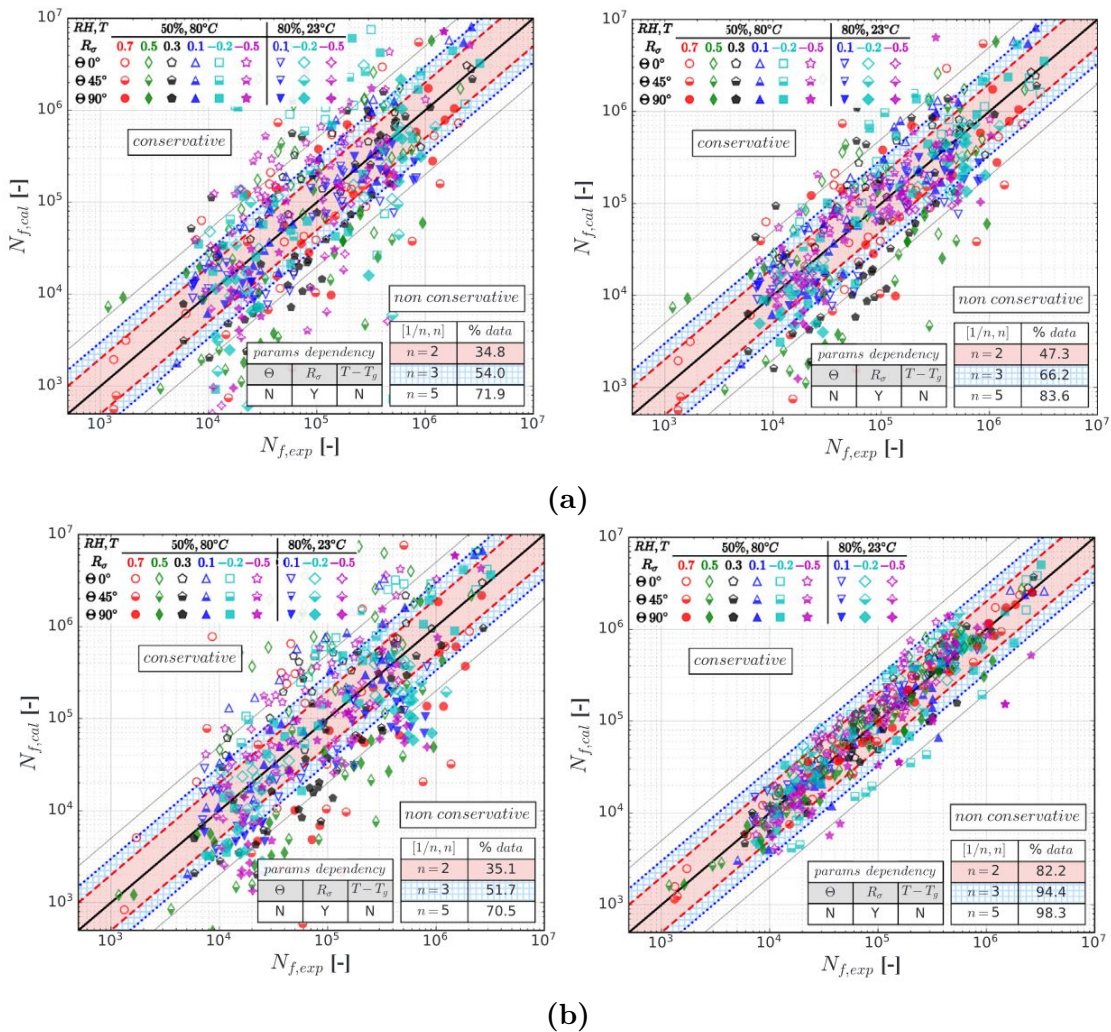


Figure 1.25 : Comparaisons essais-critères : (a)  $W_e$  à gauche et  $W_c$  à droite (b)  $W_h$  à gauche et  $W_{cr}$

### Critères mixtes

Sur la base des observations réalisées sur les dissipations cycliques et le cumul de déformation, Ilan *et al.* [81] ont proposé un premier critère combinant vitesse

de déformation moyenne et dissipation cyclique dans un matériau polyamide (PA - 6,6) :

$$N_r = (1 - w)A \left( \frac{\dot{\varepsilon}_m^*}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^n + wB \left( \frac{W_h^*}{W_0} \right) \quad (1.52)$$

où  $A, B, n, m$  sont des paramètres matériaux à identifier,  $\dot{\varepsilon}_0, W_0$  des paramètres pour adimensionner les valeurs, et  $w$  une fonction de poids pour pondérer la contribution entre dissipation cyclique et cumul de déformation. Si  $w = 1$ , il s'agit d'un essai en fatigue purement alternée ( $R=-1$ ), et si  $w = 0$ , c'est un essai de fluage.

Ce critère semble le plus adapté pour de décrire l'ensemble des durées de vie, mais l'utilisation d'une fonction de poids mène à des évolutions de valeurs de dissipation cyclique n'ayant pas de sens physique.

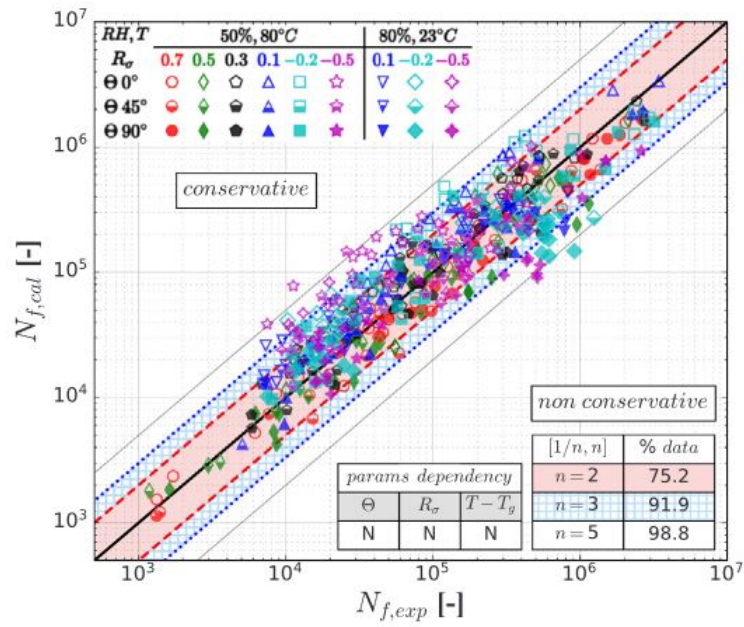
Santharam et al. [74] ont ainsi proposé deux nouveaux critères mixtes, permettant d'intégrer les dissipations cycliques en fluage, hystérétiques et/ou cycliques :

$$\frac{1}{N_r} = \left( \frac{W_{cr}^*}{A_1} \right)^{b_1} + \left( \frac{W_h^*}{C_1} \right)^{d_1} \quad (1.53)$$

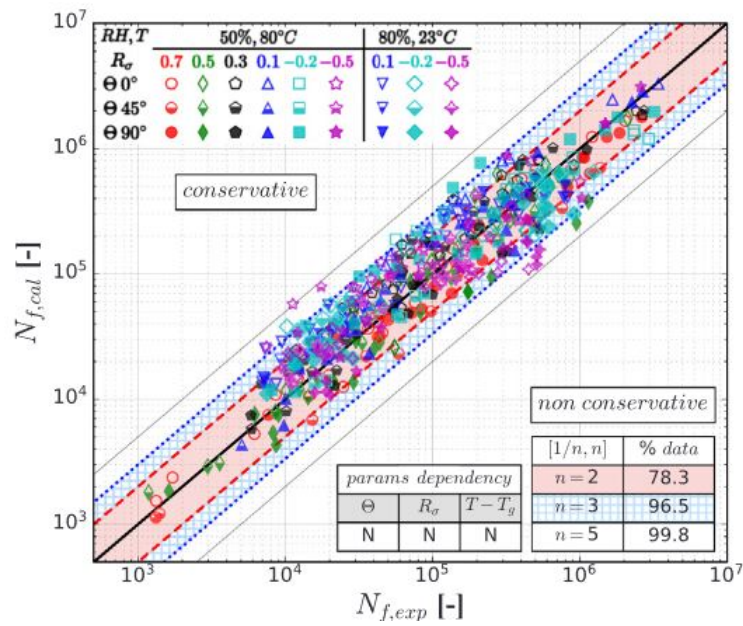
$$\frac{1}{N_r} = \left( \frac{W_{cr}^*}{A_2} \right)^{b_2} + \left( \frac{W_c^*}{C_2} \right)^{d_2} \quad (1.54)$$

où  $(A_1, A_2, C_1, C_2)$  et  $(b_1, b_2, d_1, d_2)$  sont des paramètres matériaux. Ces critères semblent être les plus pertinents pour prévoir les durées de vie des matériaux polymères pour différentes conditions de chargement (rapport de charge et taux d'humidité). Les résultats de ces critères sont illustrés dans la [Figure 1.26](#).





(a)



(b)

Figure 1.26 : Résultats des critères : (a) IDAFIP1 et (b) IDAFIP2 [74]

Un dernier critère a été élaboré à partir des travaux de Movahedi-Rad *et al.* [82] pour différents matériaux viscoélastiques (époxy et composites renforcés fibres de verre GFRP) pour différents rapports de charge positifs dans le cas de chargements uniaxiaux :

$$W = W_{creep} + W_{cyclic} \quad (1.55)$$

où  $W$  est l'énergie totale dissipée,  $W_{cyclic}$  et  $W_{creep}$  sont les énergies dissipées d'origine hystérétique et de fluage. L'avantage de ce critère repose sur deux points :

- décrire l'interaction fatigue-fluage ;
- existence d'une seule et unique énergie critique de rupture.

Au regard de l'ensemble des critères considérés, les plus pertinents semblent être ceux alliant approche énergétique et cumul de déformation. Toutefois, peu de critères ont considéré les effets de fréquence ou des chargements multiaxiaux, et sont élaborés à partir d'éprouvettes massives. L'objectif sera donc d'établir un critère mixte dans un cadre de chargements multiaxiaux sur les assemblages collés, en y intégrant les effets de fréquence et de rapports de charge.



## 1.4 Tenue mécanique en fatigue des assemblages collés en propagation de fissures

La mécanique de la rupture est très utilisée afin d'estimer la tenue mécanique des assemblages collés. La structure étudiée est alors considérée comme non-continue, et prend en compte la présence de fissures. Elle introduit alors une taille de fissure, dite taille critique, pour laquelle la structure viendrait à rompre. De nombreux outils ont été développés afin de pouvoir modéliser son évolution. Une gamme d'essais ainsi que d'outils analytiques et numériques sont présentés dans cette section pour analyser et modéliser la propagation d'une fissure et l'évolution des paramètres qui lui sont associés.

### 1.4.1 Mécanique de la rupture et théories

#### Théorie de Griffith

De nombreuses études ont été réalisées en termes de compréhension de croissance de fissures au sein d'un milieu (travaux de Inglis [83]). La majorité de ces approches est basée sur des critères en contrainte et déformation. En pointe d'une fissure, la contrainte ne prend pas de valeur finie. Ce constat amène Griffith [84, 85] à développer une théorie basée sur la variation d'énergie interne dans un milieu :

$$U^* = \frac{1}{V} \int f dx \quad (1.56)$$

où  $U^*$  représente l'énergie de déformation volumique,  $V$  le volume du milieu considéré, et  $f$  la force appliquée à ce milieu. On peut aussi exprimer cette équation en termes de contraintes et déformations :

$$U^* = \int \frac{f}{S} \frac{dx}{L} = \int \sigma d\varepsilon \quad (1.57)$$

où  $V = SL$ . Dans le cas d'un matériau élastique linéaire, en utilisant la loi de Hooke, l'énergie de déformation volumique s'exprime :

$$U^* = \frac{E\varepsilon^2}{2} = \frac{\sigma^2}{2E} \quad (1.58)$$

Une partie de l'énergie totale stockée dans le matériau considéré est dissipée quand la fissure se propage, c'est-à-dire, quand  $U^*$  atteint une valeur critique. L'avancée de la fissure permet alors la création de deux surfaces libres, provenant de la dissipation d'énergie de surface libre  $S$  :

$$S = 2\gamma a \quad (1.59)$$

où  $\gamma$  correspond à l'énergie de surface dissipée par unité de longueur et  $a$  la longueur de fissure associée. La balance énergétique à l'équilibre avant propagation peut s'écrire :

$$U^* + 2\gamma a = 0 \quad (1.60)$$

La condition à satisfaire pour propager une fissure de longueur  $a$  devient alors :

$$G = -\frac{\partial U^*}{\partial a} \geq G_c \quad (1.61)$$

avec  $G = 2\gamma$ .  $G_c$  correspond au taux de restitution d'énergie critique. En d'autres termes, si la valeur du taux de restitution d'énergie dépasse la valeur de  $G_c$ , la fissure se propage au sein d'un milieu continu.

### Théorie d'Irwin

La théorie de Griffith a été initialement développée pour des matériaux fragiles (par exemple les verres). En conséquence, cette relation ne peut être utilisée pour décrire le comportement en fissuration de matériaux visqueux tels que les métaux ou les polymères. Afin d'apporter une modification à cette théorie, Irwin [86] et Orowan [87] ont postulé qu'une partie de l'énergie dissipée pour faire propager une fissure est due à la plastification du matériau. Afin de prendre en compte cette zone de concentration de contraintes, Irwin a introduit la notion de facteur de concentration des contraintes  $K_I$ , pour étudier la rupture d'une plaque trouée soumise à un chargement de traction. Ce facteur de concentration des contraintes peut s'exprimer en fonction de la longueur de fissure  $a$  et de la contrainte appliquée  $\sigma_f$  :

$$K_I = \sigma_f \sqrt{\pi a} \quad (1.62)$$

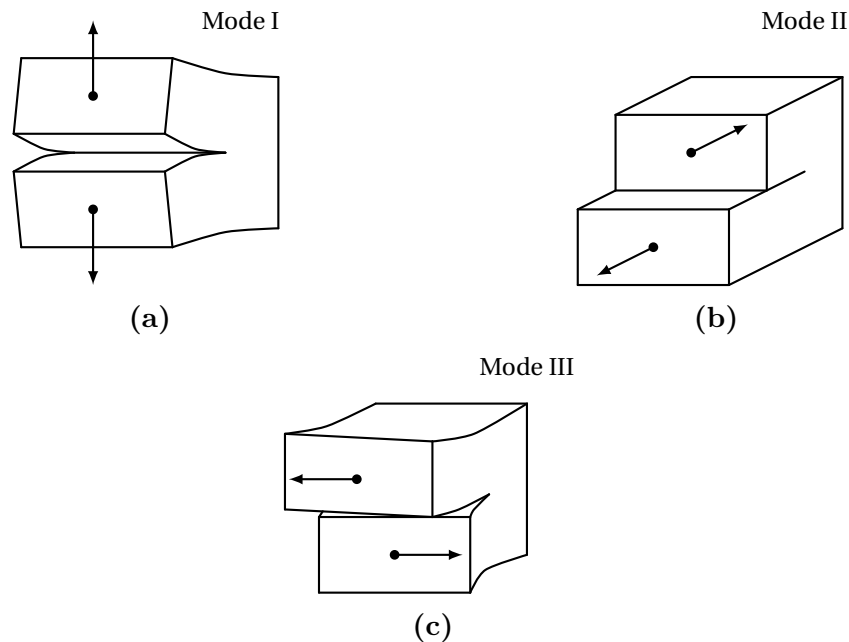
Si la valeur de  $K_I$  est supérieure à une valeur  $K_c$ , nommée ténacité, alors la fissure se propage. L'écoulement plastique se produisant au voisinage de la pointe de fissure, celle-ci joue un rôle important dans la définition du taux de restitution d'énergie, défini alors comme :

$$G_c = 2\gamma + G_p \quad (1.63)$$

avec  $G_p$  la contribution plastique dans la définition du taux de restitution d'énergie critique. Dans le cas d'une rupture fragile,  $G_p = 0$ .

### 1.4.2 Essais de caractérisation de la propagation de fissures

En pratique, la théorie d'Irwin est la plus utilisée afin d'étudier la fissuration des matériaux. La principale grandeur à caractériser dans ces essais est le taux de restitution d'énergie critique  $G_c$ . Différents essais ont été développés afin d'étudier la propagation de fissures dans les assemblages collés, sous chargements monotones ou cycliques. Les essais qui vont être présentés se focalisent sur de la fissuration en mode pur ou mixte.



**Figure 1.27** : Les différents modes de rupture : (a) ouverture en mode I, (b) glissement plan en mode II, (c) glissement hors-plan en mode III

Les 3 modes de fissuration sont illustrés dans la [Figure 1.27](#) :

- le mode I : les lèvres de fissure se déplacent perpendiculairement à la direction de propagation ;
- le mode II : les lèvres de fissure se déplacent parallèlement à la direction de propagation ;
- le mode III : les lèvres de fissure se déplacent parallèlement au fond de fissure.

Les essais suivants vont montrer comment obtenir ces différents modes de fissuration.

#### 1.4.2.1 Modes purs

##### Éprouvette DCB (mode I)

Il existe de nombreux essais permettant d'étudier la rupture en mode I (ouverture) sur les assemblages collés. Le plus connu s'appuie sur l'éprouvette DCB (**D**ouble **C**antilever **B**eam) [88]. Initialement développé pour étudier les composites, il a ensuite été adapté et normé pour les essais sur assemblages collés [89].

La Figure 1.28 illustre le principe de l'éprouvette DCB. Aisé à mettre en place, il ne permet cependant selon la norme d'étudier qu'un seul mode de fissuration. Ces études ont également été réalisées en fatigue sur des éprouvettes DCB collées [90].

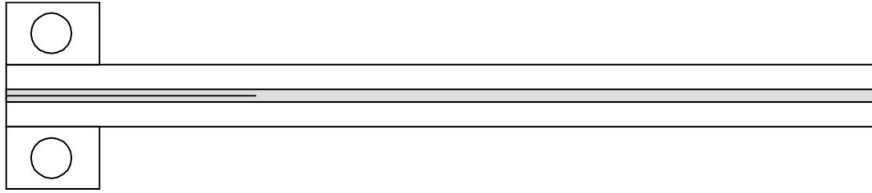


Figure 1.28 : Éprouvette DCB [88]

### Éprouvette TDCB (mode I)

L'éprouvette TDCB [88] (**T**apered **D**ouble **C**antilever **B**eam) a été conçue avec une géométrie spécifique afin d'éliminer la dépendance de la complaisance à la longueur de fissure, et ainsi avoir un calcul du taux de restitution d'énergie indépendant de la longueur de fissure. Un exemple de cette éprouvette est illustré dans la Figure 1.29.

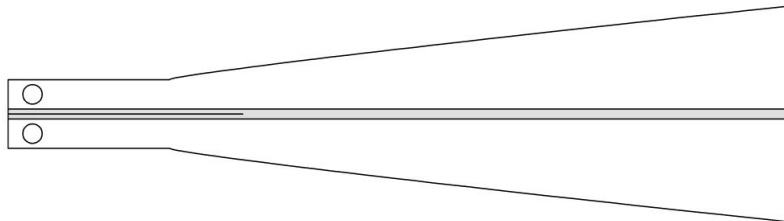


Figure 1.29 : Éprouvette TDCB [88]

### Éprouvette ENF (mode II)

D'autres essais ont été mis en place afin de caractériser la propagation de fissures en mode II (glissement plan). L'un des premiers essais a été réalisé sur éprouvette ENF [91, 92] (**E**nd **N**otch **F**lexure) : il permet d'étudier exclusivement le mode II. L'éprouvette est illustrée dans la Figure 1.30. Cette éprouvette est utilisée dans le cadre d'essais monotones et de fatigue.

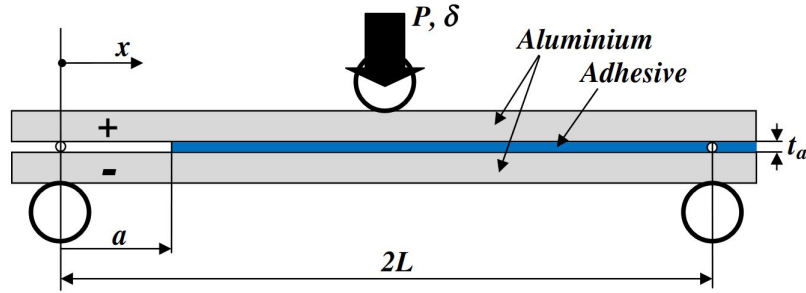


Figure 1.30 : Éprouvette ENF [92]

### Éprouvette TENF (mode II)

Une modification a été apportée à l'éprouvette ENF afin de concevoir l'éprouvette TENF [93] (**T**apered **E**nd **N**otched **F**lexure). Cette modification permet d'établir une relation linéaire entre la complaisance et la longueur de fissure dans l'adhésif. Cet essai permet d'étudier le mode II, comme l'éprouvette ENF. Dans cette configuration, le taux de restitution d'énergie critique  $G_{II,c}$  ne varie pas avec la longueur de fissure. Cette éprouvette est montrée dans la Figure 1.31.

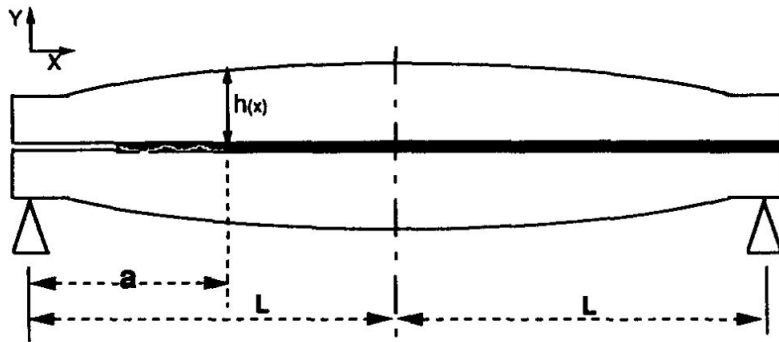


Figure 1.31 : Éprouvette TENF [93]

Au besoin, de nombreuses autres éprouvettes ont été développées afin de caractériser la propagation de fissures en mode II avec des éprouvettes ELS [94] (**E**nd-**L**oaded **S**plit), dont un standard existe pour les essais de propagation sur composites. Enfin, des éprouvettes existent aussi afin d'étudier la propagation de fissures en mode III, comme l'éprouvette ODCB (**O**ut-of-plane **D**ouble **C**antilever **B**eam), développée et utilisée dans les travaux de Loh et Schrader [95, 96]. Le mode III n'étant pas à l'étude, aucune détail supplémentaire ne sera apporté dans le cadre de ces travaux.

#### 1.4.2.2 Modes mixtes

##### Éprouvettes ADCB et ATDCB (mode I + II)

Une éprouvette dédiée à l'étude la mixité de mode est l'éprouvette ADCB [97] (**A**symmetric **D**ouble **C**antilever **B**eam). Elle sert notamment à étudier la mixité de mode, mais sur un intervalle restreint. Cette mixité de mode est obtenue grâce à la

rigidité plus importante d'un des deux substrats par rapport à l'autre. Un schéma de l'éprouvette ADCB est présenté dans la Figure 1.32.a. De nombreux essais de propagation de fissure en fatigue ont été menés sur ces éprouvettes [98] afin d'étudier les rapports de charge positifs, et l'influence du rapport de déplacement  $R_u$  et du rapport de charge  $R_p$ .

Sur le même principe que l'éprouvette TDCB, l'éprouvette ATDCB (**A**symmetric **T**apered **D**ouble **C**antilever **B**eam) a été mise en place [99]. Cette éprouvette a notamment permis d'étudier et calculer le taux de restitution d'énergie à l'interface dans les travaux de Leplat *et al.* [100] pour différentes conditions de vieillissement. Un schéma de cette éprouvette est fourni dans la Figure 1.32.b.

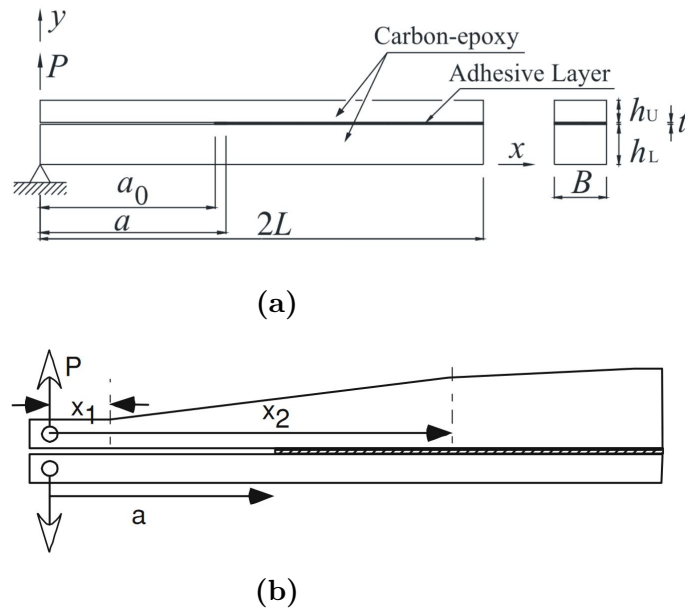


Figure 1.32 : Éprouvette ADCB [98] (a) et éprouvette ATDCB [99] (b)

De nombreuses autres éprouvettes existent dans l'état de l'art afin d'étudier la propagation de fissure dans le plan I + II comme l'éprouvette CLS [101] (**C**racked **L**ap **S**hear), [102], où la mixité de mode estimée en pointe de fissures est de l'ordre de 30% de mode I et 70% de mode II. Des essais de propagation de fissure en fatigue à  $R = 0.1$  et  $f_s = 8$  Hz ont été réalisés. D'autres éprouvettes connues pour leur simplicité de mise en place sont aussi utilisées telles que l'éprouvette SLB (**S**ingle-**L**eg **B**ending) [103], ou le disque brésilien (SCB (**S**emi **C**ircular **B**end [104]), qui permet d'étudier en plus le mode I pur et le mode II pur.

### Dispositif MMB (mode I + II)

Le dispositif MMB (**M**ixed-**M**ode **B**ending) [105] a été créé afin d'étudier une large gamme mixité de mode dans le plan I + II. D'abord destiné à l'étude des ruptures interlaminaires sur matériaux composites, il a ensuite été utilisé à des fins de fissuration sur assemblages collés [106, 107]. Un schéma explicatif du montage MMB est détaillé dans la Figure 1.33. Le réglage de la mixité de modes s'effectue en jouant sur la valeur du bras de levier  $c$ .

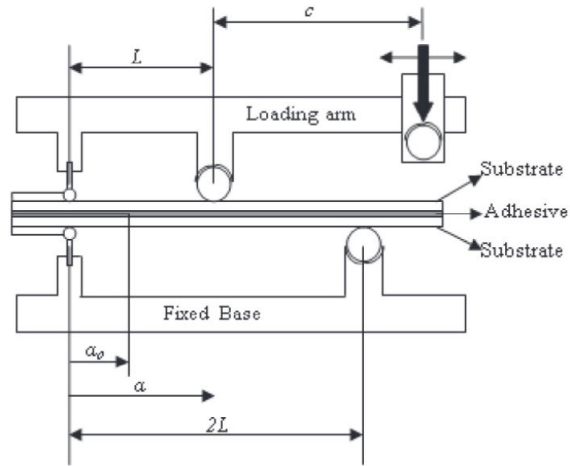


Figure 1.33 : Montage MMB [106]

Une variante de ce dispositif, nommé montage « Spelt » [108], a été élaborée afin de couvrir également une grande plage de mixité de mode, exceptés le mode I et le mode II purs.

### Dispositif DAL

Le dispositif DAL (**D**ual **A**ctuator **L**oading) [109] a été conçu afin de couvrir l'ensemble des mixités de modes (mode I pur, mode I+I et mode II pur [110]). Toutefois, sa mise en place très est complexe. La Figure 1.34 illustre le principe du montage. La mixité de mode est choisie en fonction de l'effort appliqué par chacun des deux vérins. Si  $F_r$  et  $F_l$  sont respectivement les efforts appliqués par les vérins droite et gauche :

- si  $F_r = -F_l$ , l'essai est en mode I pur ;
- si  $F_r = F_l$ , l'essai est en mode II pur.

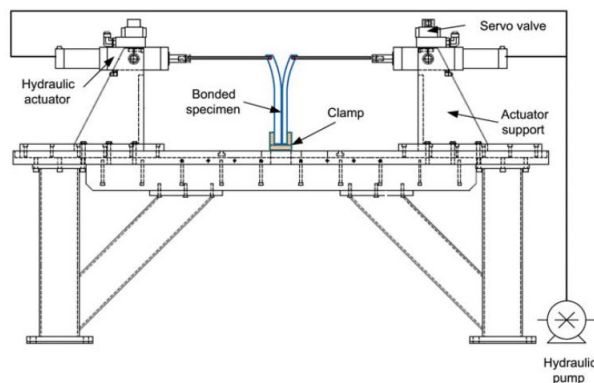


Figure 1.34 : Montage DAL [109]

Une variante miniaturisée est proposée dans les travaux de Monteiro *et al.* [111], afin de n'utiliser qu'un seul vérin pour étudier l'ensemble des mixités de mode. Des

éprouvettes DCB et ENF sont utilisées afin de réaliser les essais de propagation de fissures.

Dans ces études, une comparaison des taux de restitution d'énergie sous chargement monotone et en fatigue a été menée afin de déterminer l'énergie suffisante pour propager une fissure sous différentes conditions de chargements. Les vitesses de propagation de fissures ont elles aussi été étudiées pour différentes mixités de mode. Les taux de restitution d'énergie calculés en fatigue sont plus faibles que ceux calculés sous chargement monotone.

### Dispositif Arcan

Le dispositif Arcan a été adapté à l'étude de la fissuration [112, 113] afin d'étudier la propagation de fissures dans les assemblages collés sous chargements monotones pour différentes mixités de mode et conditions de température. Un seul montage est nécessaire afin d'étudier la propagation de fissures dans le plan I + II, ainsi que des chargements de compression. Des variantes de montage et d'éprouvettes [114, 115] ont permis d'explorer l'influence de l'épaisseur du joint de colle ou encore des chargements de fatigue à rapport de charge positif uniquement. Le montage est illustré dans la Figure 1.35.

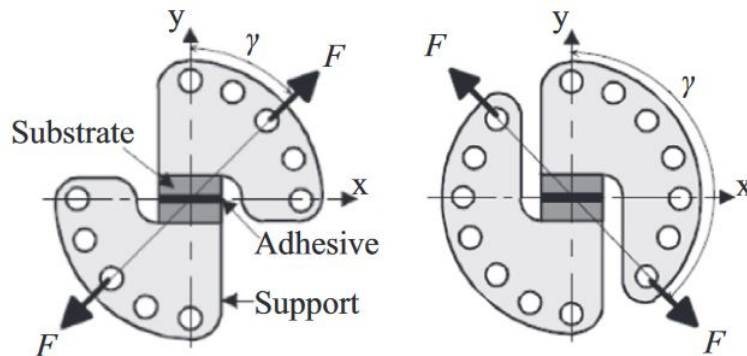


Figure 1.35 : Montage Arcan [112]

Ce dispositif n'appartenant à aucun standard, les travaux de Stamoulis et Dumont [112, 113] ont permis d'établir une comparaison des enveloppes de rupture obtenues avec des essais standards (TDCB + MMB) avec l'enveloppe de rupture obtenue avec le dispositif Arcan et une méthodologie spécifique de post-traitement des essais. Ces résultats sont présentés dans la Figure 1.36, où un critère de Gong-Benzeggagh a été utilisé afin de représenter l'enveloppe de rupture dans le plan I + II. Les résultats ont permis de calculer et d'évaluer des taux de restitution d'énergie et une enveloppe de rupture similaires à ceux obtenus par le biais d'essais standards.



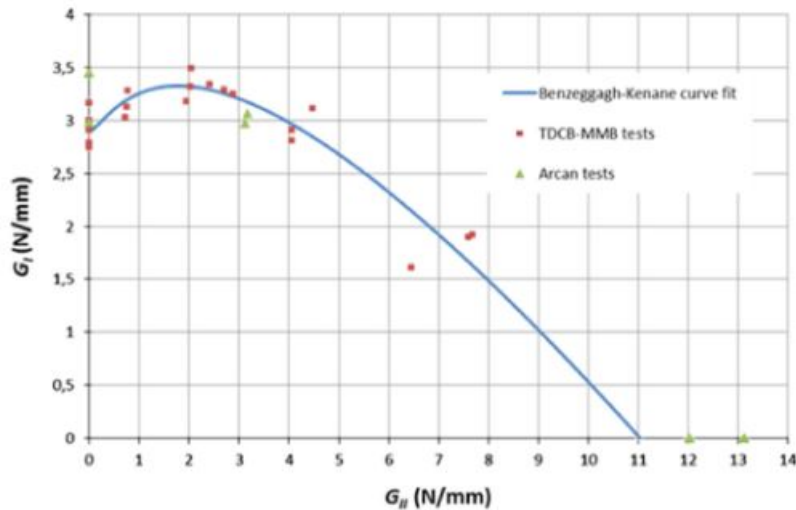


Figure 1.36 : Comparaison des enveloppes de rupture dans les travaux de Stamoulis *et al.*

### Essais éprouvette MMDCB

Une éprouvette proposée et développée par Dagorn *et al.* [116], permet d'étudier l'influence de la mixité de mode dans le plan I + II + III. L'éprouvette appelée MMDCB (**M**ixed **M**ode **D**ouble **C**antilever **B**eam) s'inspire de l'éprouvette DCB et des éprouvettes Arcan pour assemblages collés. Elle est présentée dans la Figure 1.37. Cette éprouvette présente des perspectives intéressantes dans sa mise en place et son cadre d'utilisation (quasi-statique et dynamique).

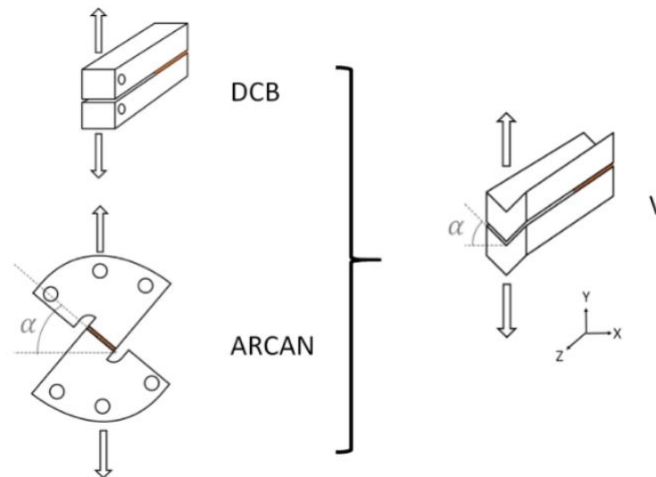


Figure 1.37 : Éprouvette MMDCB [116]

En conclusion de cette étude, de nombreux essais existent et sont adaptables au cadre de la fatigue afin d'étudier la propagation de fissures dans le plan I + II. Le dispositif Arcan est ici sélectionné car :

- il nécessite une seule géométrie pour étudier le plan I + II en entier ;
- l'étude des chargements de compression-cisaillement est possible ;
- les éprouvettes se rapprochent le plus des exigences industrielles.

### 1.4.3 Outils pour le calcul du taux de restitution d'énergie critique

#### 1.4.3.1 Calcul du taux de restitution d'énergie critique en mode pur

##### Modèles relatifs à la théorie des poutres

La résistance des matériaux (RDM) permet d'accéder, par le biais de modélisations simples, aux valeurs du taux de restitution d'énergie critique d'adhésifs au sein d'assemblages collés. Les travaux de Blackman *et al.* [88], permettent via la théorie des poutres, de calculer le taux de restitution d'énergie critique en mode I dans un essai DCB sur assemblage collé :

$$G_{I,c} = \frac{4P^2}{E_s b^2} \left( \frac{3a^2}{h^3} + \frac{1}{h} \right) \quad (1.64)$$

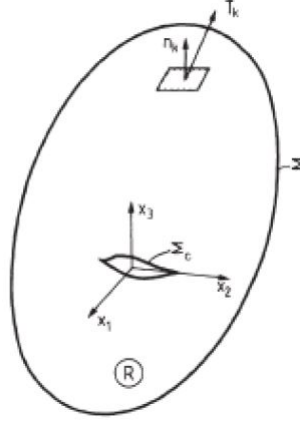
$P$  représente le chargement associé à la longueur de fissure  $a$ . Les paramètres  $E_s, b, h$  représentent respectivement le module d'Young, la largeur et la hauteur du substrat. De manière parallèle, dans les travaux de Jumel *et al.* [92], des essais ENF ont été menés, dans lesquels la valeur du taux de restitution d'énergie critique en mode II est définie par :

$$G_{II,c} = \frac{9(a + \chi h)^3 P^2}{16E_s b^2 h^3} \quad (1.65)$$

Les paramètres sont identiques, à l'exception d'un facteur correctif  $\chi$ , afin de prendre en compte les effets de plasticité confinée et de cisaillement en pointe de fissures. A ce jour, des modèles plus approfondis, basés sur la théorie des poutres, ont été développés (méthode DABM : **D**issimilar **A**dherends **B**eam **M**odel), notamment dans les travaux de Morais [117] afin de calculer le taux de restitution d'énergie dans le plan I+II pour des assemblages hybrides et des épaisseurs de substrats différentes. Ces travaux sont basés sur un spécimen DCB dans un montage DAL.

#### Balance énergétique

La modélisation d'une propagation de fissures, son évolution dans le temps ainsi que le calcul des taux de restitution d'énergie sont beaucoup plus complexes à mettre en œuvre. De nombreux matériaux, dont le comportement est non linéaire, font intervenir d'autres mécanismes dans l'évaluation de l'énergie nécessaire à la création de nouvelles surfaces (liée au taux de restitution d'énergie critique  $G_c$ ). Les outils numériques, tels que l'intégrale de contour, réalise un amalgame dans le calcul de la valeur du  $G_c$ , et ne permettent pas de calculer la valeur d'un taux de restitution d'énergie critique purement élastique. Autrement dit, ces outils ne sont pas capables de faire la distinction entre une dissipation d'origine thermique, plastique ou encore visqueuse. Des premiers travaux apportent une approche thermodynamique de la propagation de fissures dans un milieu avec un défaut initial [118]. La Figure 1.38 schématise le milieu continu de surface extérieure  $\Sigma$  contenant un défaut initial.



**Figure 1.38** : Milieu continu avec un défaut initial [118]

Dans la description thermodynamique du problème,  $\Sigma_c$  représente la surface fissurée, évoluant dans le temps avec un chargement arbitraire. Le milieu est soumis à des efforts de traction surfaciques  $T_k$  sur la surface frontière, et à des forces volumiques/ d'inertie  $F_k$  sur la région  $R$  occupée par le milieu. Il est considéré que le volume  $V$  du milieu ne varie pas avec la propagation de la fissure. D'après le premier principe de la thermodynamique, le travail par unité de temps  $\dot{W}$  des forces surfaciques sur  $\Sigma_T$  et des forces volumiques sur  $R$ , ainsi que les flux de chaleur par unité de temps  $\dot{Q}$  sur l'ensemble du milieu sont égaux à la variation d'énergie interne  $E = \dot{E}_e + \dot{E}_p$  et cinétique  $\dot{K}$ , plus l'énergie de création de surfaces  $\dot{\Gamma}$  par unité de temps :

$$\dot{W} + \dot{Q} = \dot{E} + \dot{K} + \dot{\Gamma} \quad (1.66)$$

Chaque composante de cette équation est définie par les équations suivantes :

$$\dot{W} = \int_{\Sigma_T} T_k \dot{u}_k dV + \int_R \rho F_k \dot{u}_k dV \quad (1.67)$$

$$\dot{Q} = \int_{\Sigma} \dot{q}_k n_k d\Sigma + \int_R \rho \dot{h} dV \quad (1.68)$$

$$\dot{E} = \int_R \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e dV + \int_{R_p} \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p dV \quad (1.69)$$

$$\dot{K} = \int_R \rho \dot{u}_k \ddot{u}_k dV \quad (1.70)$$

$$\dot{\Gamma} = \frac{d}{dt} \int_{\Sigma_c} \gamma dA \quad (1.71)$$

Dans ces équations,  $\rho$  représente la masse volumique du milieu,  $u_k$  les déplacements de la  $k$ -ième composante,  $n_k$  les composantes du vecteur normal unité à la surface. L'énergie interne est quant à elle divisée en une contribution élastique et une contribution plastique. La quantité  $h$  représente les flux de chaleur massiques d'origines non-mécaniques. Enfin,  $q_k$  représente le vecteur conduction de chaleur par unité de surface. D'autres travaux [119, 120] en fatigue, dans le cadre du premier

principe de la thermodynamique, viennent ajouter une composante qui peut être notée  $\dot{D}$ , et représente l'ensemble des mécanismes dissipatifs par viscoélasticité ou viscoplasticité, non-représentés dans la première balance énergétique. Il est alors possible de faire la distinction entre chaque composante énergétique, connaissant les conditions aux limites, les conditions aux frontières, ainsi que le modèle de comportement mécanique du matériau du milieu considéré. Cette approche est en revanche plus longue et plus fastidieuse à mettre en place. Dans les travaux de Quan [121], une première approche numérique basée sur la balance énergétique a été réalisée, à partir d'essais DCB. Il montre que l'énergie plastique dissipée n'est qu'une conséquence de la propagation de fissures, et que l'énergie pour créer des surfaces est la seule quantité liée à la propagation. Cette approche numérique a ses limites, en ce qui concerne la comparaison essais-calculs, car il est très difficile de mesurer expérimentalement une dissipation plastique.

### Intégrale de contour

Cherepanov et Rice [122, 123] ont introduit la notion d'intégrale de contour afin de calculer la valeur du taux des restitution d'énergie critique. Ces calculs d'intégrales de contour ont été implantés dans de nombreux logiciels EF commerciaux tels qu'Abaqus<sup>TM</sup>. Un contour arbitraire  $\Gamma$ , dans lequel est contenue la pointe de fissure étudiée, est utilisé. L'intégrale de contour, appelée  $J$ , est alors définie par :

$$J = \int_{\Gamma} \left( W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) \quad (1.72)$$

où  $W$  représente la densité d'énergie élastique,  $T$  le vecteur contrainte sur un point M du contour, avec  $\mathbf{T} = \boldsymbol{\sigma}n$ , où  $n$  est la normale au contour. Enfin,  $ds$  représente la différentielle sur l'abscisse curviligne le long du contour. La Figure 1.39 schématise le principe de l'intégrale de contour. La valeur numérique de l'intégrale est indépendante du contour choisi. Dans le cadre de Mécanique Linéaire de la Rupture, la variation d'énergie totale est utilisée afin de créer des surfaces, et  $J = G_c$ .

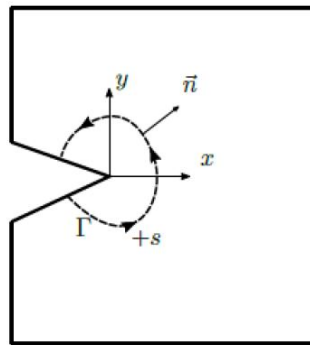


Figure 1.39 : Intégrale de contour et définition

### 1.4.3.2 Calcul du taux de restitution d'énergie en mode mixte

#### Norme ASTM D6671

Les outils présentés précédemment permettent de calculer des valeurs de taux de restitution d'énergie pour des modes de fissuration purs. Ces approches sont cependant incapables de prendre en compte une quelconque mixité de mode. A ce jour, la littérature ne fournit aucun essai normé sur assemblages collés afin d'étudier la mixité de mode. Cependant, dans les travaux de Stamoulis et al. [106], l'essai MMB est utilisé pour caractériser l'influence de la mixité de mode sur les assemblages collés. Dans la norme ASTM D6671, la longueur du bras de levier pilote directement la mixité de mode de l'essai. Destinée aux matériaux composites en premier lieu, la norme stipule que :

$$c = \frac{0.167 + 0.000137\tilde{a}^2 - 0.105\sqrt{\log(\tilde{a})} \left(\frac{G_{II}}{G}\right)^4 + (-1400 + 0.725\tilde{a}^2 - 141 \log(\tilde{a}) - 302 \log\left(\frac{G_{II}}{G}\right))}{219 - 5000\frac{G_{II}}{G} + 55 \log(\tilde{a})} \quad (1.73)$$

où  $c$  représente la longueur du bras de levier, et  $\tilde{a}$  la longueur de fissure adimensionnée, qui s'écrit :

$$\tilde{a} = \frac{a}{h\chi} \quad (1.74)$$

avec  $h$  qui représente la demi-hauteur de l'éprouvette, et  $\chi$  un facteur correctif, calculé de la manière suivante :

$$\chi = \sqrt{\frac{E_{11}}{11G_{13}} \left(3 - 2 \left(\frac{\Gamma}{1 + \Gamma}\right)^2\right)} \quad (1.75)$$

où  $E_{11}$  représente le module d'élasticité dans le sens longitudinal,  $G_{13}$  le module de cisaillement.  $\Gamma$  est également un facteur correctif défini par l'équation :

$$\Gamma = 1.18 \frac{\sqrt{E_{11}E_{22}}}{G_{13}} \quad (1.76)$$

où  $E_{22}$  représente le module d'élasticité transverse. Elle stipule également que la mixité de mode est évaluée selon l'équation :

$$\mu = \frac{G_{II}}{G} = \frac{G_{II}}{G_I + G_{II}} \quad (1.77)$$

où  $G_I$  et  $G_{II}$  sont les taux de restitution d'énergie en mode I et en mode II, et  $\mu$  la mixité de mode.

## Méthode VCCT

La méthode « propagation virtuelle », appelée VCCT (**V**irtual **C**rack **C**losure **T**echnique), est la plus utilisée d'un point de vue numérique afin d'estimer une mixité de mode en pointe de fissure et calculer  $G$  en mode mixte. Cette méthode est basée sur les travaux de Rybicki [124], qui a fait l'objet de nombreux travaux [125]. Dans un cadre 2D, elle consiste à prolonger virtuellement une fissure de taille  $2\Delta a$ . Une libération d'énergie  $\Delta W$  est calculée lors de cette propagation virtuelle de  $\Delta a$ . Les résultats sont alors fortement dépendants de la discrétisation EF et de la taille  $l_e$  d'un élément. Les travaux réalisés par Harper et al. [126] permettent de choisir la taille d'un élément par définition d'une longueur caractéristique de *process zone* [127, 128], dépendant des paramètres matériaux. Les efforts pour maintenir la fissure fermée sont estimés :  $F_y$ , l'effort normal, et  $F_x$ , l'effort de cisaillement. Les déplacements normaux et tangentiels des lèvres de la fissures sont aussi calculés, notés  $\delta u_y$  et  $\delta u_x$  respectivement. La Figure 1.40 schématise le principe de la VCCT et de l'avancée virtuelle. Basés sur l'ensemble des paramètres énoncés précédemment, les taux de restitution d'énergie en mode I et mode II sont évalués selon les équations :

$$G_I(a) = \frac{1}{2l_e} F_y \delta u_y \quad (1.78)$$

$$G_{II}(a) = \frac{1}{2l_e} F_x \delta u_x \quad (1.79)$$

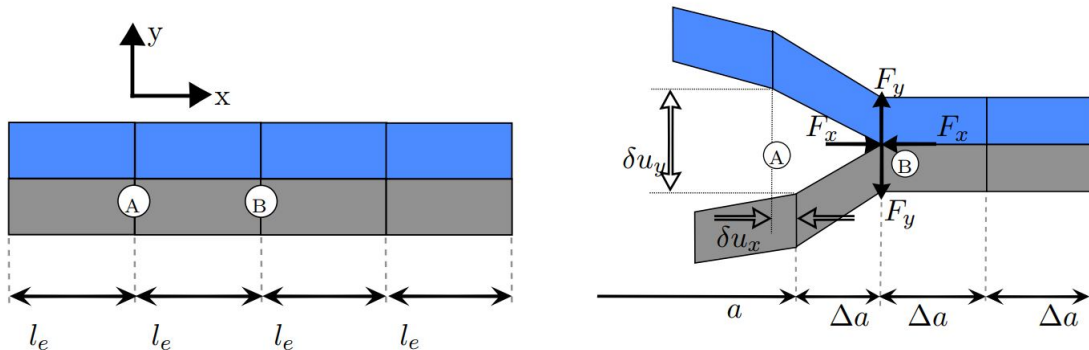


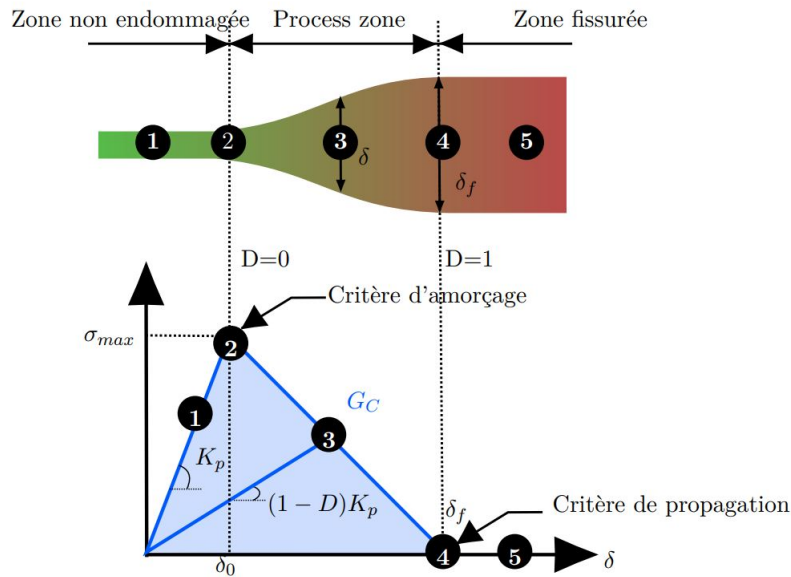
Figure 1.40 : Modélisation de la propagation de fissure par la méthode VCCT

### 1.4.4 Outils numériques pour la modélisation de propagation de fissures

#### 1.4.4.1 Modèle de zone cohésive (CZM)

Les modèles de zone cohésive sont très utilisés afin de d'étudier la propagation de fissures au sein de matériaux. Ils sont largement implantés dans de nombreux logiciels EF (**É**léments **F**inis). Leur implémentation est quasi-similaire au sein des codes de

calcul EF. Ils permettent de modéliser la *process zone* et les mécanismes non-linéaires impliqués dans la propagation de fissures. La Figure 1.41 illustre l'ensemble de ces mécanismes.



**Figure 1.41** : Endommagement progressif et loi bilinéaire associée à la description d'une rupture en mode I [12]

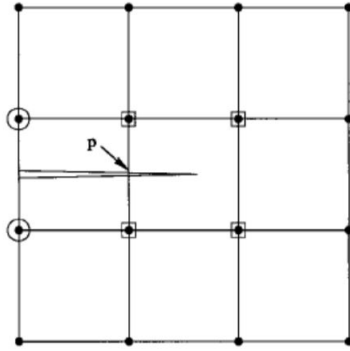
Il est observé dans la Figure 1.41 un endommagement progressif de la process zone, qui correspond à la zone de transition entre matériau sain et matériau fissuré. La structure, de raideur initiale  $K_p$  (1), est sollicitée jusqu'à une contrainte maximale définie par un critère d'amorçage (2). Elle est suivie d'une phase de dégradation (3) modélisée par un endommagement  $0 \leq D \leq 1$ . La fissure se propage lorsque la valeur de la contrainte devient nulle, et c'est pour cette valeur que l'aire sous la courbe devient égale au taux de restitution d'énergie critique  $G_c$ . La loi de traction/séparation relie contrainte et déplacement. Des exemples de lois cohésives implémentées pour traiter des essais DCB, ENF et MMB sont détaillées dans les travaux de Lélías *et al.* [129].

#### 1.4.4.2 Méthode XFEM

La méthode des éléments finis étendus XFEM (eXtended Finite Element Method) est une extension de la méthode des éléments finis classiques permettant de modéliser la propagation d'une fissure sans avoir à affiner la maillage. Elle repose sur le concept de partition de l'unité. Cette méthode fût proposée par Belytschko et Black [130] dans le cadre de la Mécanique Linéaire de la Rupture, où les auteurs introduisent dans l'évaluation du déplacement une base de fonctions permettant de retrouver l'expression des champs asymptotiques par combinaison linéaire. L'expression de ces champs est donnée par l'équation :

$$u = \sum_{i=1}^N N_i(x, y, z) \left[ u_i + H(x, y, z)a_i + \sum_{\alpha=1}^4 F_{\alpha}(x, y, z)b_i^{\alpha} \right] \quad (1.80)$$

$u$  représente le champ de déplacement,  $N_i$  sont les fonctions de forme,  $u_i$  les déplacements nodaux,  $H(x, y, z)$  les fonctions continues par morceaux,  $a_i$  le degré de liberté nodal enrichi,  $F_{\alpha}(x, y, z)$  les fonctions asymptotiques en pointe de fissures et  $b_i^{\alpha}$  le degré de liberté nodal enrichi en pointe de fissure. La méthode XFEM est illustrée dans la Figure 1.42. Les noeuds de l'élément contenant la pointe de fissure ne sont pas enrichis par la fonction  $H$ , mais cela n'empêche pas l'ouverture de l'élément avec la fonction  $F_{\alpha}$  qui présente une discontinuité.



**Figure 1.42** : Illustration de la méthode XFEM avec une fissure propageant dans les éléments [131]

## 1.4.5 Propagation cyclique de fissures

Cette sous-section s'attache à exposer les différentes représentations des essais de propagation de fissures en fatigue, conventionnellement basées sur les courbes de Paris et Erdogan [132, 133], sur assemblages collés. En effet, dépendant du matériau et des conditions expérimentales [134], il est difficile de savoir quel paramètre ou quelle variable est le moteur de la propagation d'une fissure au sein d'un assemblage collé. De même, de nombreux effets sont à considérer tels que l'influence du rapport de charge ou de la fréquence de sollicitation sur la propagation d'une fissure. Un grand nombre de ces représentations ne permettent pas d'unifier l'approche avec un simple et unique modèle, notamment lors de l'établissement des courbes-R (courbes de fatigue pour différents rapports de charge). Un premier recensement est établi ici afin de synthétiser l'ensemble des approches disponibles dans la littérature.

### 1.4.5.1 Loi de Paris

Une première approche, adaptée aux matériaux métalliques, postule que sous un chargement de fatigue, la propagation d'une fissure est contrôlée par le champ de contraintes [132, 133] en pointe de fissure, et que la variation du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta$  peut être utilisée pour décrire l'intensité de ce champ de contraintes. La loi de Paris est alors définie par :



$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^n \quad (1.81)$$

où,  $C$  et  $n$  sont des paramètres matériaux. Enfin,  $a$  et  $N$  représentent respectivement la longueur de fissure et le nombre de cycles.

#### 1.4.5.2 Modifications de la loi de Paris pour les assemblages collés

Dans le cas de matériaux orthotropes tels que les matériaux composites, ou encore les assemblages bi-matériaux, il est plus difficile de définir un facteur d'intensité de contraintes. Une variante de la loi de Paris a alors été proposée par Roderick *et al.* [135] d'abord sur composites, puis sur adhésifs [136], en se basant sur la valeur maximale du taux de restitution d'énergie critique durant un chargement cyclique (l'ouverture est considérée comme seul moteur de la propagation) :

$$\frac{da}{dN} = A (G_{max})^n \quad (1.82)$$

où  $A$  et  $n$  sont des paramètres matériaux.

Les travaux de Paris ont ensuite été adaptés à la propagation de fissures au sein d'adhésifs en considérant cette fois la variation du taux de restitution d'énergie [137] (influence de l'ouverture sur la propagation mais aussi de la fermeture avec de potentiels effets de la compression sur la plastification en pointe de fissures) :

$$\frac{da}{dN} = A (\Delta G)^n \quad (1.83)$$

où  $\Delta G = G_{max} - G_{min}$ , les taux de restitution d'énergie maximal et minimal sur un cycle de chargement.

Basé sur des observations de faciès de rupture [138], Khan a proposé un modèle incluant une contribution en monotone ( $G_{max}$ ) et une contribution cyclique liée au  $\Delta G$  :

$$\frac{da}{dN} = A_1 (\Delta G)^{n_1} + A_2 (G_{max})^{n_2} \quad (1.84)$$

où  $n_1, n_2, A_1, A_2$  sont des paramètres matériaux à identifier.

Une autre représentation purement phénoménologique, relatée dans les travaux de Pascoe *et al.* [134] propose de tenir compte de la racine carrée de la variation du taux de restitution d'énergie critique sur un cycle :

$$\frac{da}{dN} = A (\Delta\sqrt{G})^n \quad (1.85)$$

$$\Delta\sqrt{G} = \left( \sqrt{G_{max}} - \sqrt{G_{min}} \right)^2 \quad (1.86)$$

Jablonski a proposé une relation tenant compte d'une valeur seuil du taux de restitution d'énergie  $G_{th}$  [139], au-delà de laquelle la fissure s'ouvre et se propage :

$$\frac{da}{dN} = A (\Delta G_{eff})^n \quad (1.87)$$

$$\Delta G_{eff} = G_{max} - G_{th} \quad (1.88)$$

Wang *et al.* ont ensuite suggéré de normaliser le taux de restitution par le  $G_c$  [140], estimant que c'est ce rapport qui est le paramètre pilotant la propagation de fissures en fatigue, et qu'il est représentatif de la résistance du matériau étudié :

$$\frac{da}{dN} = A \left( \frac{G_{max}}{G_c} \right)^n \quad \text{ou} \quad A \left( \frac{\Delta G}{G_c} \right)^n \quad (1.89)$$

Par la suite, afin d'inclure les effets de rapport de charge sur la propagation des essais de fissures en fatigue, Allegri [141] décide d'intégrer dans son modèle le rapport de charge  $R$ , afin d'unifier la représentation des essais en fatigue, dans l'étude du mode II :

$$\frac{da}{dN} = A \left( \frac{G_{II,max}}{G_{II,c}} \right)^{\frac{n}{(1-R)^2}} \quad (1.90)$$

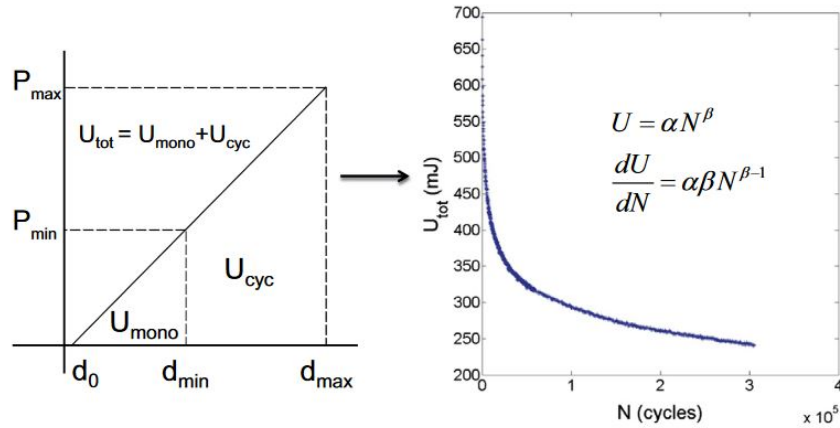
Afin d'inclure les effets de rapport du charge et la dispersion intrinsèque des essais de fatigue, une représentation de Hartman-Schijve a été développée. Initialement utilisée pour les matériaux métalliques [142], elle a ensuite été adaptée aux assemblages collés [143, 144] :

$$\frac{da}{dN} = C \left( \frac{\Delta\sqrt{G} - \Delta\sqrt{G_{eff}}}{\sqrt{1 - \frac{\sqrt{G_{max}}}{\sqrt{A}}}} \right)^n \quad (1.91)$$

où  $C, A, n$  sont des paramètres matériaux. Dans les travaux de Pascoe *et al.* [134, 145], l'influence des paramètres utilisés en fatigue afin de représenter la propagation de fissures a été étudiée. En leur sens, la dépendance au rapport de charge  $R$  n'est pas physique, mais significative du fait que le cycle de chargement en fatigue n'est pas entièrement considéré pour décrire la propagation. C'est notamment le cas en utilisant une représentation en  $G_{max}$  : plus la valeur de  $G_{max}$  est élevée, meilleure est la résistance en propagation. Afin de décrire le cycle de chargement entier et toute l'énergie disponible pour propager une fissure, ils proposent un modèle basé sur les travaux totaux :

$$\frac{da}{dN} = A \left( -\frac{dU_{tot}}{dN} \right)^n \quad (1.92)$$

où  $U_{tot}$  représente l'énergie totale du système. Cette quantité peut être décomposée en une partie monotone et une partie cyclique, comme illustré dans la Figure 1.43.



**Figure 1.43 :** Calculs des énergies en monotone et cyclique [145]

Cette représentation permet d'obtenir une courbe maîtresse pour différents niveaux de chargement et rapports de charge, mais n'a pas montré sa capacité à traduire les effets de la fréquence. Les travaux de Rocha *et al.* [146] présentent un benchmark très complet de nombreuses lois de Paris modifiées pour des adhésifs époxy. De nombreux travaux se sont aussi attachés à l'étude de l'influence de la température sur la propagation de fissures en fatigue [147-149] mais ne feront pas l'objet d'une présentation car non étudiée dans le cadre ce travail.

## 1.5 Conclusions

### 1.5.1 Retour sur l'état de l'art

L'état de l'art réalisé a permis d'introduire l'ensemble des notions qui seront utiles dans la suite de ces travaux, en termes de fatigue et de modèle de comportement mécanique. La tenue mécanique peut être définie en deux phases principales :

- la phase d'amorçage : dans cette phase, aucun défaut initial n'est présent dans la structure. L'application de chargements cycliques conduit à l'apparition d'une fissure au sein de l'assemblage qui provoquera sa ruine et permet de définir une durée de vie à l'amorçage ;
- la phase de propagation : dans cette phase, la présence d'un défaut initial est prise en compte, et son évolution dans le temps est analysée, afin de définir la résistance à la propagation d'une fissure de fatigue dans les assemblages.

Dans la phase d'amorçage, de nombreuses approches ont montré des limites quant à la prévision des durées de vie. En termes d'outils de caractérisation, les géométries d'éprouvettes présentent généralement des concentrations de contraintes qui nuisent à la caractérisation du comportement mécanique et conduisent à des ruptures prématurées des éprouvettes. Ces ruptures prématurées sont source de dispersion en termes de durée de vie, et ne permettent pas d'étudier le domaine de la fatigue à grand nombre de cycles. Un certain nombre de critères d'amorçage est établi sur des éprouvettes massiques, qui ne sont pas représentatives des adhésifs au sein d'assemblages collés [41] (effets de confinement du joint de colle, interfaces etc...).

En termes de critères, deux familles principales ont été mises en évidence :

- les critères globaux écrits en contrainte, qui est une donnée pilotée lors des essais de fatigue. Ils peuvent être écrits dans un cadre uniaxial ou multiaxial, mais ne permettent pas l'étude du comportement de l'adhésif au sein de l'assemblage. De ce fait, il est difficile de prendre en considération l'influence du rapport de charge ou encore de la fréquence de sollicitation ;
- les critères incrémentaux en déformation ou en énergie sont intéressants, car ils permettent d'associer le comportement à l'étude de la durée de vie. Pour cela, ces critères doivent être établis à partir d'informations sur un cycle de chargement stabilisé, afin d'extrapoler ces informations jusqu'à rupture. Les critères en déformation permettent de prendre en compte le cumul de déformation dans les adhésifs en fatigue [14], mais échouent à prévoir les durées de vie pour de faibles rapports de charge (le cumul de déformation par fluage autour d'une contrainte moyenne devenant plus faible). Les critères en énergie se basant sur les énergies hystérétiques, ont montré des résultats encourageants car ils permettent de prendre en compte des mécanismes dissipatifs des matériaux [74, 81, 82] mais les prévisions se sont montrées décevantes pour des rapports de charge élevés.

Les critères en déformation et en énergie semblent être complémentaires. Les résultats de ces études ont montré qu'il existe une compétition entre le cumul de déformation par fluage autour d'une contrainte moyenne pour des valeurs de rapports de charge élevées, et les comportements hystérétiques, qui sont prédominants à des faibles valeurs de rapports de charge. L'objectif de ce travail sera de proposer un critère d'amorçage tenant compte simultanément de ces aspects, afin d'y inclure les effets de rapports de charge, et de fréquence de sollicitation.

En ce qui concerne la phase de propagation de fissure, les études se sont multipliées afin de déterminer taux de restitution d'énergie associés. Les principaux problèmes proviennent des points suivants :

- les géométries d'éprouvettes choisies : malgré le fait que certains essais soient normalisés, ils ne permettent d'étudier qu'un mode de sollicitation précis. L'essai MMB [106] permet d'étudier une enveloppe de rupture plus large, mais reste limitée. Enfin, la majorité des éprouvettes ne sont pas représentatives des structures rencontrées dans l'industrie. Il n'existe quasiment aucun montage pour étudier la propagation de fissures en fatigue pour différentes mixités de mode et différents rapports de charge. Lors de leur utilisation, les structures sont en effet soumises à des chargements multiaxiaux et différents rapports de charge. Les effets de la fréquence et des rapports de charge sont peu étudiés [150] ;
- la modélisation de la propagation de la fissure et le calcul des taux de restitution d'énergie pour les essais non-standardisés, faisant appel à une démarche numérique par éléments finis, peut se révéler longue et coûteuse ;
- la représentation des essais de fatigue : quelle variable énergétique pilote la propagation de la fissure et peut être utilisée pour représenter les essais de fatigue [145].

### 1.5.2 Démarche scientifique proposée

L'objectif de ces travaux est de fournir un outil prédictif de la durée de vie des assemblages collés, en termes d'amorçage et de propagation de fissures en fatigue. Des cas de chargements spécifiques ont été fournis par le partenaire industriel (Safran Composites). La première étape, traitée dans le chapitre 2, consiste à caractériser la fatigue des assemblages collés en amorçage.

Pour cela, l'éprouvette Scarf modifiée [60] a été sélectionnée car elle permet de réduire largement les effets de bords pour étudier la fatigue à grand nombre de cycles, à l'aide de becs et de bras. De plus, elle permet d'étudier les rapports de charge négatifs, et de créer des chargements bi-axiaux en modifiant l'angle entre la normale du joint de colle et l'axe de chargement (traction-cisaillement). Les chargements purement alternés ( $R = -1$ ) seront étudiés dans un premier temps. Pour établir la durée de vie, la pertinence d'un critère énergétique sera tout d'abord évaluée, à partir de l'étude d'un cycle stabilisé. Le choix se protera sur la mise en place un critère d'amorçage incrémental.

Le chapitre 3 porte sur l'étude de la fatigue des assemblages collés sous l'effet d'un effort moyen ( $R = -0.2$ ). Des cumuls de déplacements sont observés et montrent un rôle prépondérant dans les durées de vie en fatigue évaluées. Cet aspect sera couplé au critère précédent établi afin de proposer un critère d'amorçage tenant compte des effets de rapports de charge.

Le chapitre 4 porte sur la mise en place d'une procédure expérimentale afin de propager des fissures dans les assemblages collés, à l'aide du dispositif Arcan (essais non standardisés), basée sur les travaux de Stamoulis et Dumont [112, 113]. Une procédure numérique sera proposée, basée une méthode inverse et un modèle EF, afin de calculer le taux de restitution d'énergie critique dans le plan I + II, et d'identifier le type d'enveloppe de rupture.

Dans le chapitre 5, la procédure expérimentale du chapitre 4 est adaptée afin de propager des fissures en fatigue. La méthodologie numérique de calcul du taux de restitution d'énergie est aussi adaptée à la fatigue afin d'estimer l'évolution de l'avancée de surface  $\Delta S$  et des taux de restitution d'énergie maximal par cycle  $G_{max}$  pour des essais à rapport de déplacement  $R_u = 0.2$  et  $R_u = -1$ . Les enveloppes de rupture établies en fatigue sont ensuite comparées à celle identifiée sous chargements monotones, afin de comparer les niveaux d'énergies nécessaires pour propager une fissure, et si les mécanismes impliqués sont différents.

## Identification d'un critère d'amorçage en fatigue purement alternée ( $R = -1$ )

---

### Résumé

Dans ce deuxième chapitre, une méthodologie expérimentale et numérique est mise en place afin d'identifier un critère d'amorçage sous chargements de fatigue purement alternés. Une procédure expérimentale basée sur les éprouvettes Scarf a été mise en place afin d'étudier les différents mécanismes intervenant durant les chargements de fatigue. L'influence de la fréquence sur la durée de vie en fatigue a été étudiée afin d'identifier une loi de type Basquin dans le domaine à grand nombre de cycles des assemblages. Un premier critère d'amorçage en force-déplacement (à l'échelle de l'éprouvette), basé sur le comportement hystérétique, a été identifié afin de prévoir les durées de vie à différentes fréquences. Ensuite, une démarche numérique basée sur un modèle Élément Fini (EF) de l'éprouvette Scarf a été mise en place, intégrant un modèle de comportement mécanique viscoélastique de l'adhésif. Un critère matériau en contrainte-déformation équivalente a été identifié sur les résultats numériques obtenus. Un modèle de Maxwell généralisé basé sur des mécanismes aux temps courts a été identifié sur les essais en fatigue afin de décrire le comportement cyclique pour des chargements purement alternés. Des comparaisons essais-calculs ont été réalisées afin de valider les paramètres identifiés à chaque étape de la démarche.

### Sommaire

---

<b>2.1 Procédure expérimentale des essais de fatigue menés sur éprouvettes Scarf</b> . . . . .	<b>60</b>
2.1.1 Élaboration des éprouvettes Scarf . . . . .	60
2.1.2 Préparation et collage de l'adhésif . . . . .	63
2.1.3 Procédure expérimentale . . . . .	65
<b>2.2 Résultats expérimentaux</b> . . . . .	<b>68</b>
2.2.1 Résultats en fatigue pour des chargements alternés . . . . .	68
2.2.2 Influence de la fréquence de sollicitation . . . . .	69
<b>2.3 Critère d'amorçage en fatigue pour <math>R = -1</math></b> . . . . .	<b>71</b>
2.3.1 Présentation de la forme du critère et de la stratégie d'identification . . . . .	71

2.3.2	Identification du comportement hystérétique . . . . .	72
2.3.3	Réponse du critère hystérétique . . . . .	84
<b>2.4</b>	<b>Comparaisons essais-calculs pour le comportement hys- térétique . . . . .</b>	<b>86</b>
2.4.1	Modèle de comportement mécanique de l'adhésif . . . . .	86
2.4.2	Modèle EF et stratégie de calcul . . . . .	87
2.4.3	Résultats de l'identification . . . . .	93
2.4.4	Mise en place d'un critère contrainte-déformation équiva- lente . . . . .	99
2.4.5	Résultats du critère en contrainte-déformation . . . . .	101

---



## 2.1 Procédure expérimentale des essais de fatigue menés sur éprouvettes Scarf

### 2.1.1 Élaboration des éprouvettes Scarf

#### Géométrie de l'éprouvette Scarf

Les essais sur éprouvettes Scarf modifiées ont été développées par Carrere et *al.*. Elles présentent les avantages suivants :

- simplicité de mise en oeuvre ;
- application de sollicitations bi-axiales (traction à traction-cisaillement) ;
- réalisation d'essais cycliques à rapports de charges positifs ou négatifs.

Cependant, les distributions non-homogènes de contraintes dans le joint de colle ne permettent pas d'accéder directement à la déformation ou à la contrainte au sein du joint de colle. Les travaux de Destouesse [55] ont permis de modifier les géométries de ces éprouvettes, en y incluant des becs de géométrie spécifique, afin de limiter les effets de bord dans le joint de colle. La géométrie globale des éprouvettes est représentée dans la Figure 2.1.

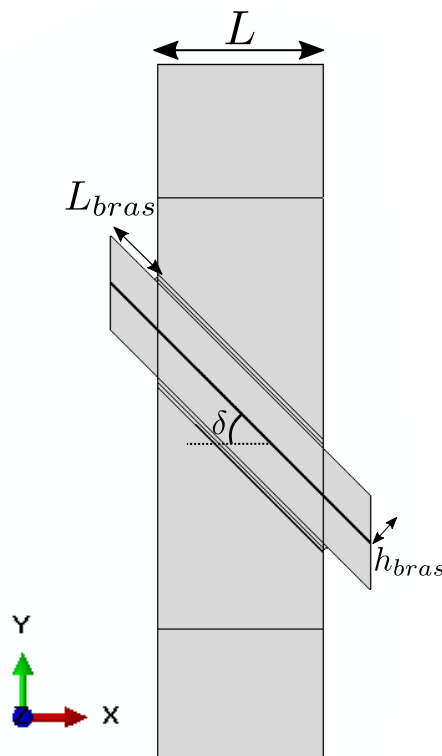
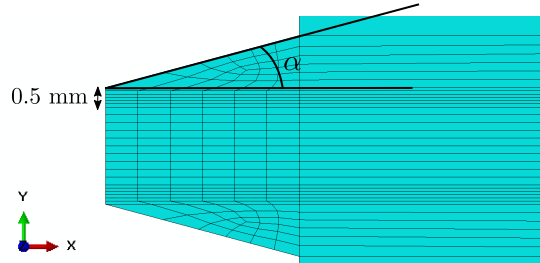


Figure 2.1 : Géométrie général de l'éprouvette Scarf

Dans le cadre des essais de fatigue, l'objectif est de pouvoir limiter les effets de bord au maximum afin d'éviter les amorçages précoces et donc d'étudier la fatigue des assemblages collés jusqu'à des grands nombres de cycles ( $>10^5$  cycles). Une

première modification a été apportée à la géométrie des becs, en ce qui concerne l'angle des becs  $\alpha$ . Cet angle est illustré dans la Figure 2.2.

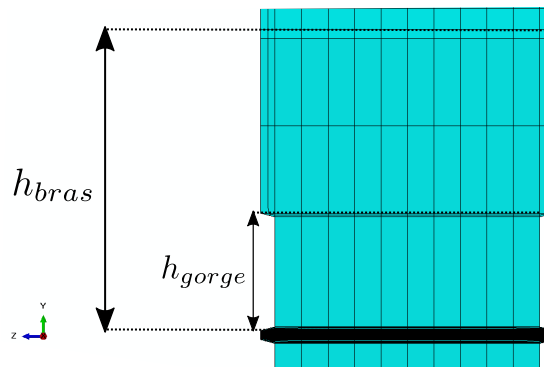


**Figure 2.2** : Géométrie des becs éprouvettes Scarf d'angle  $\alpha$

Une seconde modification a été apportée afin de pouvoir mesurer les déplacements au plus proche du joint de colle en ce qui concerne la hauteur de gorge  $h_{gorge}$  des bras. Le rapport entre la hauteur de gorge et la hauteur de bras a été déterminé afin d'optimiser la zone de mesure par corrélations d'images :

$$R_b = \frac{h_{gorge}}{h_{bras}} \quad (2.1)$$

où  $h_{bras}$  représente la hauteur des bras. L'objectif est de pouvoir maximiser cette valeur de rapport sans induire d'effets de bord supplémentaires. Une illustration de ce rapport  $R_b$  est présentée dans la Figure 2.3.



**Figure 2.3** : Géométrie des gorges d'éprouvettes Scarf

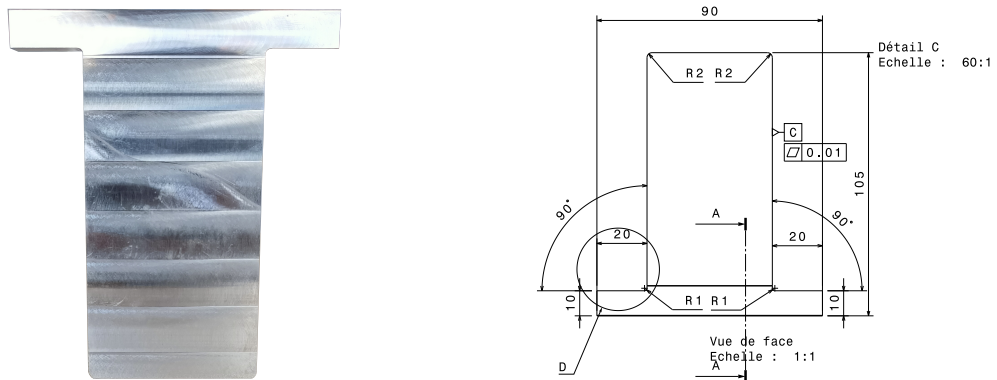
Avant de faire les essais, une étude paramétrique a été réalisée sur les différents paramètres géométriques de la Figure 2.1 de l'éprouvette à l'aide d'une modèle EF de l'éprouvette Scarf. Cette étude vise à déterminer la géométrie optimale pour diminuer les effets de bords dans le joint de colle. Pour cela il est recherché la configuration permettant de limiter au mieux les concentrations de contraintes, tout en veillant à préserver (voire même agrandir) la zone de mesures pour les corrélations d'images.

## Géométrie choisie pour les éprouvettes Scarf

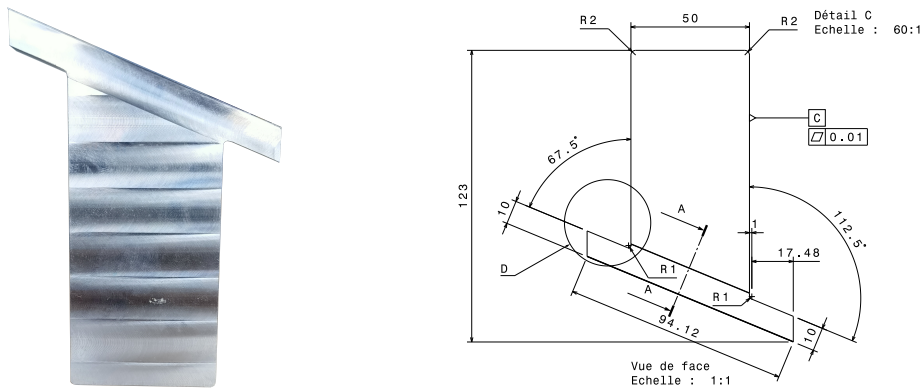
Les résultats issus de l'analyse paramétrique ainsi que les géométries finales des éprouvettes Scarf sont fournis dans le Tableau 2.1 et la Figure 2.4. Les plans détaillés de chacune des configurations Scarf sont donnés en Annexe A.

Paramètres	$L$	$w$	$L_{bras}$	$h_{bras}$	$h_{gorge}$	$\alpha$
Dimensions	50 mm	10 mm	20 mm	10 mm	12 mm	$15^\circ$

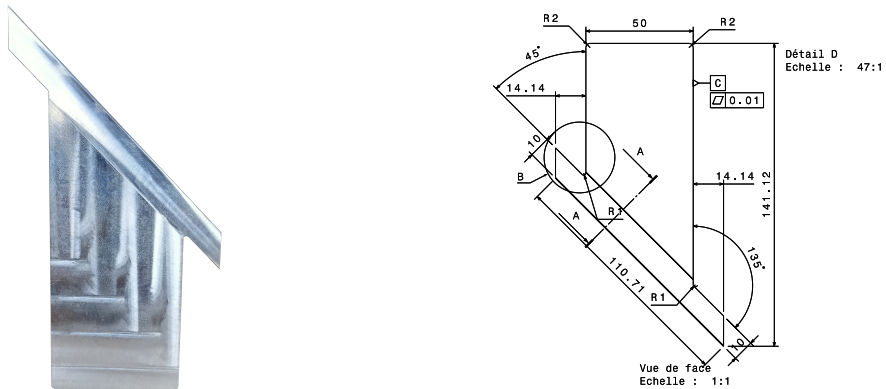
Tableau 2.1 : Paramètres géométriques de l'éprouvette Scarf modifiée



(a)



(b)



(c)

Figure 2.4 : Géométrie des éprouvettes Scarf modifiées :  $0^\circ$  (a),  $22.5^\circ$  (b) et  $45^\circ$  (c)

### 2.1.2 Préparation et collage de l'adhésif

Basé sur les travaux de Destouesse [55], un montage de collage spécifique est utilisé pour assurer le centrage des substrats ainsi que le parallélisme. Le protocole de collage et de préparation de surface des substrats est identique. Les surfaces des substrats sont rayées à l'aide d'un papier de verre grade 220 afin de faciliter l'adhésion mécanique. Ces substrats sont nettoyés à l'acétone puis séchés. Un film adhésif est ensuite découpé aux dimensions de la surface des substrats, puis deux entailles de 4 mm sont réalisées à chaque extrémité du film, afin d'y insérer des fils calibrés en carbone de diamètre  $D = 200 \mu\text{m}$  et aussi contrôler l'épaisseur du joint de colle. Le film protecteur est retiré d'un côté de l'adhésif, qui est alors déposé sur l'un des substrats, en appliquant une pression uniforme. Les fils calibrés sont ensuite insérés dans les entailles prévues à cet effet. Le second substrat est placé dans le montage de collage, puis serré à l'aide d'une bride. Le second film protecteur est alors retiré de l'adhésif, puis les substrats sont mis en contact et positionnés. La seconde bride est ensuite serrée afin de maintenir l'ensemble. Un ressort est positionné dans la pièce de support, puis une pression de 3 bars est appliquée à l'aide d'un vérin pneumatique afin de maintenir les substrats en contact. L'ensemble de cette démarche est illustré dans la Figure 2.5.

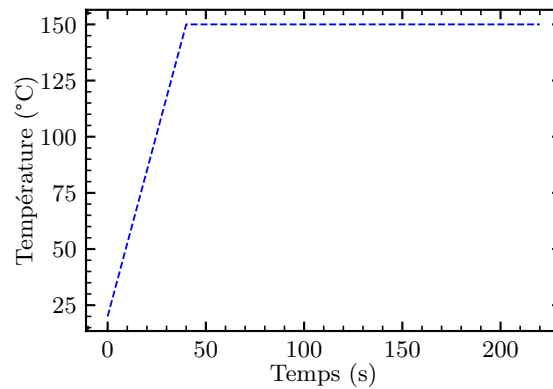


Figure 2.5 : Étapes de collage de l'éprouvette Scarf modifiée [55]

Afin de respecter le cadre d'application industriel, le cycle de polymérisation développé par Safran a été utilisé. Le cycle se déroule en plusieurs étapes :

- montée en température à  $3^{\circ}\text{C}/\text{min}$  ;
- plateau à  $150^{\circ}\text{C}$  pendant 3 heures ;
- refroidissement libre dans l'étuve.

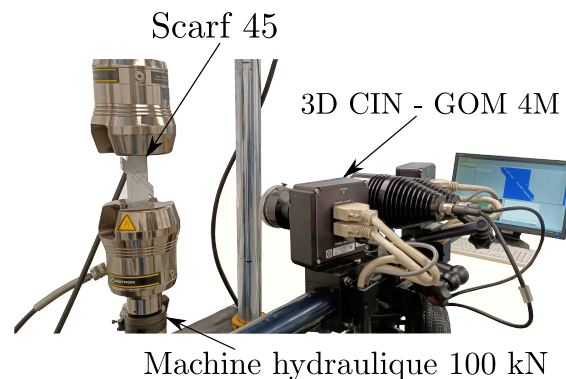
Le cycle de polymérisation est illustré dans la [Figure 2.6](#).



**Figure 2.6** : Cycle de polymérisation de l'adhésif

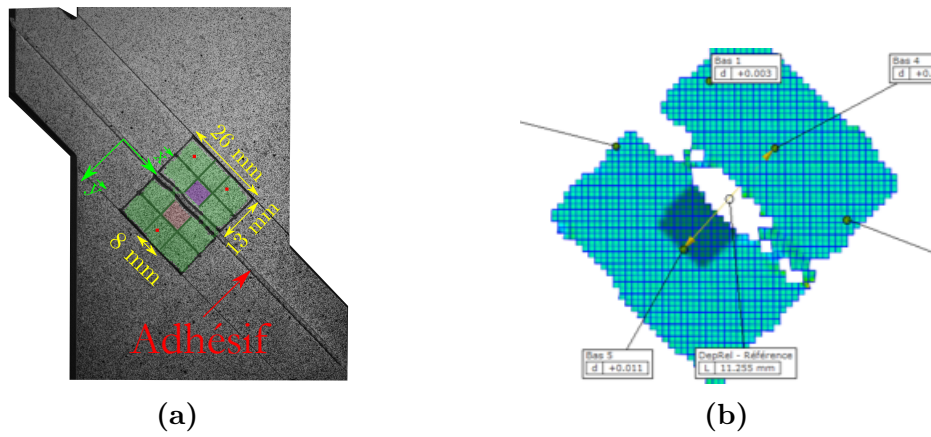
### 2.1.3 Procédure expérimentale

Plusieurs campagnes d'essais ont été réalisées afin d'étudier l'influence de différents paramètres de chargement sur la tenue en fatigue des assemblages collés. Comme introduit dans la section précédente, l'ensemble des essais de fatigue a été réalisé sur des éprouvettes Scarf 45° modifiées (Figure 2.4.c) afin de réaliser des chargements de traction-cisaillement. Une machine de traction-compression hydraulique Instron™ 1342, avec une cellule d'effort de 100 kN, a été utilisée pour l'ensemble de ces campagnes. Un correcteur PID réglé au préalable permet d'assurer l'asservissement des commandes d'entrée. Les essais sont pilotés en effort. Un système de corrélations d'images 3D GOM 5M - Aramis est utilisé afin de mesurer les déplacements relatifs entre les substrats durant les essais. La résolution du système pour les réglages effectués est légèrement inférieure au  $\mu\text{m}$ . Le montage expérimental utilisé est représenté dans la Figure 2.7.



**Figure 2.7 :** Montage expérimental pour les essais de fatigue Scarf

Un exemple de zone d'intérêt pour les mesures de déplacements relatifs est représenté en Figure 2.8. La zone localisée autour du centre du joint de colle est étudiée, où deux zones (violette et rose) sont représentées, à proximité du joint de colle. La grille de corrélations d'images 3D liée à cette zone est aussi fournie afin d'illustrer la finesse et la précision de la corrélation d'images réalisée durant les essais. La taille des facettes a été réglée à 14x10 pixels. La fréquence d'acquisition des images a été ajustée en fonction des durées d'essais et du volume de données désiré.

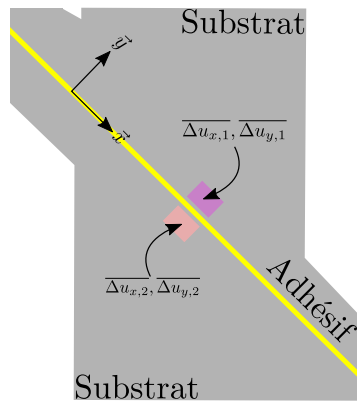


**Figure 2.8** : Préparation de l'éprouvette Scarf pour la corrélation d'images 3D et grille associée

Étant donné les ordres de grandeur des déplacements mesurés (amplitudes de l'ordre de  $20 \mu\text{m}$ ), les déplacements moyens de la zone rose avec une correction des mouvements de la zone violette ont été calculés afin de mesurer les déplacements relatifs entre ces zones (Figure 2.9). Les déplacements relatifs sont alors considérés comme les suivants :

$$u_x = \overline{\Delta u_{x,1}} - \overline{\Delta u_{x,2}} \quad (2.2)$$

$$u_y = \overline{\Delta u_{y,1}} - \overline{\Delta u_{y,2}} \quad (2.3)$$



**Figure 2.9** : Calcul des déplacements normaux et tangentiels dans le repère lié au joint de colle

L'application industrielle se focalise sur une fréquence de sollicitation  $f_s = 5\text{Hz}$  et un rapport de charge  $R = -0.2$ , défini par :

$$R = \frac{F_{min}}{F_{max}} \quad (2.4)$$

avec  $F_{min}$  et  $F_{max}$  les efforts minimal et maximal sur un cycle de chargement respectivement. Pour caractériser en fatigue l'assemblage collé considéré, différentes conditions de sollicitations ont été appliquées :

- essais à  $R = -1$  et 5 Hz dont la fréquence correspond aux applications industrielles ;
- essais à  $R = -1$  et 1 Hz pour étudier les effets de fréquence ;
- essais à  $R = -0.2$  et 1 Hz pour étudier l'influence du rapport de charge qui correspond aussi à une application industrielle (et donc de l'effort moyen).



## 2.2 Résultats expérimentaux

### 2.2.1 Résultats en fatigue pour des chargements alternés

Les résultats pour les essais en fatigue à  $R = -1$  et 5 Hz sont présentés dans le Tableau 2.2. Le nombre moyen de cycles à rupture  $N_{rm}$  augmente avec un niveau d'effort  $F_{max}$  décroissant. Une dispersion du nombre de cycles à rupture est observée pour les grands nombres de cycles.

$F_{max}$ (kN)	Nombre de cycles à rupture $N_r$	Nombre moyen de cycles à rupture $N_{rm}$
20	2 502	2 502
18.5	16 950	16 950
17	71 596	
17	37 576	54 586
17	12 019	
16	102 997	
16	69 451	47 770
16	26 090	
15	144 325	
15	140 963	126 065
15	107 805	
15	37 020	

**Tableau 2.2 :** Résultats en fatigue à  $R = -1$  et 5 Hz

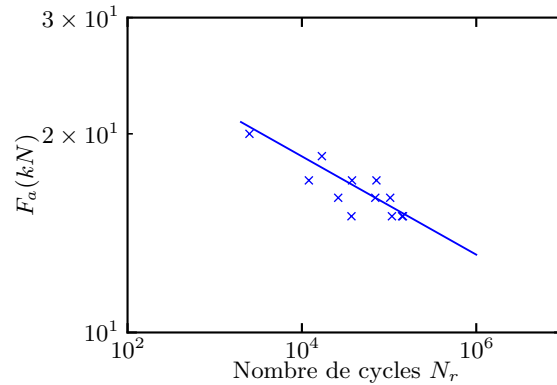
Afin de représenter l'ensemble de ces données, une loi puissance de type Basquin a été utilisée sur l'ensemble des points expérimentaux, et s'écrit :

$$F_a = AN_r^b \quad (2.5)$$

où  $F_a$  représente l'amplitude d'effort, et  $N_r$  le nombre de cycles à rupture. Un premier jeu de paramètres a été identifié et les valeurs identifiées sont récapitulées dans le Tableau 2.3. Une première relation linéaire entre l'amplitude d'effort et le nombre de cycles dans un diagramme log-log est identifiée afin de prévoir la durée de vie à l'échelle de l'éprouvette. Les résultats de cette identification sont représentés dans un diagramme log-log dans la Figure 2.10.

Paramètres	$A$	$b$
Valeurs	36.7	-0.074

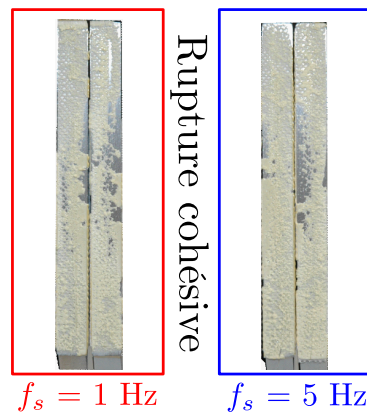
**Tableau 2.3 :** Paramètres de la loi de Basquin à  $R = -1$  et 5 Hz



**Figure 2.10** : Tenue en fatigue de l'éprouvette Scarf ( $R = -1 / 5$  Hz)

### 2.2.2 Influence de la fréquence de sollicitation

Dans cette partie, les effets de fréquence sur la tenue en fatigue des assemblages collés sont étudiés. Pour ce faire, le rapport de charge reste fixé à  $R = -1$ , mais la fréquence de sollicitation est modifiée à  $f_s = 1$  Hz. Une première comparaison est effectuée au niveau des faciès de rupture observés. Pour une amplitude d'effort  $F_a$  identique, les faciès de rupture observés sont tous cohésifs (Figure 2.11). La fréquence de sollicitation n'a donc aucune conséquence sur le mode rupture.



**Figure 2.11** : Comparaison des faciès de rupture en fatigue pour deux fréquences ( $R = -1$  et  $F_{max} = 20$  kN)

Les résultats des essais à  $R = -1$  et 1 Hz sont présentés dans le Tableau 2.4. Comme observé dans la partie précédente, le nombre de cycles à rupture  $N_r$  augmente avec un effort  $F_{max}$  décroissant. En revanche, le nombre d'éprouvettes ayant été limité, la dispersion ne peut être discutée dans cette configuration. Il peut néanmoins être noté que la bibliographie fait état, pour des essais effectués sur des éprouvettes réduisant les effets de bords, que les dispersions restent limitées [14, 36].

$F_{max}$ (kN)	Nombres de cycles à rupture $N_r$
20	2 512
19	2 689
18.5	9 429
17	15 105
15	94 608
15	90 616

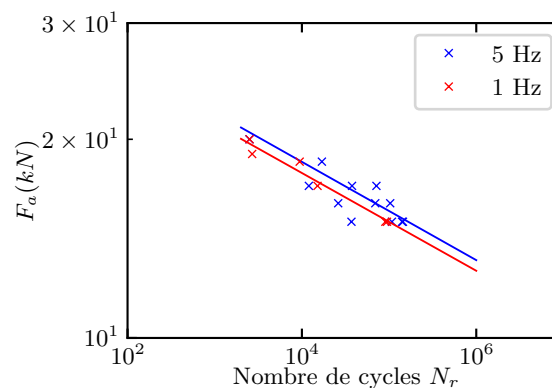
**Tableau 2.4 :** Résultats en fatigue à  $R = -1$  et 1 Hz

Un autre jeu de paramètres pour une loi puissance de type Basquin a été identifié sur les données expérimentales à  $R = -1$  et 1 Hz. Les paramètres identifiés sont regroupés dans le Tableau 2.5. Ces paramètres pour différentes fréquences sont identifiés par régression linéaire, avec une valeur de pente identique (-0.074).

Paramètres	$A$	$b$
5 Hz	36.7	-0.074
1 Hz	35.2	-0.074

**Tableau 2.5 :** Paramètres des lois de Basquin pour différentes fréquences à  $R = -1$

Les lois de Basquin à  $R = -1$  pour différentes fréquences sont représentées dans un diagramme log-log afin de comparer les durées de vie pour différentes fréquences (Figure 2.12). Les effets de fréquence sont donc très faibles pour la gamme de fréquence étudiée, mais en se basant sur les valeurs moyennes du nombre de cycles à rupture ainsi que des jeux de paramètres identifiés (valeur  $A$ ), pour une amplitude d'effort donnée, le nombre de cycles à rupture augmente avec la fréquence. Cette observation semble cohérente avec les observations faites sur d'autres adhésifs structuraux [14, 151].



**Figure 2.12 :** Influence de la fréquence sur la tenue en fatigue purement alternée ( $R = -1$ )

En conclusion de cette première partie, les effets de fréquence sur la tenue en fatigue des assemblages collés ont pu être étudiés. Pour la gamme de fréquence étudiée, les effets de fréquence sont très faibles. Toutefois, pour une amplitude d'effort donnée, une augmentation de la durée de vie peut être observée lorsque la fréquence de sollicitation augmente. Les lois de Basquin ainsi que les paramètres identifiés viennent à l'appui de cette observation, même si les pentes de ces lois restent indépendantes de la fréquence de sollicitation. Néanmoins, un nombre plus élevé d'essais permettrait de confirmer ce résultat. De même, il serait intéressant d'étudier une fréquence beaucoup plus faible ( $f_s = 0.1$  Hz) afin de rendre compte des effets de fréquence sur une plus grande gamme, attention néanmoins aux durées d'essais pour les fréquences faibles et aux problèmes d'auto-échauffement pour les fréquences plus élevées.

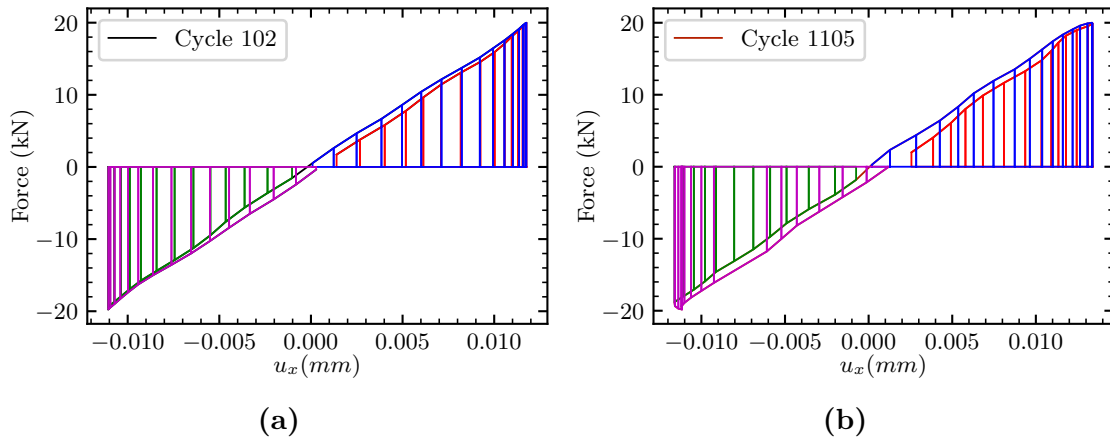
## 2.3 Critère d'amorçage en fatigue pour $R = -1$

### 2.3.1 Présentation de la forme du critère et de la stratégie d'identification

L'objectif de cette partie est de mettre en place une stratégie d'identification d'un critère d'amorçage de fissures en fatigue, en se basant sur le comportement de l'assemblage collé établi à partir des données force-déplacement des essais. En se basant sur les différents critères d'amorçage rassemblés dans le chapitre 1, les critères énergétiques semblent les plus pertinents. Le premier critère proposé pour les essais à  $R = -1$  et 1 Hz est le suivant :

$$W_{crit} = W_{hyst} = \Delta W N_r^a \quad (2.6)$$

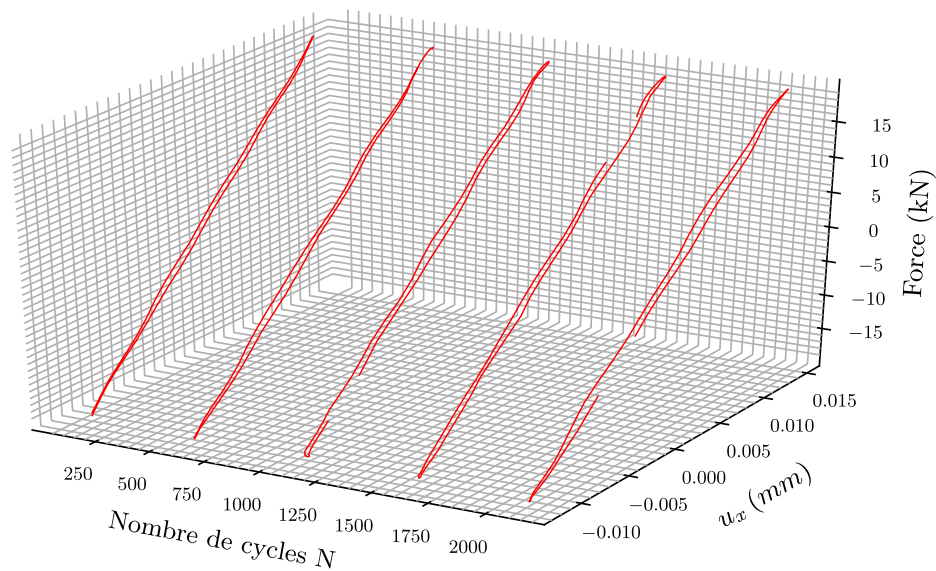
où  $W_{crit}$  représente le travail critique stocké. Cette valeur critique en première approche sera reliée directement à  $W_{hyst}$ , le travail hystérétique, ainsi que  $N_r$  le nombre de cycles à rupture,  $\Delta W$  le travail par cycle, et  $a$  un paramètre du critère. Il y a donc deux paramètres à identifier :  $W_{crit}$  et  $a$ . Le travail par cycle est liée au comportement hystérétique de l'adhésif, et donc aux mécanismes viscoélastiques et/ou viscoplastiques. Ce critère permet de relier la tenue mécanique de l'adhésif directement à son comportement mécanique. L'objectif est donc d'observer et de quantifier un comportement hystérétique de l'assemblage collé sur l'ensemble des essais. Un exemple de comportement hystérétique observable est illustré Figure 2.13 pour un essai à  $R = -1$  et 1Hz, à un effort  $F_{max} = 20$ kN,  $u_x$  et  $u_y$  étant les valeurs des déplacements relatifs des substrats mesurés par la méthode exposée précédemment.



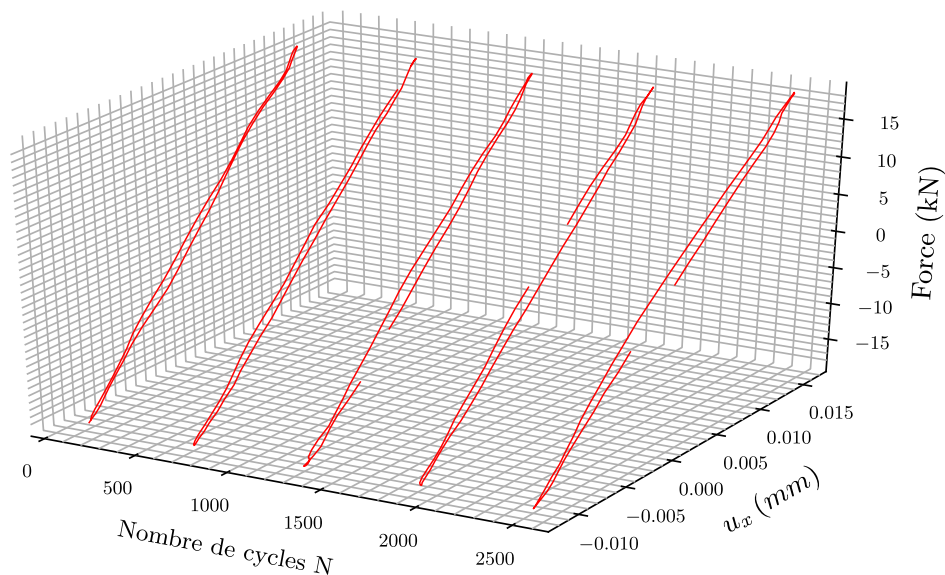
**Figure 2.13** : Exemple de comportement hystérétique observé ( $R = -1$  ;  $F_{max} = 20$  kN)

### 2.3.2 Identification du comportement hystérétique

Afin de pouvoir identifier un critère basé sur le comportement hystérétique, il est nécessaire au préalable de pouvoir mesurer les déplacements relatifs des substrats. À partir de mesures de déplacements issues du système GOM 5M - Aramis, des cycles de chargement sont reconstruits à différents instants de l'essai, afin d'observer l'existence d'un comportement hystérétique ainsi que son évolution. La fréquence d'acquisition est fixée à  $f_{acq} = 60$  Hz afin d'obtenir une description satisfaisante de l'hystérèse. Ces mesures sont illustrées dans la Figure 2.14 pour les essais à  $R = -1$  et 1 Hz, sur la composante tangentielle  $u_x$  du déplacement. Des boucles d'hystérèses sont observées lors des différents essais, ce qui indique un caractère viscoélastique-viscoplastique de l'adhésif (caractère dissipatif). En revanche, ce comportement hystérétique était très peu décelable sur la composante normale  $u_y$  du déplacement, au regard des très faibles déplacements mesurés ( $< 4$   $\mu\text{m}$  en moyenne).

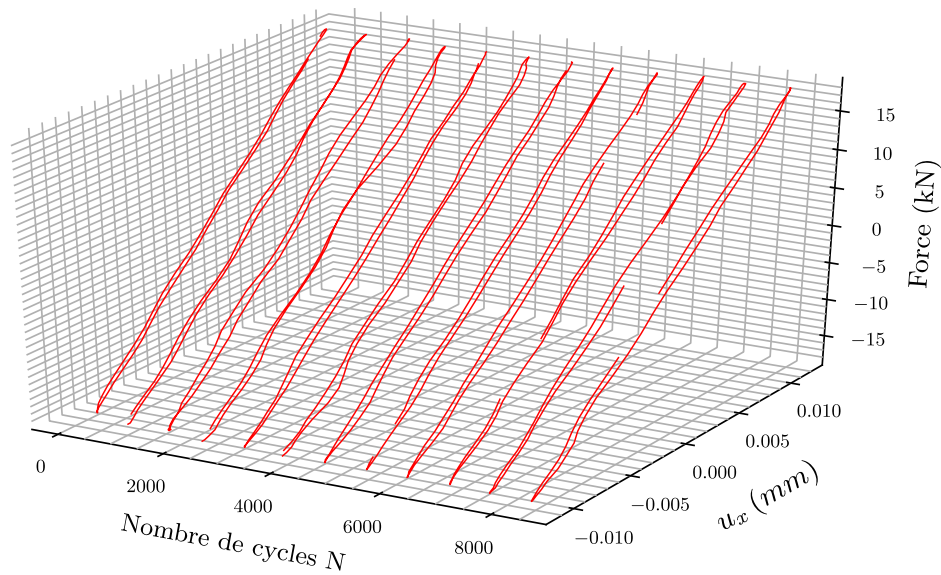


(a)

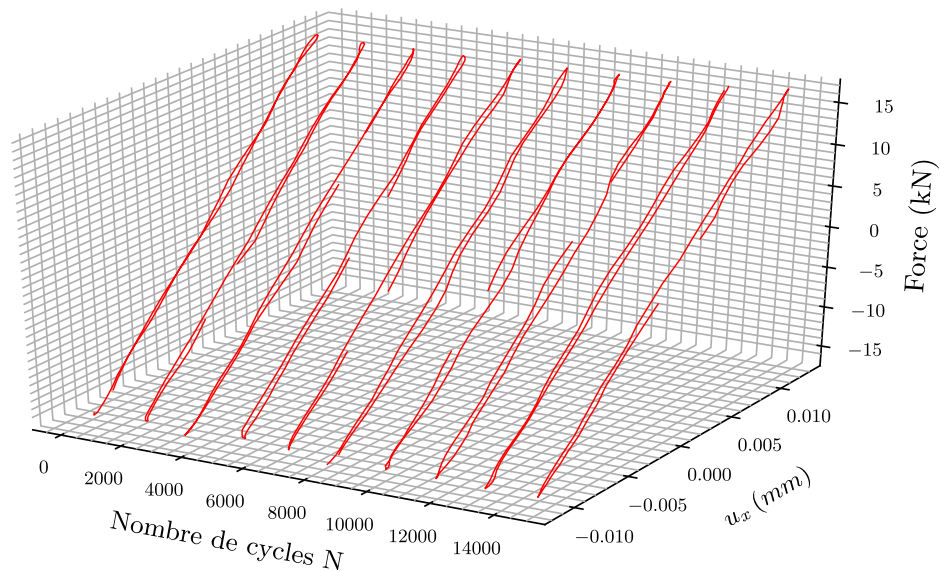


(b)

**Figure 2.14 :** Comportement hystérique observés lors des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 19$  kN (b),  $F_{max} = 18.5$  kN (c),  $F_{max} = 17$  kN (d),  $F_{max} = 15$  kN (e) et (f)



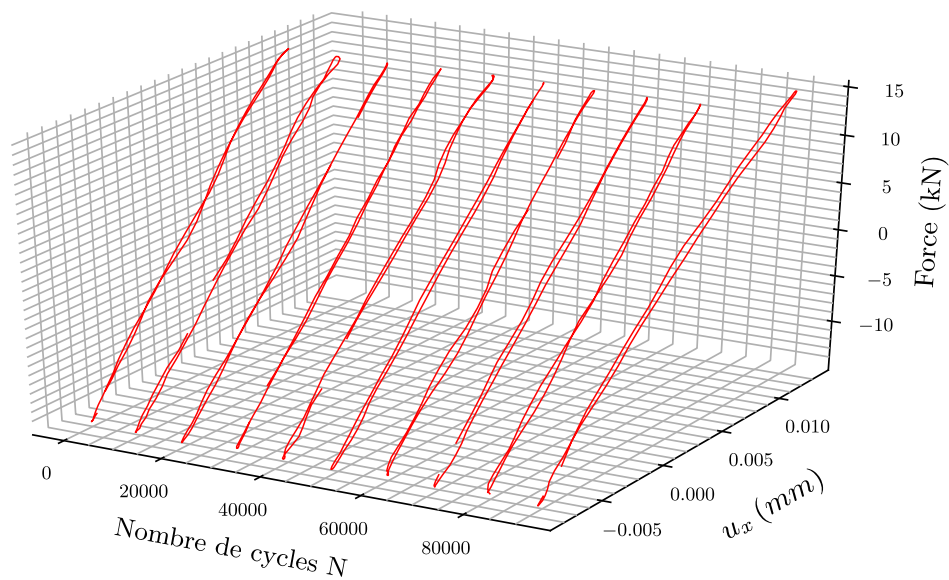
(c)



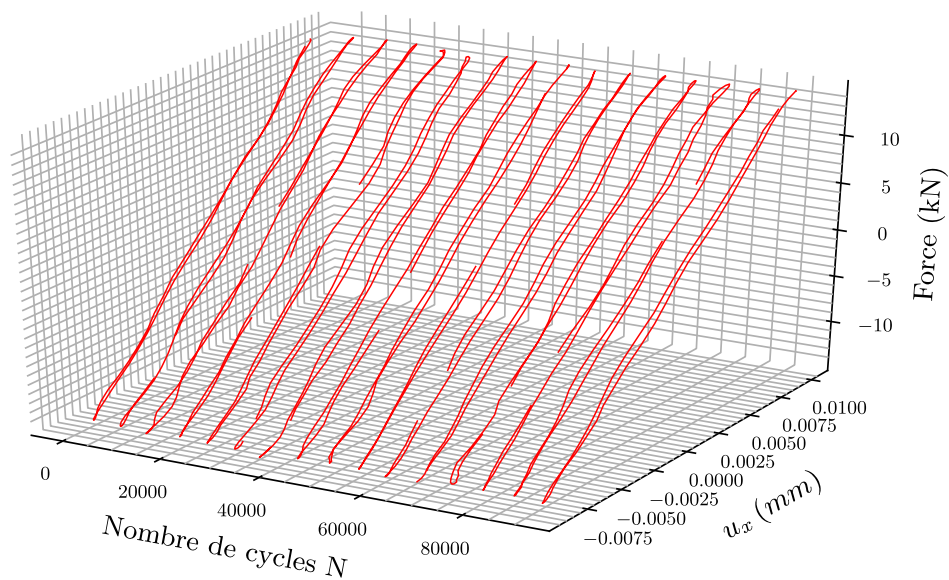
(d)

**Figure 2.14** : Comportement hystérique observés lors des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 19$  kN (b),  $F_{max} = 18.5$  kN (c),  $F_{max} = 17$  kN (d),  $F_{max} = 15$  kN (e) et (f)





(e)



(f)

**Figure 2.14 :** Comportement hystérique observés lors des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 19$  kN (b),  $F_{max} = 18.5$  kN (c),  $F_{max} = 17$  kN (d),  $F_{max} = 15$  kN (e) et (f)



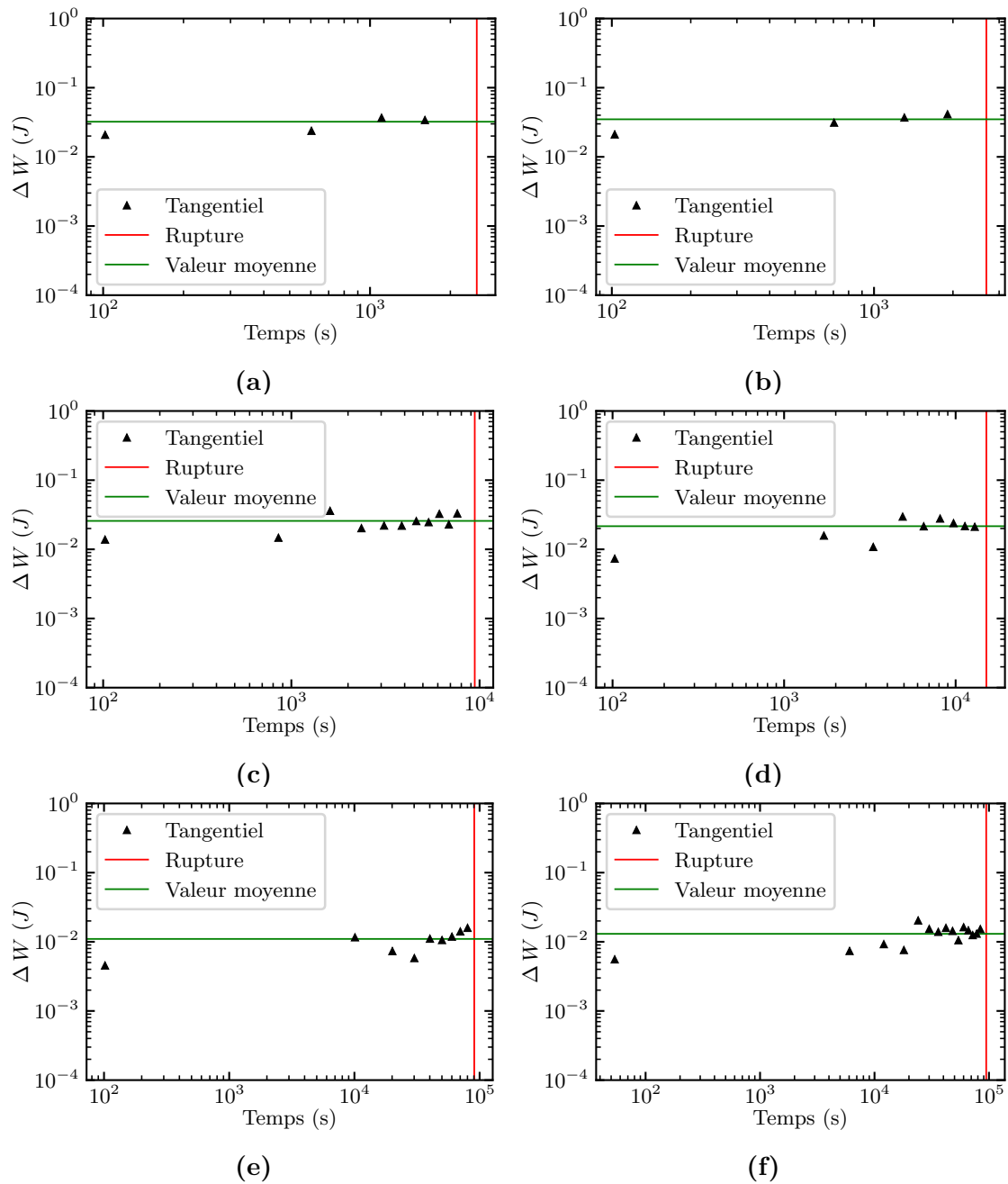
Une fois le comportement hystérétique observé, les travaux stockés sont calculés à l'aide de la méthode des trapèzes (Figure 2.13), en considérant deux points :

- dans une première approche, seule la composante des travaux issue des déplacements tangentiels ( $u_x$ ) est considérée (notée ici  $\Delta W$ ) ;
- les travaux stockés doivent être constants dans le temps afin de conserver la forme du critère.

L'aire de l'hystérèse, qui représente les travaux sur un cycle de chargement, est calculée de la manière suivante :

$$\Delta W = \int_{cycle} F du \quad (2.7)$$

où  $F$  et  $u$  représentent les niveaux d'effort et de déplacement mesurés pour le cycle considéré. Les travaux stockés à  $R = -1$  et  $1$  Hz sont représentés dans la Figure 2.15. Ils se stabilisent au-delà d'un centaine de cycles. Cette mesure peut présenter une certaine dispersion pour les essais dont la durée de vie est supérieure à  $10^5$  cycles. Cependant, les valeurs calculées de  $\Delta W$  fluctuent autour d'une valeur moyenne (représentée par la ligne verte). Il est donc possible de considérer une valeur moyenne de travail stocké pour chaque essai, et de considérer que cette valeur se stabilise relativement tôt durant l'essai. Les valeurs calculées à  $N = 10^2$  cycles sont proches de celles obtenues peu avant les ruptures pour les essais à  $N_r \simeq 10^3$  cycles. De même pour les essais plus longs,  $\Delta W$  évolue très peu sur les mesures effectuées à partir de  $N = 10^3$  cycles. La stabilisation du cycle semble être atteinte avant  $10^3$  cycles.



**Figure 2.15 :** Stabilisation des cycles sur des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 19$  kN (b),  $F_{max} = 18.5$  kN (c),  $F_{max} = 17$  kN (d),  $F_{max} = 15$  kN (e) et (f)

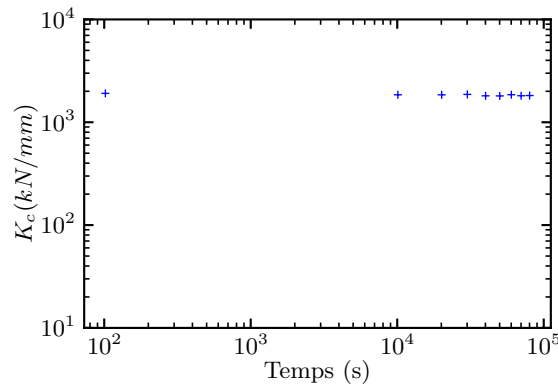
Afin de comparer différentes évolutions de grandeurs, la valeur moyenne de la raideur cyclique tangentielle a aussi été calculée comme étant :

$$K_c = \frac{F_{max} - F_{min}}{u_{x,max} - u_{x,min}} \quad (2.8)$$

L'ensemble des valeurs de travaux stockés  $\Delta W$  ainsi que des raideurs cycliques est récapitulé dans le Tableau 2.6. Les valeurs de travaux calculés diminuent avec la durée de vie  $N_r$ . Les raideurs cycliques  $K_c$  sont identiques pour les différents cas de chargement. Aucune chute de raideur n'a été observée durant les essais dans les plages de temps et d'effort analysées comme illustré dans la Figure 2.16, ce qui permet de faire l'hypothèse que les phénomènes d'endommagement dans l'adhésif peuvent être négligés. Cette observation semble corroborer les travaux précédents effectués sur assemblages réduisant les effets de bord pour d'autres adhésifs structuraux [14].

$F_{max}$ (kN)	$N_r$	$\Delta W$ (mJ)	$K_c$ (kN/mm)
20	2 512	28.89	1615.9
19	2 682	29.78	1650.5
18.5	9429	24.31	1720.2
17	15 105	19.96	1640.9
15	92 612	11.55	1783.1

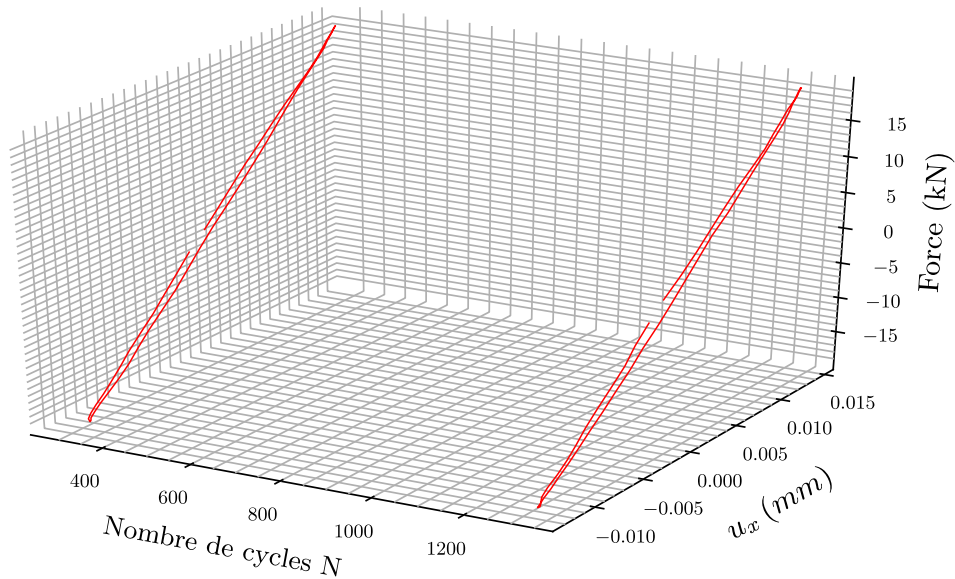
**Tableau 2.6 :** Travaux stockés à  $R = -1$  et 1 Hz



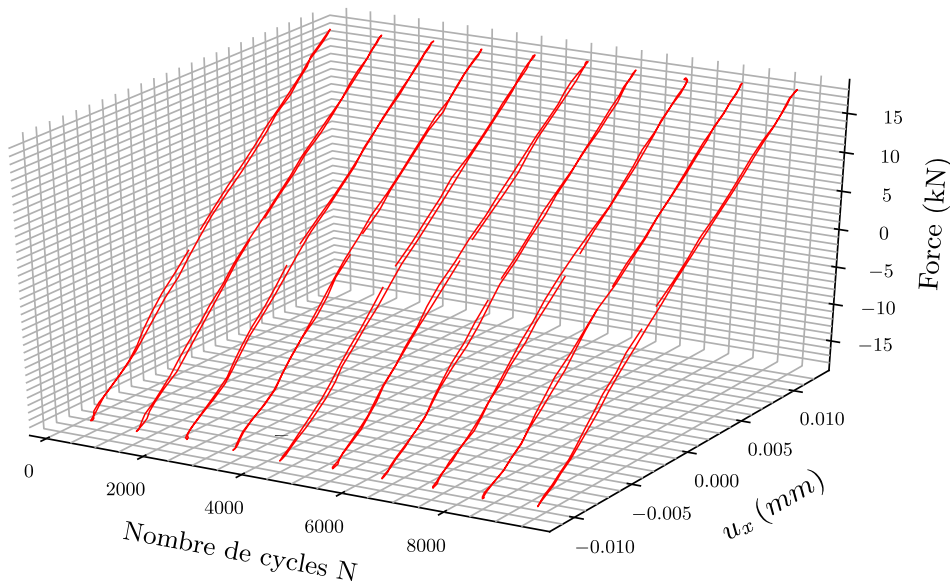
**Figure 2.16 :** Évolution de la raideur cyclique pour un essai à  $R = -1$  et 1 Hz pour  $10^5$  cycles

Dans le cadre des essais à 5Hz, il est difficile d'obtenir une description satisfaisante de l'hystérèse, car la fréquence maximale d'acquisition du système de corrélation d'images 3D utilisée est de 60 Hz (soit un maximum de 12 points par cycle à 5 Hz). Ainsi, sous certaines hypothèses (aucune modification du comportement mécanique sur 1 s) et une méthode présentée en Annexe B, les données expérimentales d'un cycle à 5 Hz sont reconstruites à partir de 5 cycles. L'ensemble des hystérèses

reconstruites à  $R = -1$  et 5 Hz est présenté dans la Figure 2.17. Il est à noter que les hystérèses mesurées sont très faibles à 5 Hz. Les amplitudes de déplacement sont proches du bruit de mesure et la réponse de l'assemblage ne fait apparaître aucun déphasage viscoélastique mesurable.

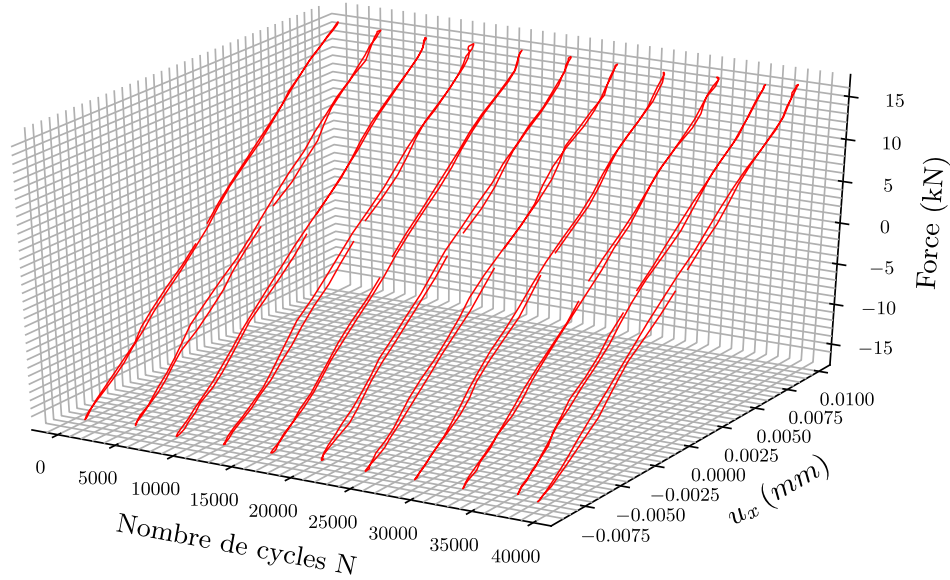


(a)

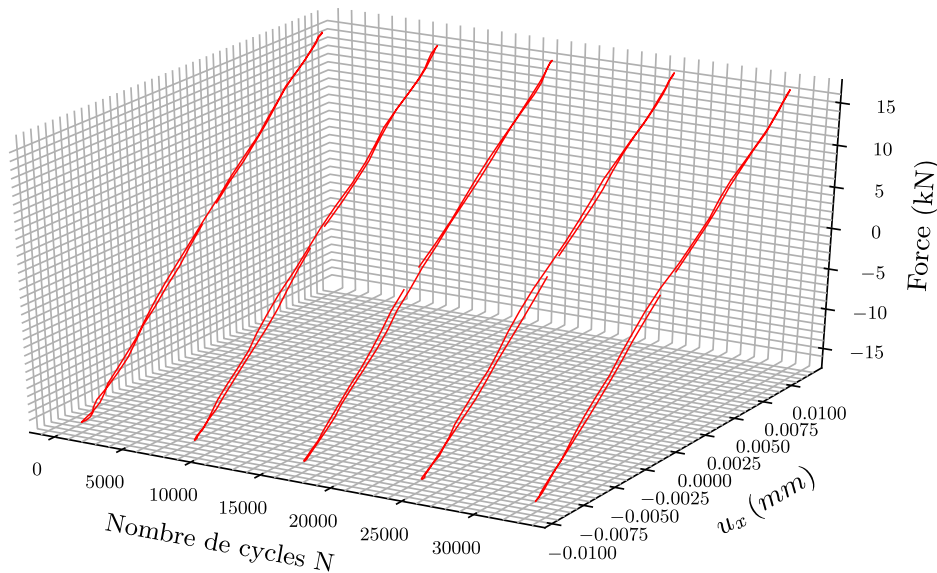


(b)

**Figure 2.17 :** Comportement hystérique observés lors des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$  et 5 Hz) :  $F_{max} = 20\text{kN}$  (a),  $F_{max} = 18.5\text{ kN}$  (b),  $F_{max} = 17\text{ kN}$  (c) et (d),  $F_{max} = 16\text{ kN}$  (e) et (f),  $F_{max} = 15\text{ kN}$  (g) et (h)

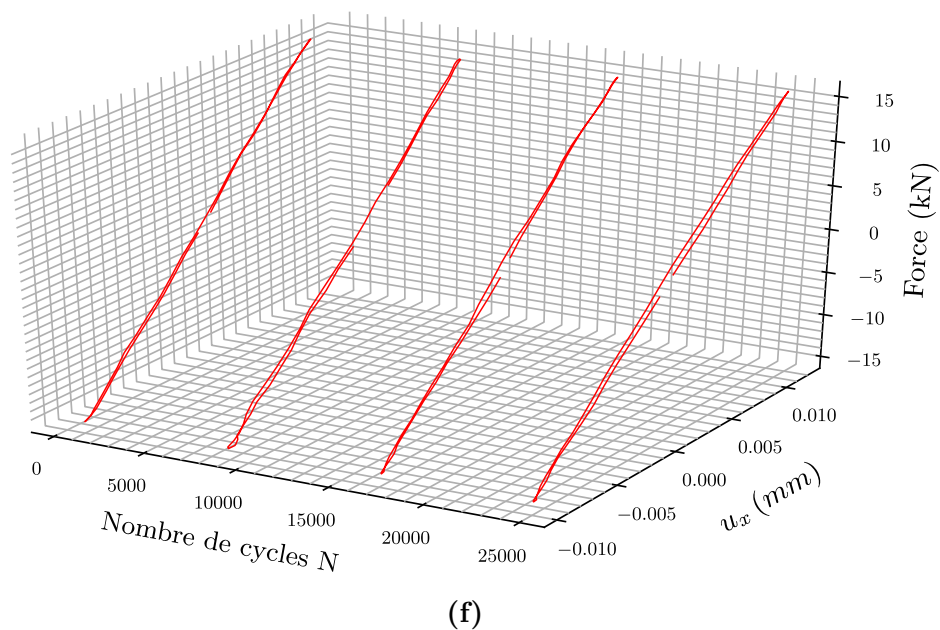
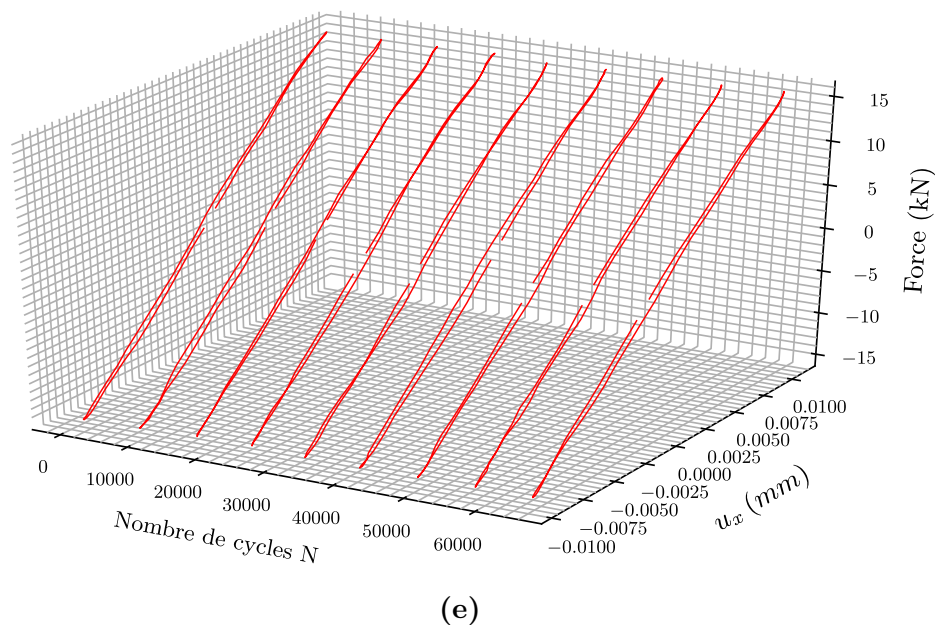


(c)



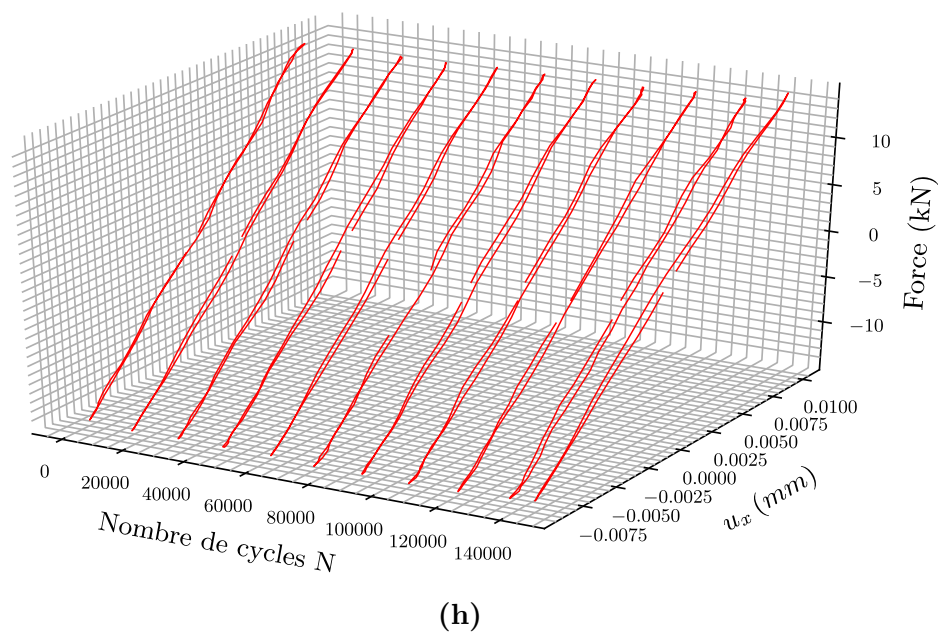
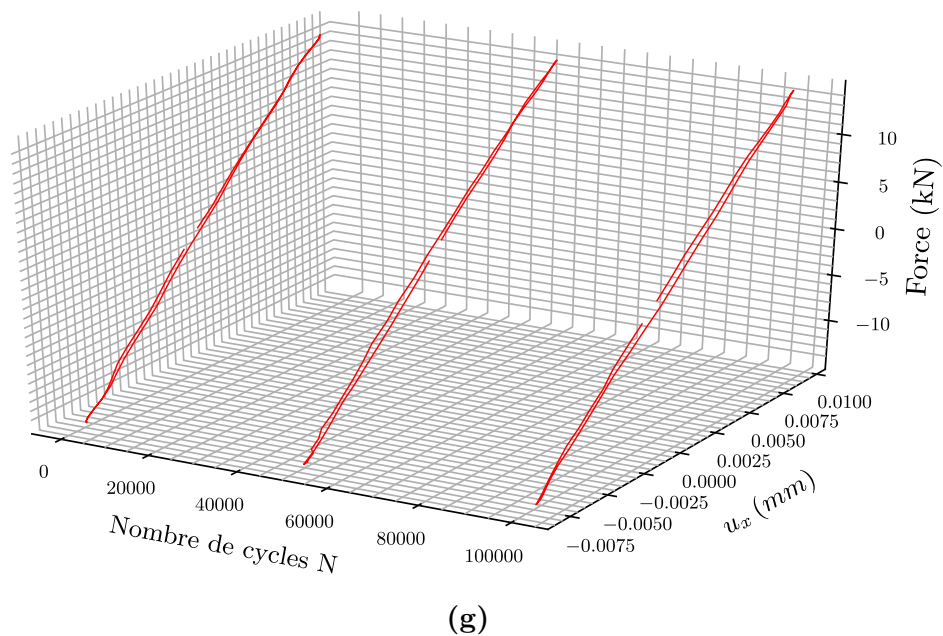
(d)

**Figure 2.17 :** Comportement hystérique observés lors des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$  et 5 Hz) :  $F_{max} = 20\text{kN}$  (a),  $F_{max} = 18.5\text{ kN}$  (b),  $F_{max} = 17\text{ kN}$  (c) et (d),  $F_{max} = 16\text{ kN}$  (e) et (f),  $F_{max} = 15\text{ kN}$  (g) et (h)

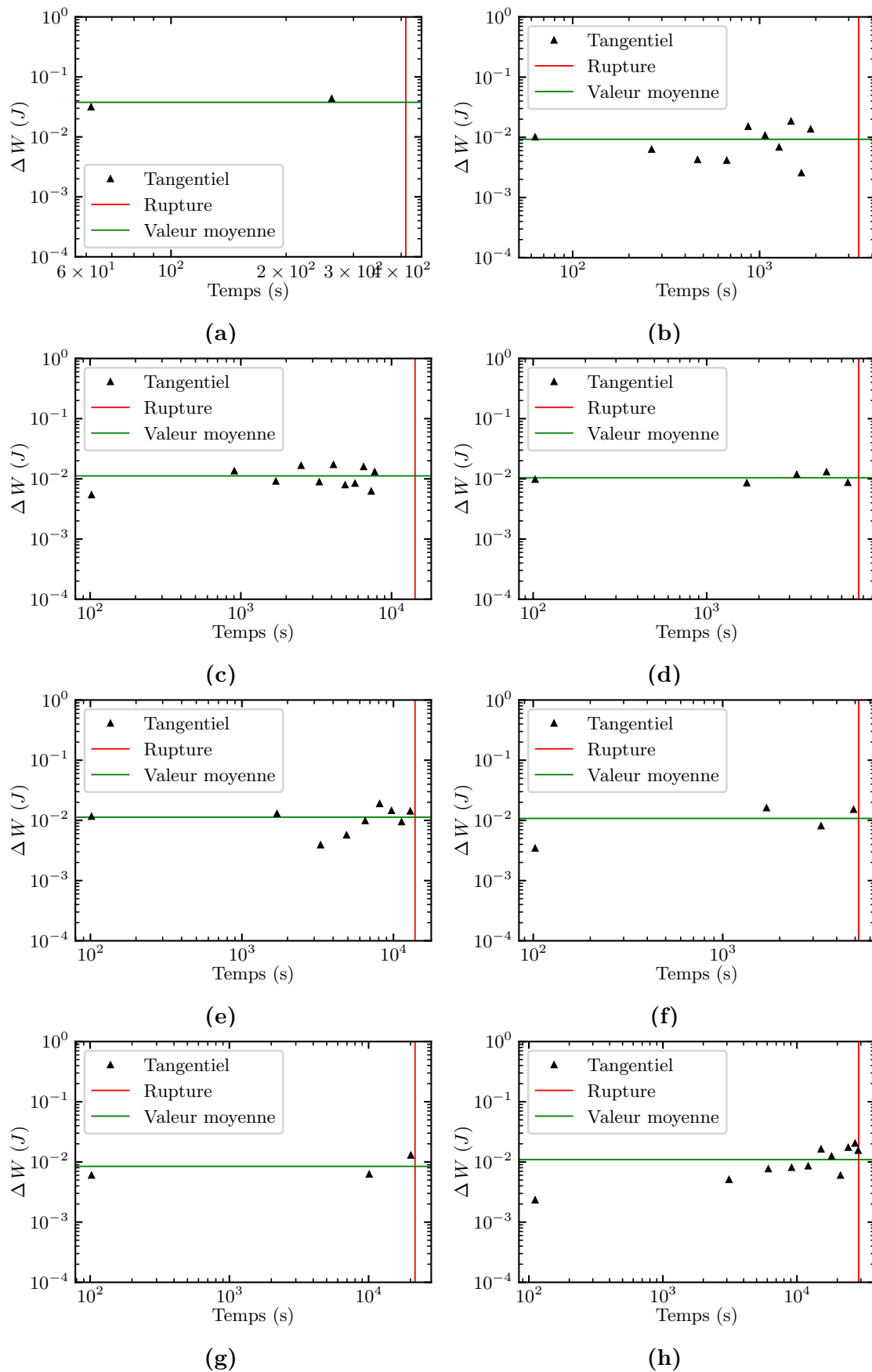


**Figure 2.17 :** Comportement hystérique observés lors des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$  et 5 Hz) :  $F_{max} = 20\text{kN}$  (a),  $F_{max} = 18.5\text{ kN}$  (b),  $F_{max} = 17\text{ kN}$  (c) et (d),  $F_{max} = 16\text{ kN}$  (e) et (f),  $F_{max} = 15\text{ kN}$  (g) et (h)





**Figure 2.17 :** Comportement hystérique observés lors des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$  et 5 Hz) :  $F_{max} = 20\text{kN}$  (a),  $F_{max} = 18.5\text{ kN}$  (b),  $F_{max} = 17\text{ kN}$  (c) et (d),  $F_{max} = 16\text{ kN}$  (e) et (f),  $F_{max} = 15\text{ kN}$  (g) et (h)



**Figure 2.18** : Stabilisation des cycles sur des essais en fatigue purement alternée ( $R = -1$  et 5 Hz) :  $F_{max} = 20\text{ kN}$  (a),  $F_{max} = 18.5\text{ kN}$  (b),  $F_{max} = 17\text{ kN}$  (c) et (d),  $F_{max} = 16\text{ kN}$  (e) et (f),  $F_{max} = 15\text{ kN}$  (g) et (h)



Les évolutions de  $\Delta W$  pour chaque cas de chargement ont été représentées dans la Figure 2.18. Les travaux stockés se stabilisent autour d'une valeur moyenne à partir de 500 cycles. Il est donc possible de considérer une valeur moyenne de  $\Delta W$  pour chaque cas de chargement réalisé à  $R = -1$  et 5 Hz.

Les valeurs de travaux stockés sont regroupés dans le Tableau 2.7. Au regard des réponses quasi-élastiques en force-déplacement (Figure 2.17), il est très difficile d'observer une tendance dans les valeurs de  $\Delta W$  calculées. Les valeurs de raideur cycliques tangentielle  $K_c$  sont quasi-similaires pour chaque cas de chargement, où aucune chute de raideur n'a été observée au cours des cycles. La suite de ces travaux s'appuiera sur les valeurs de  $\Delta W$  mesurées pour évaluer la pertinence du critère et de définir une courbe de fatigue à  $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz.

$F_{max}$ (kN)	$N_r$	$\Delta W$ (mJ)	$K_c$ (kN/mm)
20	2056	37.71	1558.6
18.5	16950	9.26	1677.4
17	54586	10.805	1852.6
16	47770	11.035	1669.6
15	126025	9.695	1813.9

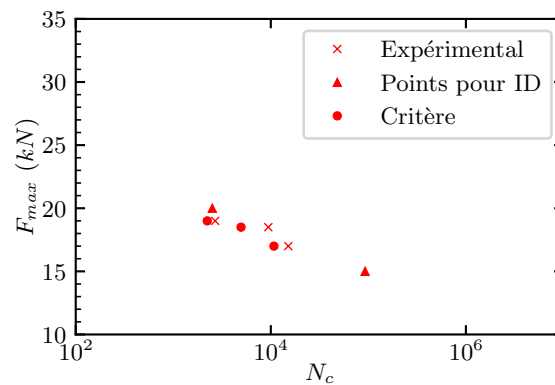
Tableau 2.7 : Travaux stockés à  $R = -1$  et 5 Hz

### 2.3.3 Réponse du critère hystérétique

Afin d'identifier le critère d'amorçage en force-déplacement, seuls les essais de grande amplitude (correspondant aux travaux stockés les plus importants) ont été utilisés. De ce fait, les essais à  $R = -1$  et 1 Hz sont les plus adéquats pour identifier le critère. Les paramètres ont été identifiés à partir des essais à  $F_{max} = 20$  kN et  $F_{max} = 15$  kN, correspondant aux valeurs extrêmes des chargements appliqués (Figure 2.19.a). La réponse du critère est ensuite établie pour tous les cas de chargements (Figure 2.19.b). Il apparaît que les paramètres identifiés permettent d'obtenir un critère conservatif de prévision de la durée de vie des éprouvettes collées. L'ensemble des paramètres identifiés est présenté dans le Tableau 2.8.

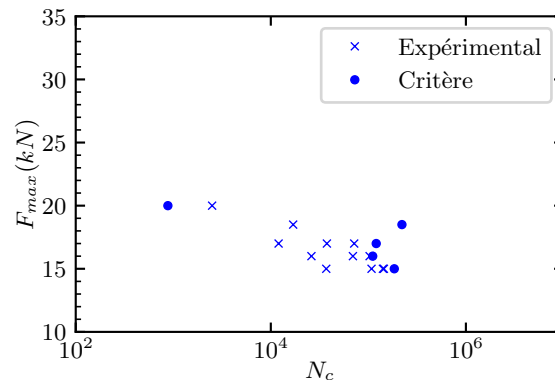
Paramètres	$W_{crit}$ (mJ)	$a$
Valeur	211.3	0.25

Tableau 2.8 : Paramètres du critère hystérétique en force-déplacement ( $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz)



**Figure 2.19** : Comparaison entre tenue en fatigue expérimentale et prévision du critère ( $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz)

La réponse du critère est ensuite établie pour les essais à  $R = -1$  et 5 Hz. Mais une démarche de validation des résultats de la comparaison entre essais et les prévisions du critère est présentée dans la Figure 2.20. Hormis pour les cas de chargements correspondant aux minimum et maximum des amplitudes appliquées, le critère est non-conservatif. En effet, les vitesses de sollicitation sont élevées et les hystérèses mesurées très faibles, il devient donc difficile dans ce contexte de s'appuyer sur ces hystérèses expérimentales pour le critère. En effet, la précision des mesures ne sont pas suffisantes pour mesurer  $\Delta W$  : cette confrontation ne permet donc pas de statuer sur la validité du critère d'amorçage.



**Figure 2.20** : Comparaison entre tenue en fatigue expérimentale et prédiction du critère ( $R = -1$  et  $f_s = 5$  Hz)

Un critère d'amorçage s'appuyant sur les mesures force-déplacement basé sur le travail hystérique de l'assemblage a été proposé afin de d'estimer les durées de vie des assemblages sollicités en fatigue purement alternée pour différentes fréquences. Ce critère permet de tenir compte des effets de viscosité par le déphasage des signaux force-déplacement de l'assemblage. Une méthode de reconstruction des cycles de chargement à différentes fréquences a été proposée afin de mettre en évidence le comportement hystérique de l'assemblage et ainsi justifier la forme du critère. L'évolution du comportement hystérique a pu être observée et a permis de mettre

en évidence une stabilisation rapide du travail par cycle. Une première identification à  $R = -1$  et 1 Hz a permis d'obtenir un critère conservatif pour cette configuration, et de le valider pour des cas de chargements intermédiaires. Le résultat permet de démontrer la pertinence d'un tel critère. En revanche, la difficulté à mesurer les cycles de chargement à 5 Hz n'a pas permis de statuer sur la validité de ce critère à une fréquence différente (5 Hz).

## 2.4 Comparaisons essais-calculs pour le comportement hystérétique

L'objectif de cette partie est d'utiliser un modèle EF intégrant le modèle de comportement mécanique de l'adhésif afin d'identifier un critère matériau « adhésif », basé sur une contrainte-déformation équivalente. Une méthode directe des mesures de déformations et contraintes avait été développée par Destouesse sous chargements monotones [55]. Toutefois, notre choix s'est porté sur l'utilisation d'une démarche numérique inverse s'appuyant sur des mesures de déplacement plus facilement mesurables pour l'identification d'un modèle viscoélastique de type Maxwell généralisé.

### 2.4.1 Modèle de comportement mécanique de l'adhésif

L'objectif de cette partie est de pouvoir identifier un modèle viscoélastique de type Maxwell généralisé à partir des essais de fatigue réalisés pour différents rapports de charge et différentes fréquences de sollicitation. Pour ce faire, le modèle de Maxwell implémenté dans Abaqus <sup>TM</sup> est utilisé. Le modèle diffère dans son écriture du modèle analytique présenté dans l'état de l'art. En effet, l'ensemble des modules de relaxation, propres à un temps de relaxation, est introduit dans le logiciel EF en termes de poids. Le modèle est constituée de deux composantes :

- une composante en cisaillement  $\tau(t)$ , liée à la partie déviatorique du tenseur des contraintes, et à une déformation en cisaillement  $\gamma$  ;
- une composante dite volumétrique  $p(t)$ , liée à la pression hydrostatique dans le matériau considéré, et à une déformation volumétrique  $\varepsilon_{vol}$ .

Sous l'hypothèse de petites déformations, la contrainte de cisaillement  $\tau$  et la pression hydrostatique  $p$  se calculent de la manière suivante :

$$\tau(t) = G_0 \int_0^t g_r(t-t') \dot{\gamma}(t') dt' \quad (2.9)$$

$$p(t) = -K_0 \int_0^t k_r(t-t') \dot{\varepsilon}_{vol}(t') dt' \quad (2.10)$$

où  $G_0$  et  $K_0$  représentent les modules de cisaillement et de compressibilité instantané (élastique) du matériau,  $\gamma$  et  $\varepsilon_{vol}$  correspondent aux déformations en cisaillement et volumétriques respectivement,  $g_r$  et  $k_r$  représentent les modules de cisaillement et de compressibilité relaxés adimensionnés. Ils sont calculées à partir de la réponse instantanée :

$$g_r(t) = \frac{G_r(t)}{G_0} \quad (2.11)$$

$$k_r(t) = \frac{K_r(t)}{K_0} \quad (2.12)$$

Dans le modèle EF, il est supposé que la viscoélasticité du matériau est décomposée en séries de Prony, représentant la somme de modules relaxés adimensionnés :

$$g_r(t) = 1 - \sum_{n=1}^N g_i (1 - e^{-\frac{t}{\tau_i^g}}) \quad (2.13)$$

$$k_r(t) = 1 - \sum_{n=1}^N k_i (1 - e^{-\frac{t}{\tau_i^k}}) \quad (2.14)$$

où  $g_i$  et  $k_i$  sont des paramètres matériaux,  $\tau_i^g$  et  $\tau_i^k$  les temps de relaxation associés à un mécanisme, et  $N$  représente le nombre de mécanismes décrivant le comportement viscoélastique du matériau. Dans le code Abaqus™, la distribution des temps de relaxation sur les composantes en cisaillement et volumétriques sont par défaut identiques :

$$\tau_i^g = \tau_i^k = \tau_i \quad (2.15)$$

## 2.4.2 Modèle EF et stratégie de calcul

### Présentation du modèle EF

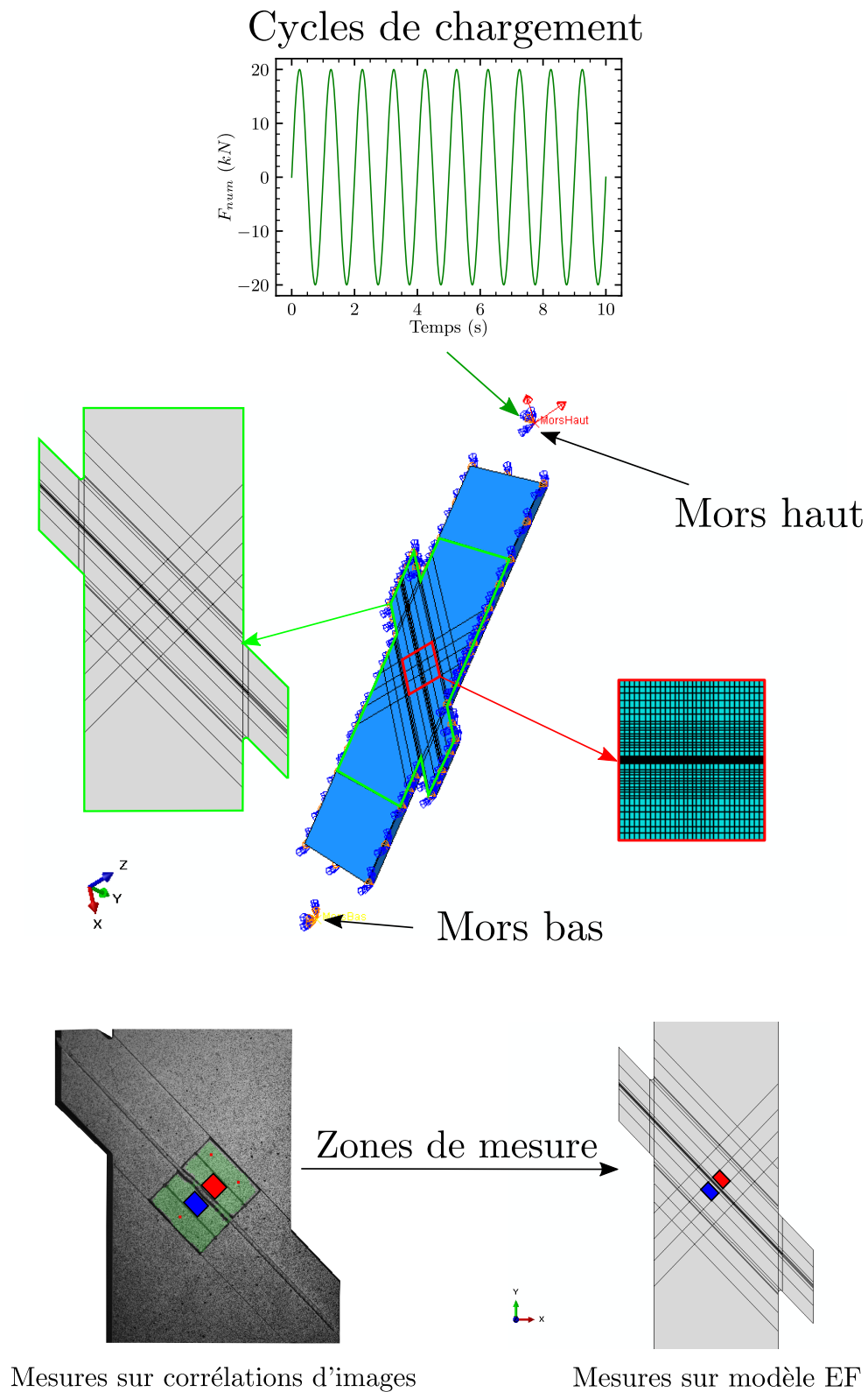
Un modèle 3D de l'éprouvette Scarf a été réalisé afin d'identifier les paramètres viscoélastiques. Dans un premier temps, le couple de paramètres élastiques instantanés de l'adhésif ( $E_0, \nu_0$ ) est choisi de telle sorte d'avoir de la « marge » sur le spectre viscoélastique à identifier. Le substrat est considéré comme ayant un comportement linéaire élastique, de paramètres ( $E_{sub}, \nu_{sub}$ ). Les valeurs de ces paramètres initiaux sont donnés dans le Tableau 2.9.

Paramètres	Valeur
$E_0$ (MPa)	1100
$\nu_0$	0.43
$E_{sub}$ (MPa)	72000
$\nu_{sub}$	0.32

**Tableau 2.9** : Paramètres matériaux initiaux (substrat/adhésif)

Une description complète du modèle EF est donnée dans la Figure 2.21. Des éléments C3D8 hexaédriques à intégration complète (C3D8) sont utilisés afin de mailler le modèle. Une symétrie (YSYMM) est utilisée afin de ne représenter qu'une moitié

de l'éprouvette, et ainsi gagner en temps de calcul. Des partitions sont réalisées afin de reproduire les zones de mesure expérimentales (zone rouge et bleue), et ainsi faciliter la comparaison essais-calculs. Le point dit « Mors Bas » est encastré, et des efforts cycliques dans les directions normale et tangentielle au joint de colle sont appliqués au point dit « Mors Haut ». Étant donné que seule la moitié de l'éprouvette est représentée,  $\frac{F_{exp}}{2}$  est introduit dans le modèle. Ces deux points sont liés aux extrémités de l'éprouvette par des éléments de corps rigide (*kinematic coupling*). Seuls les 10 premiers cycles sont reproduits. Ce nombre de cycles est établi afin de conserver un temps de calcul raisonnable. Cela implique de vérifier que les cycles se stabilisent rapidement au début du chargement. Ce point sera vérifié par la suite aux bornes de l'espace des solutions pour les jeux de paramètre.



**Figure 2.21** : Présentation du modèle EF et de la stratégie d'identification du critère matériau combiné

## Identification du modèle viscoélastique à $R = -1$

Afin d'identifier le modèle viscoélastique de type Maxwell généralisé, il est supposé que les mécanismes suivent une répartition spectrale de forme gaussienne sur chaque composante aux temps courts, de centre  $n_c$  (identique pour la partie déviatorique et hydrostatique) mais d'étendues  $n_0$  (différent pour la partie déviatorique et hydrostatique) :

$$\overline{\mu_{i,g}} = \frac{1}{n_{0,g}\sqrt{\pi}} \exp\left(-\left(\frac{n_i - n_c}{n_{0,g}}\right)^2\right) \quad (2.16)$$

$$\overline{\mu_{i,k}} = \frac{1}{n_{0,k}\sqrt{\pi}} \exp\left(-\left(\frac{n_i - n_c}{n_{0,k}}\right)^2\right) \quad (2.17)$$

où  $n_{0,g}$  et  $n_{0,k}$  représentent respectivement les étendues des spectres déviatorique et hydrostatique. Le centre  $n_c$  est fixé identique sur chaque composante dans un premier temps. Pour ce faire, les centres et étendues ont été fixés dans des intervalles tels que  $n_c \in [-10;20]$  et  $n_{0(g,k)} \in [1;12]$ . Les relations précédentes permettent d'exprimer le poids (ou la densité de probabilité) d'un mécanisme à un temps de relaxation  $\tau_i$ . Le temps de relaxation d'un mécanisme donné peut alors s'écrire :

$$\tau_i = \exp(n_i) \quad (2.18)$$

Les valeurs de temps de relaxation ne sont pas fixées et sont rendues dépendantes des valeurs de centre et d'étendue spectrale :

$$\tau_{max} = \max(n_c + 2n_{0,g}; n_c + 2n_{0,k}) \quad (2.19)$$

$$\tau_{min} = \min(n_c - 2n_{0,g}; n_c - 2n_{0,k}) \quad (2.20)$$

où  $\tau_{max}$  et  $\tau_{min}$  correspondent aux temps de relaxation maximal et minimal des spectres viscoélastiques. Les bornes propres aux temps de relaxation à identifier sont ajustées de telle sorte que le centre du spectre soit situé proche de temps de relaxation inversement proportionnels aux fréquences de sollicitations ( $\tau \simeq 1/f_s$ ). En utilisant l'ensemble de ces équations, les paramètres  $g_i$  et  $k_i$  de la partie précédente, correspondant aux poids de chaque mécanisme, peuvent s'exprimer en fonction de la densité de probabilité :

$$g_i = \frac{\overline{\mu_{i,g}}}{\sum_{i=1}^N \overline{\mu_{i,g}}} \quad (2.21)$$

$$k_i = \frac{\overline{\mu_{i,k}}}{\sum_{i=1}^N \overline{\mu_{i,k}}} \quad (2.22)$$

où  $N$  représente le nombre de mécanismes considérés. Le modèle viscoélastique est alors identifié à partir des essais de fatigue à  $f_s = 1$  Hz et  $f_s = 5$  Hz, afin de tenir compte des effets de fréquence. Les variables comparées pour définir la comparaison essai/calcul seront les suivantes :

- l'aire  $\Delta W$  du cycle stabilisé car elle est la variable utile du critère ;
- la raideur cyclique  $K_c$  qui permet de vérifier que le jeu de paramètres identifiés ne converge pas vers une solution non-représentative. Ainsi, cela permet de passer au-delà de certains minima locaux qui pourraient ressortir.

À partir de ces éléments de description d'une hystérèse, il est alors possible de définir une fonction coût à minimiser tenant compte de ces éléments à différentes fréquences :

$$\min_{[n_c, n_{0,g}, n_{0,k}]} \alpha \left( \frac{K_{f_2,EF}^t}{K_{f_2,exp}^t} - 1 \right)^2 + \beta \left( \frac{\Delta W_{f_1,EF}^t}{\Delta W_{f_1,exp}^t} - 1 \right)^2 + \gamma \left( \frac{\Delta W_{f_2,EF}^t}{\Delta W_{f_2,exp}^t} - 1 \right)^2 + \delta \left( \frac{\Delta W_{f_2,EF}^n}{\Delta W_{f_2,exp}^n} - 1 \right)^2 \quad (2.23)$$

où  $K_{EF}^t$  et  $K_{exp}^t$  représente la raideur cyclique tangentielle numérique et expérimentale respectivement,  $\Delta W_{EF}^n$  et  $\Delta W_{exp}^n$  les travaux numériques et expérimentaux mesurés sur la composante normale du déplacement respectivement,  $\Delta W_{EF}^t$  et  $\Delta W_{exp}^t$  les travaux numériques et expérimentaux mesurés sur la composante tangentielle du déplacement respectivement, et  $f_1 = 5$  Hz,  $f_2 = 1$  Hz. Les coefficients  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  et  $\delta$  sont des pondérations tenant compte de la prédominance d'une grandeur devant une autre. Plusieurs détails sont à apporter ici :

- les valeurs expérimentales de  $K_{f_2,exp}^t$  et  $\Delta W_{f_2,exp}^t$  sont choisies à partir d'une valeur d'un cycle stabilisé pour la comparaison essais-calculs ( $N_r \simeq 10^3$ ) pour l'essai à  $F_{max} = 20$  kN et  $R = -1$  (Figure 2.14) ;
- les paramètres expérimentaux  $\Delta W_{f_1,exp}^t$  et  $\Delta W_{f_2,exp}^n$  sont très difficilement mesurables. Cependant, ils sont ajoutés à la fonction de minimisation afin d'ajouter de la robustesse à l'identification. En effet, il n'y a pas unicité de la solution au problème d'optimisation posé. Au regard des observations expérimentales réalisées, ces paramètres sont fixés tels que  $\Delta W_{f_1,exp}^t \leq \Delta W_{f_2,exp}^t$  et  $\Delta W_{f_2,exp}^n \leq \Delta W_{f_2,exp}^t$  ;
- les travaux étant l'aspect le plus important du critère, les pondérations sont fixées à  $\beta = \gamma = \delta = 0.3$ . Afin d'avoir de la marge sur l'identification réalisée, mais pour rester physiquement cohérent avec les valeurs de raideur cycliques calculées,  $\alpha$  sera considéré non-nul :  $\alpha = 0.1$ . La raideur cyclique à 5 Hz n'est pas utilisée ici car elle est similaire à celle mesurée à 1 Hz.

L'identification est effectuée de la manière suivante :

- un premier jeu de paramètres ( $n_c ; n_{0,g} ; n_{0,k}$ ) est utilisé en entrée pour initialiser les calculs ;



- à la fin du calcul, les valeurs expérimentales en force-déplacement sont comparées aux valeurs numériques en force-déplacement ( $\Delta W$  et  $K$ ) obtenues par calcul EF ;
- la valeur de la fonction de minimisation  $f_{min}$  est calculée est comparée à une valeur seuil définissant une condition d'arrêt  $f_{seuil}$  ;
- si  $f_{min} \leq f_{seuil}$ , la comparaison essais-calculs s'arrête et un tuple de paramètres est obtenu en sortie ;
- si  $f_{min} \geq f_{seuil}$ , un nouveau jeu de paramètres est testé jusqu'à satisfaire la condition précédente.
- le balayage de l'espace des solutions est effectué par une méthode des moindres carrées (module SLSQP de l'outil *minimize* dans Python)

L'ensemble du séquençement de l'identification est présenté dans la Figure 2.22.

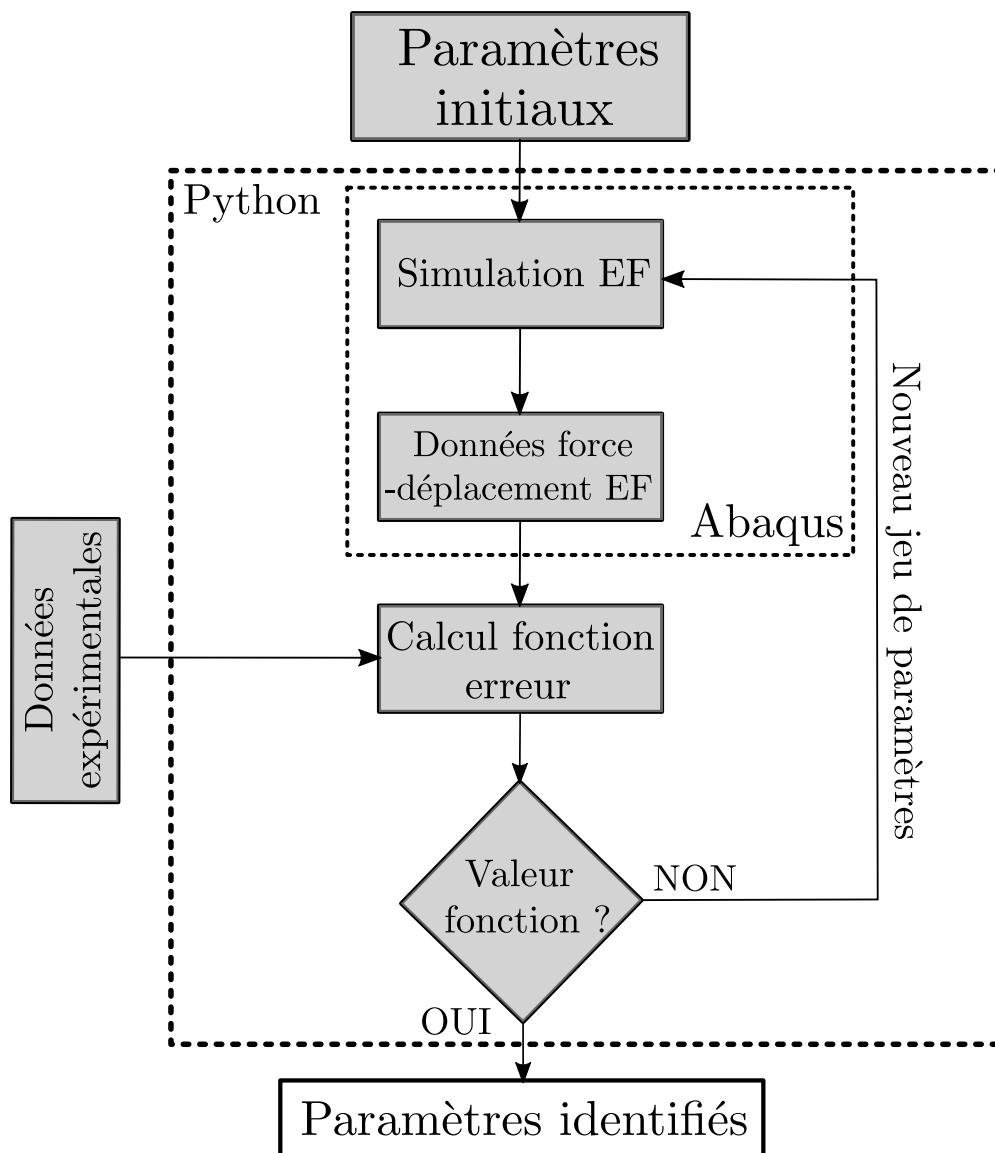


Figure 2.22 : Schéma d'identification

## Résultats de l'identification

Les résultats de l'identification sont présentés dans la Figure 2.23. Le centre des spectres déviatorique et volumétrique sont identiques. En revanche, les étendues calculées sont différentes :

- la partie déviatorique du spectre est activée principalement dans des temps de relaxation compris entre  $10^{-6}$  s et  $10^{14}$  s ;
- en revanche, la partie hydrostatique du spectre est activée sur un intervalle de temps plus restreint entre  $10^{-1}$  s et  $10^9$  s. En effet, les hystérèses mesurées expérimentalement en direction normales étant très faibles, leur influence sur les effets de fréquence sont de moindre importance.

Les paramètres identifiés sont regroupés dans le Tableau 2.10.

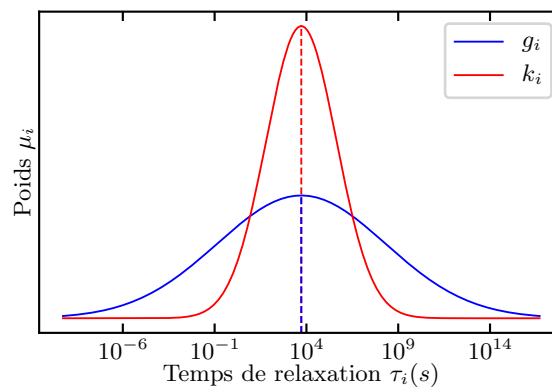


Figure 2.23 : Spectres propres aux composantes volumiques  $k_i$  et déviatoriques  $g_i$  du modèle viscoélastique identifié

Paramètre	Valeur identifiée
$n_c$	8.57
$n_{0,g}$	14.94
$n_{0,k}$	6.25

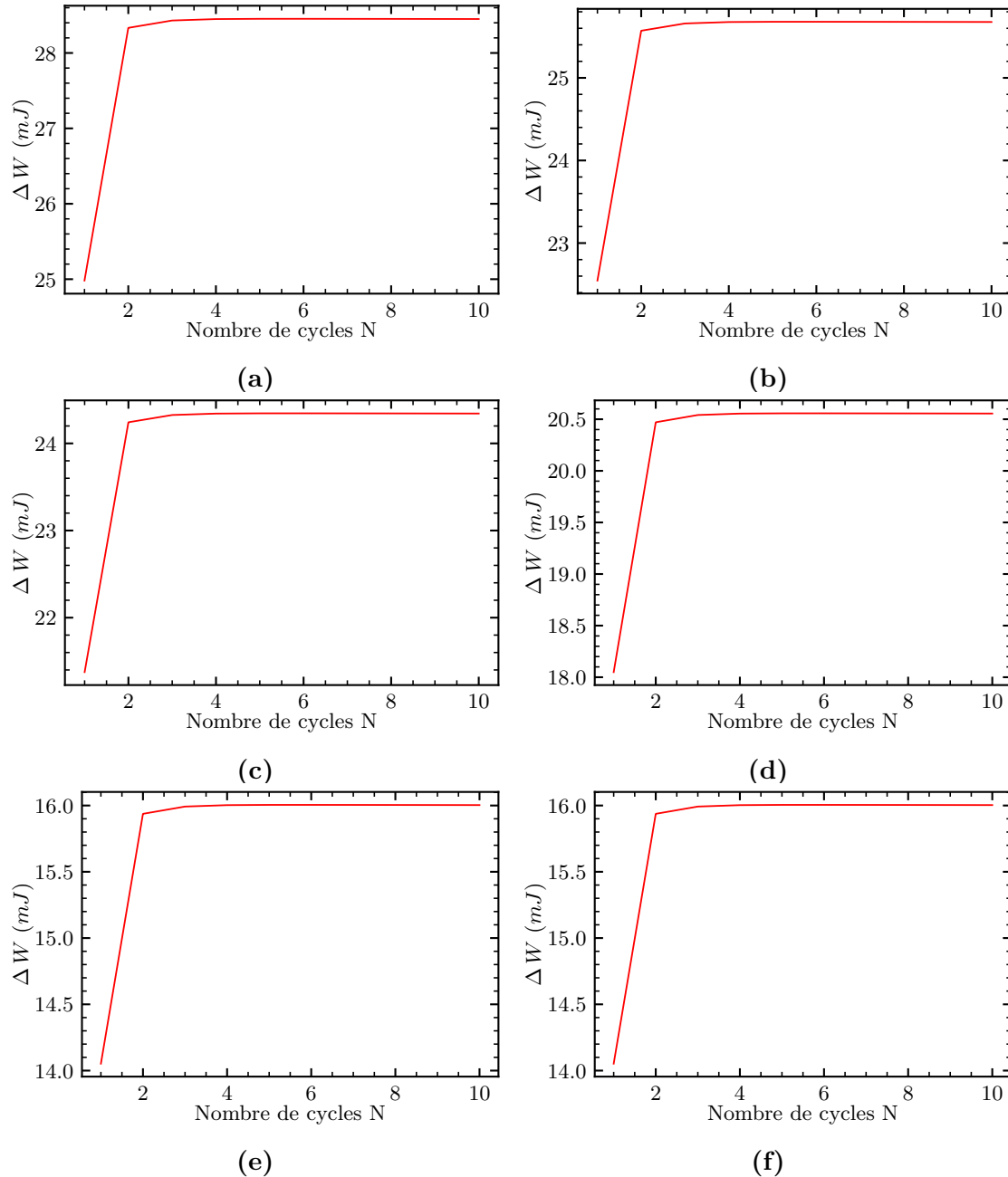
Tableau 2.10 : Paramètres identifiés pour les modèles spectraux en fatigue purement alternée

### 2.4.3 Résultats de l'identification

#### Étude de la stabilisation des hystérèses

L'évolution de  $\Delta W$  est tracée pour tous les cas de chargements à  $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz dans la Figure 2.24. La stabilisation de l'aire d'hystérèse intervient rapidement au 4<sup>ème</sup> ou 5<sup>ème</sup> cycle, et  $\Delta W$  atteint une valeur constante à partir de ces cycles. Les observations sur la composante normale, et à une fréquence différente sont aussi similaires. Les stabilisations des cycles interviennent rapidement, ce qui permet de reproduire numériquement un très faible nombre de cycles et ainsi gagner en temps

de calcul, mais sans perdre en information sur des cycles à des temps beaucoup plus longs.

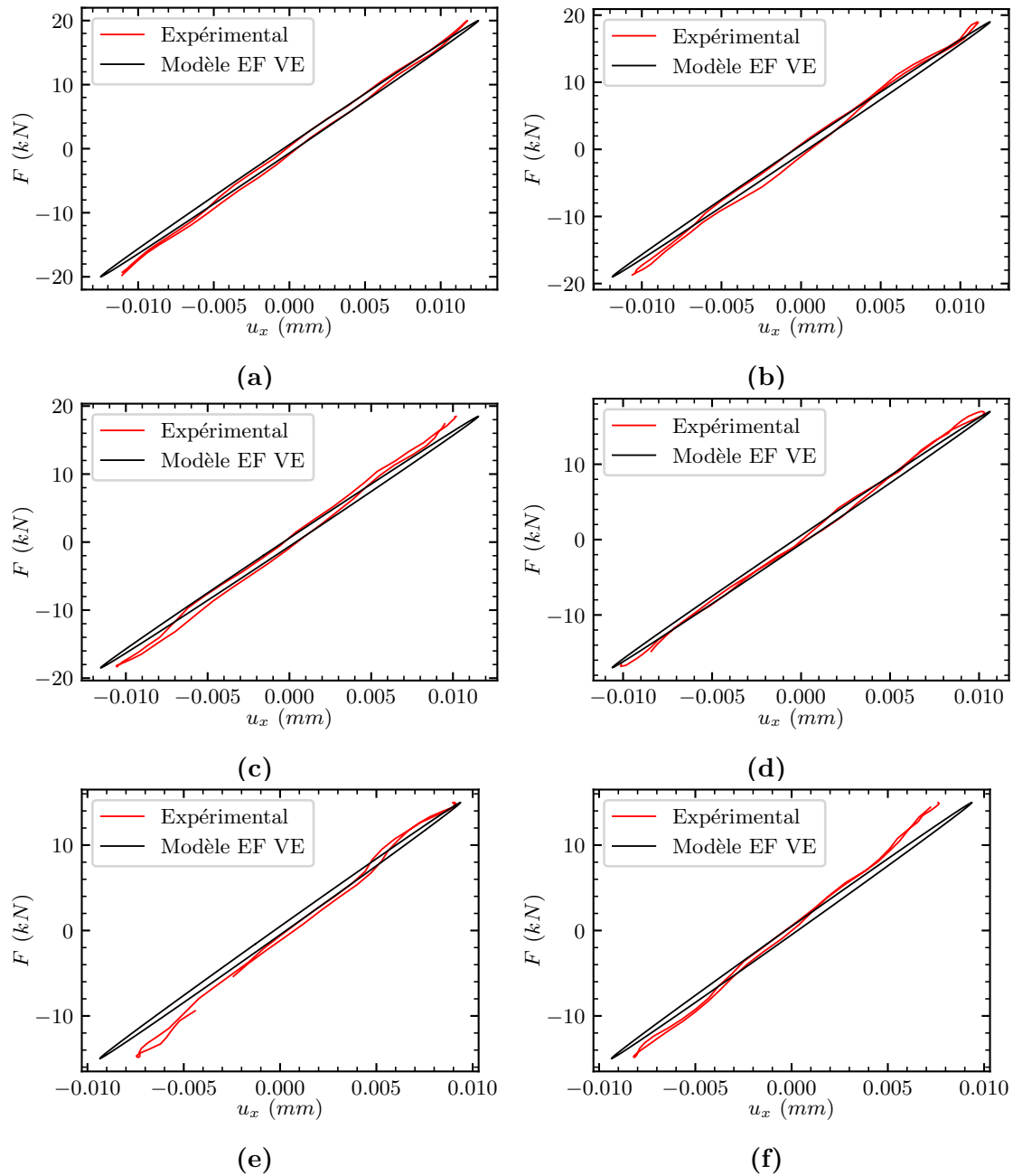


**Figure 2.24 :** Stabilisation des aires d'hystèreses numériques ( $R = -1$  et 1 Hz) :  
 $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 19$  kN (b),  $F_{max} = 18.5$  kN (c),  $F_{max} = 17$  kN (d) et  
 $F_{max} = 15$  kN (e-f)

## Comparaisons essais-calculs à $R = -1$ et $f = 1$ Hz

Pour les temps caractéristiques évalués du modèle, la forme des cycles n'est pas modifiée pour un grand nombre de cycles. Les valeurs de  $\Delta W$  numériques sont comparées aux valeurs expérimentales dans le Tableau 2.11. On peut noter la robustesse du modèle en terme de précision sur les résultats obtenus. Pour plus de détails, cette vérification a été faite aux bornes de l'espace d'identification des solutions sur le 10<sup>ème</sup> cycle. Néanmoins, pour des amplitudes de chargement faible, le jeu de paramètre obtenu a tendance à surévaluer le travail hystérétique  $\Delta W$ . Nous conserverons tout de même ces paramètres qui donnent une approche conservatrice en terme de prévision de durée de vie.

Les prévisions du modèle viscoélastique identifié sont comparées avec les données expérimentales pour les différents cas de chargement. La Figure 2.25 présente l'ensemble de ces comparaisons essais-calculs pour la composante tangentielle du déplacement. Il est observé que la prévision des hystérèses est satisfaisante pour les essais de grande amplitude en terme de raideur estimée  $K_c$  et de travail stocké  $\Delta W$ . Un écart en terme de raideur est cependant observé pour les essais de plus faibles amplitudes (Figure 2.25.e-f).



**Figure 2.25 :** Comparaisons essais-calculs : comparaisons des aires d'hystérèses pour différentes amplitudes de chargement ( $R = -1$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 19$  kN (b),  $F_{max} = 18.5$  kN (c),  $F_{max} = 17$  kN (d),  $F_{max} = 15$  kN (e) et (f)

Statut	$F_{max}$ (kN)	$\Delta W_{exp}$ (mJ)	$\Delta W_{num}$ (mJ)
Identification	20	28.89	28.45
	19	29.78	25.68
Validation	18.5	24.31	24.35
	17	19.96	20.55
	15	11.55	16.00

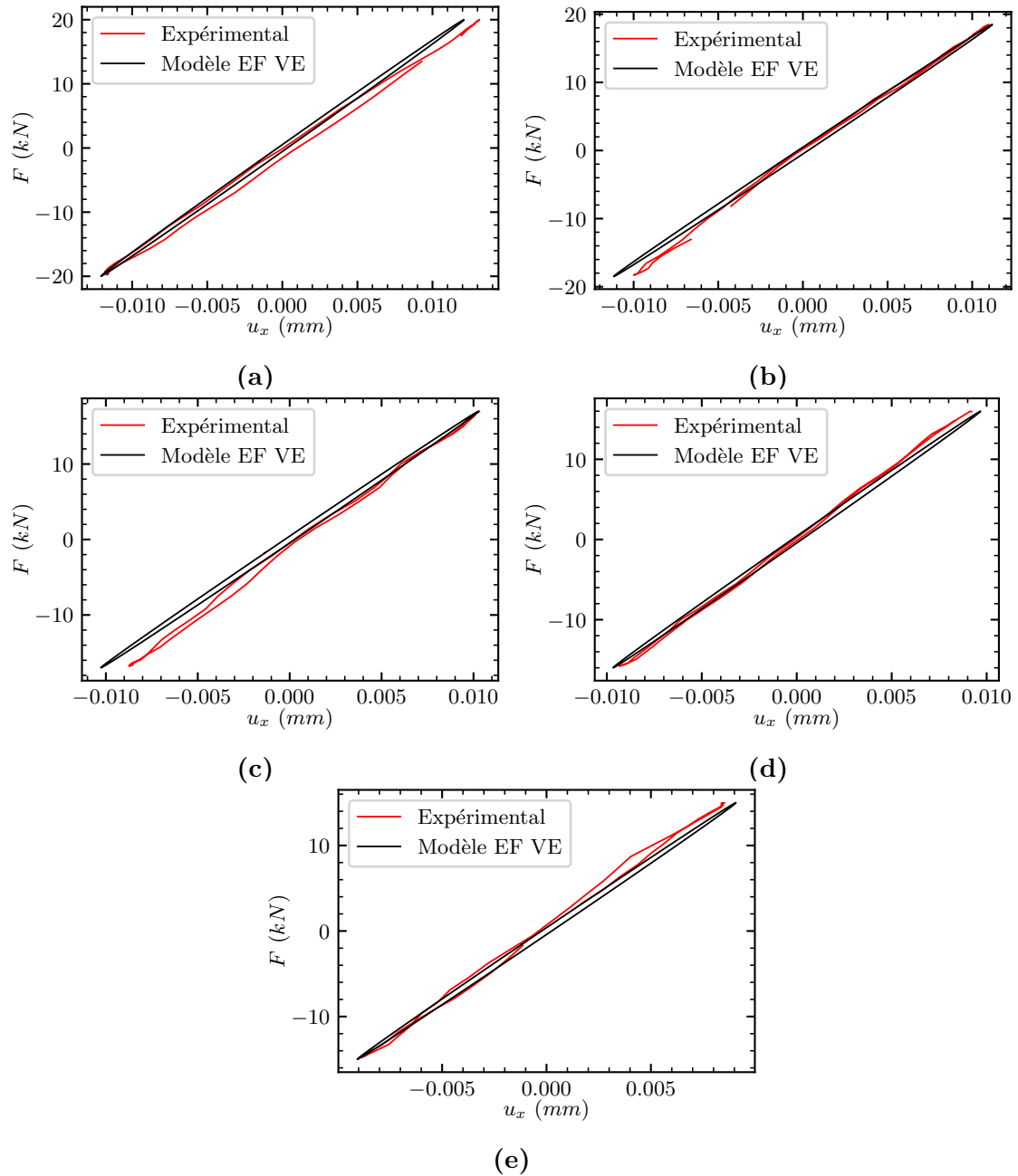
**Tableau 2.11** : Comparaison des travaux stockés expérimentaux vs. numériques ( $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz) pour le jeu de paramètres identifiés dans le Tableau 2.10

### Comparaisons essais-calculs à $R = -1$ et $f = 5$ Hz

Pour les essais à  $R = -1$  et  $f_s = 5$  Hz, les prévisions du modèle viscoélastique en termes de raideur  $K_c$  sont satisfaisantes. La Figure 2.26 présente l'ensemble des comparaisons essais-calculs à cette fréquence. La description des aires d'hystérèses est difficile à discuter, étant donné la complexité de l'acquisition à cette fréquence de sollicitation. Cependant, pour les essais de faible amplitude (Figure 2.26.d-e), la description du  $\Delta W$  reste satisfaisante. Les valeurs numériques de  $\Delta W$  obtenues sont comparées aux valeurs expérimentales dans le Tableau 2.12. Le modèle viscoélastique identifié permet cependant de bien décrire les effets de fréquence, avec une dissipation moins importante à 5 Hz qu'à 1 Hz, pour une amplitude donnée.

$F_{max}$ (kN)	$\Delta W$ expérimental (mJ)	$\Delta W$ numérique
20	37.71	22.99
18.5	9.26	19.67
17	10.805	16.61
16	11.035	14.71
15	9.695	12.93

**Tableau 2.12** : Comparaison des travaux stockés expérimentaux vs. numériques ( $R = -1$  et  $f_s = 5$  Hz)



**Figure 2.26 :** Comparaisons essais-calculs : comparaisons des aires d'hystèreses pour différentes amplitudes de chargement ( $R = -1$  et  $5$  Hz) :  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 18.5$  kN (b),  $F_{max} = 17$  kN (c),  $F_{max} = 16$  kN (d) et  $F_l = 15$  kN (e)

Pour cette fréquence, aucune analyse critique est faite sur l'écart expérimental numérique, étant donné les bruits de mesures expérimentaux. Par la suite, ces résultats numériques serviront à établir les paramètres du critère d'amorçage. Cela permettra d'avoir des descriptions plus robustes du comportement aux fréquences élevées. En effet, les moyens de mesure utilisés atteignent leurs limites en terme de précision à  $f_s = 5$  Hz.

#### 2.4.4 Mise en place d'un critère contrainte-déformation équivalente

Le modèle viscoélastique ayant été identifié, il est à présent possible de mettre en place un critère matériau basé sur des contraintes-déformations équivalentes. Le critère est alors associé à l'adhésif. De manière analogue à la démarche de la section 2.3, un critère basé sur l'énergie volumique stockée dans le matériau est alors proposé :

$$U_{crit} = U_{hyst} = \Delta U N_r^b \quad (2.24)$$

où  $U_{crit}$  représente l'énergie volumique stockée dans le matériau à rupture,  $\Delta U$  est l'énergie volumique stockée par cycle, et  $b$  un paramètre matériau. Les deux quantités  $U_{crit}$  et  $b$  sont donc les deux paramètres matériaux à identifier. L'énergie volumique stockée par cycle est calculée de manière analogue :

$$\Delta U = \int_{cycle} \sigma_{eq} d\varepsilon_{eq} \quad (2.25)$$

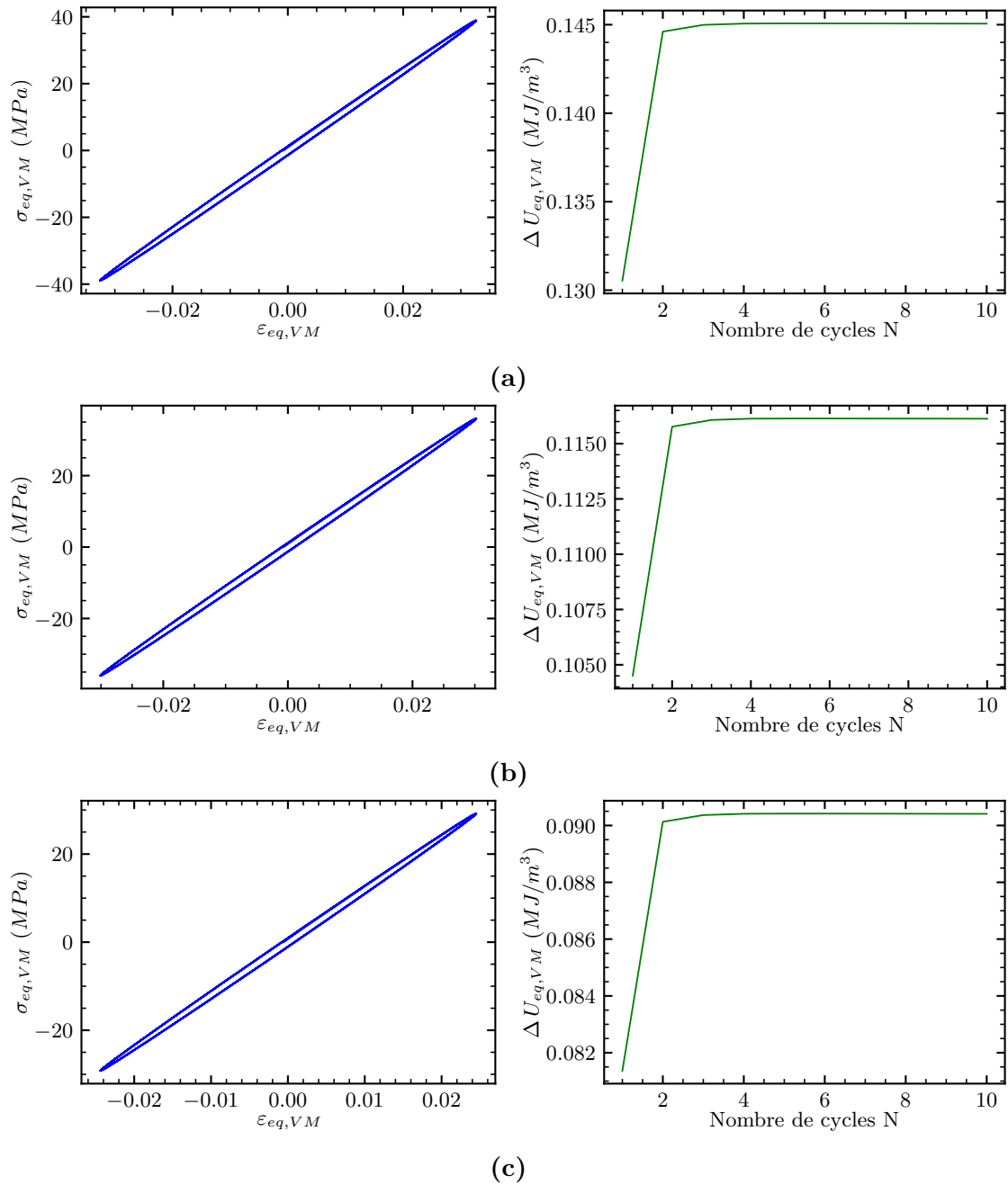
où  $\sigma_{eq}$  et  $\varepsilon_{eq}$  représentent les contraintes et déformations équivalentes respectivement. Les déformations et contraintes équivalentes peuvent s'écrire de la manière suivante, dans le cas des essais Scarf 45° qui représente un essai bi-axial :

$$\sigma_{eq} = \text{sign}(\sigma_{xz}) \sqrt{\sigma_{zz}^2 + 3\sigma_{xz}^2} \quad (2.26)$$

$$\varepsilon_{eq} = \text{sign}(\varepsilon_{xz}) \frac{2}{3} \sqrt{\varepsilon_{zz}^2 + 3\varepsilon_{xz}^2} \quad (2.27)$$

où  $\sigma_{xz}$  et  $\sigma_{zz}$  représentent les contraintes de cisaillement et normale dans le plan du joint de colle,  $\varepsilon_{xz}$  et  $\varepsilon_{zz}$  les déformations en cisaillement et normale. Les contraintes et déformations sont récupérées dans un élément au centre du joint de colle, où la valeur de la contrainte maximale a été identifiée (voir Annexe C). En s'appuyant sur ces équations, il est alors possible de construire des hystérèses en contraintes-déformations équivalentes, et d'évaluer la stabilisation de la réponse du matériau en terme de  $\Delta U$  (stabilisation de l'énergie volumique stockée). Des exemples d'aires d'hystérèses obtenues ainsi que l'évaluation de la stabilisation de l'énergie stockée par cycle sont présentés dans la [Figure 2.27](#) pour trois cas de chargements à  $R = -1$  et 1 Hz. La stabilisation de l'énergie stockée intervient très rapidement dans le matériau.





**Figure 2.27 :** Évaluation des hystéreses équivalentes et stabilisation de  $\Delta U$  pour 3 cas de chargement à  $R = -1$  et 1 Hz :  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 17$  kN (b) et  $F_{max} = 15$  kN (c)

Les énergies équivalentes stockées par cycle sont calculées et données dans le Tableau 2.13 pour différentes fréquences. Les effets de fréquence sont décrits de manière satisfaisante par le modèle viscoélastique identifié, avec, à  $F_{max}$  donné, une valeur de  $\Delta U$  qui diminue avec la fréquence. Certaines valeurs n'ont pas été calculées car elles n'ont pas été testées dans les configurations en question.

Énergie volumique stockée par cycle ( $\text{MJ}\cdot\text{m}^{-3}$ )	$f_1 = 1 \text{ Hz}$	$f_2 = 5 \text{ Hz}$
$\Delta U (F_{max} = 20 \text{ kN})$	0.160	0.129
$\Delta U (F_{max} = 19 \text{ kN})$	0.145	-
$\Delta U (F_{max} = 18.5 \text{ kN})$	0.137	0.110
$\Delta U (F_{max} = 17 \text{ kN})$	0.116	0.093
$\Delta U (F_{max} = 16 \text{ kN})$	-	0.082
$\Delta U (F_{max} = 15 \text{ kN})$	0.090	0.072

Tableau 2.13 : Comparaison des énergies stockés équivalentes par cycle à  $R = -1$  pour différentes fréquences

## 2.4.5 Résultats du critère en contrainte-déformation

### Identification sur chargements à $R = -1$ et $f_s = 1 \text{ Hz}$

Les paramètres du critère ont été identifiés à partir des essais à  $F_{max} = 20 \text{ kN}$  et  $F_{max} = 15 \text{ kN}$ , correspondant aux valeurs extrêmes des chargements appliqués Figure 2.28.a. La réponse du critère est établie pour tous les cas de chargements (Figure 2.19.b). Les paramètres identifiés permettent d'obtenir un critère prédictif de la durée de vie des éprouvettes collées proche des résultats expérimentaux. L'ensemble des paramètres identifiés est présenté dans le Tableau 2.14.

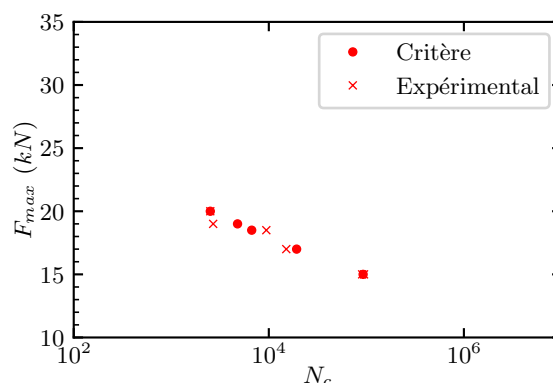


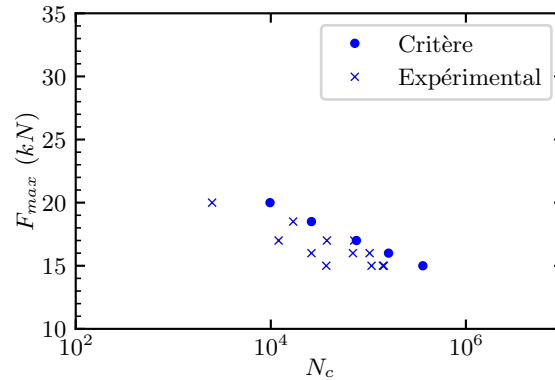
Figure 2.28 : Comparaison entre durée de vie expérimentale et réponse du critère matériau en contraintes-déformations équivalents ( $R = -1$  et  $1 \text{ Hz}$ )

Paramètres	$U_{crit}$ ( $\text{MJ}\cdot\text{m}^{-3}$ )	$b$
Valeur	0.56	0.16

**Tableau 2.14** : Paramètres du critère matériau hystérétique en contraintes-déformations équivalentes ( $R = -1$  et 1 Hz)

### Validation sur essais à $R = -1$ et $f_s = 5$ Hz

La réponse du critère est ensuite validée sur les essais à 5 Hz, comme illustré dans la Figure 2.29. La réponse du critère est non-conservative, avec un facteur d'écart maximal de 4.77, en comparaison avec les valeurs moyennes expérimentales obtenues. Ces comparaisons sont données dans le Tableau 2.15.

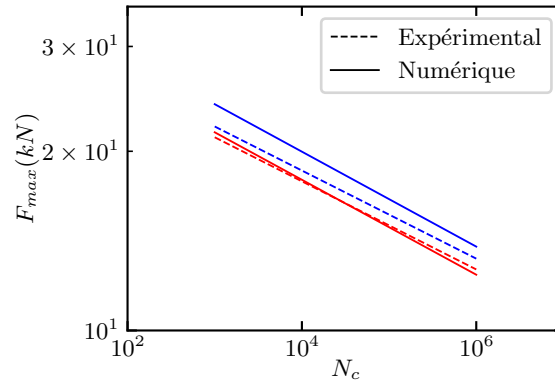


**Figure 2.29** : Validation du critère matériau en contraintes-déformations équivalentes ( $R = -1$  et 5 Hz)

$F_{max}$ (kN)	$N_{exp,m}$	$N_{crit}$	Facteur d'écart
20	2 056	9 815	4.77
18.5	16 950	26 086	1.54
17	54 586	75 321	1.38
16	47 770	161 087	3.37
15	126 025	361 842	2.87

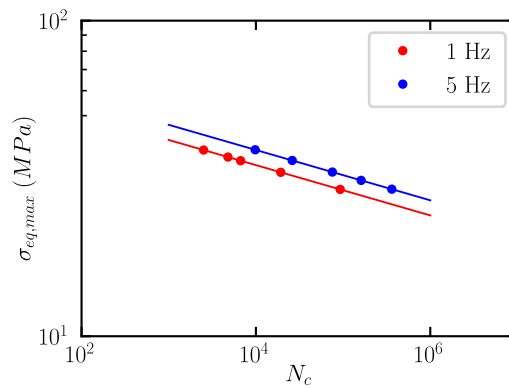
**Tableau 2.15** : Comparaison entre nombre de cycles expérimentaux et prédiction du critère ( $R = -1$  et 5 Hz)

Les courbes de Wöhler expérimentales sont comparées ensuite aux courbes de Wöhler numériques dans la Figure 2.30. La courbe de Wöhler servant à l'identification est très proche de la courbe numérique ( $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz). Les valeurs de pentes identifiées sont aussi très proches sur les courbes d'identification et de validation. Cependant, la courbe numérique de validation est située au-dessus de la courbe expérimentale.



**Figure 2.30** : Comparaison des courbes de Wöhler expérimentales et numériques : identification à  $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz (rouge) puis validation à  $R = -1$  et  $f_s = 5$  Hz (bleu)

Les courbes de Wöhler en contrainte équivalente maximale, établies à partir du modèle EF intégrant le comportement viscoélastique, sont données dans la Figure 2.31



**Figure 2.31** : Courbes de durée de vie en contrainte équivalente pour différentes fréquences issues du modèle EF

Dans cette représentation, les effets de fréquence apparaissent, avec une translation de la courbe vers la droite pour des fréquences plus élevées. Les lois de Basquin sont identifiées sur ces données :

$$\sigma_{eq,max} = AN_r^b \quad (2.28)$$

Les résultats sont donnés dans le tableau 2.16. La valeur de la pente est indépendante de la fréquence.

Fréquence	$A$	$b$
1 Hz	72.6	-0.079
5 Hz	81.1	-0.079

**Tableau 2.16** : Paramètres des lois de Basquin en contrainte équivalente

**Conclusion** : des modifications de géométrie ont été apportées à l'éprouvette Scarf afin de pouvoir étudier les grands nombres de cycles en fatigue, et faciliter les mesures des déplacements proches du joint de colle. Les essais de fatigue réalisés ont permis d'étudier les effets de fréquence en fatigue purement alternée sur une plage [1-5] Hz. Une loi de Basquin a pu être identifiée pour chaque configuration. La valeur de la pente de la loi identifiée, dans un diagramme log-log, est indépendante de la fréquence. La fréquence tend à augmenter le nombre de cycles à rupture pour une amplitude d'effort donnée. Il a été possible, à partir des données force-déplacement, de mettre en évidence un comportement hystérétique de l'assemblage, et d'identifier un critère d'amorçage en force-déplacement à partir de ce comportement. Ce critère a été identifié pour une fréquence donnée (1 Hz). En raison de la faible précision des acquisitions à 5 Hz, le critère n'a pas pu être validé pour une fréquence supérieure. Pour établir un critère « matériau », il est nécessaire d'estimer les contraintes et déformations dans l'adhésif. Pour cela, une démarche inverse par éléments finis a été mise en place afin d'identifier un modèle de comportement viscoélastique de type Maxwell généralisé, basé sur des séries de Prony. Une répartition spectrale des mécanismes visqueux a été privilégiée, différente pour les composantes déviatoriques et hydrostatiques. Une comparaison essais-calculs a été réalisée, afin de valider le modèle proposé à différentes fréquences, puis un critère de durée de vie basé sur une contrainte-déformation équivalente a été identifié à partir des essais de fatigue. Le critère est conservatif à 1 Hz, mais ne l'est pas à 5 Hz. Afin de mieux identifier les effets de fréquence, nous préconisons la réalisation d'essais à fréquence plus faible ( $f_s = 0.1$  Hz) en faisant attention à la durée des essais. En revanche, les prévisions du critère sont améliorées en comparaison du critère en force-déplacement. L'objectif de la suite de ces travaux est de pouvoir enrichir le critère, en y incluant les effets du rapport de charge, et donc de l'effort moyen sur l'amorçage en fatigue.

La démarche du Chapitre 2 est récapitulée dans le logigramme de la [Figure 2.32](#) afin d'expliquer les étapes d'identification d'un critère d'amorçage en fatigue pour des chargements de fatigue purement alternée.

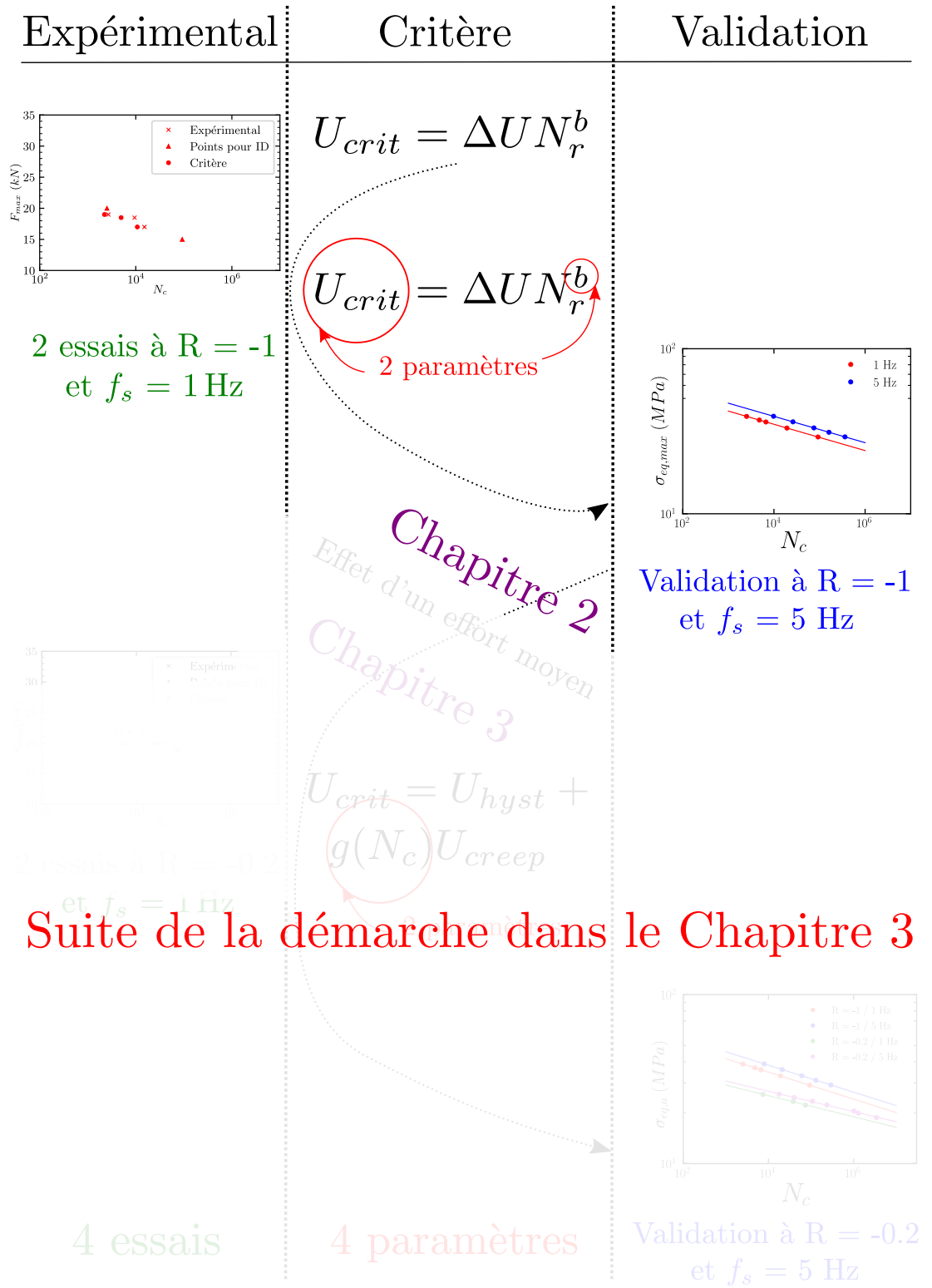


Figure 2.32 : Présentation de la démarche du chapitre 2

## Identification d'un critère d'amorçage en fatigue alternée ( $R = -0.2$ )

---

### Résumé

Le chapitre 3 reprend la méthodologie expérimentale du chapitre précédent, afin de pouvoir identifier un critère d'amorçage sous chargements de fatigue alternée multiaxiaux, avec un effort moyen non-nul. L'influence de la fréquence mais aussi du rapport de charge est étudiée afin de prévoir les durées de vie pour différentes conditions de chargement. Un premier critère d'amorçage combiné en force-déplacement est identifié, tenant compte du comportement hystérétique et des cumuls de déplacements cycliques observés durant les essais. Dans un second temps, une démarche numérique basée sur un modèle EF intégrant un modèle de comportement mécanique de l'adhésif est employée. Un second modèle de Maxwell généralisé est identifié sur les essais en fatigue. Ce modèle s'appuie sur une répartition bi-spectrale des différents mécanismes visco-élastiques. Il permet de décrire les mécanismes aux temps courts, associés au comportement hystérétique de l'assemblage et à la réponse élastique instantanée, mais aussi aux temps longs, associés au comportement en fluage. Un critère matériau combiné en contrainte-déformation équivalente est identifié, afin de décrire à la fois les comportements hystérétique et en fluage sur la durée de vie en fatigue. Les critères identifiés ainsi que les réponses des critères sont satisfaisantes pour évaluer les durées de vie allant de  $10^3$  à  $10^6$  cycles

### Sommaire

---

<b>3.1 Résultats expérimentaux . . . . .</b>	<b>108</b>
3.1.1 Résultats en fatigue pour des chargements avec effort moyen	108
3.1.2 Influence de la fréquence de sollicitation . . . . .	109
3.1.3 Influence du rapport de charge . . . . .	110
<b>3.2 Critère d'amorçage en fatigue pour <math>R = -0.2</math> . . . . .</b>	<b>112</b>
3.2.1 Critère combiné et stratégie d'identification . . . . .	112
3.2.2 Comportement hystérétique . . . . .	114
3.2.3 Comportement en fluage . . . . .	120
3.2.4 Réponse du critère combiné . . . . .	122
<b>3.3 Comparaisons essais-calculs pour le comportement hys-</b>	
<b>térétique et mécanismes de fluage . . . . .</b>	<b>123</b>

3.3.1	Modèle EF et stratégie de calcul . . . . .	123
3.3.2	Caractérisation du comportement matériau de l'adhésif .	130
3.3.3	Mise en place d'un critère combiné contrainte-déformation équivalente . . . . .	136
3.3.4	Réponse du critère « combiné » en contrainte-déformation	142

---



## 3.1 Résultats expérimentaux

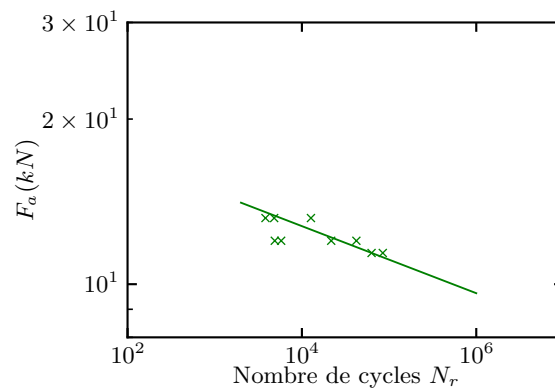
### 3.1.1 Résultats en fatigue pour des chargements avec effort moyen

Une première série d'essais à un rapport de charge  $R = -0.2$  et une fréquence  $f_s$  1 Hz a été réalisée afin d'évaluer les durées de vie des éprouvettes. Les résultats de ces essais sont fournis dans le Tableau 3.1. Il est observé que pour une amplitude d'effort décroissante, le nombre de cycles moyen à rupture  $N_{rm}$  augmente. Pour des raisons de durée d'essai, les essais conduisant à des durées de vie supérieures à  $10^5$  cycles n'ont pas été menés à rupture. Ces essais ne sont pas inclus à cette liste de résultats.

$F_{max}$ (kN)	Nombre de cycles à rupture $N_r$	Nombre moyen de cycles à rupture $N_{rm}$
22	12 698	
22	4 807	7 198
22	3 820	
20	5 782	
20	4 885	18 628
20	21 688	
20	42 157	
19	84 712	73 389
19	62 966	

**Tableau 3.1** : Résultats en fatigue à  $R = -0.2$  et 1 Hz

Une loi de Basquin a ensuite été identifiée dans un diagramme log-log par régression linéaire. La loi identifiée est tracée, comme illustré dans la Figure 3.1. La relation linéaire dans un diagramme log-log entre l'amplitude d'effort et le nombre de cycles à rupture semble représenter correctement le comportement en fatigue pour les durées de vie considérées. Cette observation est identique aux représentations des essais de fatigue dans la cas purement alterné (Chapitre 2).



**Figure 3.1** : Tenue en fatigue de l'éprouvette Scarf -  $R = -0.2$  / 1 Hz

Paramètres	$A$	$b$
Valeurs	22.4	-0.061

**Tableau 3.2 :** Paramètres de la loi de Basquin à  $R = -0.2$  et 1 Hz

### 3.1.2 Influence de la fréquence de sollicitation

Outre l'influence du rapport de charge, afin d'étudier les effets de fréquence dans le cadre d'essais en fatigue alternée, des essais à  $f = 5$  Hz et  $R = -0.2$  ont été réalisés. Ce cas de chargement est intéressant, car représentatif de l'application industrielle. L'ensemble des résultats de ces essais est donné dans le Tableau 3.3. Il est observé que pour une amplitude d'effort décroissante, les durées de vie moyennes augmentent.

$F_{max}$ (kN)	Nombre de cycles à rupture $N_r$	Nombre de cycles à rupture moyen $N_{rm}$
22	29 000	29 000
21	34 000	
21	40 000	33 333
21	26 000	
20	29 000	28 000
20	27 000	
19	78 000	
19	51 000	56 333
19	40 000	
17.5	60 000	60 000
17	360 000	
17	218 000	
17	162 000	277 295
17	119 770	
17	679 000	
17	125 000	
16	800 000	
16	433 000	532 333
16	364 000	

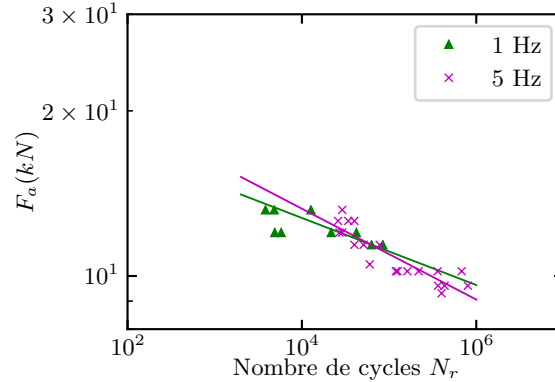
**Tableau 3.3 :** Résultats en fatigue à  $R = -0.2$  et 5 Hz

Dans la Figure 3.2, les essais à 1 Hz et 5 Hz pour un rapport de charge fixé à  $R = -0.2$  sont représentés sur un même graphique en log-log, afin de comparer les effets de fréquence. Une dispersion notable est présente pour les essais à  $f = 1$  Hz. En revanche, cette dispersion est moins importante à  $f = 5$  Hz. Étant donné les gammes étudiées, les effets de fréquence sont peu visibles. Toutefois :

- pour les essais à durée  $< 10^5$  cycles, à une amplitude d'effort donnée, si la fréquence diminue, le nombre de cycles à rupture diminue également ;
- pour les essais à durée  $> 10^5$  cycles, aucune comparaison ne peut être effectuée en raison de l'absence d'essais à  $R = -0.2$  et 1 Hz. En effet, ces essais n'ont pas été réalisés, jugés trop longs en termes de temps machine.

De manière analogue au chapitre 2, les lois de Basquin (Équation 2.5) sont identifiées pour les essais à  $R = -0.2$  et représentées dans un diagramme log-log dans la Figure 3.2. Les paramètres des lois identifiées sont fournis dans le Tableau 3.4.

Aussi, l'absence de données complémentaires à  $N_r \geq 10^6$  cycles pour une fréquence  $f_s = 1$  Hz vient perturber l'identification. Il serait intéressant de réaliser des essais complémentaires à plus faibles amplitudes à 1 Hz, afin de re-identifier la loi et ainsi vérifier la conformité des résultats et la valeur de pente à 5 Hz (-0.061 vs. -0.083).



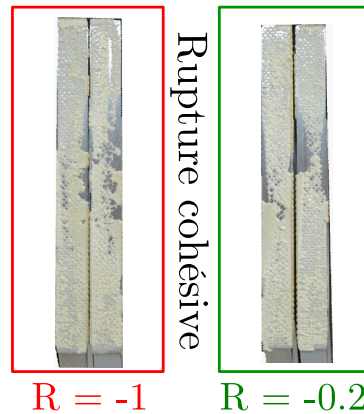
**Figure 3.2** : Influence de la fréquence sur la tenue en fatigue alternée

Paramètres	$A$	$b$
$f_s = 1$ Hz	22.4	-0.061
$f_s = 5$ Hz	28.4	-0.083

**Tableau 3.4** : Paramètres des lois de Basquin pour différentes fréquences à  $R = -0.2$

### 3.1.3 Influence du rapport de charge

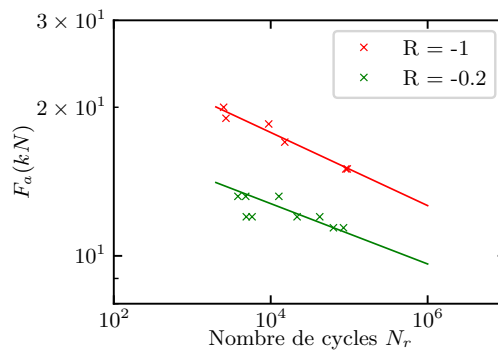
Les essais à  $R = -1$  du chapitre 2 sont comparés. Pour une même fréquence de  $f_s = 1$  Hz, cette comparaison permet de juger de l'influence du rapport de charge sur la tenue en fatigue des éprouvettes. Les faciès de rupture sont comparés dans un premier temps dans la [Figure 3.3](#). Il est constaté que les faciès de rupture sont cohésifs sur les deux essais, et que le rapport de charge n'a pas d'influence sur le mode de rupture.



**Figure 3.3** : Influence du rapport de charge sur la tenue en fatigue alternée

Ensuite, pour une fréquence de sollicitation fixée à  $f_s$  1 Hz, les résultats d'essais à  $R = -0.2$  et  $R = -1$  sont comparés dans un diagramme log-log  $F_a$  vs.  $N$  avec les lois de Basquin identifiées dans la Figure 3.4. Les paramètres sont rappelés dans le Tableau 3.5. Plusieurs observations sont à faire :

- les effets de rapport de charge sont très visibles dans la Figure 3.4 : à une amplitude d'effort donnée  $F_a$ , si la valeur de  $R$  augmente, le nombre de cycles à rupture diminue fortement (facteur  $10^3$  d'après les lois de Basquin identifiées) ;
- les pentes identifiées pour ces deux configurations sont très proches, ce qui suggère que cette valeur de pente est indépendante du rapports de charge, mais reste à confirmer pour des rapports de charge supérieurs.



**Figure 3.4** : Influence du rapport de charge sur la tenue en fatigue alternée

Paramètres	$A$	$b$
$R = -0.2$	22.4	-0.061
$R = -1$	35.2	-0.074

**Tableau 3.5** : Paramètres des lois de Basquin pour différents rapports de charge à  $f_s = 1$  Hz

L'influence du rapport de charge caractérisé expérimentalement en terme de durée de vie implique qu'il faudra définir de la sorte un critère d'amorçage tenant

compte de l'influence d'un effort moyen  $F_{moy}$ . Dans la partie suivante, une modification est apportée au critère d'amorçage du chapitre 2 afin d'y inclure ces effets.

## 3.2 Critère d'amorçage en fatigue pour $R = -0.2$

### 3.2.1 Critère combiné et stratégie d'identification

En complément du critère d'amorçage en force-déplacement identifié dans la section 2.3, ce critère a été modifié afin de prendre en compte les effets d'efforts moyens sur la tenue en fatigue. Appelé critère « combiné », il s'écrit sous la forme :

$$W_{crit} = W_{hyst} + W_{creep} \quad (3.1)$$

où  $W_{hyst}$  représente le travail hystérétique,  $W_{creep}$  le travail en fluage équivalent représentant le cumul de déplacement au cours des cycles.  $W_{crit}$  est le travail critique cumulé amenant à rupture. La valeur de  $W_{crit}$  a été identifiée dans le chapitre 2. Chacune des composantes du critère combiné peut s'écrire :

$$W_{hyst} = \Delta W N_r^a \quad (3.2)$$

$$W_{creep} = \frac{F_{moy}}{t_r} \int_0^{t_r} u_{moy} dt \quad (3.3)$$

où  $t_r$  représente le temps à rupture et  $u_{moy}$  le déplacement moyen. Le paramètre  $a$  a été identifié au chapitre 2. La forme de ce critère s'appuie sur deux phénomènes principaux :

- un comportement hystérétique ;
- l'accumulation de déplacements résiduels (modélisée plus tard par les mécanismes de viscosité).

Dans le cadre d'études d'assemblages collés, incluant un matériau polymère, les déplacements résiduels observés sont généralement liés aux mécanismes visqueux [14, 82]. En effet, ce qui est généralement associé à des mécanismes de plasticité pour expliquer un effet Rochet pour les matériaux métalliques, sera dans notre cas considéré plutôt comme un fluage autour de l'effort moyen. Cette démarche semble d'autant plus justifiée qu'en l'absence d'effort moyen (Chapitre 2), le comportement cyclique ne semblait présenter aucun déplacement cumulé. Afin de mettre en place le critère et justifier sa forme, l'évolution des déplacements cumulés moyens sur un essai du Chapitre 2 ( $R = -1$  et  $F_{max}$  15 kN) est donnée dans la Figure 3.5 sur les composantes normale et tangentielle. Pour un essai à grand nombre cycles, aucun déplacement cumulé n'est observé. Ce qui permet d'affirmer qu'à  $R = -1$ , seul le comportement hystérétique intervient dans l'estimation de la durée de vie.

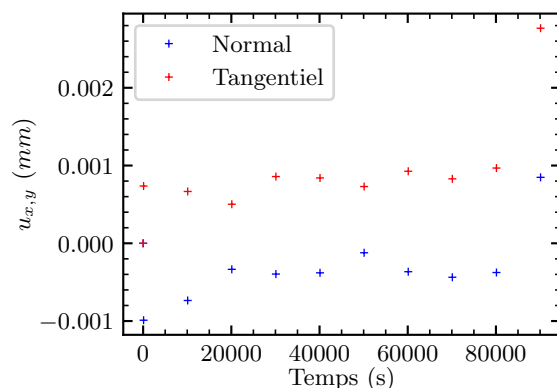


Figure 3.5 : Évolution des déplacements cumulés moyens à  $R = -1$

Le comportement hystérétique et le comportement en fluage sont illustrés dans la Figure 3.6, où le comportement hystérétique est illustré pour un essai à  $R = -1$  et 1 Hz, pour une amplitude d'effort  $F_a = 20\text{kN}$ , et le cumul de déplacements au cours des cycles pour un essai à  $R = -0.2$  et 1 Hz, à  $F_{moy} = 7,6\text{ kN}$ . Le travail en fluage équivalent  $W_{creep}$  considéré correspond à l'aire sous la courbe du déplacement moyen dans le temps (Figure 3.6.c), tandis que  $W_{hyst}$  correspond à l'aire de la boucle d'hystérèse (Figure 3.6.a).

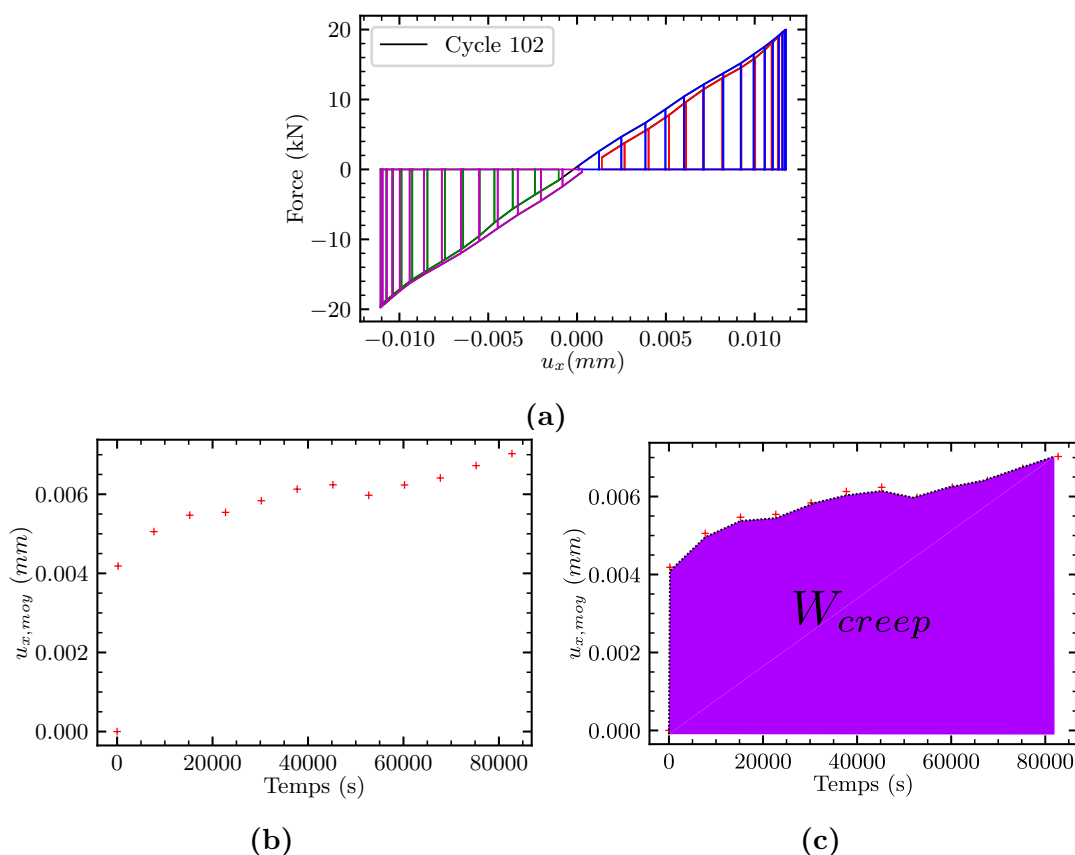


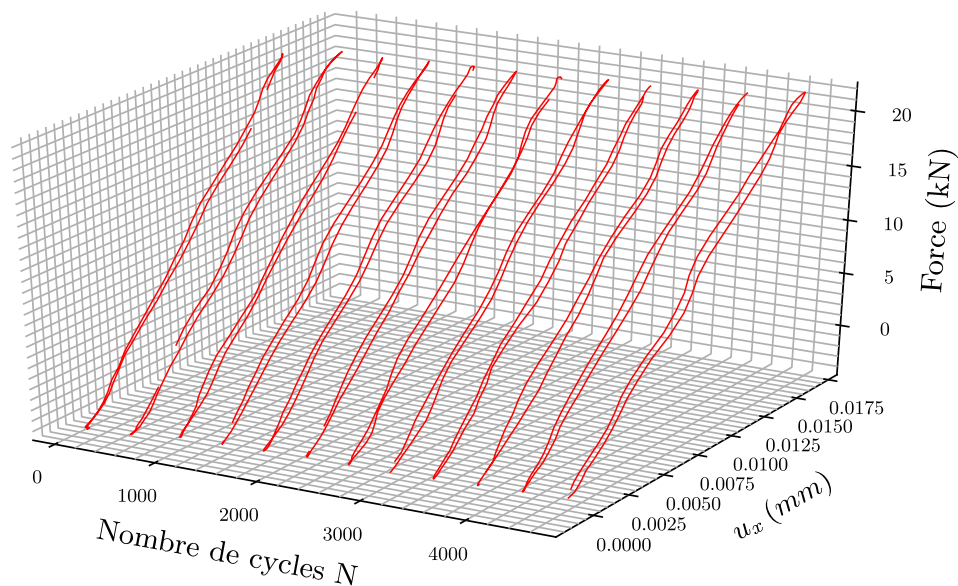
Figure 3.6 : Stratégie d'identification d'un critère d'amorçage basé sur un comportement hystérétique et des mécanismes de fluage

### 3.2.2 Comportement hystérétique

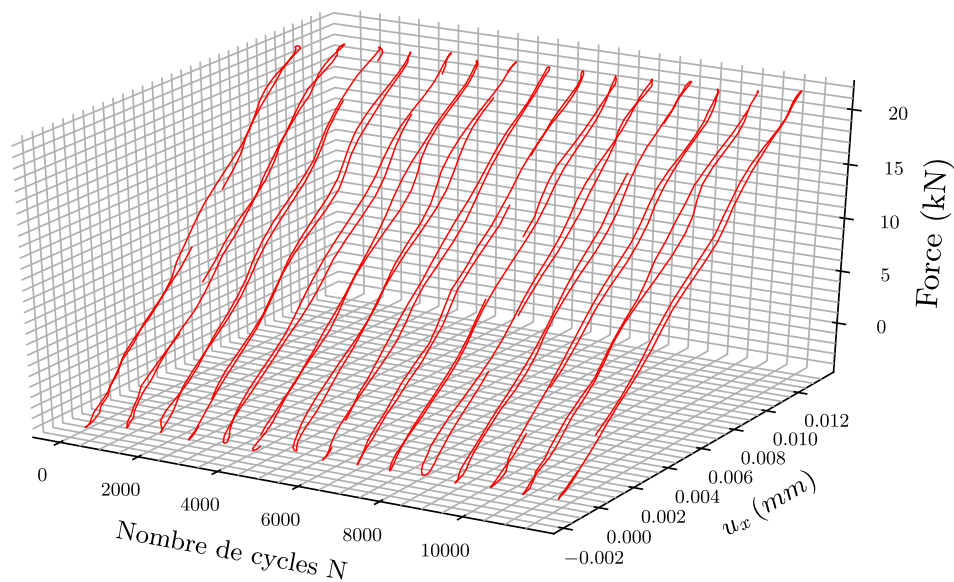
Afin de valider la forme du critère à identifier, il faut pouvoir s'assurer que l'ensemble des phénomènes décrits par le critère puisse se mesurer lors d'essais à  $R = -0.2$  et  $f_s = 1$  Hz. Les courbes force-déplacement sur la composante tangentielle des essais à  $R = -0.2$  et 1 Hz sont représentées dans la Figure 3.7. Il est observé à nouveau un comportement hystérétique de l'assemblage pour une valeur de rapport de charge  $R$  différente. Afin de valider la première partie du critère, le travail tangentiel stocké par cycle  $\Delta W$  est déterminé pour différents cas de chargements. L'évolution des  $\Delta W$  est fournie dans la Figure 3.8, où il est observé qu'à partir du 100<sup>ème</sup> cycle, cette valeur se stabilise. L'ensemble de ces observations permettent de valider la forme de la partie hystérétique du critère. Les valeurs de travaux stockés sont données dans le Tableau 3.6.

$F_{max}$ (kN)	Nombre moyen de cycles à rupture $N_r$	Travail stocké $\Delta W$ (mJ)
22	7 437	9.71
20	13 735	6.34
19	73 983	5.6

**Tableau 3.6** : Travaux stockés à  $R = -0.2$  et 1 Hz



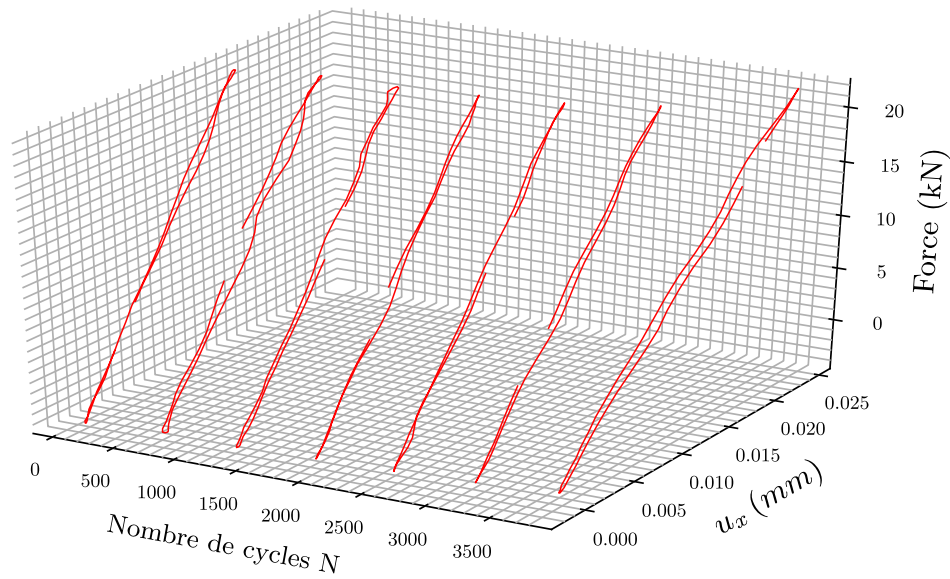
(a)



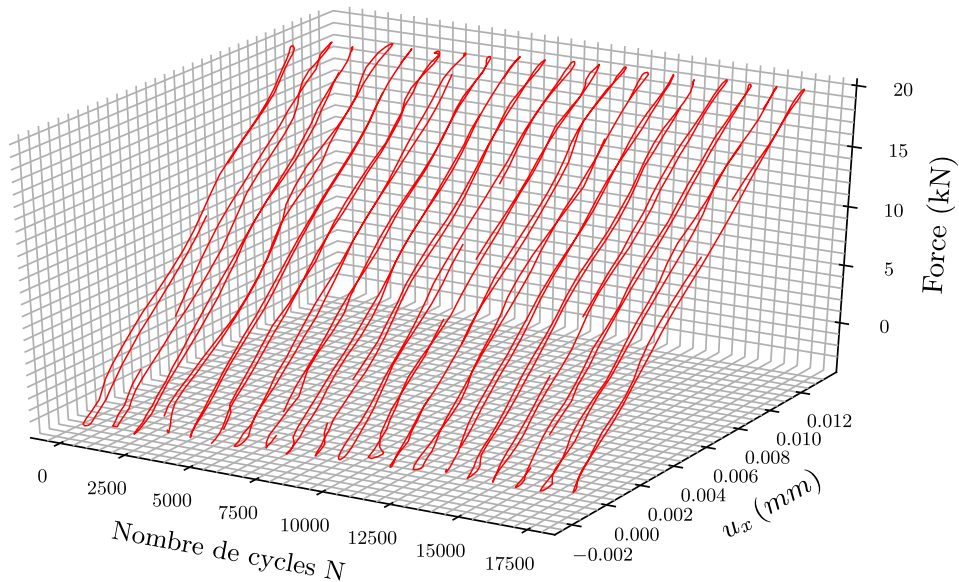
(b)

**Figure 3.7 :** Comportement hystérétique sur des essais en fatigue alternée ( $R = -0.2$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 22$  kN (a-c),  $F_{max} = 20$  kN (d-e) et  $F_{max} = 19$  kN (f-g)



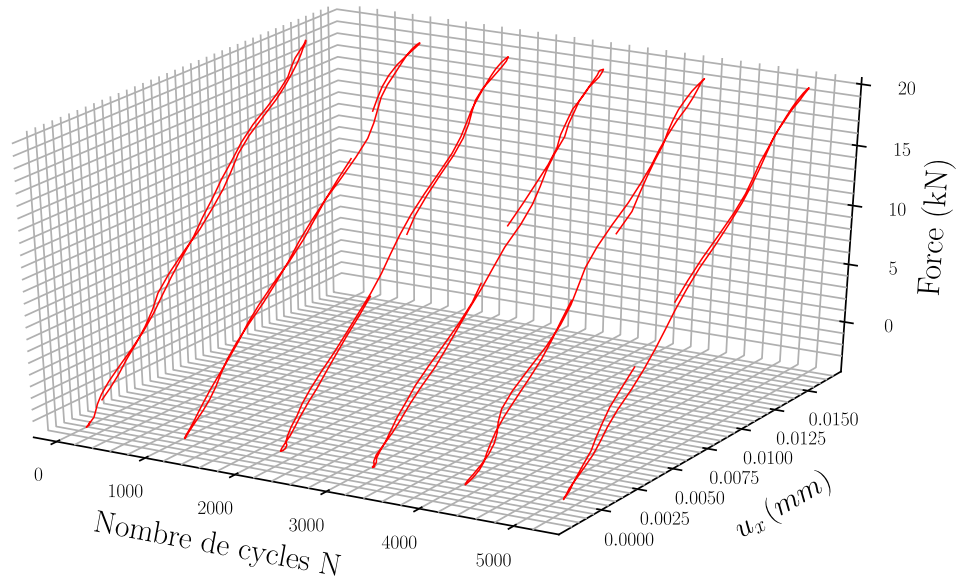


(c)

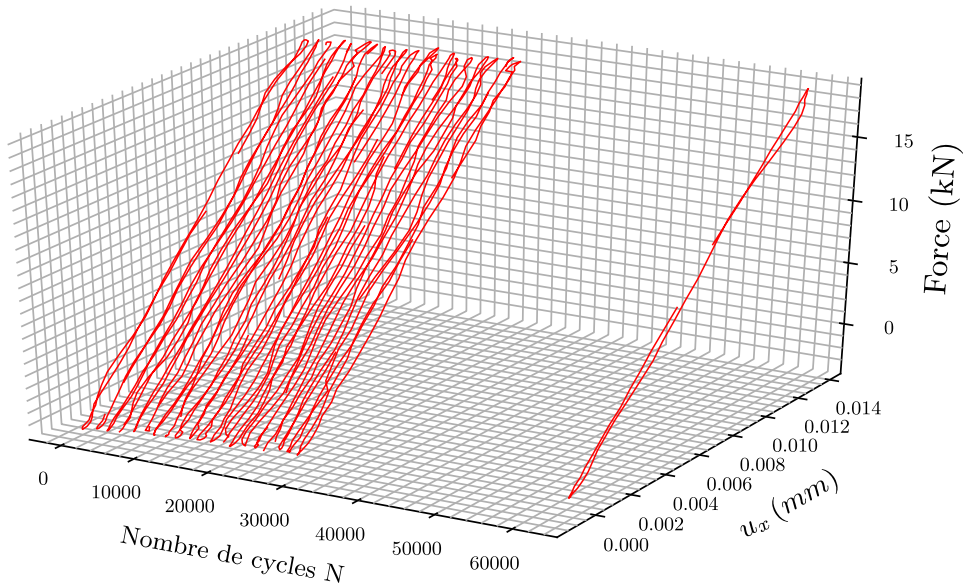


(d)

**Figure 3.7** : Comportement hystérique sur des essais en fatigue alternée ( $R = -0.2$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 22$  kN (a-c),  $F_{max} = 20$  kN (d-e) et  $F_{max} = 19$  kN (f-g)

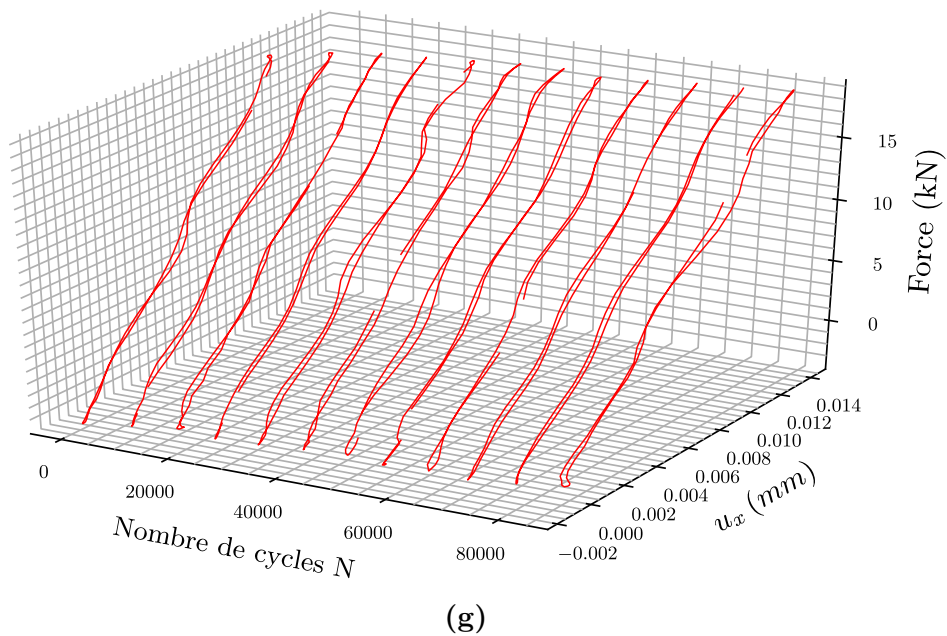


(e)



(f)

**Figure 3.7 :** Comportement hystérétique sur des essais en fatigue alternée ( $R = -0.2$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 22$  kN (a-c),  $F_{max} = 20$  kN (d-e) et  $F_{max} = 19$  kN (f-g)



**Figure 3.7 :** Comportement hystérétique sur des essais en fatigue alternée ( $R = -0.2$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 22$  kN (a-c),  $F_{max} = 20$  kN (d-e) et  $F_{max} = 19$  kN (f-g)

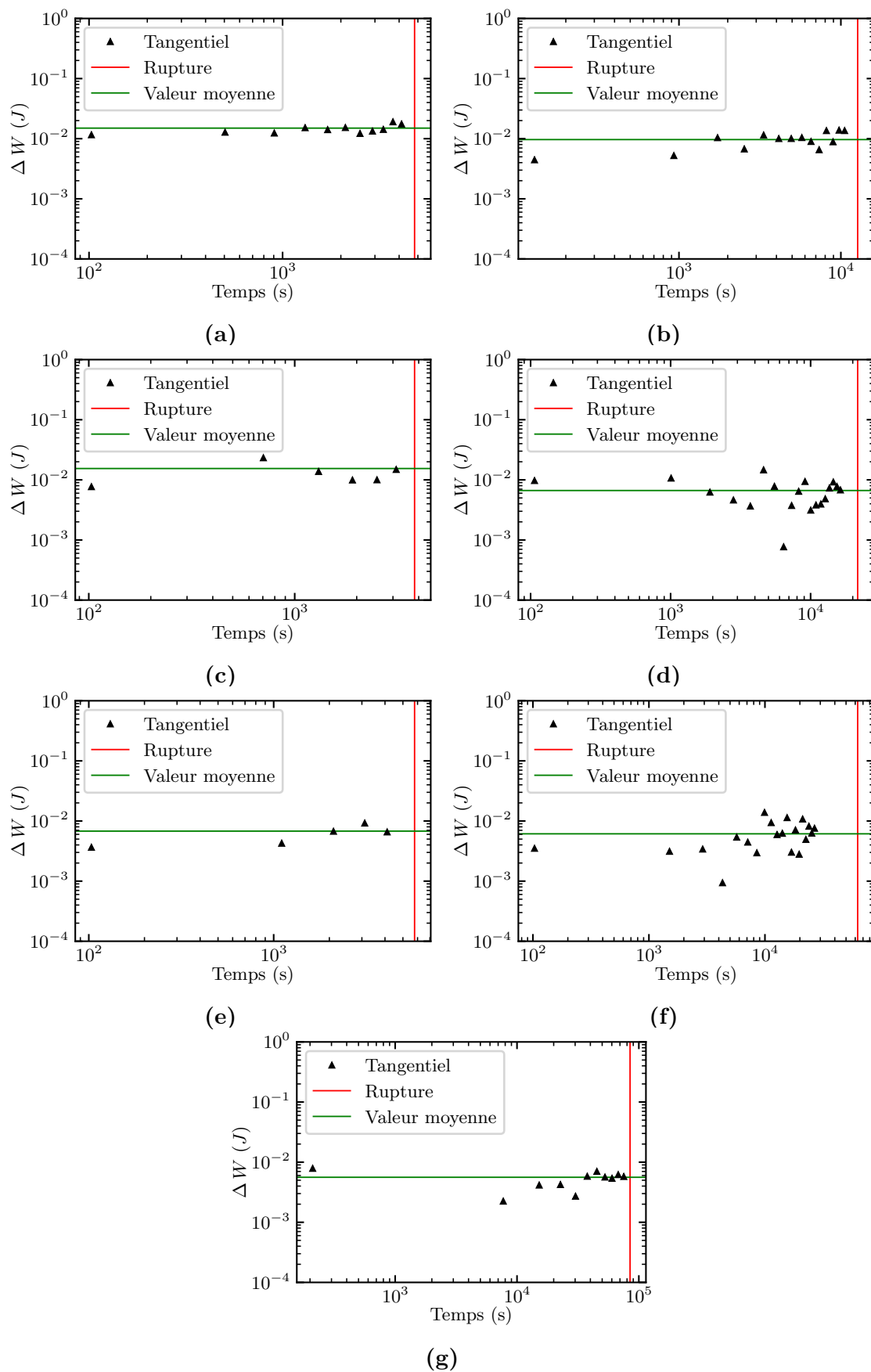


Figure 3.8 : Stabilisation des cycles sur des essais en fatigue alternée ( $R = -0.2$  et 1 Hz)

### 3.2.3 Comportement en fluage

Dans cette partie, l'ensemble des valeurs de travaux donnés est calculé depuis les mesures expérimentales. Les évolutions des déplacements moyens normaux et tangentiels sont représentées pour l'ensemble des cas de chargements à  $R = -0.2$  et 1 Hz. Ces évolutions sont représentées dans la Figure 3.9. Il est observé que les déplacements moyens normaux et tangentiels évoluent dans le temps. Il y a donc un cumul de déplacements résiduels associés à des mécanismes visqueux ou un fluage de l'adhésif au sein de l'assemblage collé. Cette observation permet de justifier la forme de la seconde partie du critère combiné, concernant le travail en fluage équivalent  $W_{creep}$ . Au regard des observations faites sur l'évolution des déplacements moyens,  $W_{creep}$  peut s'écrire sous la forme :

$$W_{creep} = W_{creep,x} + W_{creep,y} \quad (3.4)$$

$$W_{creep,x} = \frac{F_{moy}}{t_r} \int_0^{t_r} u_{moy,x} dt \quad (3.5)$$

$$W_{creep,y} = \frac{F_{moy}}{t_r} \int_0^{t_r} u_{moy,y} dt \quad (3.6)$$

où  $W_{creep,x}$  et  $W_{creep,y}$  représentent respectivement les travaux en fluage équivalents tangentiels et normaux,  $u_{moy,x}$  et  $u_{moy,y}$  les déplacements moyens tangentiels et normaux mesurés lors du cycle. Pour rappel ; les déplacements cumulés moyens sur un cycle sont calculés de la manière suivante :

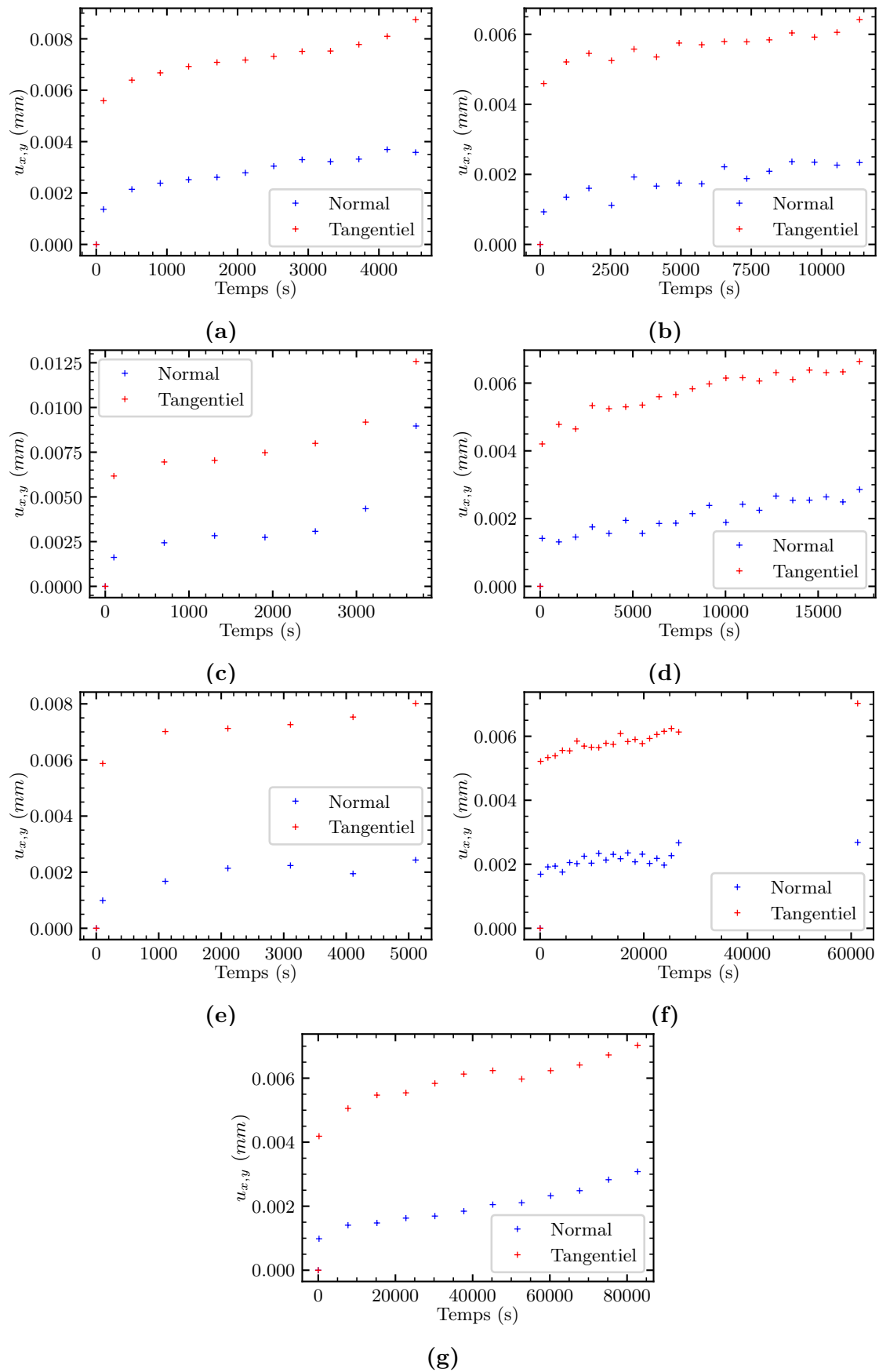
$$u_{x,y,moy} = \frac{u_{x,y,min} + u_{x,y,max}}{2} \quad (3.7)$$

où  $u_{min}$  et  $u_{max}$  représentent les déplacements maximal et minimal sur un cycle de chargement, pour les composantes considérées. Les travaux en fluage sont alors calculés depuis les valeurs moyennes de déplacements mesurés pour chaque cas de chargement dans le Tableau 3.7. Il est constaté que le travail en fluage calculé diminue avec le niveau d'effort moyen.

$F_{max}$ (kN)	Temps à rupture $t_r$ (s)	Travail en fluage stocké moyen $W_{creep}$ (mJ)
22	7 437	63.9
20	13 735	49.4
19	73 983	35.5

**Tableau 3.7 :** Travaux équivalents en fluage à  $R = -0.2$  et 1 Hz

L'ensemble des travaux hystérétiques et en fluage est calculé et comparé à la valeur  $W_{crit}$  identifiée et calculée dans le chapitre 2. Ces valeurs sont fournies dans le Tableau 3.8. À partir du critère, les valeurs de travaux critiques calculés sont inférieures à  $W_{crit}$  dont la valeur avait été estimée à 211,3 mJ. Au regard de l'identification de la partie hystérétique du critère combiné, la contribution du fluage à la durée de vie semble sous-estimée dans la forme proposée du critère. Une modification du critère sera réalisée afin de tenir compte plus efficacement de la contribution du fluage.



**Figure 3.9** : Évolution des déplacements cumulés moyens lors des essais en fatigue alternée ( $R = -0.2$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 22$  kN (a-c),  $F_{max} = 20$  kN (d-e) et  $F_{max} = 19$  kN (f-g)

$F_{moy}$ (kN)	$W_{creep}$ (mJ)	$W_{hyst}$ (mJ)	$W_{tot}$	$W_{crit}$ (mJ)
8.8	63.9	93.6	157.5	
8	49.4	71.4	120.8	211.3
7.6	35.5	97.3	132.8	

**Tableau 3.8 :** Travaux hystérétiques et équivalents en fluage à  $R = -0.2$  et 1 Hz

### 3.2.4 Réponse du critère combiné

Pour prendre en compte la contribution du fluage sur la tenue en fatigue des assemblages collés, le critère « combiné » est modifié sous la forme :

$$W_{crit} = W_{hyst} + f(N_c)W_{creep} \quad (3.8)$$

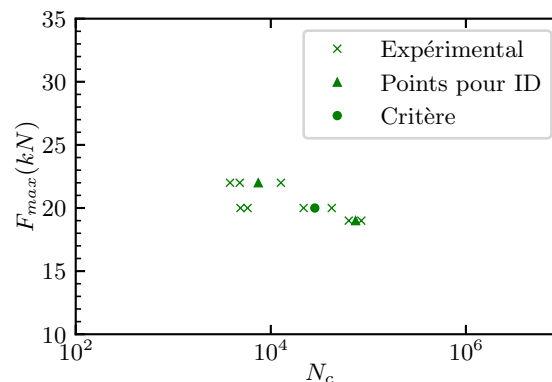
où  $f(N_c)$  est une pondération non-constante, fonction du nombre de cycles. Elle s'écrit sous la forme :

$$f(N_c) = \alpha_w N_c^{\beta_w} \quad (3.9)$$

où  $\alpha_w$  et  $\beta_w$  sont deux coefficients de la pondération. Ces deux coefficients sont identifiés à partir des nombres de cycles à rupture moyens représentés dans la Figure 3.10 (essais à  $F_{max} = 22$  kN et  $F_{max} = 19$  kN). Les paramètres identifiés sont donnés dans le Tableau 3.9.

Paramètres	$\alpha_w$	$\beta_w$
Valeurs	0.21	0.24

**Tableau 3.9 :** Paramètres de la loi de pondération du critère



**Figure 3.10 :** Comparaison entre tenue en fatigue expérimentale et prévision issue du critère combiné à 1 Hz

Dans cette section, l'effet du rapport de charge sur la tenue en fatigue a été étudié. Cela a montré que les effets d'un effort moyen sont, pour les gammes de fréquence

et de rapports de charge étudiés, prédominants devant ceux de la fréquence de sollicitation. Sur la base des observations d'un comportement hystérétique ainsi que du déplacement cumulé, un critère combiné a été choisi et ses paramètres identifiés. Ce critère décrit de manière satisfaisante le comportement en fatigue sur la gamme étudiée mais nécessiterait bien entendu plus d'essais afin d'être validé sur une plus grande gamme de durée de vie.

### 3.3 Comparaisons essais-calculs pour le comportement hystérétique et mécanismes de fluage

Les précédentes observations ont permis de montrer qu'un cumul de déplacements moyens se produit lors des essais à  $R = -0.2$ . Ce cumul de déplacements peut s'expliquer par le fluage autour d'une effort moyen, dû à des mécanismes visqueux (ou plastiques). Ceci constitue la première hypothèse de travail. Dans le cadre de ce travail, il sera considéré que le fluage observé est d'origine viscoélastique. En première approche, la viscoélasticité observée sera décrite par un modèle de Maxwell généralisé. Après avoir posé le cadre de l'étude et les hypothèses, une démarche de comparaison essai-calcul est réalisée afin d'identifier le modèle de comportement viscoélastique de l'adhésif à partir des données expérimentales.

#### 3.3.1 Modèle EF et stratégie de calcul

##### Identification d'un modèle viscoélastique à $R = -0.2$

Afin d'identifier un modèle viscoélastique de type Maxwell généralisé, les mécanismes sont supposés suivre une répartition bi-spectrale sur chaque composante, avec des mécanismes viscoélastiques centrés aux temps courts et aux temps longs. Les centres des spectres ne sont plus considérés comme identiques, de même que pour les étendues. Les bi-spectres sont définis de la manière suivante par leur densité de probabilité :

$$\overline{\mu}_{i,g} = \frac{1}{n_{01,g}\sqrt{\pi}} \exp\left(-\left(\frac{n_i - n_{c1,g}}{n_{01,g}}\right)^2\right) + \frac{1}{n_{02,g}\sqrt{\pi}} \exp\left(-\left(\frac{n_i - n_{c2,g}}{n_{02,g}}\right)^2\right) \quad (3.10)$$

$$\overline{\mu}_{i,k} = \frac{1}{n_{01,k}\sqrt{\pi}} \exp\left(-\left(\frac{n_i - n_{c1,k}}{n_{01,k}}\right)^2\right) + \frac{1}{n_{02,k}\sqrt{\pi}} \exp\left(-\left(\frac{n_i - n_{c2,k}}{n_{02,k}}\right)^2\right) \quad (3.11)$$

où  $n_{01,g}$  et  $n_{01,k}$  représentent respectivement les étendues des spectres déviatorique et hydrostatique aux temps courts,  $n_{02,g}$  et  $n_{02,k}$  représentent les étendues des spectres aux temps longs. Les paramètres  $n_{c1,g}$  et  $n_{c1,k}$  sont respectivement les centres des spectres déviatorique et hydrostatique aux temps courts,  $n_{c2,g}$  et  $n_{c2,k}$  les centres des spectres aux temps longs. L'expression des temps de relaxation reste identique :



$$\tau_i = \exp(n_i) \quad (3.12)$$

Afin de conserver une description « complète » du spectre durant l'identification, les valeurs de temps de relaxation ne sont pas fixées et sont rendues dépendantes des valeurs de centre et d'étendue spectrale aux temps courts et aux temps longs :

$$\tau_{max} = \max(n_{c2,g} + 2n_{02,g}; n_{c2,k} + 2n_{02,k}) \quad (3.13)$$

$$\tau_{min} = \min(n_{c1,g} - 2n_{01,g}; n_{c1,k} - 2n_{01,k}) \quad (3.14)$$

où  $\tau_{max}$  et  $\tau_{min}$  correspondent aux temps de relaxation maximal et minimal des spectres viscoélastiques. L'expression analytique de ces temps de relaxation permet d'obtenir le balayage entier de chaque spectre sur chaque composante. Les bornes sont définies de telle sorte que le centre du spectre aux temps courts  $n_{c,1}$  ne coïncide pas avec le centre du spectre aux temps longs  $n_{c,2}$  ( $n_{c,1} \leq n_{c,2}$ ). En effet, on cherche ici à distinguer les mécanismes hystérétiques liés aux temps courts de ceux en fluage liés à des temps de sollicitation beaucoup plus longs. Pour ce faire, les centres et étendues ont été fixés dans des intervalles tels que  $n_{c,1(g,k)} \in [-10;3]$ ,  $n_{c,2(g,k)} \in [4;20]$  et  $n_{0,1-2(g,k)} \in [1;15]$ . En utilisant l'ensemble de ces équations, les paramètres  $g_i$  et  $k_i$  du chapitre 2, correspondant aux poids de chaque mécanisme, s'expriment de la même manière :

$$g_i = \frac{\overline{\mu_{i,g}}}{\sum_{i=1}^N \overline{\mu_{i,g}}} \quad (3.15)$$

$$k_i = \frac{\overline{\mu_{i,k}}}{\sum_{i=1}^N \overline{\mu_{i,k}}} \quad (3.16)$$

où  $N$  représente le nombre de mécanismes considérés. Le modèle viscoélastique est alors identifié à partir des essais de fatigue, afin de tenir compte de l'influence de la fréquence et de l'effort moyen. Il existe donc un jeu de 8 paramètres à identifier (4 centres et 4 étendues) regroupés au sein d'un vecteur  $\Gamma_i$  :

$$\Gamma_i = (n_{c1,g}, n_{c1,k}, n_{c2,g}, n_{c2,k}, n_{01,g}, n_{01,k}, n_{02,g}, n_{02,k}) \quad (3.17)$$

L'identification d'un jeu de paramètres solution se fera par optimisation suivant l'algorithme présenté dans le Chapitre 2 (section 2.4.2). La comparaison essai-calcul faite des hystérèses dans le chapitre 2 est conservée. Une comparaison des déplacements moyens normaux et tangentiels est ajoutée à l'écriture de la fonction à minimiser pour rajouter la description du fluage :

$$\min_{\Gamma_i} \sum_{i=1}^5 \Lambda_i \quad (3.18)$$

où pour chaque  $\Lambda_i$  :

$$\Lambda_1 = \alpha \left( \frac{K_{f_2,EF}^t}{K_{f_2,exp}^t} - 1 \right)^2 \quad (3.19)$$

$$\Lambda_2 = \beta \left( \frac{\Delta W_{f_1,EF}^t}{\Delta W_{f_1,exp}^t} - 1 \right)^2 \quad (3.20)$$

$$\Lambda_3 = \gamma \left( \frac{\Delta W_{f_2,EF}^t}{\Delta W_{f_2,exp}^t} - 1 \right)^2 \quad (3.21)$$

$$\Lambda_4 = \delta \left( \frac{u_{x,moy,EF} \left( \frac{t_r}{2} \right)}{u_{x,moy,exp} \left( \frac{t_r}{2} \right)} - 1 \right)^2 \quad (3.22)$$

$$\Lambda_5 = \varepsilon \left( \frac{u_{y,moy,EF} \left( \frac{t_r}{2} \right)}{u_{y,moy,exp} \left( \frac{t_r}{2} \right)} - 1 \right)^2 \quad (3.23)$$

où  $K_{f_i}^t$  représente la raideur cyclique tangentielle pour une fréquence  $f_i$ ,  $\Delta W^t$  les travaux stockés sur la composante tangentielle pour une fréquence  $f_i$ ,  $u_{x,moy} \left( \frac{t_r}{2} \right)$  et  $u_{y,moy} \left( \frac{t_r}{2} \right)$  les déplacements moyens tangentiels et normaux à demi-durée de vie, enfin,  $f_1 = 5$  Hz,  $f_2 = 1$  Hz. Les coefficients  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $\delta$  et  $\varepsilon$  sont des pondérations. Chaque composante de la fonction à minimiser joue un rôle différent :

- le terme  $\Lambda_3$ , de manière identique à la démarche du Chapitre 2, sert à comparer et identifier la partie hystérétique du comportement. Il se base sur la valeur d'un cycle stabilisé à  $f_s = 1$  Hz, ( $N_r \simeq 10^3$  cycles) pour l'essai à  $F_{max} = 20$  kN et  $R = -1$  ;
- les termes  $\Lambda_4$  et  $\Lambda_5$  servent à identifier la partie fluage du comportement. Les valeurs de déplacements moyens cumulés sur chaque composante pour un essai à grand nombre de cycles ( $N_r \simeq 10^5$  cycles), à mi-durée de vie  $\left( \frac{t_r}{2} \right)$  sont utilisés et comparés aux valeurs numériques. L'essai de la Figure 3.9.f est utilisé. Afin de gagner en durée de calcul, les déplacements à mi-durée de vie sont utilisés, sous l'hypothèse que le cumul de déplacements moyens observé ait commencé à atteindre une asymptote et que son évolution soit négligeable pour la suite de l'essai ;
- les termes  $\Lambda_1$  et  $\Lambda_2$  sont ajoutés ici afin de donner de la robustesse et un sens physique à l'identification. Comme décrit dans le Chapitre 2, il n'y a pas d'unicité de la solution. Au regard des observations expérimentales, ces paramètres sont fixés de telle sorte que  $\Delta W_{f_1,exp}^t \leq \Delta W_{f_2,exp}^t$ , et que la raideur cyclique tangentielle numérique  $K_{f_2,EF}^t$  soit proche de la raideur cyclique tangentielle expérimentale  $K_{f_2,exp}^t$ .

Les valeurs des pondérations utilisées lors de l'optimisation sont données dans le Tableau 3.10. L'accent est mis sur l'aspect hystérétique et le fluage. C'est pourquoi les valeurs des coefficients  $\beta$ ,  $\gamma$ ,  $\delta$  et  $\varepsilon$  sont plus élevées que  $\alpha$ .

Pondération	Valeur
$\alpha$	0.1
$\beta$	0.25
$\gamma$	0.25
$\delta$	0.2
$\varepsilon$	0.2

**Tableau 3.10 :** Pondérations de la fonction à minimiser

Le schéma d'identification est identique à celui du chapitre 2 (Figure 2.22).

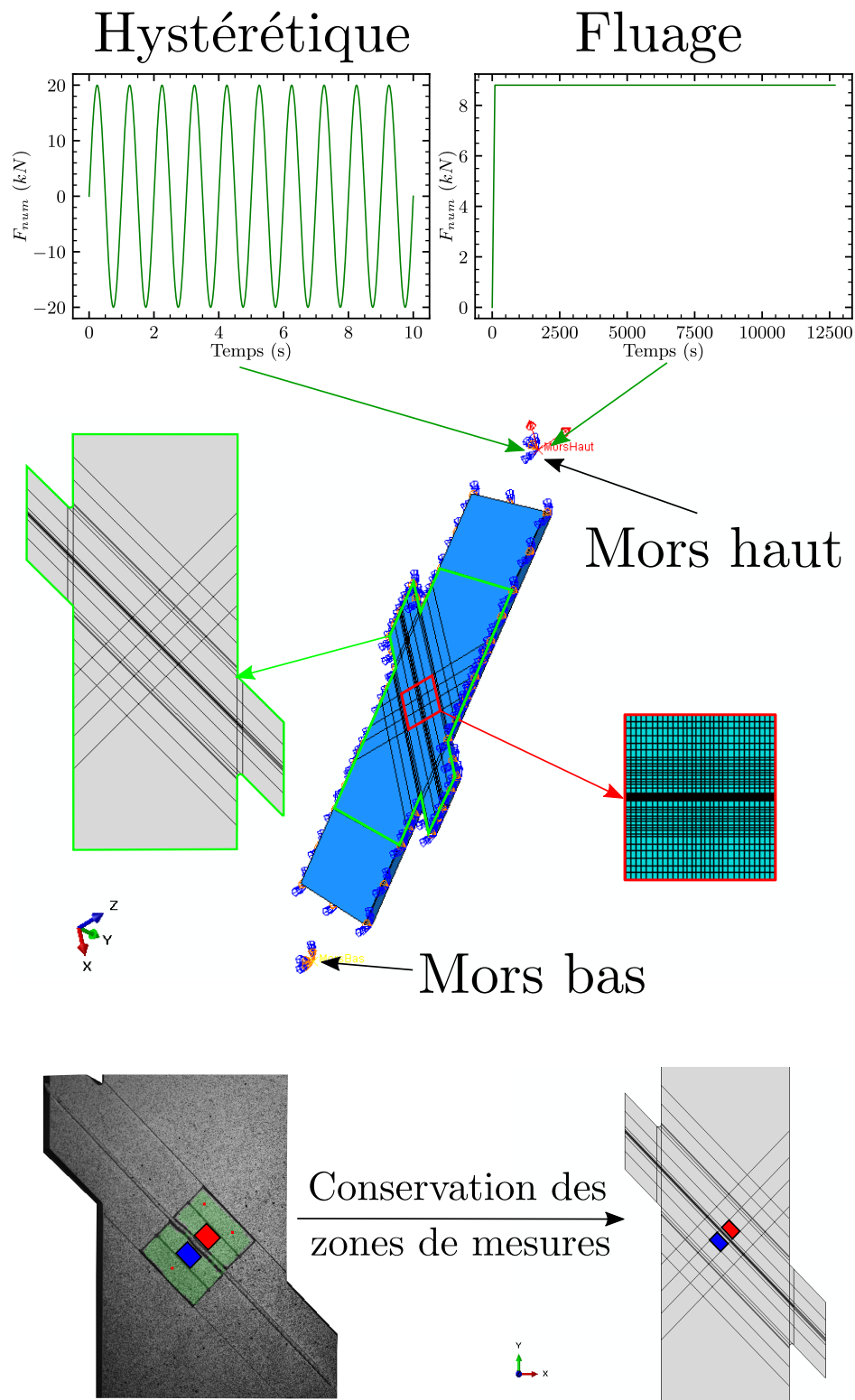
## Présentation du modèle EF

Le modèle EF défini dans la section 2.3 du chapitre 2 est réutilisé afin d'identifier les paramètres viscoélastiques. Trois calculs éléments finis ont lieu en parallèle :

- un premier calcul EF à  $R = -1$  et 1 Hz, dans lequel un chargement cyclique d'amplitude d'effort  $F_a = 20$  kN est reproduit sur les 10 premiers cycles, afin d'identifier l'aire d'hystérèse  $\Delta W$  et la raideur sécante  $K_t$ , sur le dixième cycle considéré comme stabilisé (Chapitre 2) ;
- un second calcul EF à  $R = -1$  et 5 Hz, dans lequel un chargement cyclique d'amplitude d'effort  $F_a = 20$  kN est reproduit sur les 10 premiers cycles, afin d'identifier les effets de fréquence ;
- un troisième calcul EF où un effort moyen  $F_{moy} = 7.6$  kN (essai à  $R = -0.2$  et 1 Hz pour un niveau d'effort maximal  $F_{max} = 19$  kN) est maintenu pendant  $\frac{t_r}{2}$  afin de calculer un comportement en fluage autour de l'effort moyen.

Le choix d'identifier la partie fluage en appliquant un niveau d'effort moyen  $F_{moy}$  pour évaluer les déplacements moyens reste une hypothèse dont il faudrait vérifier l'implication. Elle est motivée par une raison principale : l'objectif est de gagner en temps de calcul et de proposer une méthode d'identification rapide, or, réaliser un essai de fatigue sur une éprouvette en cyclant autour d'un effort moyen  $F_{moy}$  sur une durée de cycle négligeable devant celle de l'essai semble cohérent à comparer à un fluage autour d'un effort moyen. Cette comparaison a été réalisée dans les travaux de Bidaud [14] à des rapports de charge plus élevés, mais des fréquences de sollicitation plus faibles.

La description du modèle EF utilisée ainsi que les différentes conditions de chargement sont illustrés dans la Figure 3.11.



**Figure 3.11** : Présentation du modèle EF et de la stratégie d'identification du critère combiné

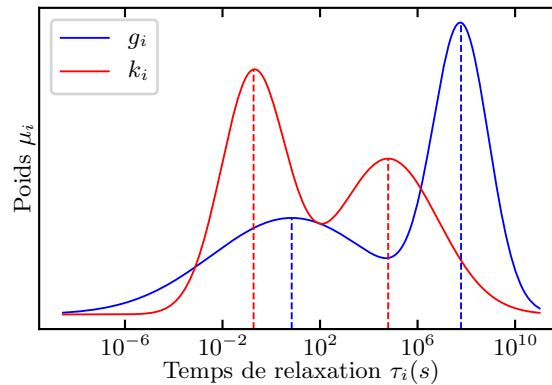
## Résultats de l'identification

Les résultats de l'identification des paramètres viscoélastiques issus de la minimisation de la fonction coût de la section précédente (Équation 3.18) sont donnés dans le Tableau 3.11. Les bi-spectres sont ensuite représentés dans la Figure 3.12, où plusieurs observations peuvent être réalisées :

- les spectres entiers ont pu être identifiés sur un intervalle de temps compris entre  $10^{-10}$  s et  $10^{12}$  s ;
- les mécanismes viscoélastiques de la composante déviatorique sont activés avant ceux de la composante hydrostatique (répartition différente des poids) ;
- les mécanismes de la composante hydrostatique sont activés sur un intervalle de temps plus court (entre  $10^{-5}$  s et  $10^{12}$  s) que celui de la composante déviatorique (entre  $10^{-10}$  s et  $10^{12}$  s).

Le bi-spectre présente plusieurs intérêts :

- la première partie du spectre permet de caractériser les effets de fréquence et de décrire la partie hystérétique du comportement aux temps courts ;
- la seconde partie du spectre permet de décrire les effets de fluage autour d'un effort moyen aux temps longs. Sur ces mécanismes aux temps longs, les mécanismes aux temps courts sont saturés. Ce qui permet de justifier en partie l'hypothèse qu'une courbe de fluage suffit pour l'identification.

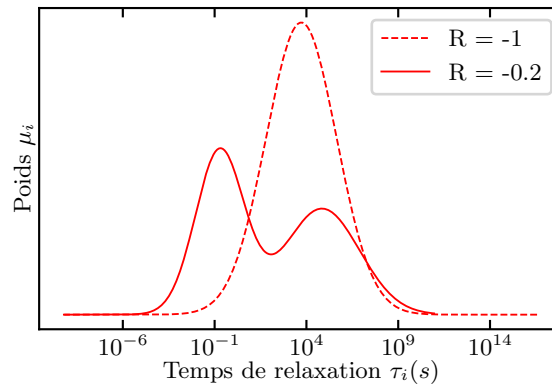


**Figure 3.12 :** Double répartition bi-spectrale identifiée pour la composante volumique et déviatorique du modèle de Maxwell généralisé

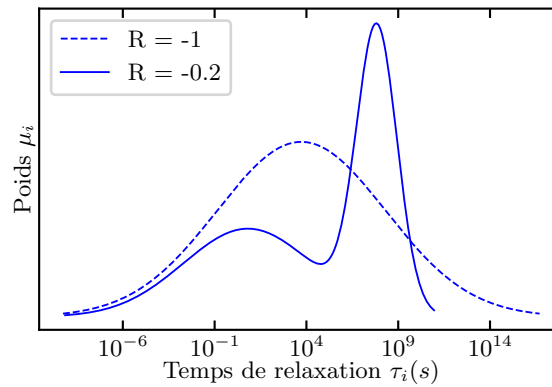
Paramètre	Valeur identifiée
$n_{c,1,g}$	1.87
$n_{c,2,g}$	18.04
$n_{c,1,k}$	-1.66
$n_{c,2,k}$	11.16
$n_{0,1,g}$	11.46
$n_{0,2,g}$	3.59
$n_{0,1,k}$	4.32
$n_{0,2,k}$	6.67

**Tableau 3.11** : Paramètres identifiés pour les modèles bi-spectraux en fatigue alternée

Les bi-spectres identifiés à  $R = -0.2$  sont ensuite comparés aux mono-spectres identifiés à  $R = -1$  dans les Figure 3.13 et Figure 3.14. La principale observation réalisée sur ces comparaisons montrent que les centres des mono-spectres à  $R = -1$  sont situés entre les centres aux temps courts et longs des bi-spectres. Ces identifications montrent qu'il existe différentes formes de spectres selon les mécanismes activés durant les essais de fatigue.



**Figure 3.13** : Comparaison des spectres de la composante hydrostatique à  $R = -1$  et  $R = -0.2$



**Figure 3.14** : Comparaison des spectres de la composante déviatorique à  $R = -1$  et  $R = -0.2$

### 3.3.2 Caractérisation du comportement matériau de l'adhésif

#### Vérification des hypothèses

Afin de s'assurer de la validité du critère dans une approche incrémentale, les aires des hystérèses sont évaluées pour les trois configurations de chargement établies afin de s'assurer que la valeur de  $\Delta W$  est constante au cours des cycles (à partir du dixième cycle). Cette stabilisation intervient rapidement pour les essais à  $R = -1$  aux environs du cycle n°5 (Figure 3.15.a-b), tandis qu'elle intervient aux alentours du cycle n°10 pour les essais à  $R = -0.2$  (Figure 3.15.c). Étant donné que ces stabilisations interviennent dès les premiers cycles, cela valide la modélisation EF proposée pour faible nombre de cycles (10 cycles) afin d'avoir accès à la valeur de  $\Delta W$  pour chaque essai. Cette information peut donc être extrapolée jusqu'au nombre de cycles à rupture, et donner une information rapide sur la contribution du comportement hystérétique à rupture.

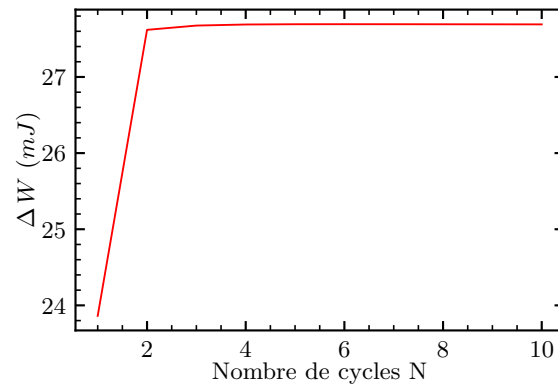
Les spectres étant différents de ceux identifiés à  $R = -1$ , la partie hystérétique a été ré-identifiée en raison de la dépendance entre les spectres aux temps courts et aux temps longs. Les travaux stockés issus de l'identification sont comparés aux valeurs expérimentales pour  $R = -1$  et 1 Hz, et  $R = -0.2$  et 1 Hz. Les résultats sont donnés dans le Tableau 3.12 et le Tableau 3.13.

Statut	$F_{max}$	$\Delta W_{exp}$ (mJ)	$\Delta W_{num}$ (mJ)
Identification	20	28.89	27.69
Validation	19	29.78	24.99
Validation	18.5	24.31	23.69
Validation	17	19.96	20.01
Validation	15	11.55	15.57

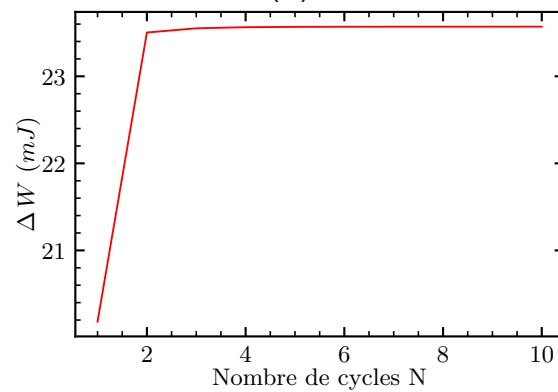
**Tableau 3.12** : Comparaison des travaux stockés expérimentaux vs. numériques à  $R = -1$  et 1 Hz pour le critère combiné

Statut	$F_{max}$	$\Delta W_{exp}$ (mJ)	$\Delta W_{num}$ (mJ)
Validation	22	9.71	4.49
Identification	20	6.34	3.71
Validation	19	5.64	3.35

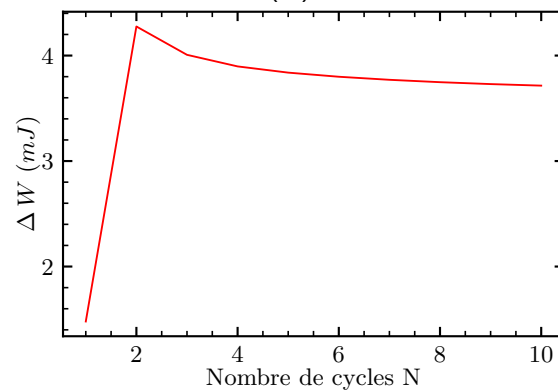
Tableau 3.13 : Comparaison des travaux stockés expérimentaux vs. numériques à  $R = -0.2$  et 1 Hz pour le critère combiné



(a)



(b)



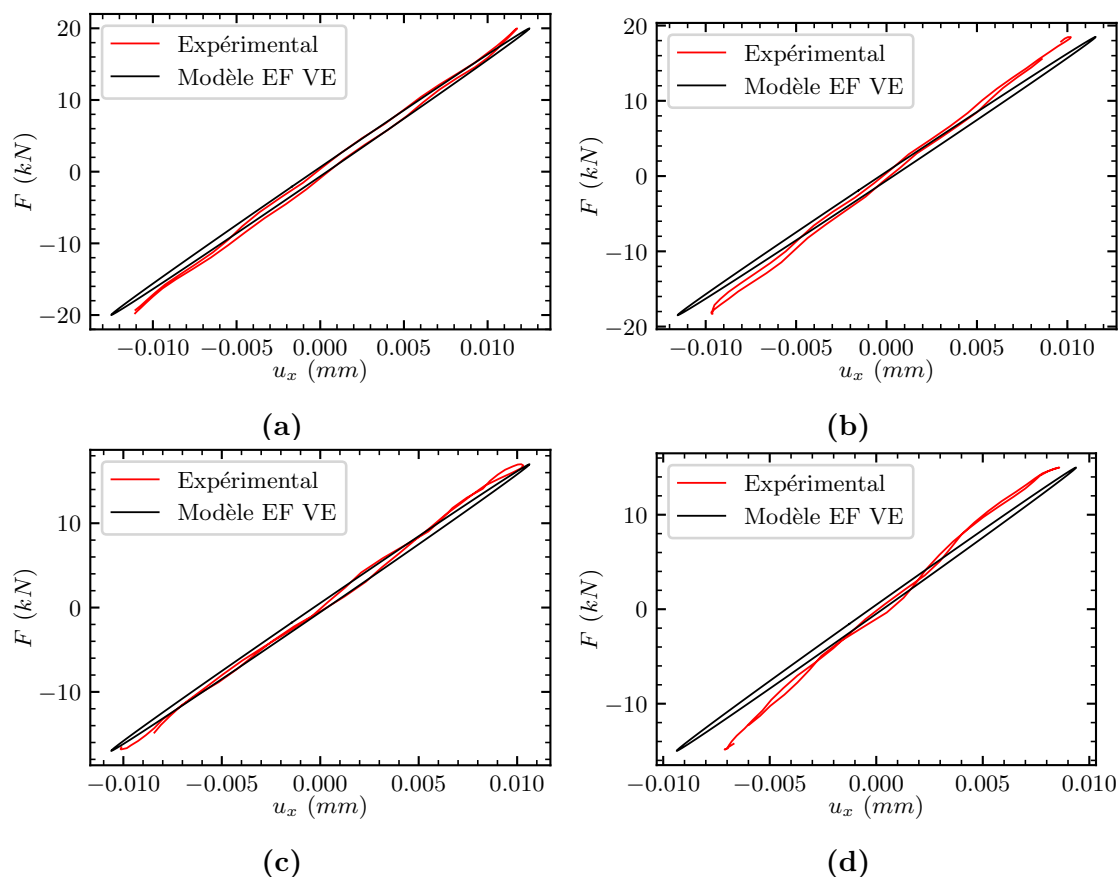
(c)

Figure 3.15 : Stabilisation des aires d'hystèreses numériques :  $R = -1$  et 1 Hz (a),  $R = -1$  et 5 Hz (b) et  $R = -0.2$  et 1 Hz (c)



## Comparaisons essais-calculs à $R = -1$ et $1$ Hz

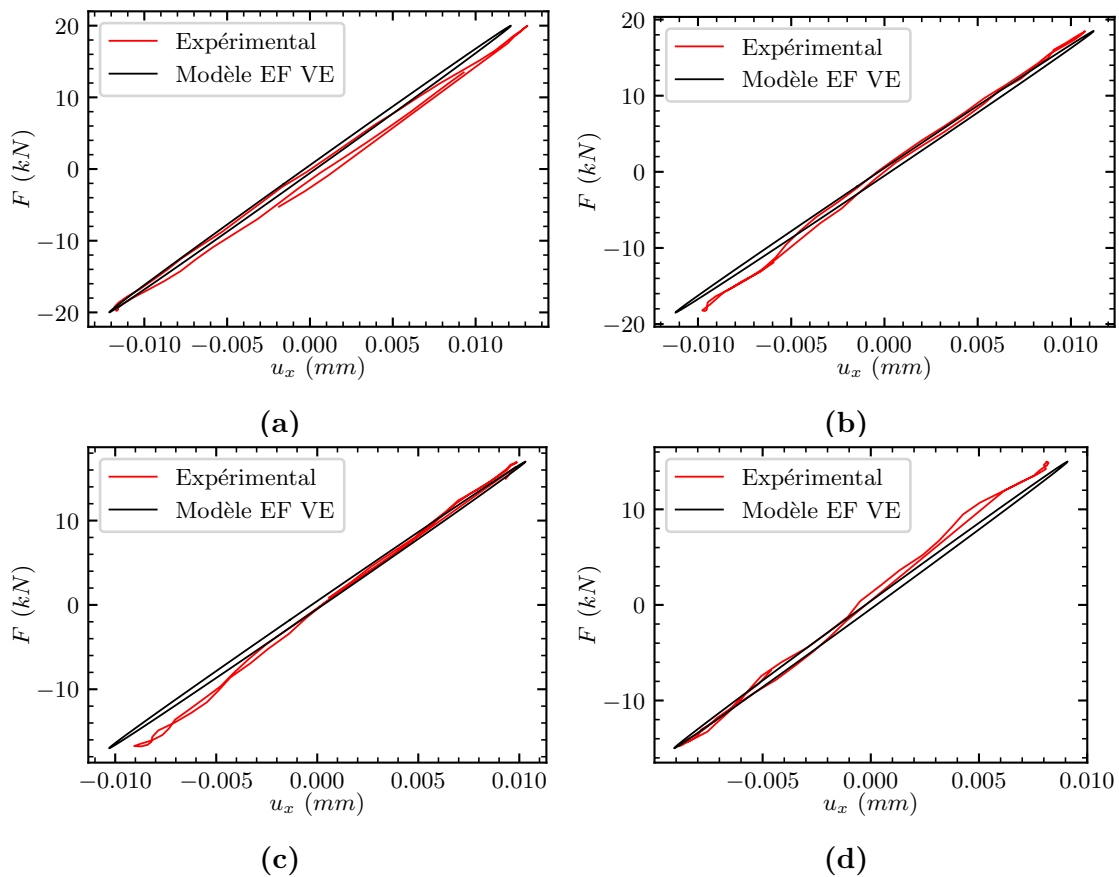
Pour rappel, l'identification s'est faite sur l'essai à  $F_{max} = 20$  kN, les autres comparaisons étant des validations. Une première comparaison essais-calculs est réalisée à  $R = -1$  et  $1$  Hz afin de vérifier les paramètres identifiés pour le modèle de comportement viscoélastique. La Figure 3.16 présente l'ensemble de ces comparaisons essais-calculs pour différents niveaux de chargement. L'essai de la Figure 3.16.a ( $F_{max} = 20$  kN) a permis d'identifier une partie du modèle viscoélastique (liée aux  $\Lambda_1$  et  $\Lambda_3$  de la fonction coût). La ré-identification de la partie hystérétique, tenant compte des phénomènes aux temps longs, semble robuste, mais des écarts en termes de raideur cyclique tangentielle  $K_t$  sont à noter pour les essais de plus faibles amplitudes (Figure 3.16.e-f).



**Figure 3.16** : Vérification par comparaisons essais-calculs pour le critère combiné : comparaisons des aires d'hystèreses pour différentes amplitudes de chargement ( $R = -1$  et  $1$  Hz) :  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 18.5$  kN (b),  $F_{max} = 17$  kN (c),  $F_{max} = 15$  kN (d)

### Comparaisons essais-calculs à $R = -1$ et 5 Hz

Les comparaisons essais-calculs à  $R = -1$  et 5 Hz conduisent à des résultats encourageants en termes de raideur cyclique tangentielle  $K_c$  identifiée. Comme indiqué dans le Chapitre 2, la description des hystérèses expérimentales à 5 Hz reste limitée en raison des vitesses de sollicitation et de la fréquence maximale d'acquisition du système de corrélation d'images 3D : la description des hystérèses restent donc difficilement exploitable. Les résultats des comparaisons essais-calculs sont donnés dans la Figure 3.17.

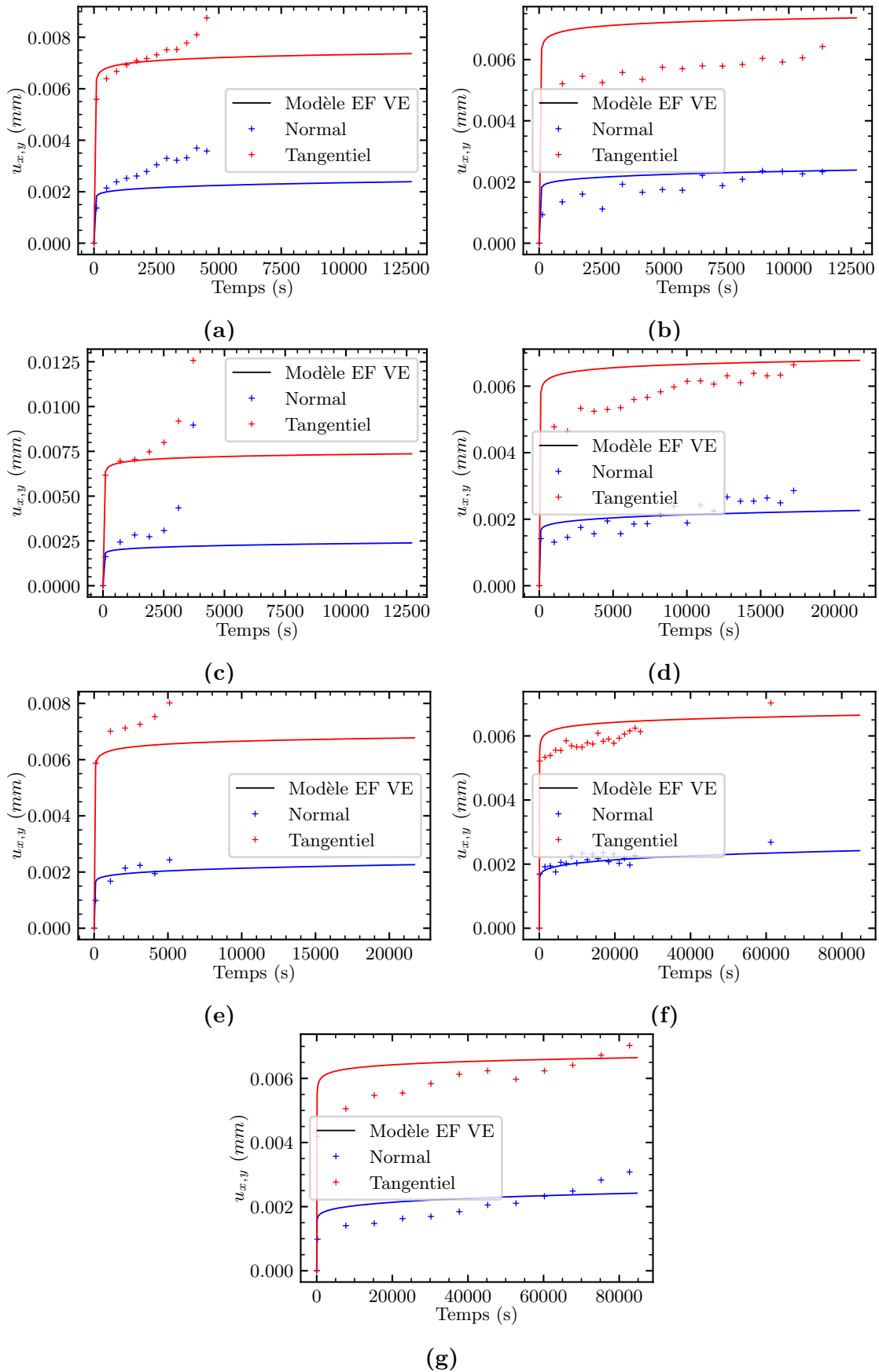


**Figure 3.17** : Vérification par comparaisons essais-calculs pour le critère combiné : comparaisons des aires d'hystérèses pour différentes amplitudes de chargement ( $R = -1$  et 5 Hz) ;  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 18.5$  kN (b),  $F_{max} = 17$  kN (c) et  $F_{max} = 15$  kN (d)

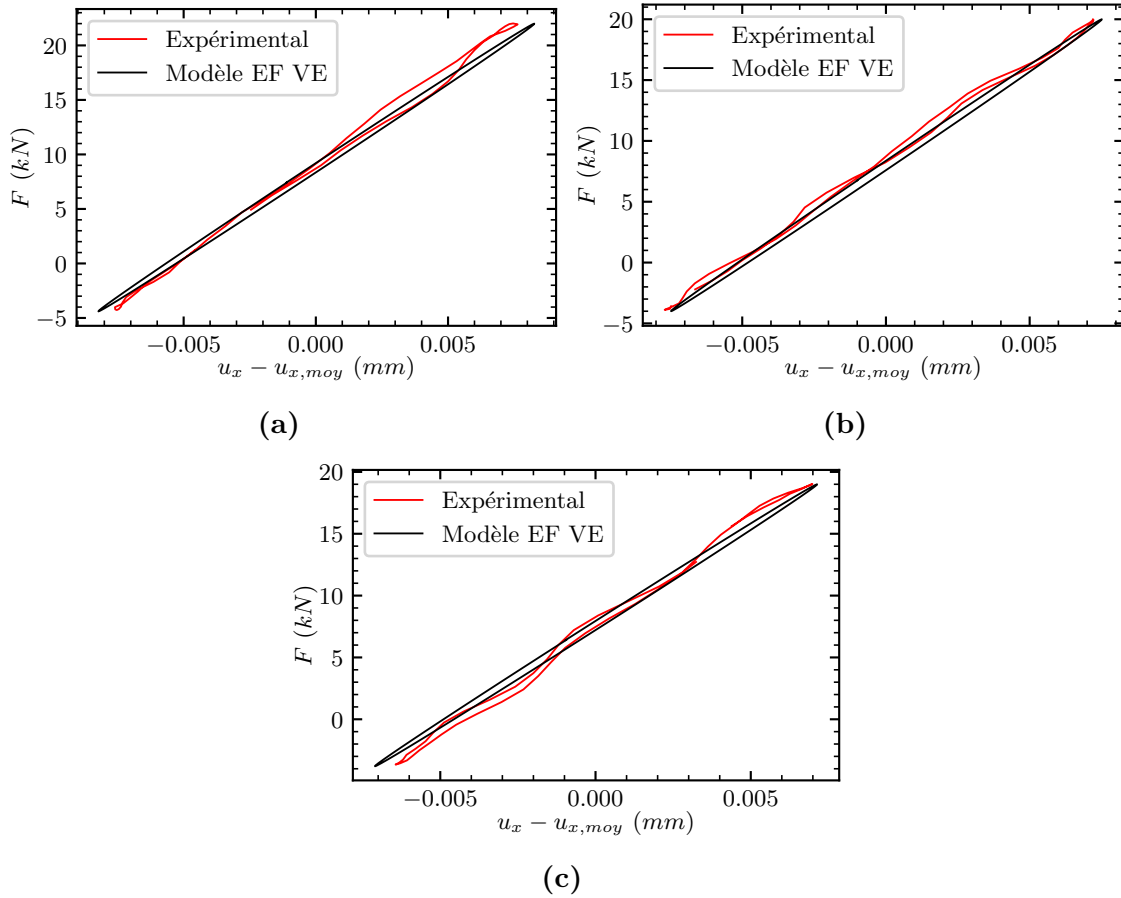
## Comparaisons essais-calculs à $R = -0.2$ et 1 Hz

Afin de comparer les hystérèses en force-déplacement à  $R = -0.2$  et 1 Hz, en termes de raideur cyclique  $K_c$  et d'aire d'hystérèse  $\Delta W$ , les représentations sont centrées en soustrayant le déplacement moyen du cycle correspondant. L'identification des bi-spectres permet d'obtenir une description d'hystérèse satisfaisante en termes de raideur. Les comparaisons des hystérèses expérimentales et numériques sont montrées dans la [Figure 3.19](#).

Les courbes de fluage en force-déplacement sont ensuite comparées dans la [Figure 3.18](#). Plusieurs observations intéressantes peuvent être faites. L'essai de la [Figure 3.18.f](#) ( $F_{max} = 19$  kN) a été utilisé afin d'identifier les mécanismes sur des temps longs (lié aux  $\Lambda_4$  et  $\Lambda_5$  de la fonction coût). Une bonne corrélation essai-calcul est constatée pour cet essai, avec une réponse numérique légèrement plus « souple » (déplacement tangentiel légèrement surestimé). En raison de la dispersion des résultats expérimentaux, les comparaisons essais-calculs ne sont pas satisfaisantes pour l'ensemble des essais. Excepté pour la [Figure 3.18.a](#) et [Figure 3.18.c](#), la partie fluage du modèle de comportement est bien décrite, en revanche, le modèle viscoélastique linéaire n'est pas suffisant pour décrire et expliquer l'augmentation brutale des déplacements en fin d'essai (endommagement ou plasticité ou viscoélasticité non-linéaire peuvent être à l'origine de ce phénomène).



**Figure 3.18 :** Comparaisons essais-calculs des évolutions de l'accumulation des déplacements résiduels normaux et tangentiels ( $R = -0.2$  et  $1 \text{ Hz}$ ) :  $F_{max} = 22 \text{ kN}$  (a-c),  $F_{max} = 20 \text{ kN}$  (d-e) et  $F_{max} = 19 \text{ kN}$  (f-g)



**Figure 3.19** : Comparaisons essais-calculs pour le critère combiné : comparaisons des aires d'hystèreses pour différentes amplitudes de chargement ( $R = -0.2$  et 1 Hz) :  $F_{max} = 22$  kN (a),  $F_{max} = 20$  kN (b) et  $F_{max} = 19$  kN (c)

### 3.3.3 Mise en place d'un critère combiné contrainte-déformation équivalente

De manière analogue à la démarche de la section 2.4.4, un critère matériau basé sur des contraintes-déformations équivalentes a été proposé et identifié afin de tenir compte du comportement hystérétique et du comportement en fluage. Ce critère, basé sur l'énergie volumique, s'écrit sous la forme :

$$U_{crit} = U_{hyst} + U_{creep} \quad (3.24)$$

avec  $U_{hyst}$  l'énergie volumique hystérétique et  $U_{creep}$  l'énergie volumique en fluage équivalente. Chacune de ces composantes peut s'écrire :

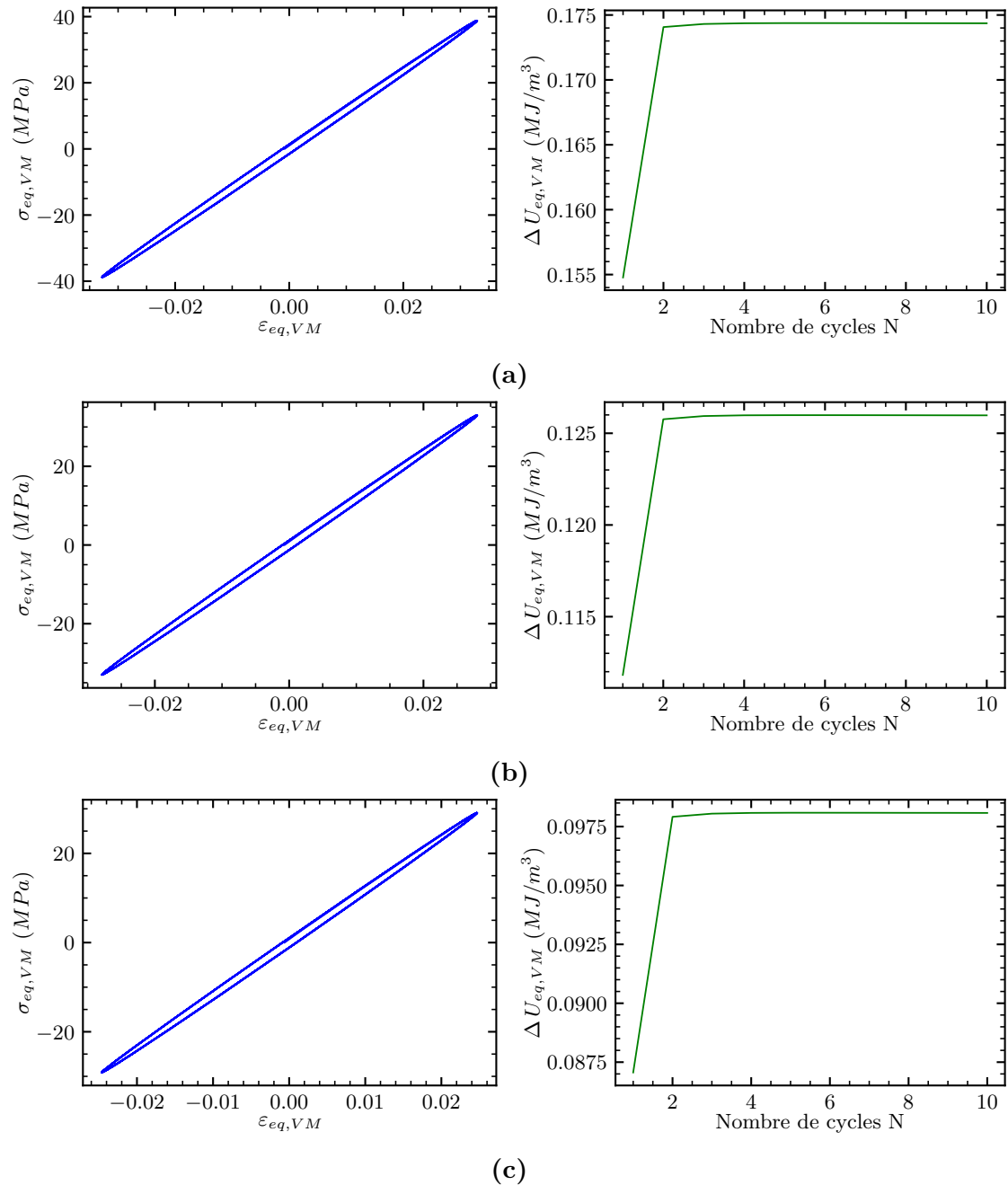
$$U_{hyst} = \Delta U N_r^b \quad (3.25)$$

$$U_{creep} = \frac{\sigma_{moy,eq}}{t_r} \int_0^{t_r} \varepsilon_{moy,eq} dt \quad (3.26)$$

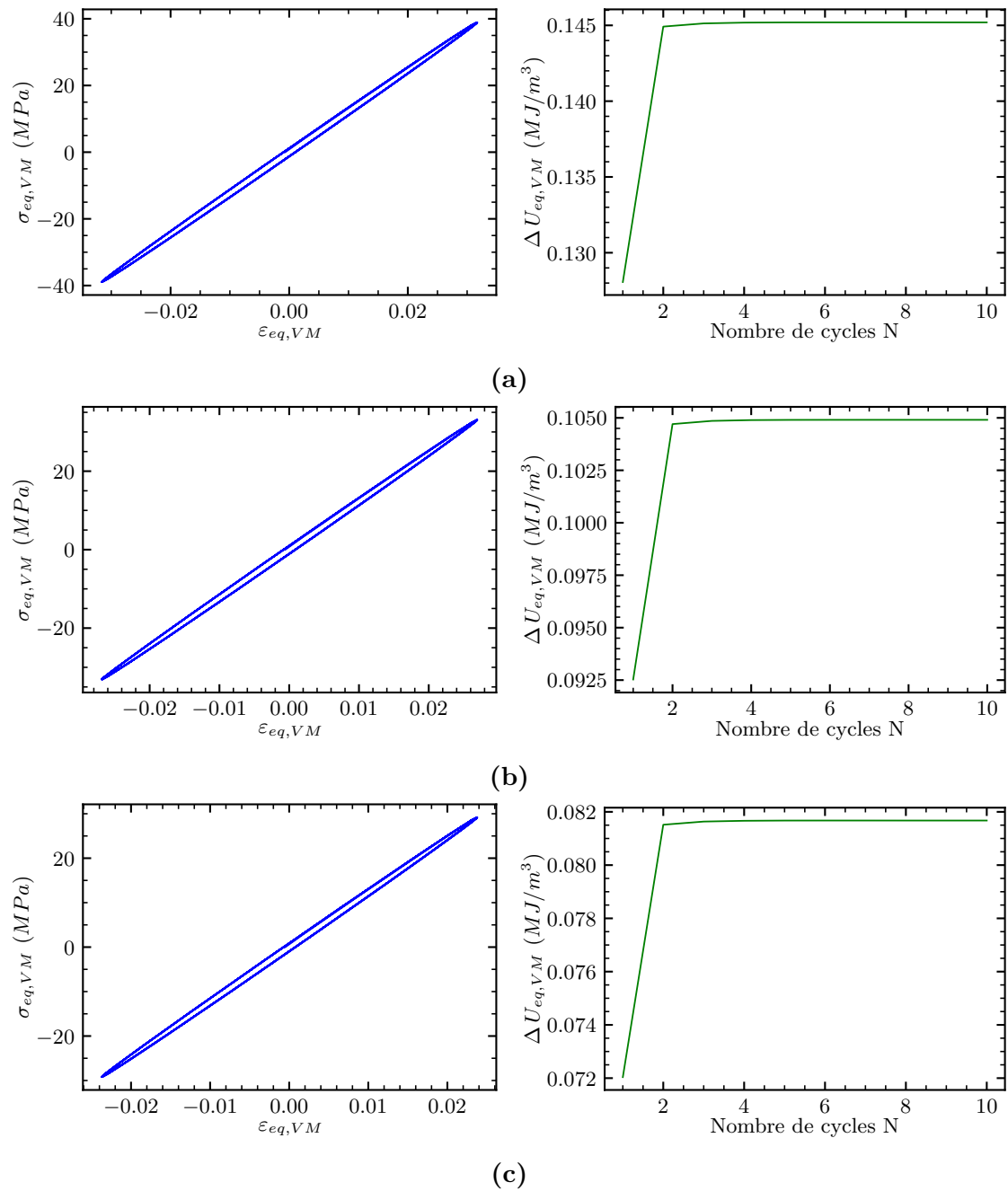
avec  $\Delta U$  l'énergie volumique par cycle,  $b$  un paramètre matériau,  $\sigma_{moy,eq}$  et  $\varepsilon_{eq,moy}$  la contrainte et déformation moyenne respectivement, définies dans la section 2.4.4. Des exemples d'hystérèses basées sur les contraintes-déformations équivalentes sont donnés Figure 3.20 à Figure 3.22 ainsi que la stabilisation de ces hystérèses. Plusieurs constats peuvent être établis :

- pour les essais à  $R = -1$ , aucune accumulation de déformation n'est constatée, et les cycles se stabilisent rapidement (cycle n°5) ;
- pour les essais à  $R = -0.2$ , comme la contrainte moyenne est non-nulle, une accumulation de déformation est observée, et les cycles se stabilisent (au sens de la forme de l'hystérèse) au cycle n°10. Il y a donc stabilisation du comportement hystérétique.

Sur la base de ces observations, étant donné que la valeur de  $\Delta U$  calculée est constante, le critère peut être utilisé de manière incrémentale pour le calcul de l'énergie hystérétique.

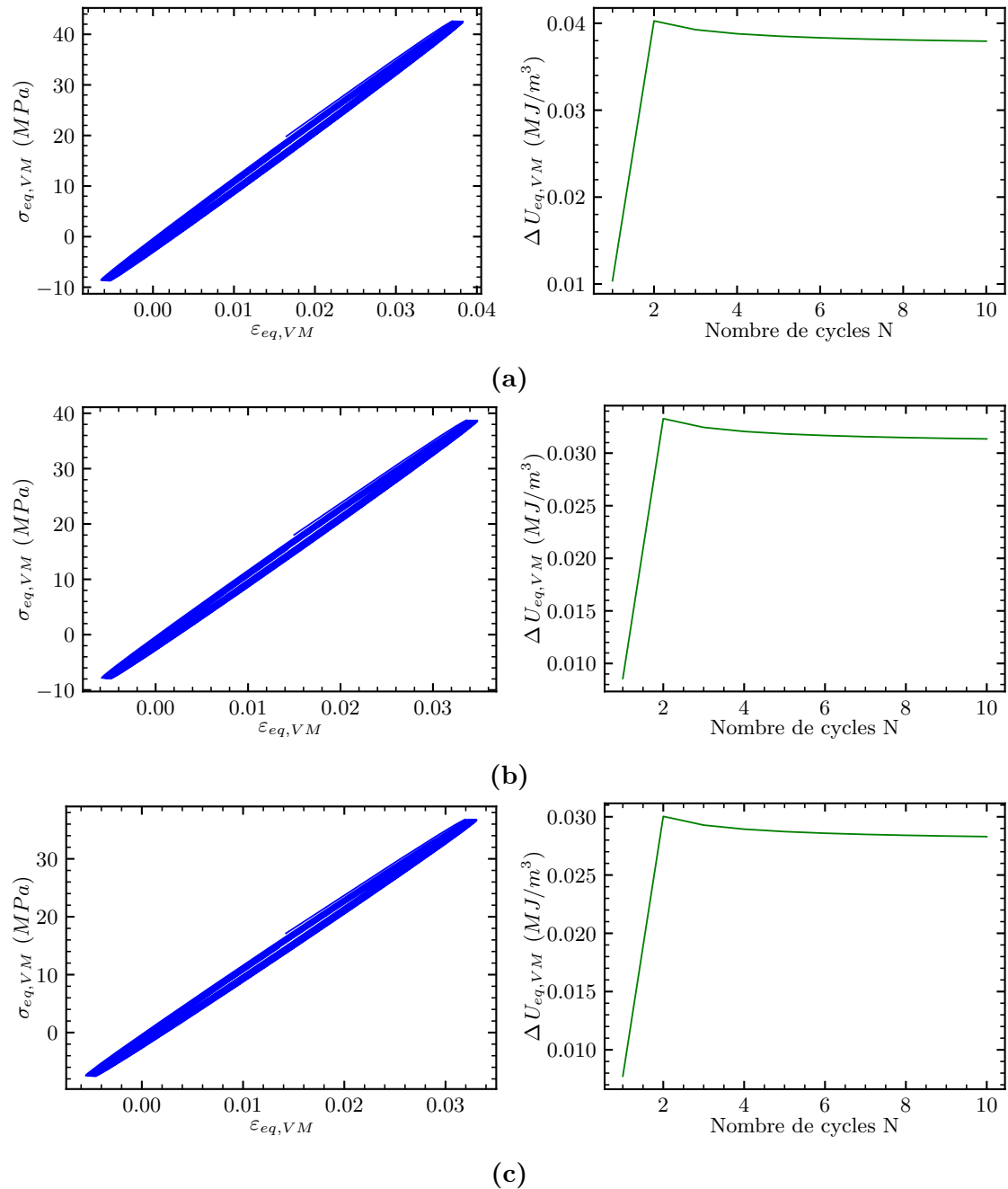


**Figure 3.20 :** Évaluation des hystères équivalentes et stabilisation de  $\Delta U$  pour 3 cas de chargement à  $R = -1$  et 1 Hz dans le cadre du critère combiné :  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 17$  kN (b) et  $F_{max} = 15$  kN (c)



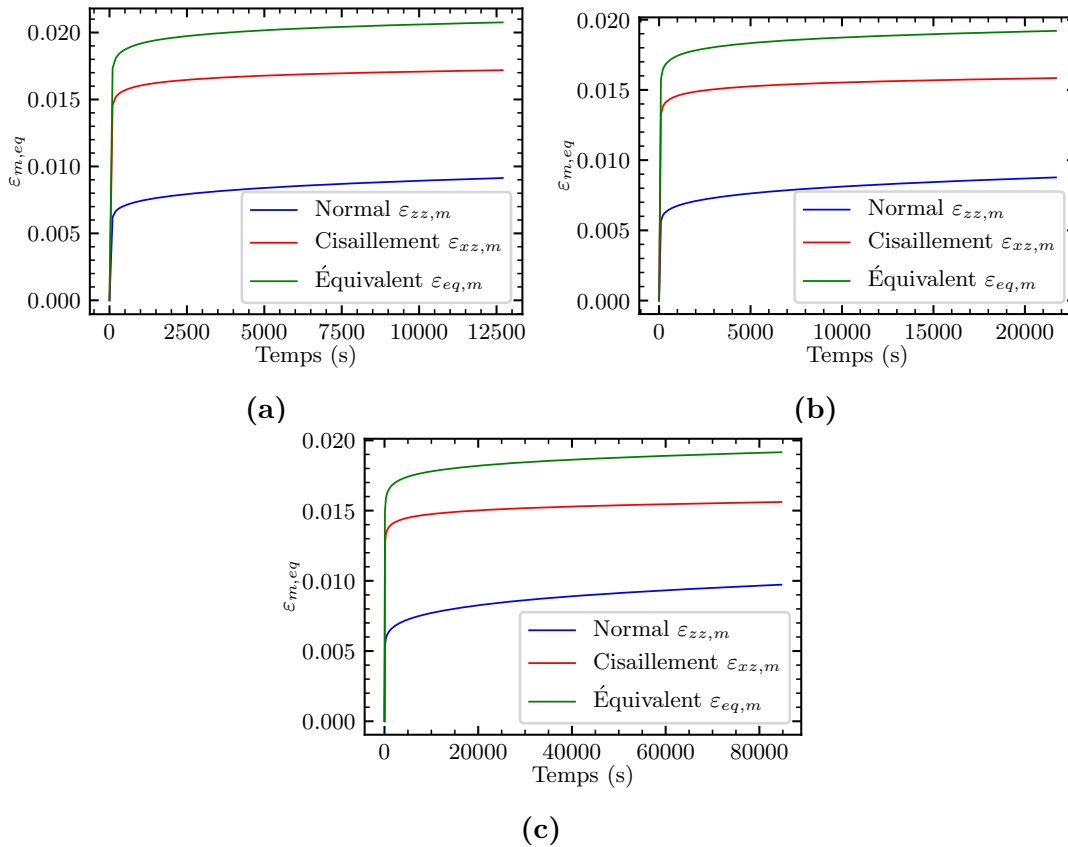
**Figure 3.21** : Évaluation des hystérèses équivalentes et stabilisation de  $\Delta U$  pour 3 cas de chargement à  $R = -1$  et 5 Hz dans le cadre du critère combiné :  $F_{max} = 20$  kN (a),  $F_{max} = 17$  kN (b) et  $F_{max} = 15$  kN (c)





**Figure 3.22 :** Évaluation des hystérèses équivalentes et stabilisation d  $\Delta U$  pour 3 cas de chargement à  $R = -0.2$  et 1 Hz dans le cadre du critère combiné :  $F_{max} = 22$  kN (a),  $F_{max} = 20$  kN (b) et  $F_{max} = 19$  kN (c)

L'évolution de la déformation moyenne équivalente est représentée dans la Figure 3.23 pour les différents cas de chargement à  $R = -0.2$  et  $f_s = 1$  Hz et laisse apparaître une valeur à saturation. L'évolution de la déformation moyenne équivalente est comparée aux évolutions des déformations moyennes normales et de cisaillement. Il apparaît alors que la déformation moyenne normale sature moins rapidement que la déformation en cisaillement.



**Figure 3.23** : Évolution de la déformation moyenne équivalente  $\varepsilon_{moy,eq}$  pour 3 cas de chargement à  $R = -0.2$  et 1 Hz dans le cadre du critère combiné :  $F_{moy} = 8.8$  kN (a),  $F_{moy} = 8$  kN (b) et  $F_{moy} = 7.6$  kN (c)

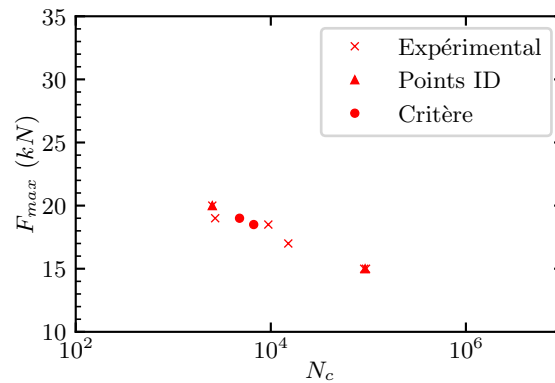
### 3.3.4 Réponse du critère « combiné » en contrainte-déformation

#### Validité du critère en fatigue purement alternée ( $R = -1$ )

Dans un premier temps, les paramètres de la loi de comportement identifiés pour les essais à  $R = -1$  dans la section 2.4.5 ont été ré-identifiés afin de tenir compte du couplage entre les mécanismes aux temps courts et aux temps longs. La démarche employée est la suivante :

- identification des paramètres du critère  $U_{crit}$  et  $b$  à partir de deux essais à  $R = -1$  et  $1$  Hz pour une effort  $F_{max} = 20$  kN et  $F_{max} = 15$  kN ;
- comparaison sur les cas de chargements intermédiaires à  $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz ;
- validation des paramètres identifiés à  $R = -1$  et  $f_s = 5$  Hz.

Les résultats pour la loi de comportement ré-identifiée pour le cas de chargement  $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz sont illustrés dans la Figure 3.24.



**Figure 3.24** : Durées de vie expérimentale et réponse du critère matériau combiné en contraintes-déformations équivalents ( $R = -1$  et  $1$  Hz)

Les valeurs des nouveaux paramètres du critère sont donnés dans le Tableau 3.14. Ces valeurs identifiées diffèrent très peu de celles identifiées au Chapitre 2 (section 2.4.5), se basant sur un modèle mono-spectral.

Paramètres	$U_{crit}$ ( $\text{MJ}\cdot\text{m}^{-3}$ )	$b$
Valeur	0.61	0.16

**Tableau 3.14** : Paramètres du critère matériau en contrainte-déformation équivalente à  $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz pour le critère combiné

La validation du critère est vérifiée sur les essais à  $R = -1$  et  $f_s = 5$  Hz. En effet, si le critère à 5 Hz est non-conservatif (Figure 3.25), les facteurs d'écart entre réponse expérimentale et numérique sont moins importants que ceux issus de la section 2.4.5. Cette amélioration vient de la nouvelle identification qui permet une meilleure description des mécanismes viscoélastiques. Ces écarts sont donnés dans le Tableau 3.15.

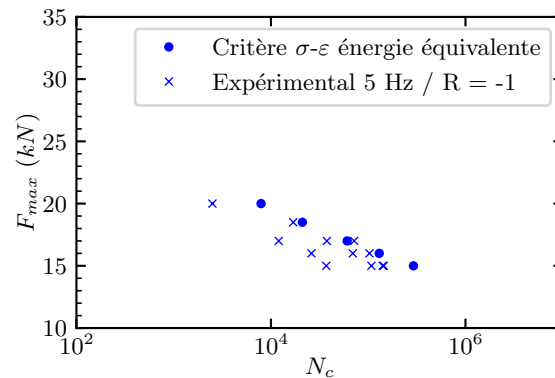


Figure 3.25 : Validation du critère matériau combiné en contraintes-déformations équivalentes à  $R = -1$  et 5 Hz

$F_{max}$ (kN)	$N_{exp,m}$	$N_{crit}$	Facteur d'écart
20	2 056	9 815	3.85
18.5	16 950	26 086	1.24
17	54 586	75 321	1.11
16	47 770	161 087	2.72
15	126 025	361 842	2.31

Tableau 3.15 : Facteurs d'écart expérimentaux-numériques à  $R = -1$  et  $f_s = 5$  Hz

### Validité du critère en fatigue alternée ( $R = -0.2$ )

La valeur de  $U_{creep}$  est calculée pour les différents cas de chargement depuis les calculs EF effectués. Les valeurs de  $U_{hyst}$  et  $U_{creep}$  sont fournies dans le Tableau 3.16.

Composante	$F_{max} = 22$ kN	$F_{max} = 20$ kN	$F_{max} = 19$ kN
$U_{hyst}$	0.16	0.14	0.17
$U_{creep}$	0.33	0.28	0.26
$U_{tot}$	0.49	0.42	0.43

Tableau 3.16 : Énergie hystérétique et de fluage pour différents cas de chargements à  $R = -0.2$  et 1 Hz

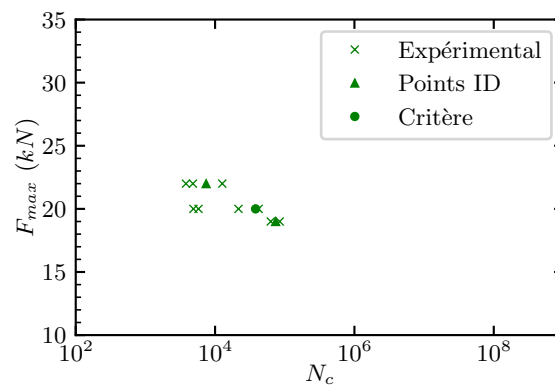
L'ensemble des énergies volumiques totales calculées est inférieur à la limite  $U_{crit}$  correspondant à la rupture des éprouvettes. Par conséquent, le critère n'est pas conservatif. Si la partie hystérétique du critère semble pertinente, la partie fluage ne semble pas suffisante pour bien décrire l'amorçage. De manière analogue à la section 3.2.4, une pondération en nombre de cycles est ajouté au critère afin de mieux tenir compte de la contribution du fluage :

$$U_{crit} = U_{hyst} + g(N_c)U_{creep} \quad (3.27)$$

où la fonction de pondération  $g$  s'écrit sous la forme :

$$g(N_c) = \alpha_u N_c^{\beta_u} \quad (3.28)$$

avec  $\alpha_u$  et  $\beta_u$  des paramètres matériaux. Ces derniers sont identifiés à partir des nombres moyens de cycles à rupture correspondant aux cas de chargements extrêmes à  $F_{max} = 22$  kN et  $F_{max} = 19$  kN (Figure 3.26.a). Ce critère matériau, pondéré par le nombre de cycles, est plus proche des résultats expérimentaux. Les valeurs de ces coefficients sont montrés dans le Tableau 3.17.

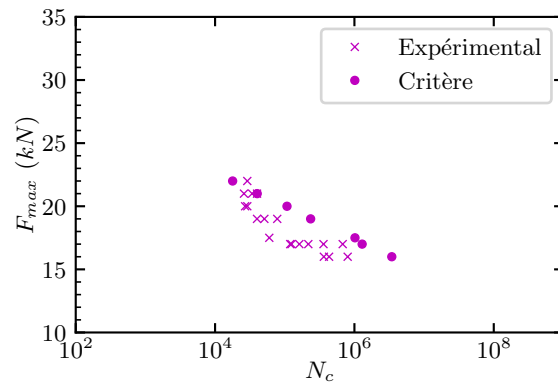


**Figure 3.26** : Comparaison entre durées de vie expérimentales et réponse du critère de fatigue combiné pondéré par le nombre de cycles en contrainte-déformation équivalente -  $R = -0.2$  et 1 Hz

Paramètres	$\alpha_u$	$\beta_u$
Valeurs	0.60	0.09

**Tableau 3.17** : Paramètres de la fonction de pondération cyclique du critère

Afin de valider le critère combiné, des prévisions numériques ont été réalisées à  $R = -0.2$  et 5 Hz. Intégrant le modèle viscoélastique, la réponse du critère identifié en termes de durée de vie est comparée aux résultats expérimentaux dans la Figure 3.27. Les résultats montrent alors des prévisions intéressantes pour les cas de chargement élevés mais les écarts avec les résultats expérimentaux croissent avec les chargements plus faibles. Ces écarts sont donnés dans le Tableau 3.18.

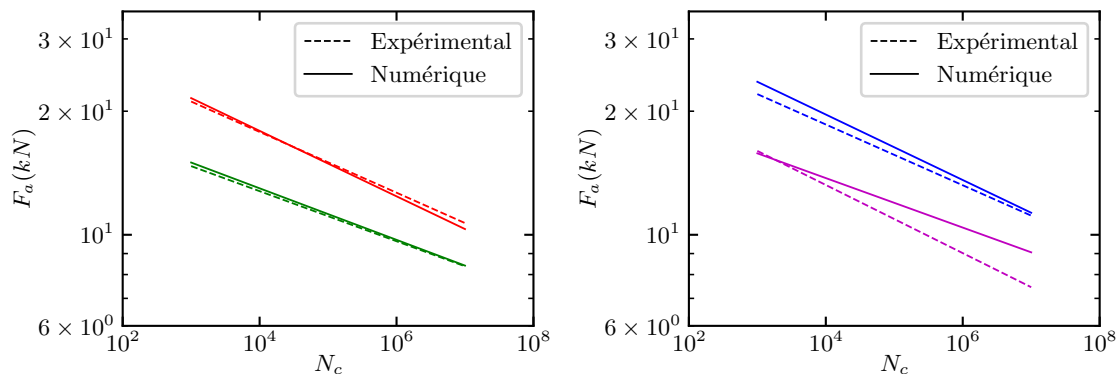


**Figure 3.27 :** Validation du critère combiné matériau avec pondération cyclique en contraintes-déformations équivalentes à  $R = -0.2$  et 5 Hz

$F_{max}$ (kN)	$N_{exp,m}$	$N_{crit}$	Facteur d'écart
22	29 000	17 860	0.61
21	33 333	40 261	1.21
20	28 000	107 658	3.84
19	56 333	235 249	4.17
17.5	60 000	1 018 492	16.97
17	277 295	1 290 505	4.65
16	532 333	3 437 549	6.45

**Tableau 3.18 :** Facteurs d'écart expérimentaux-numériques à  $R = -0.2$  et 5 Hz

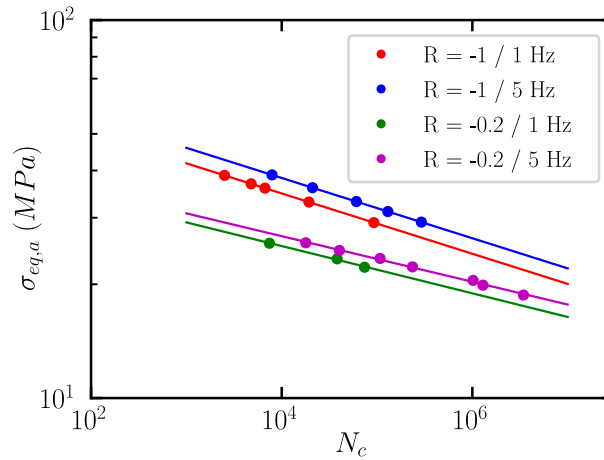
Les courbes de Wöhler expérimentales sont comparées ensuite aux courbes de Wöhler numériques dans la Figure 3.28. Les courbes de Wöhler servant à l'identification sont très proches des courbes numériques ( $R = -1$  et  $f_s = 1$  Hz ;  $R = -0.2$  et  $f_s = 1$  Hz). Les valeurs de pentes identifiées sont aussi très proches sur les courbes d'identification et de validation, sauf pour les essais à  $R = -0.2$  et  $f_s$  5 Hz, où la pente de la courbe numérique est plus faible que la pente de la courbe expérimentale.



**Figure 3.28 :** Comparaison des courbes de Wöhler expérimentales et numériques : identification à 1Hz (a) à  $R = -1$  (rouge) et à  $R = -0.2$  (vert) / validation à 5 Hz (b) à  $R = -1$  (bleu) et  $R = -0.2$  (violet)

Les courbes de Wöhler en amplitude de contrainte équivalente établies, à partir

du modèle de comportement viscoélastique, sont données dans la Figure 3.29.



**Figure 3.29 :** Courbes de durée de vie en contrainte équivalente pour différentes fréquences et rapports de charge

Dans cette représentation, les effets de fréquence se manifestent par une translation de la courbe vers la droite pour des fréquences plus élevées. En ce qui concerne les effets du rapport de charge, une translation des courbes vers le bas du graphique est cette fois observée pour les rapports de charge plus élevés. Les lois de Basquin sont identifiées sur ces données :

$$\sigma_{eq,a} = AN_r^b \quad (3.29)$$

Les résultats sont donnés dans la tableau 3.19. La valeur de la pente est indépendante de la fréquence.

Configuration	$A$	$b$
$R = -1 / 1 \text{ Hz}$	72.5	-0.079
$R = -1 / 5 \text{ Hz}$	79.6	-0.079
$R = -0.2 / 1 \text{ Hz}$	44.9	-0.062
$R = -0.2 / 5 \text{ Hz}$	46.7	-0.060

**Tableau 3.19 :** Paramètres des lois de Basquin en contrainte équivalente

Pour une valeur de rapport de charge donnée, la pente identifiée est indépendante de la fréquence. Néanmoins, pour une valeur de fréquence fixée, la pente diminue pour une valeur de rapport de charge croissante.

**Conclusion** : un critère d'amorçage combiné a été élaboré et identifié afin de tenir compte de l'influence d'un effort moyen (i.e d'une contrainte moyenne) sur la tenue en fatigue des assemblages collés. Les effets de fréquence à un rapport de charge fixé à  $R = -0.2$ , ont été étudiés, et influent peu sur l'amorçage d'une fissure de fatigue. Les effets de rapport de charge (i.e d'efforts moyens) ont également été étudiés et demeurent plus importants. Une augmentation du rapport de charge entraîne une diminution de la durée de vie, à amplitude d'effort donnée.

Un critère d'amorçage combiné en force-déplacement a été identifié et validé à  $R = -1$  et  $1$  Hz et à  $R = -0.2$  et  $1$  Hz. Ce critère permet d'introduire les effets d'efforts moyens. Afin de considérer les mécanismes aux temps longs tels que le fluage, le modèle viscoélastique proposé au Chapitre 2 a été modifié afin d'adopter une approche bi-spectrale de la répartition des différents mécanismes viscoélastiques. Les centres et étendues des mécanismes sont donc différents, ce qui entraîne une plage de relaxation des mécanismes différente sur les composantes déviatoriques et hydrostatiques du modèle des séries de Prony. Toujours basé sur des contraintes et déformations équivalentes, le critère matériau a par conséquent été modifié, afin de tenir compte des effets de contraintes moyennes. La pertinence du critère a pu être vérifiée à  $R = -1$  pour des fréquences de sollicitation de  $1$  Hz et  $5$  Hz, ainsi qu'à  $R = -0.2$  et  $1$  Hz. Une confrontation essais-calculs à partir du jeu de données à  $R = -0.2$  et  $5$  Hz, indépendant des identifications réalisées, a permis d'obtenir des prévisions satisfaisantes, même si des écarts entre résultats expérimentaux et numériques persistent. Le choix du modèle semble toutefois pertinent pour décrire le comportement hystérétique et les mécanismes de fluage, même si les phénomènes d'augmentation brutale des déplacements moyens ne peuvent pas être décrits par un modèle viscoélastique linéaire. Cependant, le nombre de cycles associé à ce régime reste faible devant la durée de vie globale. Néanmoins, la modélisation EF intégrant le comportement peut expliquer les durées de vies estimées trop importante (l'énergie de fluage numériquement sous-estimée). Le choix du rapport de charge  $R = 0.2$  ne semble pas être le plus pertinent pour identifier la partie fluage, au regard des faibles déplacements mesurés. Des essais à  $R \geq 0$  seraient préconisés, complétés par des essais de fluage pour identifier la partie fluage du modèle de comportement viscoélastique. De même, l'utilisation de fréquences plus faibles devraient être privilégiée pour conclure sur l'effet de fréquence, mais le temps machine serait trop important. Après avoir décrit la tenue mécanique des assemblages collés en termes d'amorçage, les deux prochains chapitres viseront à définir cette tenue sous l'angle de la propagation de fissures.



La démarche du Chapitre 3 est présentée dans le logigramme de la [Figure 3.30](#) afin d'expliquer les étapes d'identification d'un critère d'amorçage combiné en fatigue pour des chargements de fatigue alternée. Des éprouvettes Scarf ont été à nouveau utilisées dans le cadre d'essais de fatigue à effort moyen non-nul. L'objectif du Chapitre 3 était de venir compléter l'identification du critère d'amorçage du chapitre 2, en tenant compte cette fois de l'influence de l'effort moyen sur la tenue en fatigue des assemblages collés.

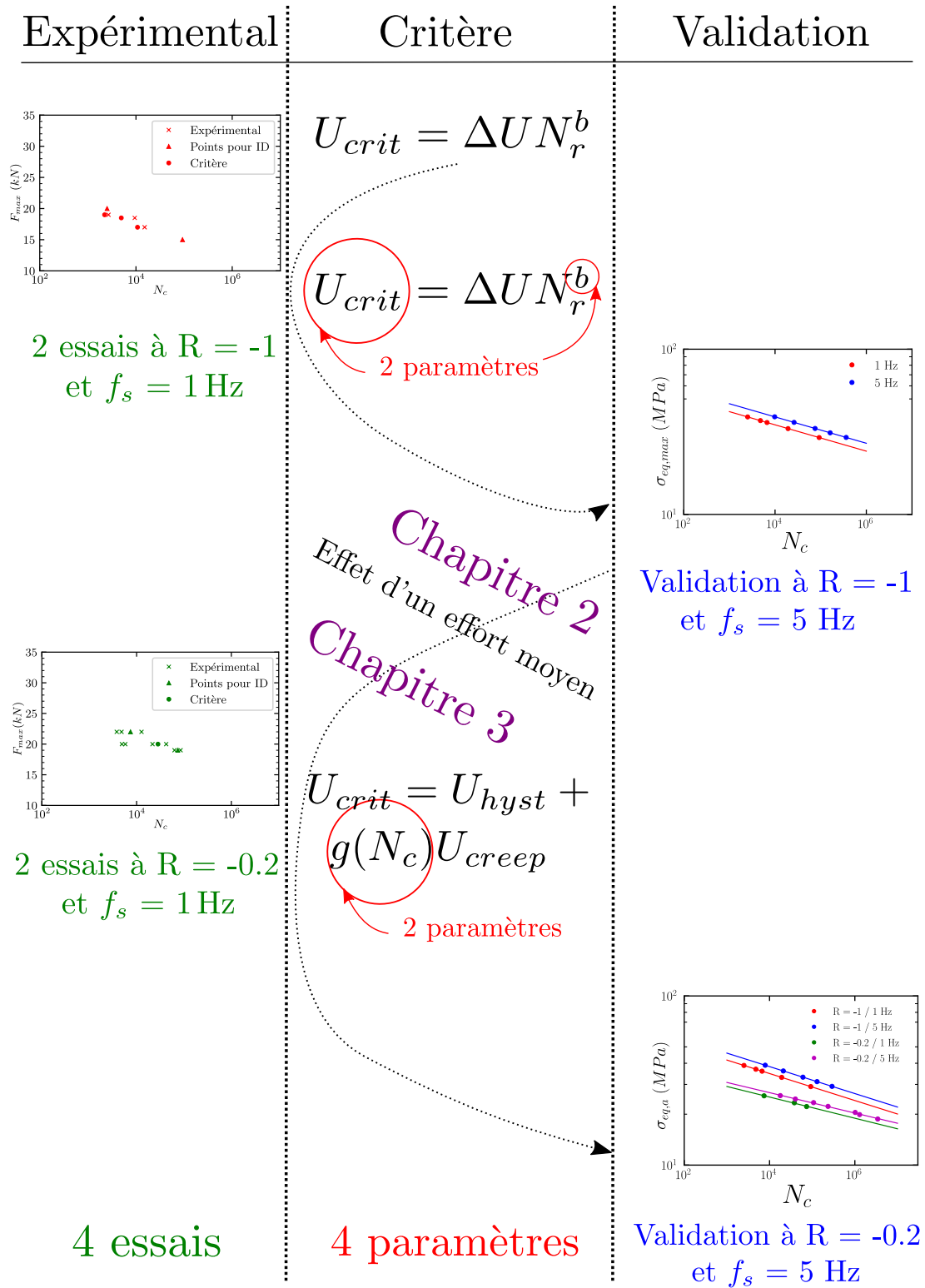


Figure 3.30 : Présentation de la démarche du chapitre 3

## Calcul du taux de restitution d'énergie critique sur assemblages collés pour différentes mixités de mode

---

### Résumé

Dans ce chapitre 4, le montage Arcan est présenté afin de l'utiliser pour étudier la propagation de fissures dans les assemblages collés. Comme ces essais ne sont pas standardisés, une première procédure expérimentale pour évaluer les propriétés en fissuration sous chargement monotone est proposée, et des analyses sont réalisées afin de vérifier qu'il existe une propagation de fissure stable au sein de l'éprouvette. Une méthodologie expérimentale des travaux de Dumont *et al.* [113] sera reprise et améliorée afin de déterminer le début de propagation de fissures. Enfin, une méthodologie numérique par identification inverse sera présentée afin de calculer le taux de restitution d'énergie critique dans le plan I + II.

### Sommaire

---

<b>4.1 Montage et éprouvettes Arcan « fissuration » : géométrie et procédé d'assemblage . . . . .</b>	<b>151</b>
4.1.1 Dispositif expérimental . . . . .	151
4.1.2 Élaboration des éprouvettes . . . . .	154
<b>4.2 Procédure expérimentale de propagation de fissures sous chargements monotones . . . . .</b>	<b>157</b>
4.2.1 Description du système expérimental . . . . .	157
4.2.2 Plans d'expériences sous chargement monotone . . . . .	158
4.2.3 Faciès de rupture . . . . .	159
4.2.4 Évolution d'une fissure sur une courbe force-déplacement . . . . .	159
<b>4.3 Évolution du taux de restitution d'énergie critique en mode mixte sous chargement monotone . . . . .</b>	<b>165</b>
4.3.1 Résultats des essais monotones en force-déplacement . . . . .	165
4.3.2 Méthodologie de post-traitement des essais en monotone . . . . .	167
4.3.3 Enveloppe de rupture dans le plan I + II . . . . .	173

---

## 4.1 Montage et éprouvettes Arcan « fissuration » : géométrie et procédé d'assemblage

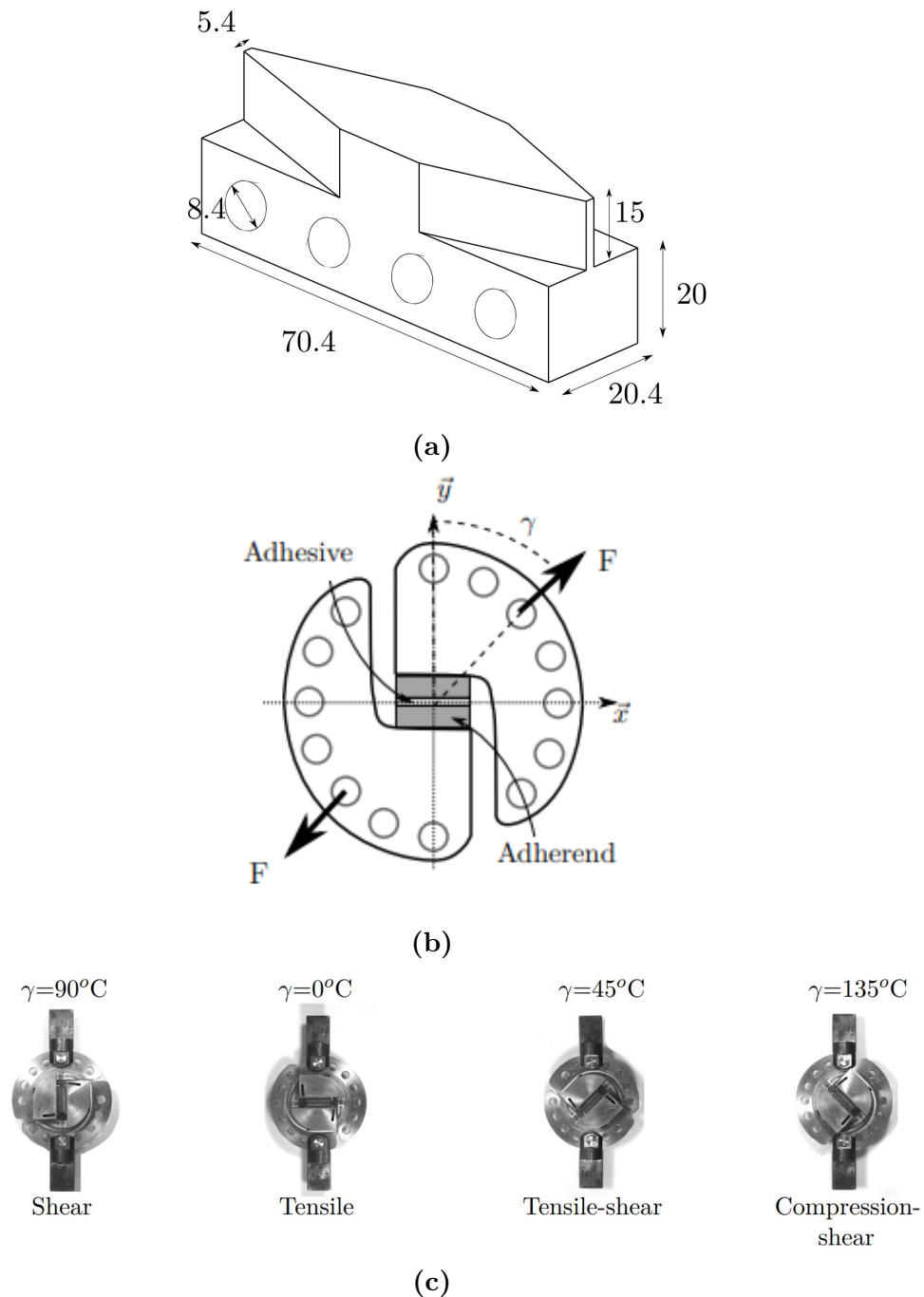
Dans ce chapitre, une méthodologie est proposée, basée sur le montage Arcan, afin d'étudier les propriétés en fissuration d'un adhésif au sein d'un assemblage collé, sous chargement monotone. La géométrie de l'éprouvette Arcan a été légèrement modifiée afin de l'adapter à l'étude de la fissuration. Il est à noter que l'essai Arcan n'est pas un essai standardisé pour la détermination du taux de restitution d'énergie critique, mais il présente certains avantages :

- un seul dispositif est nécessaire pour étudier l'enveloppe de rupture complète dans le plan I + II (contrairement aux éprouvettes DCB [88], MMB [105] et ENF [92] qui sont identiques mais correspondent à trois dispositifs différents).

En se basant sur cette approche, une première procédure expérimentale est mise en place afin d'étudier l'enveloppe de rupture dans le plan I + II sous chargement monotone, et une étude est réalisée afin de s'assurer d'une propagation stable d'une fissure dans l'adhésif au sein de l'assemblage collé.

### 4.1.1 Dispositif expérimental

Les éprouvettes Arcan utilisées pour les campagnes expérimentales sont basées sur une géométrie « modifiée » [62], visant à caractériser le comportement mécanique d'adhésifs structuraux [36, 152, 153]. Cette géométrie permet d'obtenir une propagation stable au sein de l'adhésif. Comme évoqué en état de l'art, une propagation stable est requise en Mécanique Linéaire de la Rupture afin d'estimer le taux de restitution d'énergie critique. Cette modification de géométrie est dérivée des travaux de Stamoulis *et al.* [112], dont la géométrie finale a été utilisée pour déterminer l'enveloppe de rupture dans le plan I + II à différentes températures [113]. La forme de l'éprouvette est présentée dans la [Figure 4.1.a](#).



**Figure 4.1** : Éprouvettes Arcan fissuration (a) et dispositif Arcan(b) dans différentes configurations angulaires (c) [35] (dimensions en mm)

Les substrats sont réalisés à partir d'un alliage d'aluminium 2017A. Le montage Arcan utilisé pour la fissuration est indiqué dans la Figure 4.1.b. L'éprouvette collée est montée entre deux demies-lunes, afin d'appliquer un effort. L'angle  $\gamma$  se mesure entre l'axe de chargement et la normale à la surface collée, et dépendant de la manière dont est installé le montage dans la machine. Il est alors possible, suivant les différentes configurations présentées dans la Figure 4.1.c, de réaliser différents types de chargement :

- essai de traction ( $\gamma = 0^\circ$ ) ;
- essai de traction-cisaillement ( $\gamma = 22.5^\circ$ ,  $\gamma = 45^\circ$  et  $\gamma = 67.5^\circ$ ) ;
- essai de cisaillement ( $\gamma = 90^\circ$ ) ;
- essai de compression-cisaillement ( $\gamma = 112.5^\circ$ ).

Le dispositif expérimental est détaillé dans la Figure 4.2.a. L'espacement angulaire entre chaque trou est de  $22.5^\circ$  et permet d'orienter le montage dans la machine et de diriger le chargement avec l'angle  $\gamma$ .

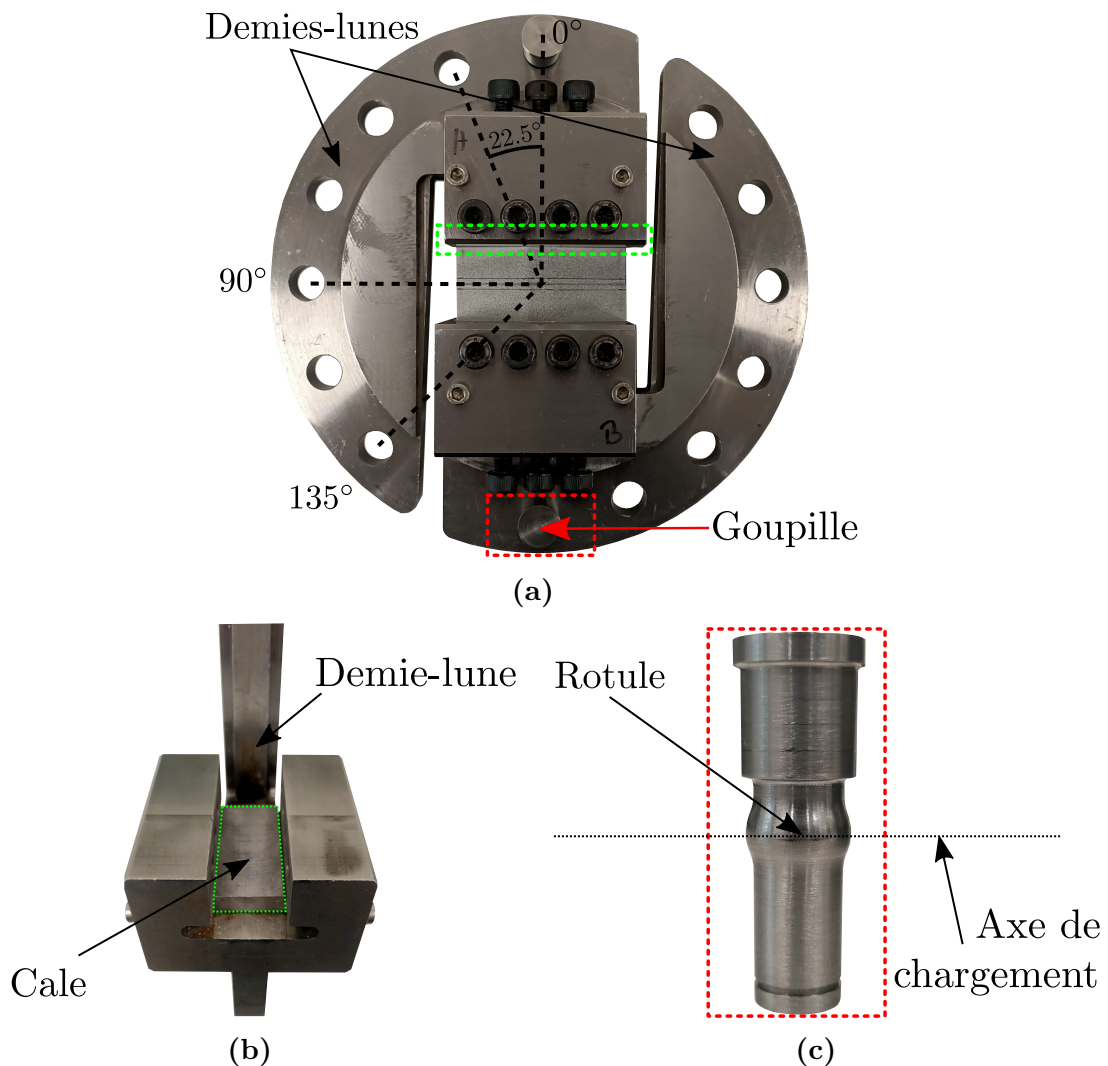


Figure 4.2 : Détails du montage Arcan

L'éprouvette Arcan est fixée dans le montage à l'aide de 8 de vis latérales. Afin d'éviter tout mouvement relatif de l'éprouvette dans le montage, 12 vis transversales réparties à l'avant et à l'arrière sont serrées afin de plaquer l'éprouvette à l'aide de cales (Figure 4.2.b). Selon l'angle de sollicitation désiré, le montage est installé dans la machine à l'aide de goupilles permettant d'assurer un rotulage (Figure 4.2.c). Cette rotule permet d'éviter toute transmission de couple durant le chargement [113]. Le centre de la rotule est aligné avec l'axe de chargement. Enfin, le mouchetis et les tracés nécessaires aux mesures expérimentales sont réalisés sur l'éprouvette afin de mesurer les déplacements.

### 4.1.2 Élaboration des éprouvettes

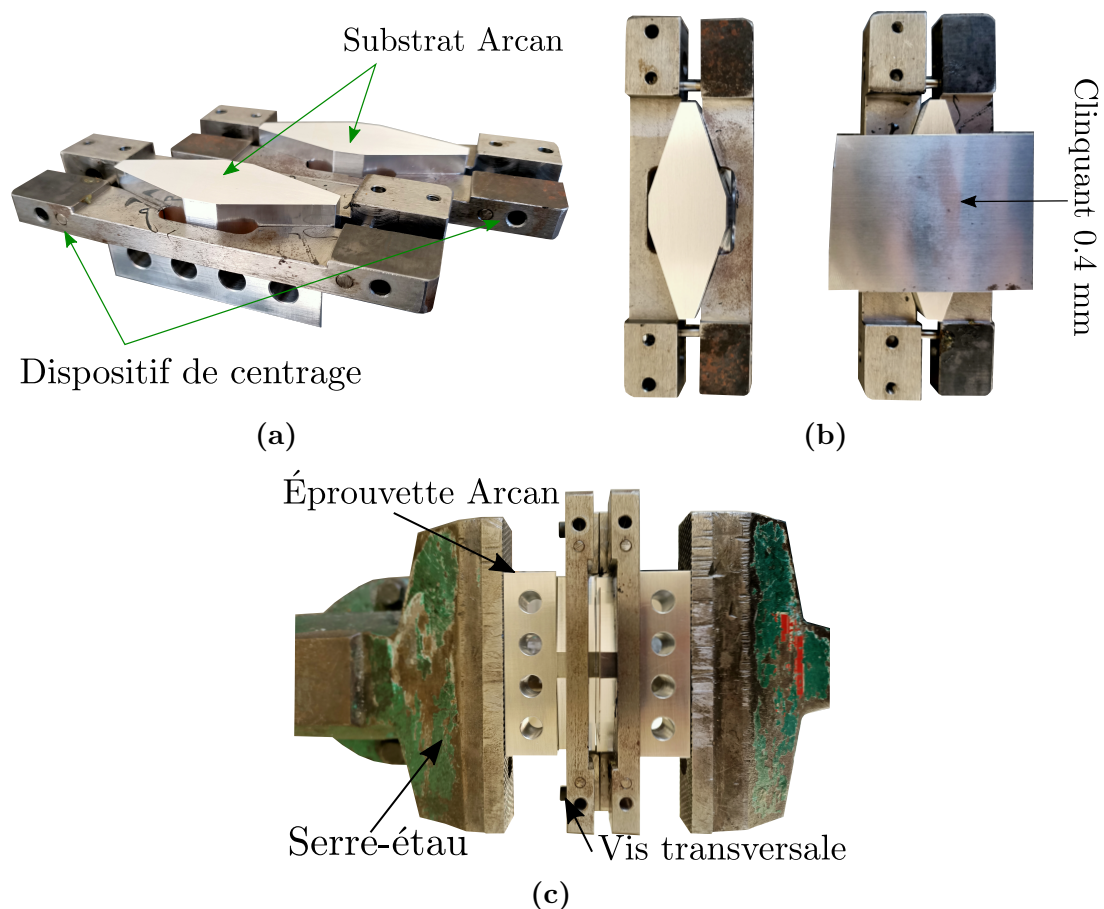
La préparation des éprouvettes est divisée en plusieurs étapes afin d'assurer la rupture cohésive de l'assemblage collé ainsi que la répétabilité des résultats. Tout d'abord, un traitement de surface est réalisé sur les substrats, suivant les recommandations de Stamoulis *et al.* [112] :

- un traitement mécanique visant à rayer la surface des substrats à l'aide d'un papier de verre grade 220 pour avoir une certaine rugosité de surface, et faciliter l'adhésion mécanique ;
- un nettoyage des surfaces avec de l'acétone afin de ne pas avoir de surfaces contaminées par les déchets issus du traitement mécanique.

Une fois le traitement de surface appliqué aux substrats, un dispositif de centrage est installé sur chaque substrat (Figure 4.3.a). Un clinquant d'épaisseur 0.4 mm est ensuite placé entre les substrats (Figure 4.3.b) afin de caler l'épaisseur du joint de colle de manière identique pour chaque éprouvette. Les substrats sont ensuite mis en contact avec le clinquant, puis serrés à l'aide de vis transversales pour maintenir l'assemblage avec le clinquant. Il est ensuite positionné dans un serre-étou afin de maintenir l'épaisseur « à vide » sans adhésif (Figure 4.3.c). Afin de maintenir cette épaisseur durant le procédé de collage, les dispositifs sont serrés autour des substrats à l'aide de vis latérales afin de maintenir leur position. Ce dispositif permet alors de maintenir le centrage et l'alignement des substrats. Une fois le dispositif serré, les vis transversales sont dévissées afin de pouvoir appliquer l'adhésif sur chaque substrat. Les substrats sont nettoyés à nouveau à l'acétone pour éliminer toute trace de contamination des surfaces.

L'adhésif utilisé ici a été fourni sous forme de film, ce qui implique d'adapter la procédure de Stamoulis *et al.* [112] afin de créer des pré-fissures et de permettre l'adhésion au substrat. Deux films d'adhésifs ont été découpés, de la même forme que la surface des substrats. Un premier film est appliqué sur un substrat, sans retirer le film de protection, puis une pression uniforme est appliquée sur l'ensemble de l'adhésif, afin de favoriser l'adhésion au substrat. Une marque à 6 mm du bord de chaque substrat est créée afin de positionner la pré-fissure. Deux feuilles d'aluminium sont ensuite découpées, puis enduites de graisse siliconées, afin d'empêcher l'adhésion de la colle aux feuilles d'aluminium pour créer des pré-fissures. Le film protecteur est

retiré du premier substrat, puis les feuilles d'aluminium sont déposées sur l'adhésif à hauteur des repères créés sur les substrats à 6 mm du bord. Le deuxième film est appliqué sur le second substrat, en appliquant une pression uniforme sur la surface, puis le film protecteur est retiré. Les vis transversales sont ensuite positionnées dans le dispositif de centrage afin de servir de guide lors de l'assemblage avec le second substrat. Ensuite, les deux substrats sont assemblés, et les vis serrées afin d'obtenir l'assemblage avec l'adhésif.



**Figure 4.3 :** Élaboration de l'assemblage collé Arcan fissuration

Les dispositifs sont ensuite placés dans une étuve UF Memmert 110+ <sup>TM</sup> (Figure 4.4.a), où le cycle de polymérisation défini au Chapitre 2 (Figure 4.4.b) est appliqué afin d'obtenir l'assemblage collé respectant les recommandations industrielles. La colle se liquéfie à 150°C et le surplus va ainsi couler au niveau des bords libres de l'éprouvette. Ce surplus est retiré, puis des finitions sont réalisées aux bords du joint de colle en deux étapes :

- un premier traitement mécanique avec du papier de verre grade 220 est réalisé pour éliminer les dernières traces de colle ;
- un second traitement au papier de verre grade 1200 est ensuite réalisé afin de pouvoir détecter la propagation de fissure (Figure 4.5.a, le joint de colle étant délimité par les lignes jaunes en pointillés).



Afin d'étudier et de mesurer les déplacements proches du joint de colle, un moufletti est réalisé pour appliquer la stéréo-corrélation d'images numériques. Deux lignes représentées par les lignes rouge et bleue en pointillés sur la Figure 4.5.b sont tracées à  $\pm 2$  mm de l'axe de symétrie horizontal de chaque éprouvette. Les lignes servent de repère pour suivre l'évolution des déplacements le long du joint de colle. Les pré-fissures de longueur  $a_0 = 6$  mm sont représentées par les traits verts.

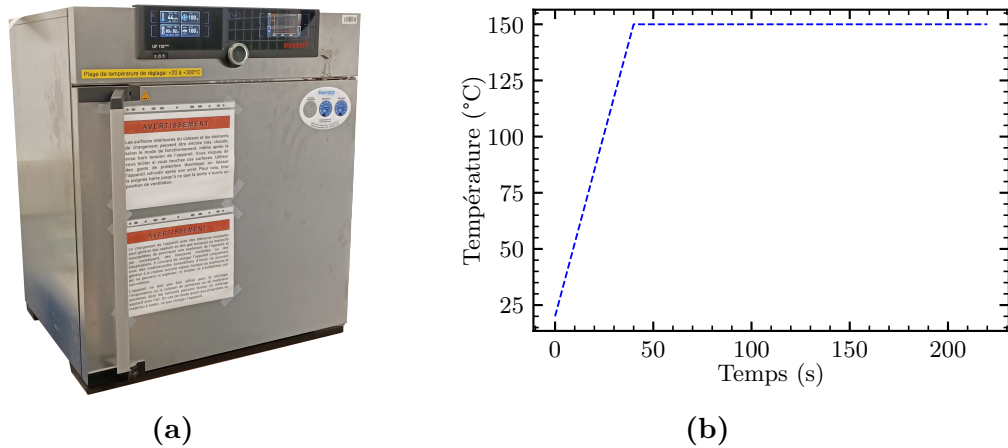


Figure 4.4 : Polymérisation de l'éprouvette Arcan

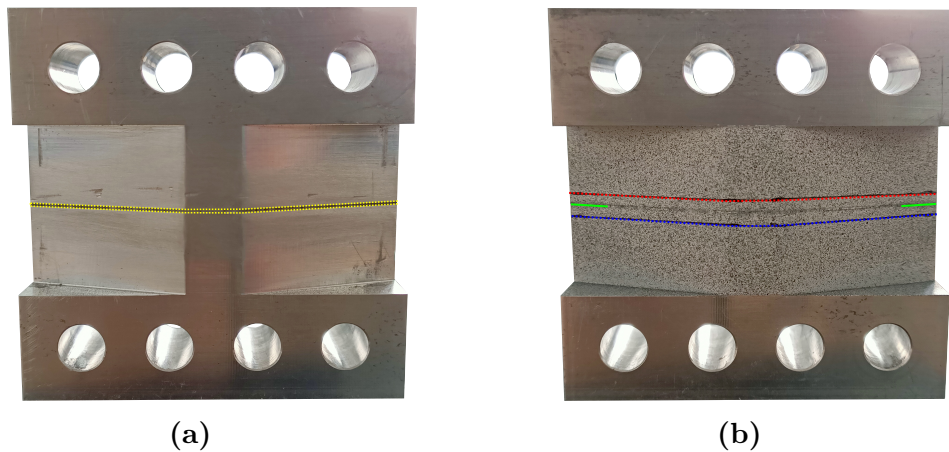


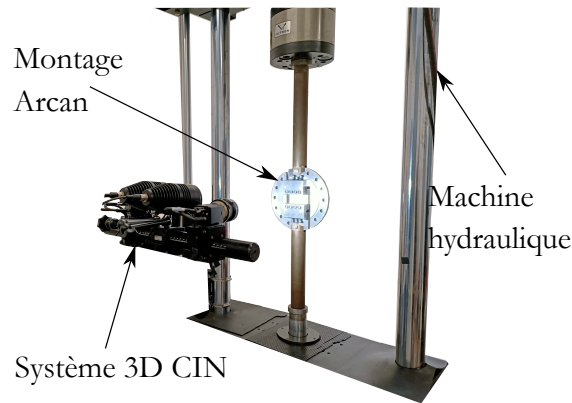
Figure 4.5 : Préparation de l'éprouvette Arcan « fissuration » pour la corrélation d'images numériques

En se basant sur une géométrie d'éprouvette adaptée à la fissuration, un protocole de collage a été développé et adapté afin d'obtenir des éprouvettes Arcan avec des pré-fissures. L'insertion de ces dernières va permettre d'étudier l'évolution de ces défauts lors de divers chargements. La partie suivante va présenter une première procédure expérimentale dédiée à l'étude de la propagation de fissures sous chargement monotone.

## 4.2 Procédure expérimentale de propagation de fissures sous chargements monotones

### 4.2.1 Description du système expérimental

L'ensemble du système expérimental est illustré dans la Figure 4.6. Le montage Arcan est positionné dans une machine hydraulique de traction-compression (Instron<sup>TM</sup>1342), possédant une cellule d'effort de 100 kN. Un système de stéréocorrélation d'images numériques (CIN - Aramis GOM-5M) est utilisé afin de mesurer les déplacements proches du joint de colle. La fréquence d'acquisition des images est fixée à  $f_{acq} = 1$  Hz. Les essais sont pilotés en déplacement à une vitesse de 0.4 mm/min jusqu'à rupture complète des éprouvettes.



**Figure 4.6** : Montage expérimental Arcan fissuration

Trois couples de points sont placés de part et d'autre du joint de colle, le long des tracés expérimentaux, afin de calculer le déplacement relatif dans la direction normale et tangentielle, au plan du joint de colle (Figure 4.7). Les régions d'intérêts des mesures CIN sont schématisées afin de représenter les déplacements mesurés. Il en résulte :

$$u_x = \Delta u_{x,1} - \Delta u_{x,2} \quad (4.1)$$

$$u_y = \Delta u_{y,1} - \Delta u_{y,2} \quad (4.2)$$

avec  $u_x$  et  $u_y$  représentant les déplacements relatifs tangentiels et normaux dans le plan du joint de colle, et  $\Delta u_{y,i}$  et  $\Delta u_{x,i}$  les déplacements normal et tangentiel respectivement et  $i$  définissant le substrat sur lequel la mesure est faite.

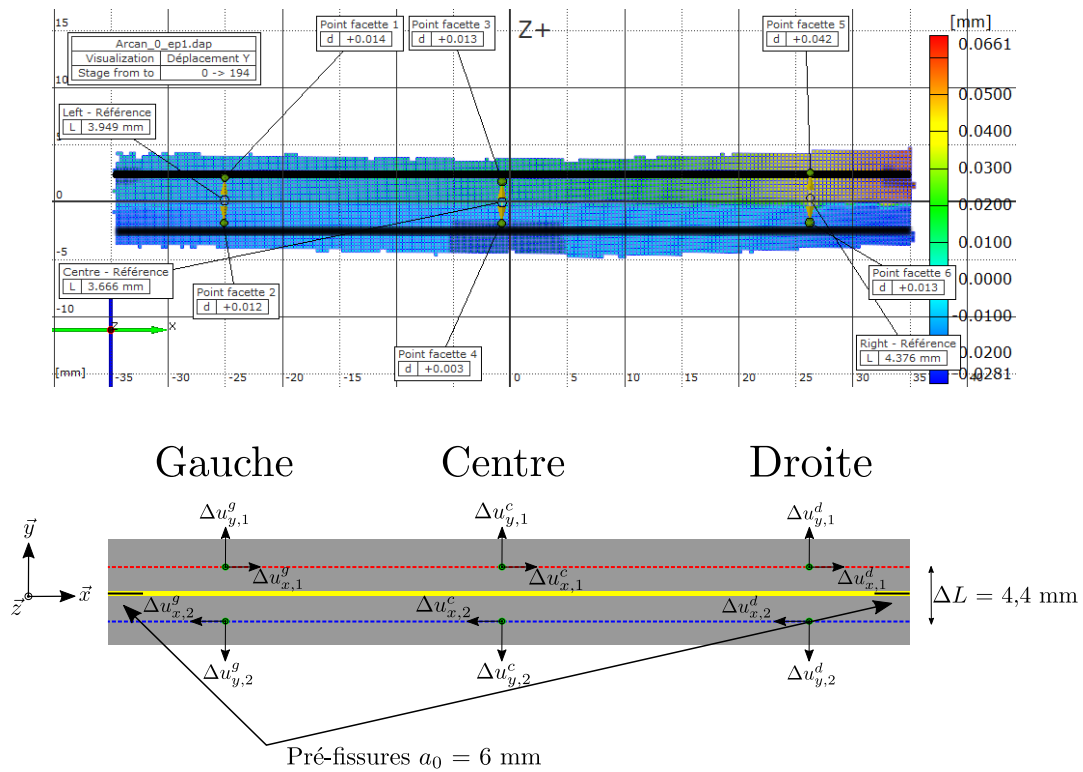


Figure 4.7 : Calculs des déplacements relatifs au centre et proche des pré-fissures

#### 4.2.2 Plans d'expériences sous chargement monotone

L'ensemble des essais réalisés sont présentés dans le Tableau 4.1. L'objectif est de décrire la totalité de l'enveloppe de rupture dans le plan I + II ( $0^\circ$  à  $90^\circ$ ), mais aussi d'étudier l'influence de la compression ( $112.5^\circ$ ) sur la propagation de fissures et les taux de restitution d'énergie critique.

Angle ( $^\circ$ )	Chargement	Nombre d'éprouvettes
$0^\circ$	Traction	3
$22.5^\circ$	Traction-cisaillement	4
$45^\circ$		5
$67.5^\circ$		5
$90^\circ$	Cisaillement	5
$112.5^\circ$	Compression-cisaillement	3

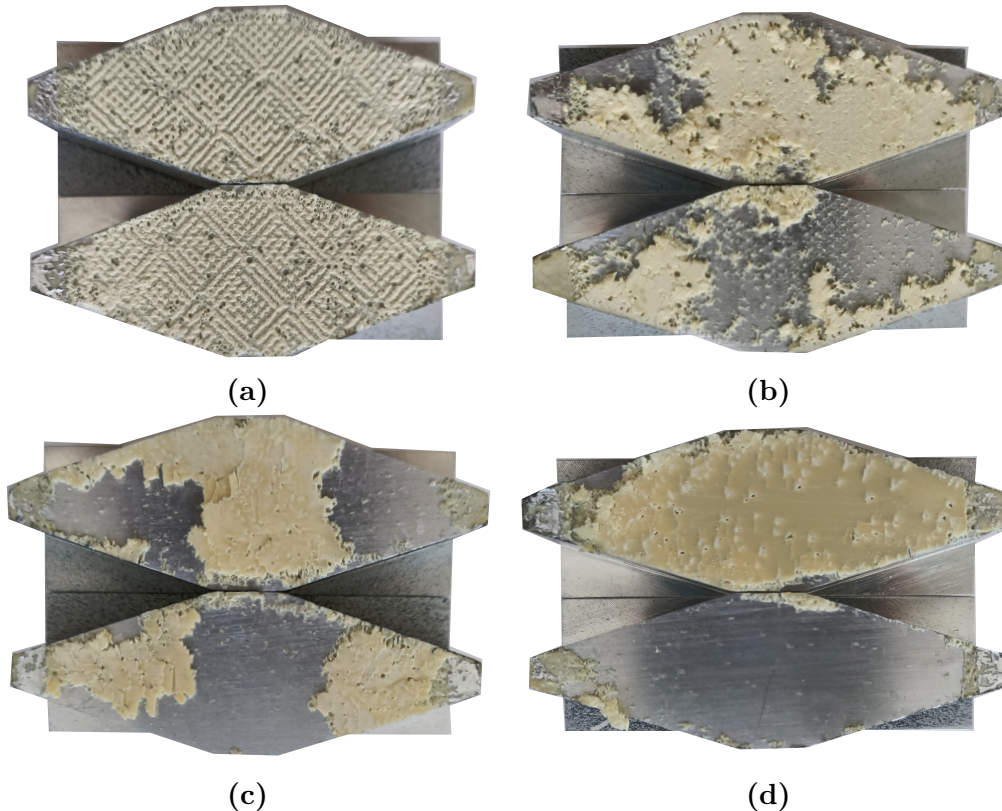
Tableau 4.1 : Plan d'expérience pour la propagation de fissures sous chargement monotone

### 4.2.3 Faciès de rupture

Lors des essais, différents faciès de rupture ont pu être observés, dépendant du type de sollicitation :

- à  $\gamma = 0^\circ$  (traction), les faciès de rupture sont cohésifs (Figure 4.8.a) ;
- à  $\gamma = 45^\circ$  (traction-cisaillement), les faciès de rupture sont mixtes : cohésifs + adhésifs (Figure 4.8.b) ;
- à  $\gamma = 90^\circ$  (cisaillement), la rupture est adhésive (Figure 4.8.c) ;
- à  $\gamma = 112.5^\circ$  (compression-cisaillement), la rupture est adhésive avec des « bandes » blanches dans l'adhésif (Figure 4.8.d).

Les pré-fissures formées à partir de feuilles d'aluminium sont aussi visibles aux extrémités de chaque éprouvette.



**Figure 4.8** : Faciès de rupture pour différents types de sollicitation :  $\gamma = 0^\circ$  (a),  $\gamma = 45^\circ$  (b),  $\gamma = 90^\circ$  (c) et  $\gamma = 112.5^\circ$  (d)

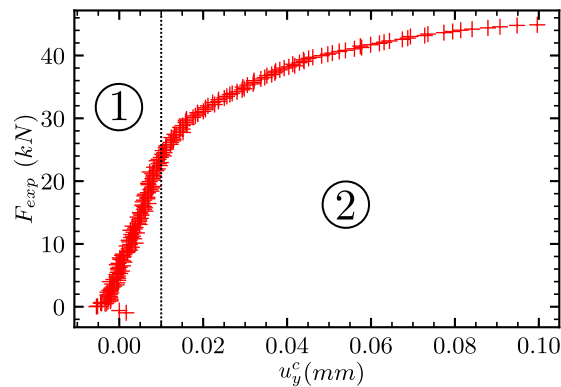
### 4.2.4 Évolution d'une fissure sur une courbe force-déplacement

Étant donné que l'utilisation du montage Arcan n'est pas standardisée dans le cadre de la fissuration des assemblages collés, deux points sont importants à vérifier :

- propager une fissure de manière stable dans l'adhésif : c'est-à-dire une fissure dont on puisse suivre l'évolution à l'aide d'une caméra ;

- déterminer à la lecture des courbes force-déplacement, le début de la propagation de fissure.

Ces vérifications sont opérées sur un essai Arcan  $0^\circ$ , dont la courbe force-déplacement établie au centre de l'éprouvette est montrée dans la [Figure 4.9](#). En se basant sur les travaux de Dumont *et al.* [113], le point déterminant le début de la propagation est calculé à partir de la courbe force-déplacement, par l'intersection du tracé de deux tangentes. En première hypothèse, deux domaines linéaires ① et ② sont considérés pour le calcul de deux tangentes.



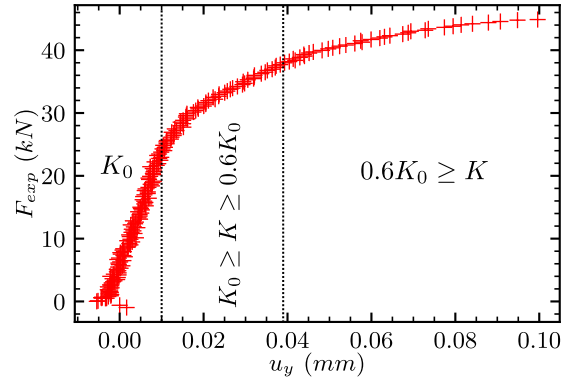
**Figure 4.9** : Courbe force-déplacement d'un essai Arcan  $0^\circ$  - Composante normale

Toute perte de linéarité sur la courbe force-déplacement est considérée comme liée à la propagation de fissures. Cette hypothèse est valide jusqu'à un certain niveau de force où l'influence de la plasticité du joint de colle n'est pas trop importante. Compte tenu de cela et suivant l'approche proposée par Dumont *et al.* [113], le taux de restitution d'énergie critique est calculé au point d'intersection des deux régimes « linéaires » énoncés précédemment par une méthode des « deux tangentes ». L'efficacité de cette méthode a été montrée dans les travaux de Dumont *et al.* [113]. Afin d'apporter plus de précision et d'automatisation à la méthode, et subdiviser la propagation en une partie stable et instable, une modification a été apportée afin de distinguer trois régimes dans l'essai. Ces régimes sont illustrés dans la [Figure 4.10.a](#) :

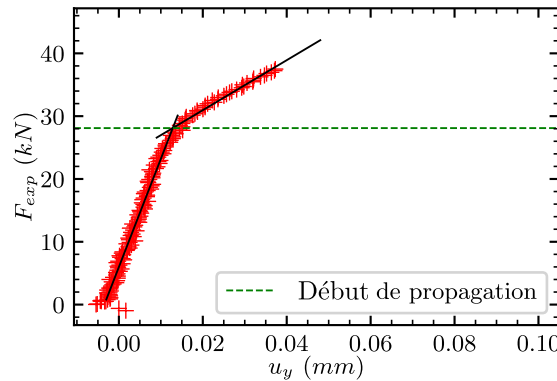
- la première tangente est définie sur la partie ① de la courbe par régression linéaire sur l'ensemble des points de ce domaine ( $\simeq 80$  points), permettant ainsi de définir une raideur initiale  $K_0$  ;
- l'évolution de la raideur  $K$  est ensuite calculée tout le long de l'essai par régression linéaire en augmentant progressivement le nombre de points ;
- si  $K_0 > K > 0.6K_0$ , il est considéré que la fissure s'est propagée très faiblement dans l'adhésif. La valeur de 0.6 est fixée arbitrairement dans un premier temps ;
- si  $0.6K_0 > K$ , la fissure s'est propagée sur une longueur plus importante. Tous les points de la courbe force-déplacement en-dessous de cette raideur ne seront pas considérés ;
- sur les points restants, la deuxième tangente est évaluée par régression linéaire sur le régime de propagation faible ;



- l'intersection de ces deux tangentes correspond au début de la phase de propagation : ce qui permet ainsi d'accéder à la valeur de  $G_c$  (Figure 4.10.b).



(a)



(b)

**Figure 4.10 :** Illustration des 3 régimes de propagation sur une courbe force-déplacement pour  $\gamma = 0^\circ$  (a) et application de la méthode des « deux tangentes » (b)

Après avoir déterminé le début de la phase de propagation de la fissure sur la courbe force-déplacement, nous allons vérifier que la phase identifiée comme une propagation de fissure stable dans l'adhésif peut être vue comme telle. Cette vérification se fera par analyse des images acquises. Si le début de propagation calculé par la méthode précédente correspond bien à l'instant de propagation dans l'adhésif selon les images, cette méthode sera considérée comme valide. Une analyse est réalisée à partir des données de l'essai Arcan  $0^\circ$ , illustrée dans la Figure 4.11, à différents instants du chargement. Étant donné la difficulté à détecter la fissure à partir des images originales, un algorithme basé sur la méthode de Canny [154] a été utilisé afin de détecter l'apparition de fissures. Cette algorithme est utilisé dans le traitement d'images afin de détecter des contours. Dans le cas présent, nous désirons détecter l'apparition de ces contours, assimilés à la création de surfaces lors de l'avancée d'une fissure. Pour différents instants de chargement :

- à  $t = 60$  s (Figure 4.11.a), le chargement se situe dans le domaine linéaire de raideur  $K_0$ , aucune propagation de fissure n'est observé à la caméra ;

- à  $t = 133$  s (Figure 4.11.b), l'instant correspond au début de la phase de propagation de la fissure déterminé par la méthode précédente. Une petite fissure est observée ( $K_0 > K > 0.6K_0$ );
- à  $t = 183$  s (Figure 4.11.c), le régime de propagation faible est terminé, et  $0.6K_0 > K$ , la fissure s'est propagée sur des longueurs importantes dans l'adhésif;
- à  $t = 200$  s (Figure 4.11.d), proche de la rupture finale de l'échantillon, la fissure s'est propagée sur une grande partie du joint de colle.

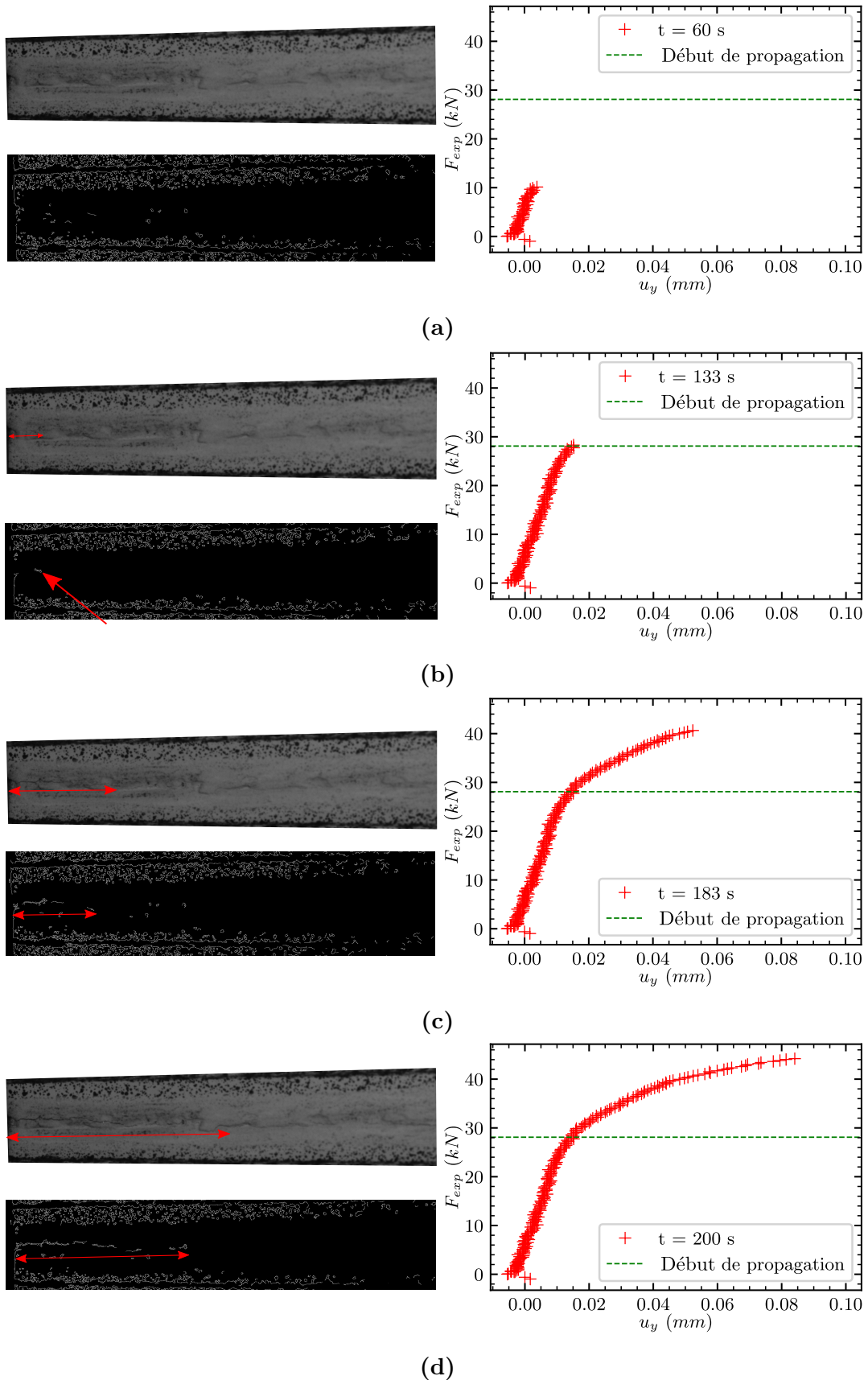


Figure 4.11 : Propagation de fissures vs. courbe force-déplacement :  $t = 60$  s (a),  
 $t = 133$  s (b),  $t = 163$  s (c) et  $t = 200$  s (d)



Une procédure expérimentale a donc été mise en place afin d'étudier la propagation de fissure dans des assemblages collés sous chargements monotones, à l'aide du montage Arcan. L'ensemble de la procédure, pilotée en déplacement, vise à contrôler la propagation de fissures au sein de l'adhésif. Étant donné que l'essai Arcan n'est pas standardisé, des études ont été réalisées afin de s'assurer de l'existence d'une propagation de fissure stable au sein de l'éprouvette collée. Une amélioration a été apportée à la méthodologie de Dumont *et al.* [113] afin de déterminer le début de propagation de la fissure sur une courbe force-déplacement. Il a été vérifié par analyse d'image que le début de propagation identifié sur les courbes correspond bien à une progression visible du défaut.

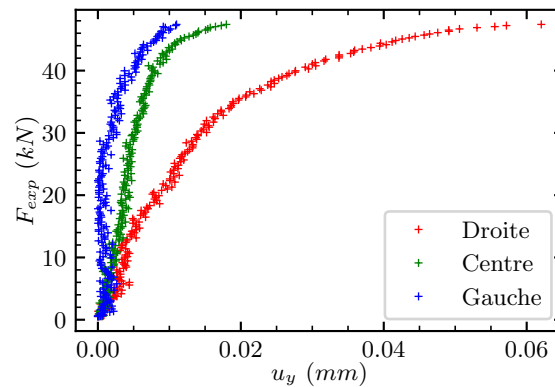
Par la suite, la méthodologie mise en place pour le calcul du taux de restitution d'énergie critique sera présentée, ainsi que ces résultats dans le plan I + II pour l'adhésif concerné dans cette étude.

### 4.3 Évolution du taux de restitution d'énergie critique en mode mixte sous chargement monotone

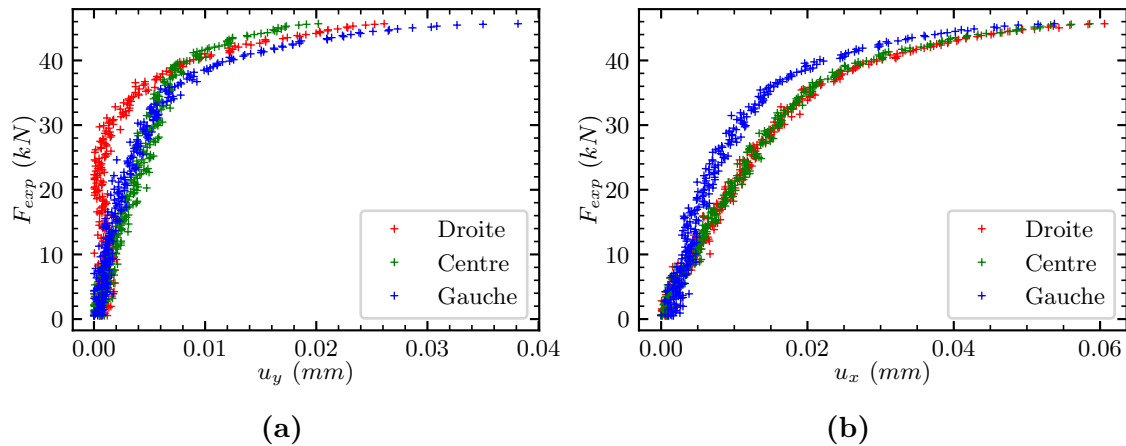
Les procédures expérimentales et méthodologies associées sont utilisées dans le chapitre 4 afin de post-traiter et interpréter les essais de fissuration. Les essais de fissuration sous chargement monotone sont abordés dans un premier temps.

#### 4.3.1 Résultats des essais monotones en force-déplacement

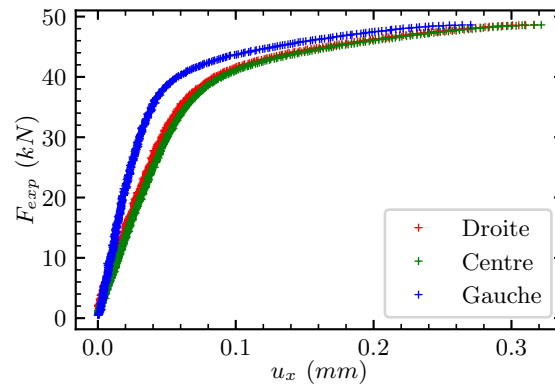
Le plan d'expérience sous chargement monotone introduit dans le Chapitre 4 est utilisé. Le protocole expérimental mis en place afin de réaliser les essais est celui introduit dans le Chapitre 4 également. Basé sur la Figure 4.7, les courbes force-déplacement des différents essais sont analysées au centre et aux extrémités des éprouvettes, afin d'étudier de quel côté la fissure se propage, et d'évaluer les pertes de raideur au sein de l'éprouvette. Les Figure 4.12 à Figure 4.14 montrent l'évolution de l'effort en fonction du déplacement normal et/ou tangentiel aux différents endroits de l'assemblage (extrémité gauche, centre, extrémité droite).



**Figure 4.12** : Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan 0°



**Figure 4.13** : Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan 45°



**Figure 4.14** : Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan 90°

Plusieurs observations peuvent être établies :

- pour les essais avec une composante en mode I ( $\gamma = 0^\circ, 22.5^\circ, 45^\circ$  ou  $67.5^\circ$ ), une perte de raideur est systématiquement observée à une extrémité de l'éprouvette sur la composante normale du déplacement, ce qui se traduit par une propagation de fissures préférentiellement d'un côté de l'éprouvette (départ de fissure non-symétrique) ;
- pour les essais avec une composante en mode II ( $\gamma = 22.5^\circ, 45^\circ, 67.5^\circ, 90^\circ$  ou  $112.5^\circ$ ), l'ensemble des courbes force-déplacement sont quasiment confondues sur la composante tangentielle du déplacement, ce qui ne permet pas de renseigner sur la localisation de la propagation de fissure au sein de l'assemblage collé.

Cette observation conduit à penser qu'avec la géométrie d'éprouvette Arcan proposée dans cette étude, la propagation stable de la fissure en mode II ne peut pas être garantie. Les essais non-représentés ici pour les autres angles sont disponibles en Annexe D.

### 4.3.2 Méthodologie de post-traitement des essais en mono- tone

La méthode des deux tangentes introduite dans le chapitre 4 est employée ici afin de déterminer le point de calcul du taux de restitution d'énergie critique sur chacun des essais. Pour ce faire, la courbe force-déplacement au centre de l'éprouvette est utilisée. La méthode est utilisée sur chacune des composantes normales et tangentielles du déplacement, comme illustré de la Figure 4.15 à la Figure 4.17. Les niveaux d'effort calculés par la méthode des deux tangentes sur ces essais sont donnés dans le Tableau 4.2.

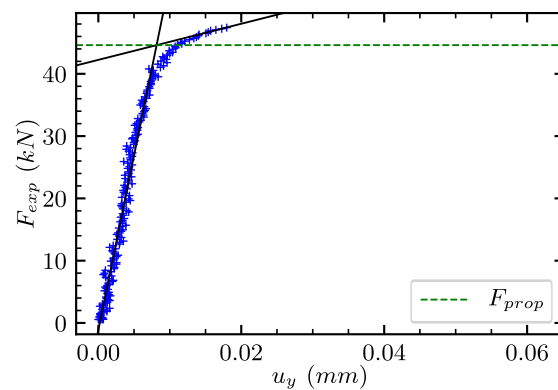


Figure 4.15 : Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan 0°

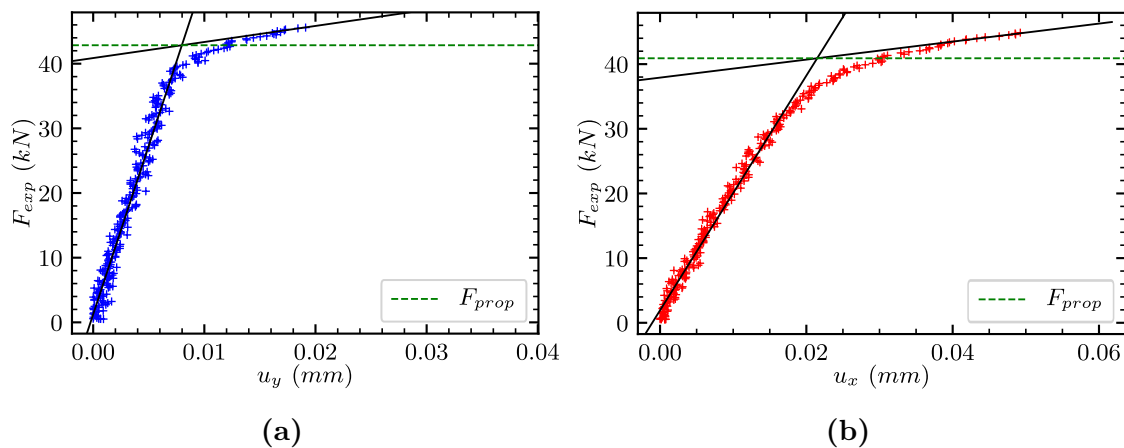


Figure 4.16 : Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan 45° : composante normale (a) et composante tangentielle (b)

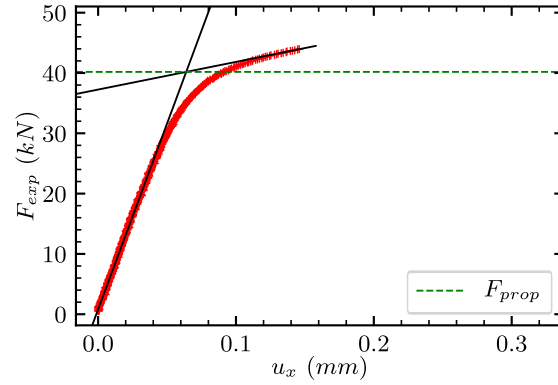


Figure 4.17 : Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan 90°

Angle (°)	$F_{prop}$ (kN)
0°	44.61
45°	42.85
90°	40.18

Tableau 4.2 : Niveaux d'effort calculés pour le début de la phase de propagation de fissure

Les points détectés pour le calcul du taux de restitution d'énergie critique sur les courbes sont quasi-similaires sur les composantes normales et tangentielles. Les résultats des autres essais étudiés sont disponibles en Annexe D.

Le début de la phase de propagation correspond à un champ de déplacement relatif des substrats proche du joint de colle [35] qui est calculé à partir des champs de déplacements (CIN) le long des génératrices, illustrées dans la Figure 4.18. Un déplacement relatif normal et/ou tangentiel est calculé entre chaque point des génératrices.

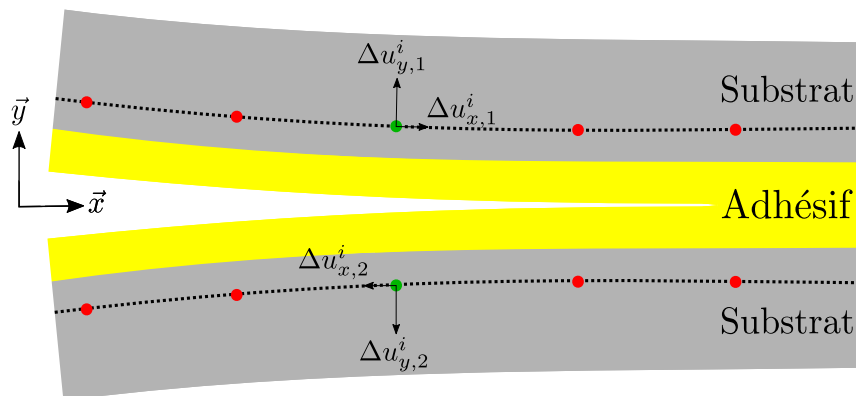


Figure 4.18 : Calcul du champ de déplacement relatif des substrats proche du joint de colle

Le déplacement relatif entre chaque point des génératrices est calculé de la manière suivante :

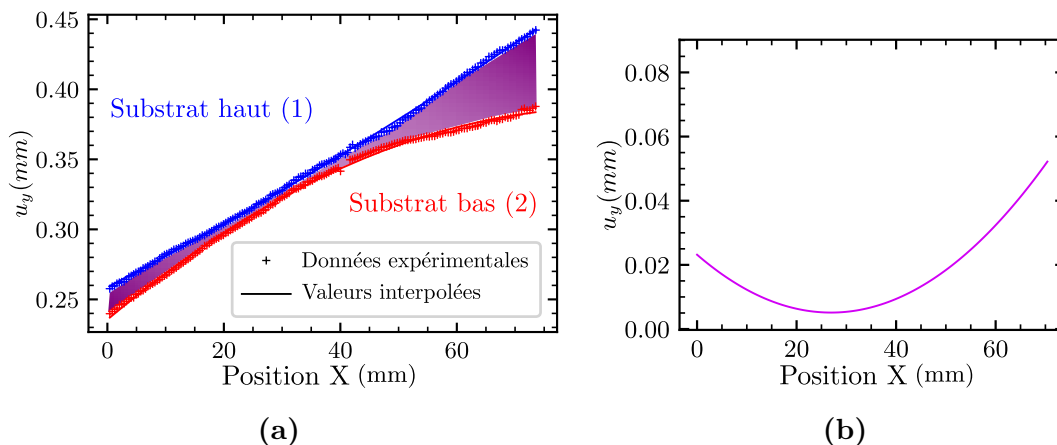
$$u_x^i = \Delta u_{x,1}^i - \Delta u_{x,2}^i \quad (4.3)$$

$$u_y^i = \Delta u_{y,1}^i - \Delta u_{y,2}^i \quad (4.4)$$

avec  $u_x^i$  et  $u_y^i$  les déplacements relatifs normal et tangentiel entre les points  $i$  de chaque génératrice.

Étant donné que l'essai Arcan n'est pas standardisé, il n'existe pas de formules analytiques pour calculer directement le taux de restitution d'énergie critique  $G_c$ . Cependant, une première méthode proposée par Stamoulis *et al.* [112] et approfondie par Dumont *et al.* [113] permet de calculer le taux de restitution d'énergie critique sous chargement monotone. Cette méthode fait appel à un modèle EF et un algorithme d'optimisation de la longueur de fissure. Tout d'abord, le chargement à appliquer au modèle doit être défini. En l'occurrence, il s'agit ici du champ de déplacement relatif des substrats proche du joint de colle, calculé à partir du point identifié sur les courbes force-déplacement. Ce champ de déplacement est interpolé à l'aide d'un polynôme de second degré [112] afin de réduire le bruit expérimental et faciliter son introduction dans le modèle EF. Un exemple de cette interpolation est donné dans la Figure 4.19.

Le taux de restitution d'énergie critique est ensuite calculé par une méthode d'identification inverse, basée sur un modèle EF. Les résultats expérimentaux sont analysés en utilisant le logiciel Abaqus™. Une vision détaillée du modèle utilisé est donnée dans la Figure 4.20. Les essais Arcan ont été simulés en trois dimensions (3D) au regard de la géométrie de l'éprouvette. Les propriétés mécaniques élastiques linéaires de l'adhésif et des substrats sont données dans le Tableau 4.3.



**Figure 4.19** : Profils expérimentaux interpolés sur un essai Arcan  $0^\circ$  (a) et champ de déplacement relatif résultant (b)

Propriétés	Substrat	Adhésif
$E$ (MPa)	72 000	1 300
$\nu$	0.32	0.43

Tableau 4.3 : Propriétés des substrats et de l'adhésif

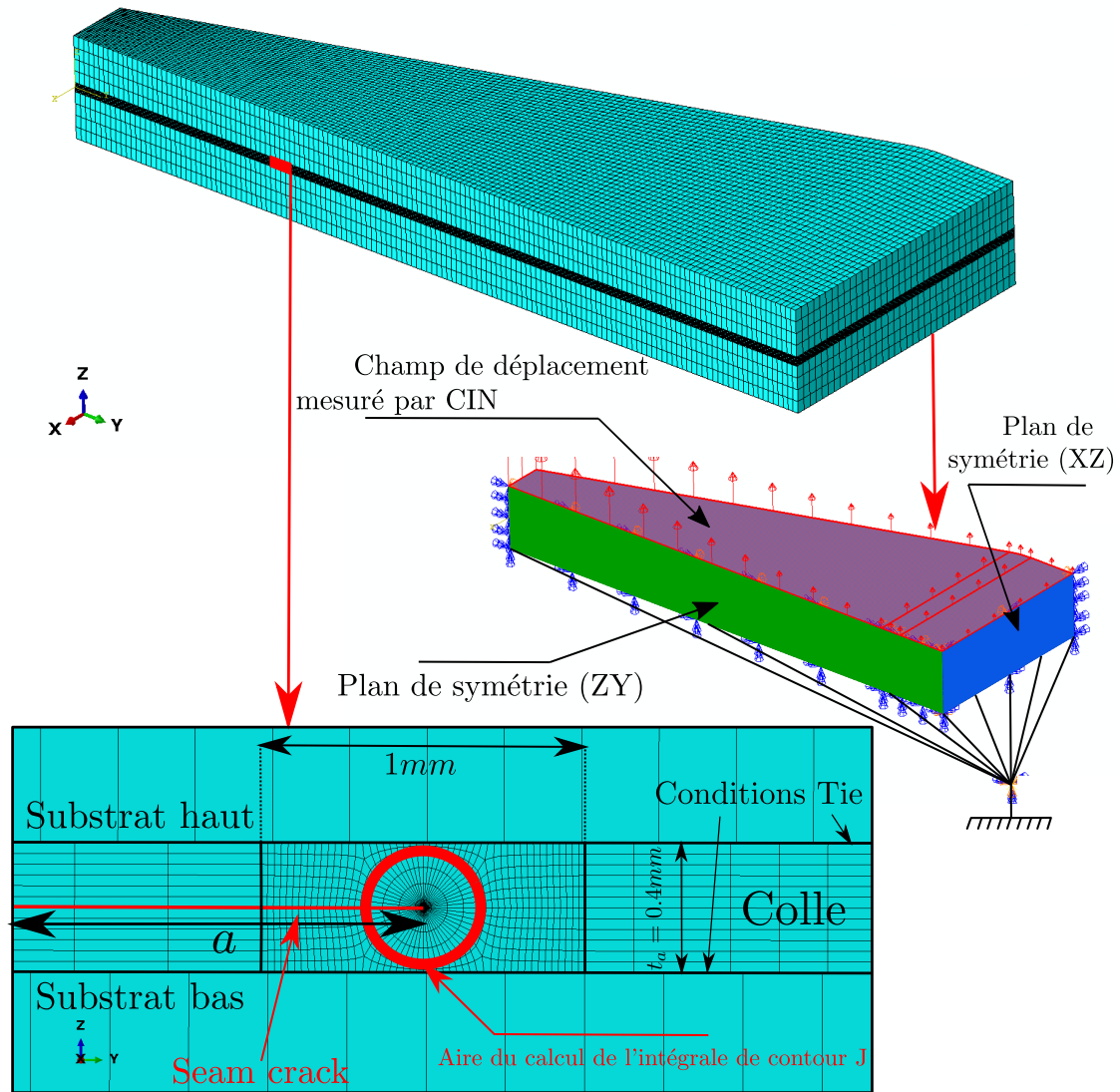


Figure 4.20 : Modèle EF utilisé pour le calcul du taux de restitution d'énergie critique

Des éléments hexaédriques à 8 noeuds à intégration complète (C3D8) sont utilisés pour le maillage du modèle. Pour la pointe de fissure, des éléments de type « *wedge* » à 6 noeuds sont utilisés pour créer la singularité, et 12 éléments sont représentés dans l'épaisseur du joint de colle. Cela permet d'obtenir une bonne précision des résultats pour réaliser le calcul du taux de restitution d'énergie. Ce calcul est réalisé après une étude de convergence au maillage. Le maillage en pointe de fissure a été ajusté de sorte que l'aire de calcul de l'intégrale de contour capture entièrement la zone plastique. Concernant le substrat, 4 éléments sont représentés dans son

épaisseur. Seul un quart de l'éprouvette est représentée pour des raisons de temps de calculs, de manière similaire aux travaux de Dumont *et al.* [113]. Deux symétries (XZ) et (ZY) sont représentées sur les surfaces bleues et vertes dans la Figure 4.20. La symétrie (ZY) implique l'hypothèse que les fissures se propagent de manière symétrique dans le joint de colle de part et d'autre de l'éprouvette. Cette hypothèse est valide jusqu'à un certain niveau de force, et que la plasticité dans le joint de colle n'est pas importante. Enfin, la symétrie (XZ) implique l'hypothèse que cette propagation ne dépend pas de la largeur (front de propagation rectiligne). Enfin, au regard de la surface de collage, qui est plus conséquente au centre de l'éprouvette, il est considéré que les pointes de fissures ne peuvent pas interagir entre elles. Pour le reste de ce travail, nous travaillerons dans le cadre de ces hypothèses, et elles devront faire l'objet de vérifications dans d'autres travaux.

La surface inférieure du substrat bas est connectée à un point de référence grâce à un *kinematic coupling* dans Abaqus <sup>TM</sup> (i.e. des éléments de corps rigide), qui est encastré. Le champ de déplacement proche du joint de colle est implémenté sur la surface rouge de l'éprouvette (Figure 4.20). Les surfaces inférieure et supérieure de l'adhésif sont connectées aux substrats par le biais d'une condition *tie*, pour des maillages non-concordants, en contraignant les degrés de liberté des surfaces adjacentes. Sous l'hypothèse que la fissure propage dans le joint de colle et que les effets de bifurcation sont négligeables, un *seam crack* a été créé au milieu de l'adhésif. Cette hypothèse est cohérente avec les faciès de rupture observés en section 4.2.3 (ruptures cohésives). Dans le cadre de la MLR, la valeur du taux de restitution d'énergie a été calculée en utilisant l'intégrale de contour J [123], méthode présentée dans l'état de l'art (sous l'hypothèse MLR,  $J = G_c$ ), basé sur un algorithme de calibration.

Les simulations sont réalisés sous un pilotage en déplacement. À chaque champ de déplacement, correspond un niveau d'effort de propagation. La moitié du champ de déplacement, où les déplacements mesurés sont les plus importants, est introduite en tant que condition aux limites sur la surface rouge du modèle EF. Par la suite, un calcul en élasticité linéaire est réalisé, et la valeur de l'effort de réaction est calculée au point d'encastrement. Tant que cette valeur d'effort n'approche pas la valeur d'effort expérimental, la longueur de fissure numérique est modifiée jusqu'à approcher la valeur d'effort expérimentale. La valeur de  $G_c$  est ensuite calculée pour cette longueur de fissure calibrée. La fonction erreur à minimiser par l'algorithme d'optimisation *fminbound* est alors :

$$\varepsilon(a) = \left| \frac{F_{exp} - F_{num}}{F_{num}} \right| \quad (4.5)$$

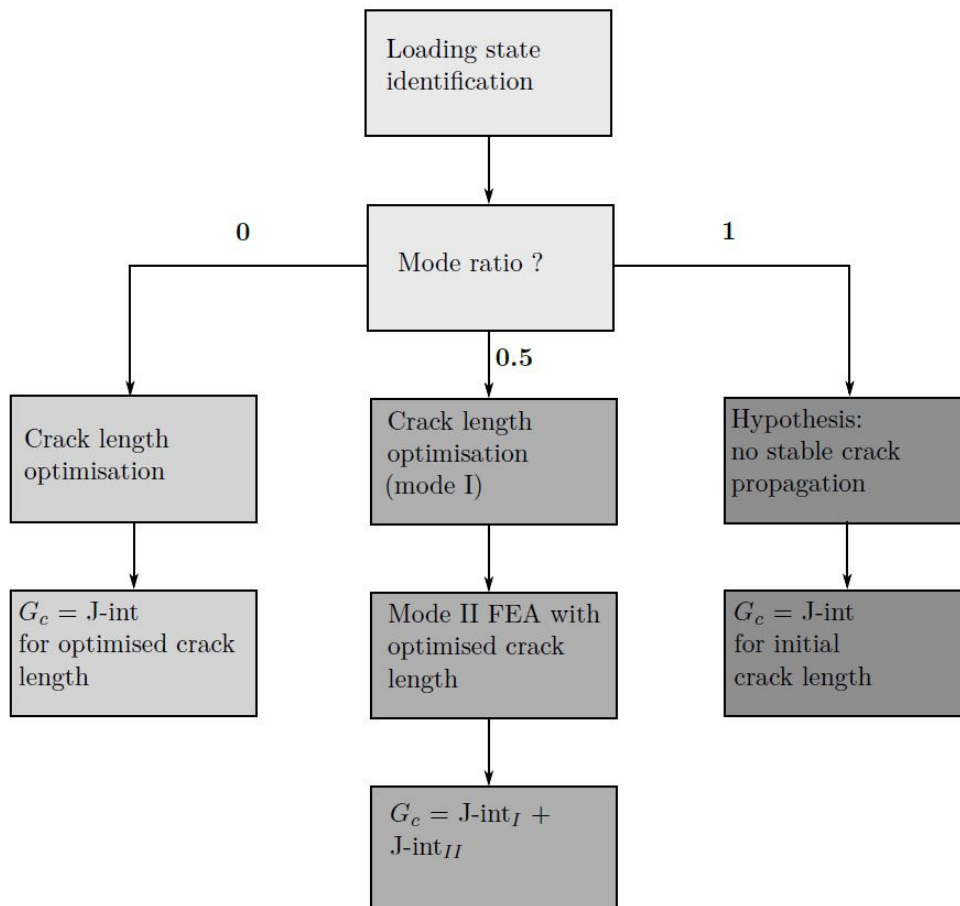
Trois cas de calculs sont à distinguer :

- mode I : le champ de déplacement normal au joint de colle est introduit et la longueur de fissure calibrée jusqu'à se rapprocher l'effort expérimental. La valeur de  $G_c$  est calculée à partir de cette longueur de fissure ;



- mode II : basé sur les travaux de Stamoulis *et al.* [112], il n'y a pas de propagation stable de la fissure. Aucune optimisation n'est réalisé dans ce cadre. Le champ de déplacement tangentiel au joint de colle est introduit dans le modèle, et le  $G_c$  est calculé pour une longueur de fissure  $a_0 = 6$  mm.
- pour le mode I + II, le calcul se réalise en deux étapes :
  1. dans un premier temps, la longueur de fissure est optimisée en mode I en introduisant le champ de déplacement normal dans le modèle EF. À partir de la longueur de fissure optimisée, la valeur de  $G_{I,c}$  est calculée ;
  2. dans un second temps, aucune optimisation n'est réalisée et la longueur de fissure optimisée est utilisée à nouveau dans le modèle EF, en introduisant le champ de déplacement tangentiel. Un calcul EF est réalisé à partir de ces éléments afin de calculer la valeur de  $G_{II,c}$ .

La Figure 4.21 tirée des travaux de Dumont [35] résume l'ensemble de la procédure.



**Figure 4.21** : Méthodologie utilisé pour le calcul du taux de restitution d'énergie dans le plan I + II [113]

La mixité de mode est exprimée ici en termes de répartition de chargement, qui est connue :

$$\text{mixité} = \frac{F_{II}}{F_I + F_{II}} \quad (4.6)$$

avec  $F_I$  et  $F_{II}$  les composantes normale et tangentielle du chargement.

### 4.3.3 Enveloppe de rupture dans le plan I + II

Pour des raisons de confidentialité, l'ensemble des valeurs calculées sont normalisées par le taux de restitution d'énergie critique en mode II  $G_{II,c}$  (calculé pour  $\gamma = 90^\circ$ ). Les taux de restitution d'énergie issus des essais Arcan dans le plan I + II ont été calculés en utilisant la méthodologie présentée dans la section 4.3.2 pour des angles  $\gamma$  compris entre  $0^\circ$  et  $112.5^\circ$ . Pour  $\gamma = 112.5^\circ$ , nous faisons l'hypothèse que la compression n'a pas d'effet sur le calcul du  $G_c$ , ce qui revient à réaliser un calcul en mode II pur. Les valeurs des taux de restitution d'énergie sont données dans le Tableau 4.4 pour les modes I et II, ainsi que pour le taux de restitution d'énergie critique total, où :

$$[G_{total}]_{norm} = \frac{G_{I,c} + G_{II,c}}{G_{II,c}} \quad (4.7)$$

Angle °	$[G_{I,c}]_{norm}$ moyen	$[G_{II,c}]_{norm}$ moyen	$[G_{total}]_{norm}$ moyen
0	0.27	-	0.27
22.5	0.21	0.08	0.29
45	0.19	0.28	0.47
67.5	0.15	0.53	0.68
90	-	1	1
112.5	-	2.03	2.03

**Tableau 4.4 :** Taux de restitution d'énergie critique calculés et normalisés pour l'enveloppe de rupture dans le plan I + II

La valeur du taux de restitution d'énergie en compression-cisaillement ( $\gamma = 112.5^\circ$ ) est particulièrement élevée. Cette valeur élevée peut provenir du fait que le modèle ne tient pas compte des phénomènes de frottement qui sont sources de dissipation, et de ce fait, il en résulte une surestimation du taux de restitution d'énergie critique [112]. Nous faisons aussi l'hypothèse que la compression consomme beaucoup d'énergie et ne produit aucune propagation de la fissure. Les données du Tableau 4.4 montrent que la contribution en mode I du taux de restitution d'énergie critique diminue avec la mixité de mode, alors que la contribution en mode II augmente fortement. Les enveloppes de rupture utilisant une loi puissance par défaut dans Abaqus <sup>TM</sup> ne semblent pas forcément adaptées pour traduire cette tendance observée expérimentalement. Cependant, une représentation des essais de fissuration dans le plan I + II avec une enveloppe de rupture de type Gong-Benzeggagh [155] semble être pertinente. Ce critère est de la forme :

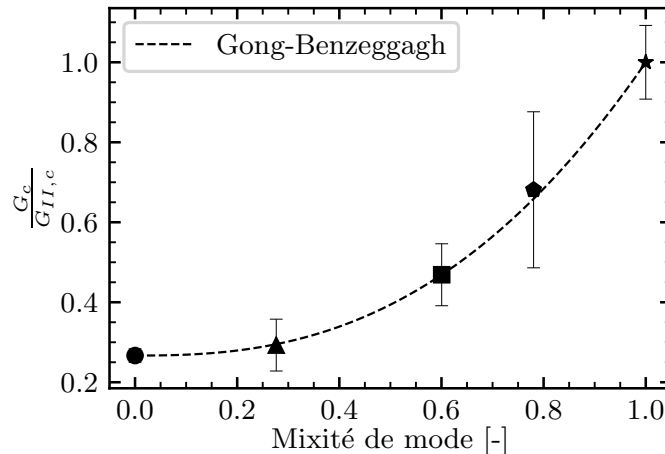
$$G_c = G_{I,c} + (G_{II,c} - G_{I,c}) \left( \frac{G_{II}}{G_{total}} \right)^\eta \quad (4.8)$$

où  $G_{I,c}$  et  $G_{II,c}$  sont les taux de restitution d'énergie critique en mode I et II, et  $\eta$  un paramètre matériau à identifier. La mixité de mode  $\eta$  est définie par la relation :

$$\eta = \frac{G_{II}}{G_I + G_{II}} \quad (4.9)$$

Un critère de Gong-Benzeggagh est alors identifié à partir des essais à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$ , puis la validité de l'identification est vérifiée sur des essais intermédiaires à  $22.5^\circ$  et  $67.5^\circ$ . Les résultats de cette identification sont présentés dans la Figure 4.22 et le Tableau 4.5.

L'idée est de valider la méthode, qui avait déjà été vérifiée sur deux adhésifs différents [112, 113], par comparaison à des données issues d'essais standardisés (DCB et MMB). Les valeurs du taux de restitution d'énergie critique sont similaires à celles des travaux de Dagorn [156] sur le même adhésif. Basé sur ce résultat, le montage développé pourra alors être utilisé dans le cadre d'une étude en fatigue.



**Figure 4.22** : Enveloppe de rupture dans le plan I + II suivant une loi de Gong-Benzeggagh

Paramètres	Valeurs
$G_{I,c}$	0.27
$G_{II,c}$	1
$\eta$	2.53

**Tableau 4.5** : Paramètres identifiés normalisés pour la loi de Gong-Benzeggagh

L'identification permet de représenter l'ensemble des essais de fissuration dans le plan I + II, avec une augmentation du taux de restitution d'énergie critique à mixité de mode croissante. Cependant, cette représentation ne permet pas d'inclure les essais en compression-cisaillement, dont la représentation reste à discuter. L'utilisation du taux de tri-axialité pourrait permettre de tenir compte des sollicitations

en compression dans la représentation de l'enveloppe de rupture. Comme énoncé précédemment en hypothèse, la compression consomme beaucoup d'énergie dans la propagation de fissure. Cette part pourrait être sur-estimée en raison du possible effet du frottement entre les surfaces créées par la propagation de fissure. La prise en compte du frottement pourrait amener à réévaluer la valeur de  $G_{II,c}$  calculée en compression-cisaillement.

**Conclusion** : les propriétés en fissuration d'un adhésif au sein d'un assemblage collé sous chargement monotone ont été évaluées à l'aide du montage Arcan, qui permet de réaliser des essais non-standardisés pour ce type d'application. L'avantage de cette méthode réside dans le fait qu'il suffit d'un seul montage pour étudier l'ensemble de plan I + II et les effets de compression sur la propagation de fissure. Une méthode des deux tangentes inspirée des travaux de Dumont *et al.* [113] a été utilisée et améliorée afin de distinguer différentes phases de propagation de fissures sur une courbe force-déplacement, et ainsi déterminer le point de calcul du taux de restitution d'énergie critique à partir d'une courbe force-déplacement. En complément, une méthodologie numérique basée sur une méthode inverse et un modèle EF de l'éprouvette Arcan a été utilisée pour accéder à la valeur du taux de restitution d'énergie critique dans le plan I + II. Les calculs ont montré qu'un critère de Gong-Benzeggagh [155] était adapté pour représenter l'évolution du  $G_c$  en fonction de la mixité de mode. Des calculs supplémentaires en compression-cisaillement ont montré que la valeur de  $G_{II,c}$  est en moyenne deux fois plus élevées que la valeurs calculée à  $\gamma = 90^\circ$ . Des apports supplémentaires devront être réalisés afin de modifier l'enveloppe de rupture et inclure les essais de compression-cisaillement dans cette dernière. Néanmoins, la méthodologie a pu être validée sur trois adhésifs différents [112, 113] et pourra être appliquée en fatigue. La suite de ce travail consiste en l'adaptation des procédures expérimentales et numériques afin d'étudier la propagation de fissures sous chargement de fatigue.

## Caractérisation de propagations de fissures sous chargement cy- clique pour différentes mixités de mode

---

### Résumé

Ce chapitre final propose deux procédures expérimentales basées sur le montage Arcan afin d'étudier la propagation de fissure en fatigue pour différents rapports de déplacement. La première procédure se base sur le dispositif expérimental défini au Chapitre 4 afin d'étudier la fatigue à rapport de charge positif, alors qu'un second montage a été développé, nommé Arcan « compression », afin d'étudier la propagation de fissure en fatigue purement alternée. La méthodologie du calcul du taux de restitution d'énergie par méthode inverse détaillée au Chapitre 4 sera utilisée et adaptée au cadre de la fatigue. Différents régimes de propagation seront mis en évidence, et une méthodologie de traitement des données sera exposée afin de pouvoir tracer l'évolution des vitesses de surfaces fissurées vs. le taux de restitution d'énergie maximal par cycle. Une représentation de type loi de Paris sera utilisée afin de représenter les tendances expérimentales et de comparer les effets du rapport de charge.

### Sommaire

---

<b>5.1 Procédure expérimentale de propagation de fissures sous chargement de fatigue</b>	<b>178</b>
5.1.1 Procédure en fatigue à $R_u = 0.2$	178
5.1.1.1 Montage expérimental	178
5.1.1.2 Plans d'expériences en fatigue	179
5.1.1.3 Analyse de la propagation de fissure dans l'assemblage collé	179
5.1.2 Procédure en fatigue purement alternée à $R_u = -1$	182
5.1.2.1 Description du montage en fatigue alternée	182
5.1.2.2 Procédure expérimentale	184
5.1.2.3 Analyse de la propagation de fissure dans l'assemblage collé en alterné	186
<b>5.2 Résultats expérimentaux en fatigue</b>	<b>189</b>
5.2.1 Résultats en mode I	189
5.2.2 Résultats en mode II	192

5.2.3	Résultats en mode I + II . . . . .	196
<b>5.3</b>	<b>Méthodologie de post-traitement et de calcul du <math>G</math> et des vitesses de propagation en fatigue . . . . .</b>	<b>198</b>
5.3.1	Procédure EF pour le calcul du taux de restitution d'énergie en fatigue . . . . .	198
5.3.2	Méthodologie de post-traitement et d'interprétation des données . . . . .	202
5.3.3	Courbes de fatigue $\frac{dS}{dN}$ vs. $G_{max}$ . . . . .	205
5.3.3.1	Résultats en fatigue à $R_u = 0.2$ . . . . .	205
5.3.3.2	Résultats en fatigue alternée à $R_u = -1$ . . . . .	209

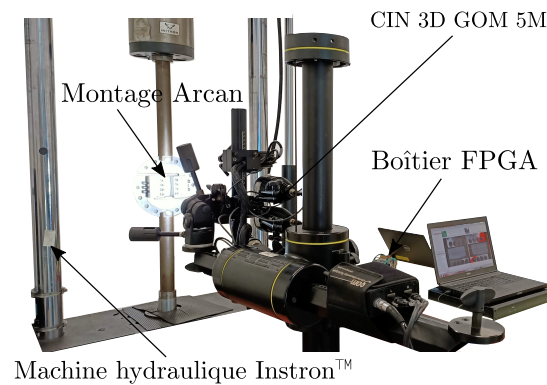
---

## 5.1 Procédure expérimentale de propagation de fissures sous chargement de fatigue

### 5.1.1 Procédure en fatigue à $R_u = 0.2$

#### 5.1.1.1 Montage expérimental

Le montage Arcan est utilisé cette fois pour étudier la propagation de fissures sous chargement de fatigue. Les éprouvettes sont les mêmes que celles utilisées pour l'étude sous chargement monotone dans la section 4.1. La préparation et la polymérisation de l'adhésif sont aussi identiques. Le montage expérimental en fatigue est montré dans la Figure 5.1.



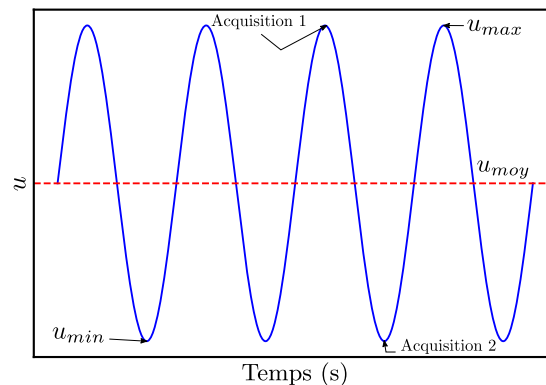
**Figure 5.1** : Montage expérimental Arcan fissuration en fatigue -  $R_u = 0.2$

La machine utilisée est la même que pour l'étude en monotone, avec une cellule d'effort de 100 kN. Le montage Arcan est utilisé afin d'étudier l'influence de la mixité de mode dans le plan I + II sur la propagation de fissures en fatigue. Le système de CIN 3D GOM-5M est utilisé pour mesurer les déplacements proches du joint de colle. La fréquence de sollicitation des éprouvettes est fixée à  $f_s = 1$  Hz. Les essais sont pilotés en déplacement. Les essais sont pilotés à un rapport de déplacement  $R_u$  défini par :

$$R_u = \frac{u_{act,min}}{u_{act,max}} \quad (5.1)$$

où  $u_{act,min}$  et  $u_{act,max}$  représentent les positions minimale et maximale du vérin. Ce rapport est fixé à  $R_u = 0.2$  pour la première campagne. Les signaux en effort et déplacement machine sont synchronisés avec le système GOM. Un boîtier de déclenchement est utilisé pour effectuer les acquisitions uniquement sur les valeurs d'efforts maximal  $F_{max}$  et minimal  $F_{min}$  sur le système de stéréo-corrélation d'images. Ainsi, les valeurs  $G_{max}$  et  $G_{min}$  correspondent aux valeurs de  $G$  prises au maximum ( $F_{max}$ ) et au minimum ( $F_{min}$ ) du cycle en effort. Ce déclenchement est possible grâce un traitement permanent du signal d'entrée, dans lequel les valeurs maximale et minimale sont connues. Si ces valeurs sont repérées, une impulsion via un boîtier FPGA

(Field-Programmable Gate Array, Figure 5.1) est envoyée vers le système GOM pour déclencher automatiquement l'acquisition. Les fréquences d'acquisition sont ajustables afin d'étudier les différents régimes de propagation, comme il sera décrit par la suite. Un exemple de déclenchement des acquisitions sur un signal cyclique en déplacement est illustré dans la Figure 5.2.



**Figure 5.2** : Exemple des instants de déclenchement des acquisitions sur un signal cyclique en déplacement

### 5.1.1.2 Plans d'expériences en fatigue

L'ensemble des essais réalisés en fatigue est résumé dans le Tableau 5.1. L'objectif est de pouvoir étudier l'influence de la mixité de mode sur la propagation de fissures en fatigue, pour cela trois angles  $\gamma$  ont été étudiés.

Angle (°)	Chargement	Nombre d'éprouvettes
0°	Traction	3
45°	Traction-cisaillement	3
90°	Cisaillement	3

**Tableau 5.1** : Plan d'expérience pour la propagation de fissures sous chargement cyclique à  $R_u = 0.2$

### 5.1.1.3 Analyse de la propagation de fissure dans l'assemblage collé

En se basant sur le montage expérimental décrit dans la sous-section 5.1.1.1, des essais de fatigue avec un pilotage en déplacement sont réalisés. Ce mode de pilotage a été choisi dans le cadre de l'étude de propagation de fissures en fatigue car il permet :

- de déterminer le niveau d'effort permettant de propager les pré-fissures ;
- de montrer qu'il existe une propagation stable de fissures à ces niveaux d'effort.

Les raideurs globales des assemblages sont estimées à partir des essais en monotones  $K_{mono}$ , afin d'avoir une première estimation des ordres de grandeur de la raideur cyclique en fatigue  $K_{cy}$ . La raideur cyclique est calculée par la formule :



$$K_{cy} = \frac{F_{max} - F_{min}}{u_{act,max} - u_{act,min}} \quad (5.2)$$

Les vitesses de sollicitation en fatigue sont plus élevées que celles en monotones. Compte tenu du caractère viscoélastique de l'adhésif, si la vitesse de sollicitation augmente, les mécanismes visqueux ont moins de temps pour se relaxer, ce qui conduit à une raideur plus élevée, et donc  $K_{cy} > K_{mono}$ . La méthodologie suivante est alors proposée :

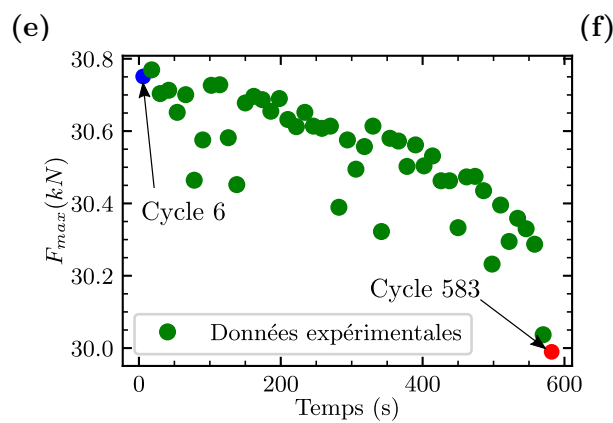
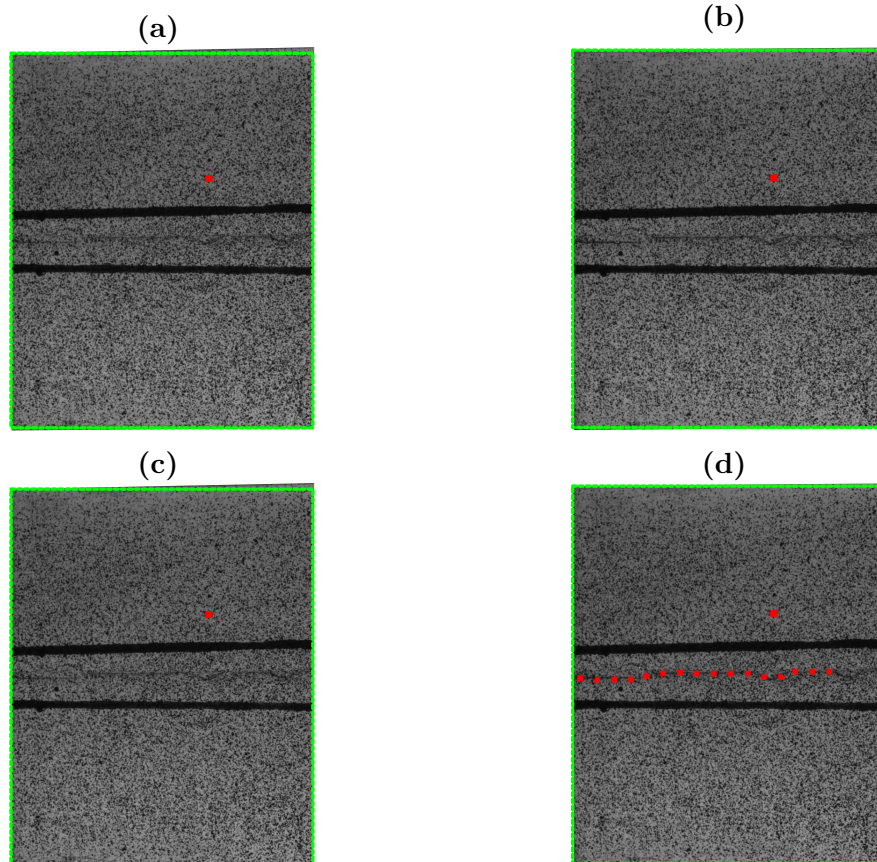
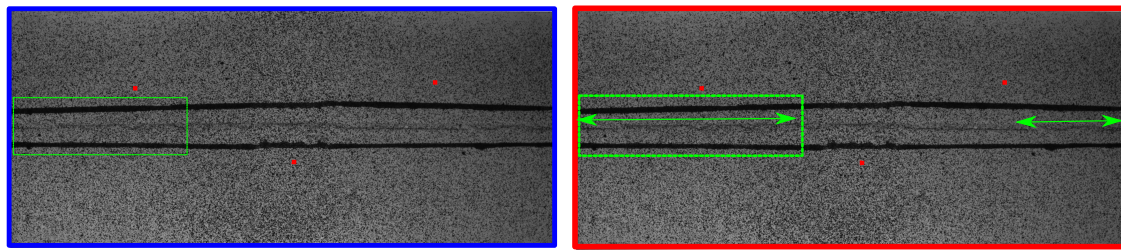
1. un cas de chargement à très faible nombre de cycles (environ 20) est donc appliqué en pilotant en effort ( $F_{max} = 10$  kN), pour un rapport de charge  $R = 0.2$  et une fréquence de sollicitation  $f_s = 4$  Hz, afin d'obtenir une vitesse de sollicitation proche des blocs de chargement auquel on pourrait s'attendre en fatigue. La raideur globale  $K_{cy}$  est estimée à partir de cette brève sollicitation. Connaissant la valeur de  $K_{cy}$ , les niveaux de déplacement sont alors fixés afin de cycliser au niveau d'effort  $F_{max}$  souhaité ;
2. plusieurs blocs de  $10^3$  cycles sont appliqués en augmentant progressivement le déplacement (*i.e* le niveau d'effort) jusqu'à rupture de l'éprouvette.

Les raideurs estimées sous chargement monotone et de fatigue sont données dans le Tableau 5.2.

$K_{mono}$ (kN·mm <sup>-1</sup> )	$K_{cy}$ (kN·mm <sup>-1</sup> )
25.5	40.2

**Tableau 5.2 :** Raideur de la chaîne de montage sous chargement monotone et de fatigue

Pour illustrer la démarche, cette procédure est appliquée à un essai Arcan 0°, pour lequel seul le bloc de chargement ayant mené à rupture est étudié. La Figure 5.3 illustre les résultats du dernier bloc. Sur le bloc final de chargement, des images ont été prises au niveau d'effort maximal. Au 6<sup>ème</sup> cycle, aucune propagation de fissure n'est observée (Figure 5.3.a). Un zoom est effectuée sur la pré-fissure gauche dans les Figure 5.3.c et Figure 5.3.e afin d'illustrer l'absence de propagation. En revanche, lors de l'essai, une chute de l'effort maximal mesuré d'environ 1 kN est observée (Figure 5.3.g). Pour un même déplacement imposé, cela correspond donc à une chute de raideur. Au 583<sup>ème</sup> cycle, les fissures se sont propagées de part et d'autre de l'adhésif. Un zoom est à nouveau réalisé sur la partie gauche de l'éprouvette, où la fissure propagée est visible (Figure 5.3.d et Figure 5.3.f). Au 593<sup>ème</sup> cycle, la rupture totale de l'éprouvette s'est produite. Cette chute d'effort (et donc la perte de raideur) peut donc être reliée à une propagation de fissure dans l'adhésif, sous chargement de fatigue. Cette analyse permet ainsi de valider le protocole permettant d'assurer une propagation stable de fissures sous chargement de fatigue dans les éprouvettes Arcan.



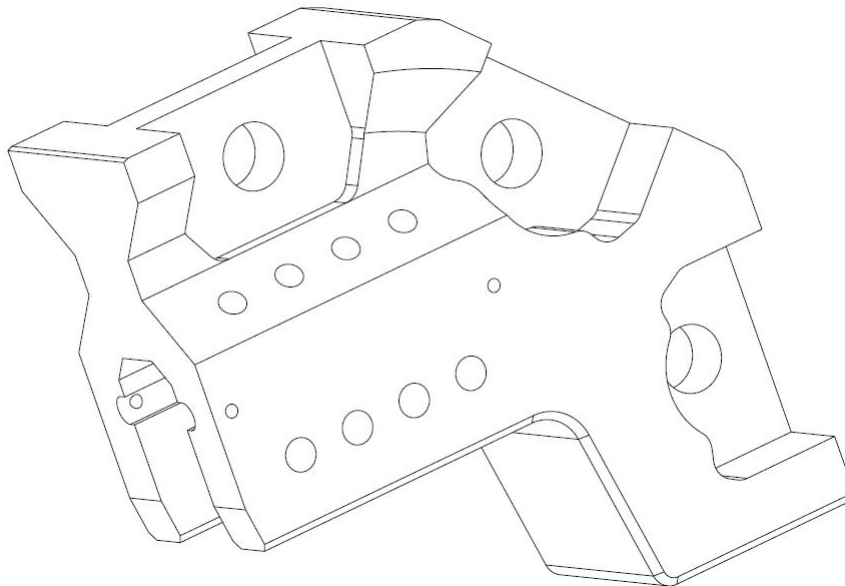
(g)

Figure 5.3 : Étude préliminaire de la propagation de fissures en fatigue sur un essai Arcan 0°

## 5.1.2 Procédure en fatigue purement alternée à $R_u = -1$

### 5.1.2.1 Description du montage en fatigue alternée

En raison de la configuration du montage utilisé jusqu'à présent, il n'était pas possible d'étudier les chargements en compression en raison de la présence d'un jeu dans la chaîne de montage (notamment lié à l'utilisation d'une goupille pour fixer le montage dans la machine, [Figure 4.2](#), liaison rotule). Pour ce faire, un nouveau montage dénommé « Arcan compression » a été développé au sein de l'IRDL afin d'étudier la propagation de fissures sous chargement de fatigue alternée. Un schéma de la demi-lune développée pour ce montage est donnée dans la [Figure 5.4](#).



**Figure 5.4 :** Demi-lune du montage Arcan compression

Le montage est composé de différentes parties :

- deux tiges métalliques venant se visser sur le vérin et la traverse fixe de la machine ;
- 8 écrous qui servent à maintenir l'ensemble de la chaîne de montage en pré-tension en les serrant à un niveau d'effort élevé contre les demi-lunes, puis en déchargeant à un niveau d'effort nul ;
- deux axes qui vont servir à lier les demi-lunes aux tiges ;
- deux demi-lunes pour réaliser des chargements en mode I ( $\gamma = 0^\circ$ ), mode II ( $\gamma = 90^\circ$ ) et mode I + II ( $\gamma = 45^\circ$ ) ;
- 8 vis hors-plan servant à fixer l'éprouvette Arcan dans les demies-lunes ;
- deux cales entre l'éprouvette et les demi-lune destinées à plaquer l'éprouvette lors du serrage et bloquer les rotulages du montage ;
- 16 vis inclinées à  $45^\circ$  afin de reprendre et répartir les efforts durant le chargement, illustrées par les encadrés verts dans la [Figure 5.5](#).

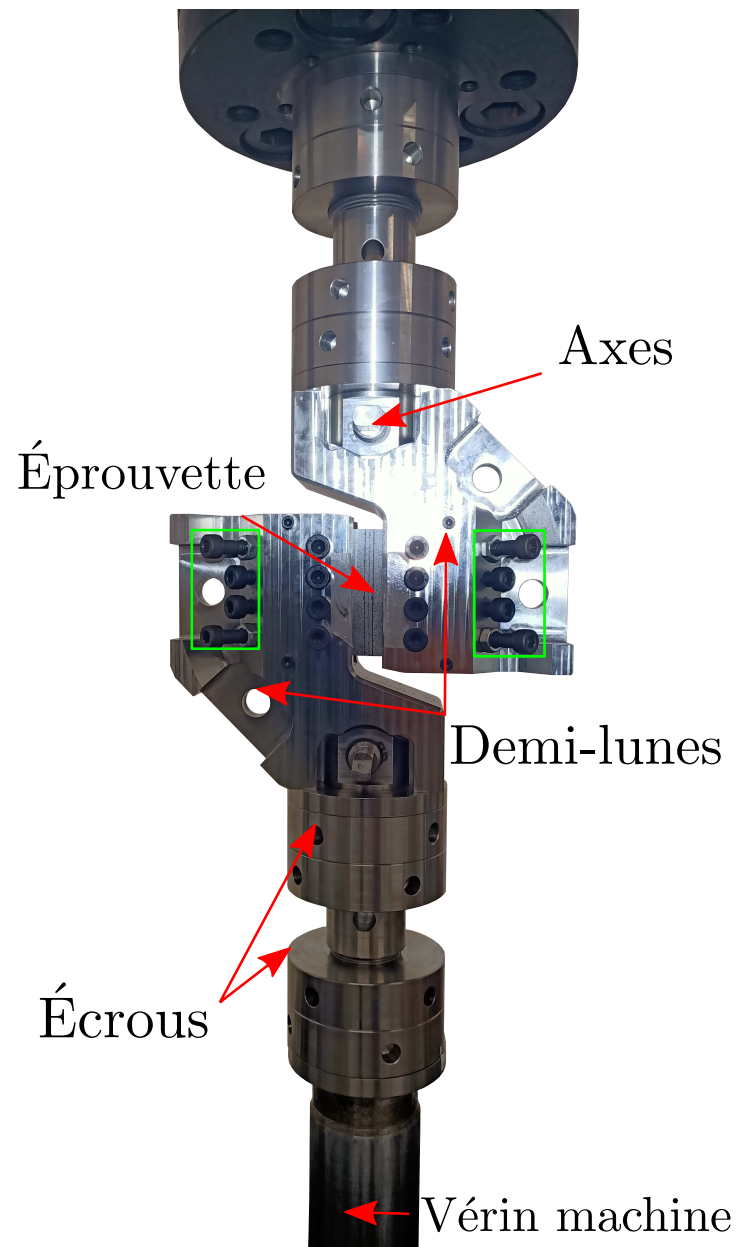


Figure 5.5 : Description du montage Arcan compression

Ce montage présente un avantage majeur par rapport au montage précédent : un degré de liberté est bloqué au niveau de la rotule (degré en rotation), ce qui permet de passer en compression. Le montage permet également d'insérer l'éprouvette sans avoir à démonter les demi-lunes.

### 5.1.2.2 Procédure expérimentale

La mise en place de l'éprouvette se déroule en trois étapes principales :

- calibration et étalonnage pour vérifier l'alignement du montage ;
- serrage des écrous à  $F_{ser}$  ;
- montage de l'éprouvette finale.

Pour l'étape de calibration, une éprouvette étalon en acier (Figure 5.6) est installée dans le dispositif. Sur cette éprouvette, des rosettes de jauges à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  ont été collées sur la face avant et la face arrière de l'éprouvette. L'éprouvette étalon est alors chargée et les déformations mesurées par les jauges à l'avant et l'arrière de l'éprouvette sont comparées afin de s'assurer que les déformations mesurées à l'avant de l'éprouvette sont les mêmes que celles mesurées à l'arrière. Pour ce faire, un cran a été usiné sur les axes afin de permettre une translation de la rotule de l'axe et permettre son alignement avec l'axe de chargement principal. Cet étalonnage est effectué à chaque fois que l'angle du montage est modifiée ( $\gamma = 0^\circ, \gamma = 45^\circ$  et  $\gamma = 90^\circ$ ).



**Figure 5.6** : Éprouvette étalon en acier APX pour la calibration du montage

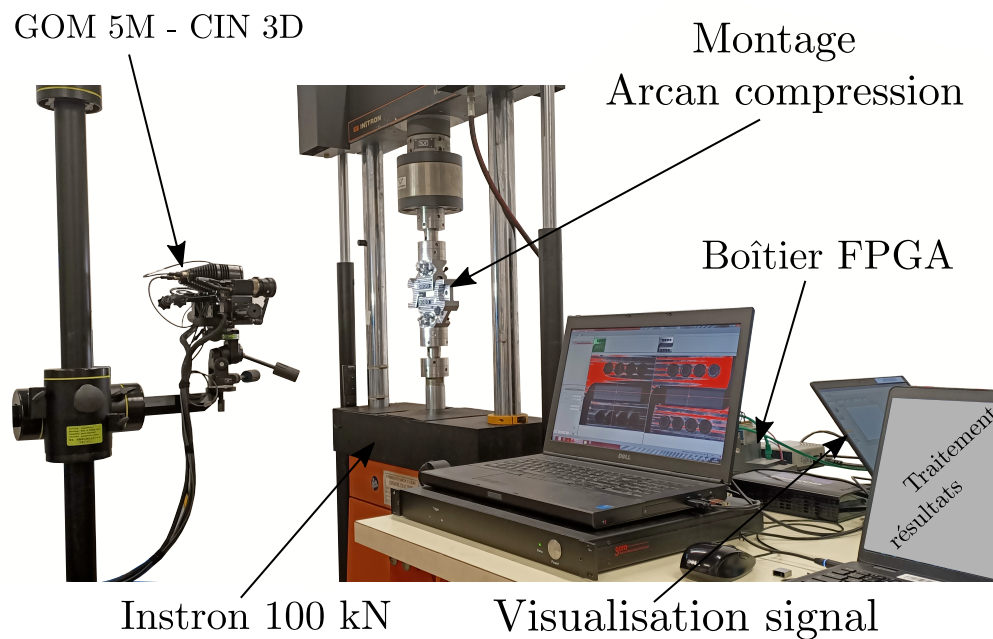
Dans un second temps, toujours en utilisant l'éprouvette étalon, le montage est chargé à un niveau d'effort  $F_{ser}$ , puis les écrous sont serrés et plaqués contre les demies-lunes et les pièces machine, puis l'ensemble du montage est déchargé. Cette étape de serrage permet de maintenir la chaîne de montage en pré-tension pour la mise en position des demi-lunes. Cette pré-tension doit garantir que les écrous ne se déserrèrent à moins d'atteindre un niveau d'effort  $F_{max}$  sur un cycle ou une étendue d'effort  $\Delta F$  supérieure ou égale à  $F_{ser}$ . Pour éviter tout déserrage durant un chargement de fatigue,  $F_{ser}$  a été choisi de la manière suivante :

$$F_{ser} \geq k\Delta F \quad (5.3)$$



avec  $k$  un facteur de sécurité fixé à 1,2. Au regard des niveaux d'effort utilisés durant ces essais, l'effort de serrage est égal à  $F_{ser} = 65$  kN. Enfin, l'éprouvette est montée, puis l'ensemble des vis est serré afin de la maintenir en place dans le montage.

La procédure expérimentale appliquée est identique à celle utilisée pour les essais à  $R_u = 0.2$  introduite dans la section 5.1 et est illustrée dans la Figure 5.7. Le montage Arcan compression est utilisé pour étudier à la fois l'influence de la mixité de mode et du rapport de déplacement  $R_u$  sur la propagation de fissures en fatigue. Le système CIN 3D GOM 5M est utilisé afin de mesurer les déplacements durant les essais. La fréquence de sollicitation est fixée à  $f_s = 1$  Hz afin de pouvoir comparer avec les essais à rapport de déplacement positif. Les essais sont systématiquement pilotés en déplacement à une valeur cette fois de  $R_u = -1$ . L'ensemble des signaux est synchronisé et un déclencheur externe est utilisé afin de déclencher les acquisitions sur les niveaux d'efforts maximal et minimal. Les fréquences d'acquisition sont gérées manuellement afin de ne pas générer un volume de données trop important.



**Figure 5.7 :** Montage expérimental essais Arcan fissuration en fatigue alternée -  $R_u = -1$

L'ensemble des essais réalisés en fatigue est résumé dans le Tableau 5.3. Ces essais ne sont pas nombreux mais vont permettre de fournir un premier résultat sur l'influence de la compression sur la propagation de fissures en fatigue.

Angle (°)	Chargement	Nombre d'éprouvettes
0°	Traction	2
90°	Cisaillement	2

**Tableau 5.3** : Plan d'expérience pour la propagation de fissures sous chargements cycliques -  $R_u = -1$

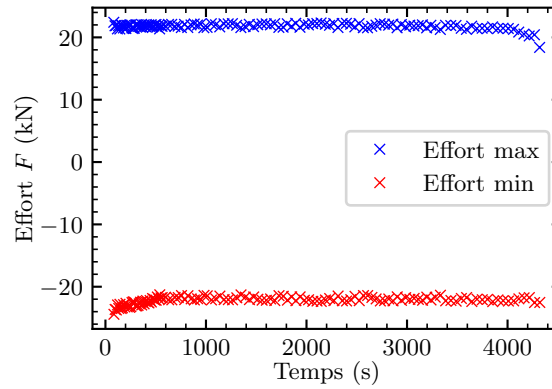
### 5.1.2.3 Analyse de la propagation de fissure dans l'assemblage collé en alterné

Les premiers essais de propagation de fissures en fatigue alternée ont été réalisés sur des essais en mode I et en mode II. Basées sur la procédure expérimentale introduite dans la section 5.1.2.2, les acquisitions des efforts  $F_{max}$  et  $F_{min}$  sont réalisées et illustrées dans la Figure 5.8 et la Figure 5.9. Pour les essais en mode I, une quasi-symétrie de l'effort maximal et minimal est observée, avec une valeur absolue légèrement plus élevée pour  $F_{min}$ .

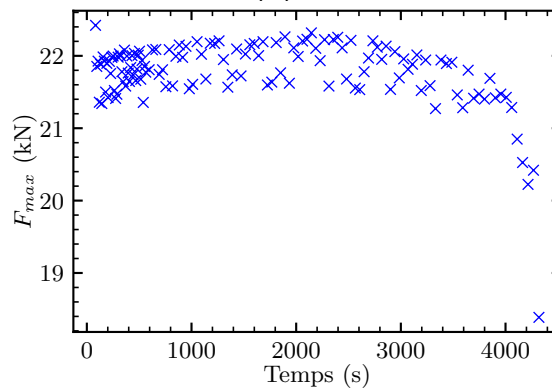
Le constat est identique en mode II. Une première période avec stabilisation des efforts est observée, avant une faible diminution quasi-linéaire de l'effort maximal. En fin de l'essai, les chutes d'effort observées sont exponentielles et mènent à la rupture de l'éprouvette. Les observations aux caméras CIN sont identiques à celles faites à  $R_u = 0.2$ , où les chutes d'efforts étaient liées à la propagation d'une fissure dans l'adhésif.

Les augmentations des efforts maximal et minimal dans la Figure 5.9 et la Figure 5.8 en départ d'essais ne sont pas encore expliquées. Deux hypothèses sont avancées à ce stade des travaux :

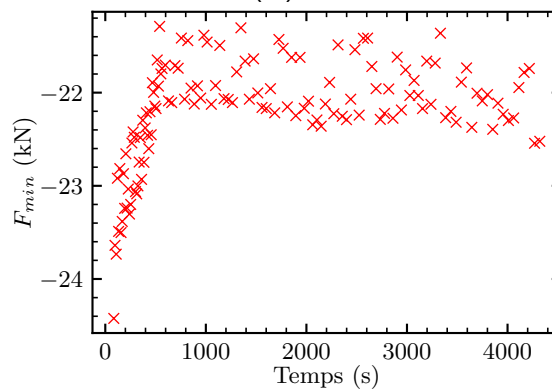
- un effet matériau ;
- un temps de stabilisation de la réponse en effort due aux effets inertiels (vitesses de sollicitation élevées).



(a)



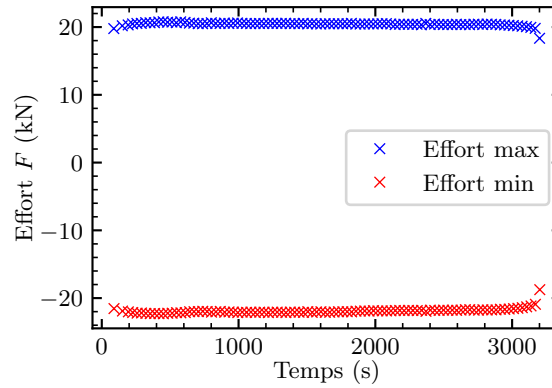
(b)



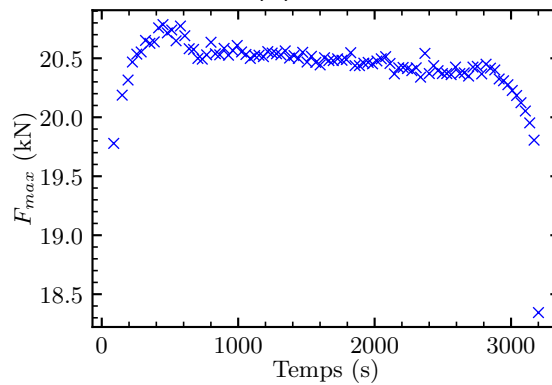
(c)

**Figure 5.8** : Évolution des efforts maximal et minimal au cours d'un chargement cyclique en mode I (Arcan  $\gamma = 0^\circ$ ) : (a) comparaison, (b)  $F_{max}$  et (c)  $F_{min}$

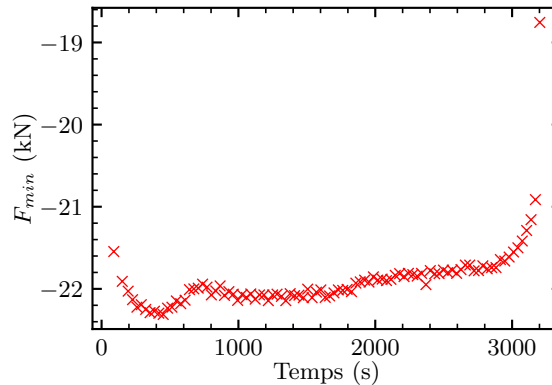




(a)



(b)



(c)

**Figure 5.9** : Évolution des efforts maximal et minimal au cours d'un chargement cyclique en mode II (Arcan  $\gamma = 90^\circ$ ) : (a) comparaison, (b)  $F_{max}$  et (c)  $F_{min}$

L'ensemble des protocoles mis en place en fatigue permet d'étudier la propagation de fissures dans les assemblages collés. Ces derniers seront utilisés par la suite.

## 5.2 Résultats expérimentaux en fatigue

### 5.2.1 Résultats en mode I

#### Résultats à $R_u = 0.2$

La première partie des essais de propagation de fissures en fatigue est dédiée à l'étude du mode I avec des éprouvettes Arcan  $0^\circ$  saines, que nous emmenons à rupture. Les résultats globaux de ces essais sont donnés dans le Tableau 5.4. Une très bonne répétabilité des essais est constatée en termes de nombre de cycles écoulés (en moyenne 4000 cycles pour ces essais). Les efforts à rupture observés sont quasi-similaires, et les chutes d'effort observées durant les essais sont du même ordre de grandeur (aux alentours de 1 kN). L'évolution de l'effort maximal lors d'un cycle  $F_{max}$  est représentée dans la Figure 5.10.

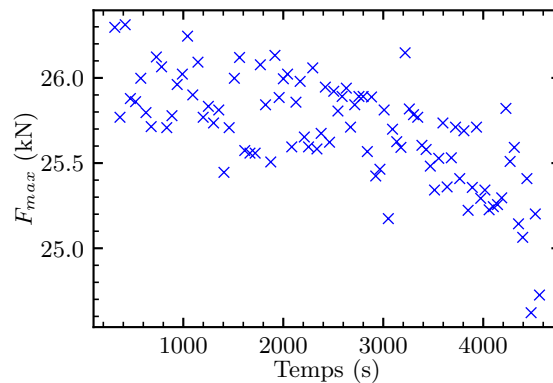


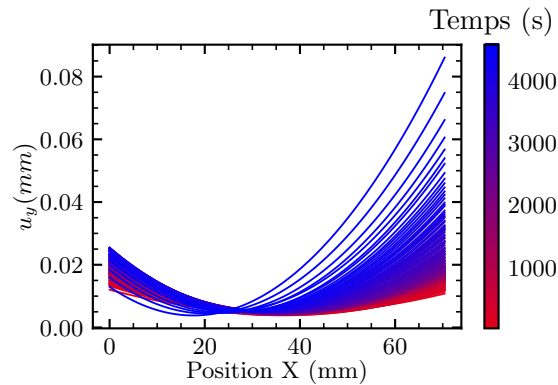
Figure 5.10 : Évolution de  $F_{max}$  - Essai Arcan  $\gamma = 0^\circ$  à  $R_u = 0.2$  (EP04)

Numéro éprouvette	Chargement	$F_{max}$ initial (kN)	$F_{max}$ final (kN)	Temps (s)
3	Traction ( $0^\circ$ )	27.9	26.8	4052
4		26.3	24.7	4563
5		25.3	24.7	4574

Tableau 5.4 : Résultats des essais de fatigue sur Arcan  $\gamma = 0^\circ$

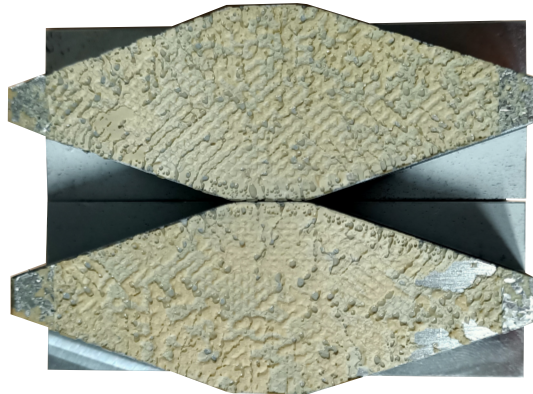
Les évolutions des champs de déplacements relatifs des substrats à proximité du joint de colle (après interpolation) sont représentées dans la Figure 5.11. Deux observations sont à faire sur l'évolution au cours des cycles des déplacements relatifs des substrats le long du joint de colle :

- au début, une première partie des déplacements relatifs le long du joint de colle calculés sont symétriques, et leurs valeurs évoluent dans le temps de manière croissante ;
- après, une seconde partie des déplacements calculés ont un profil dissymétrique. Les profils dissymétriques évoluent eux très rapidement vers de fortes valeurs de déplacements relatifs.



**Figure 5.11** : Évolution du champ de déplacement relatif des substrats à proximité du joint de colle sur la composante normale - Essais Arcan  $\gamma = 0^\circ$  à  $R_u = 0.2$  - (EP05)

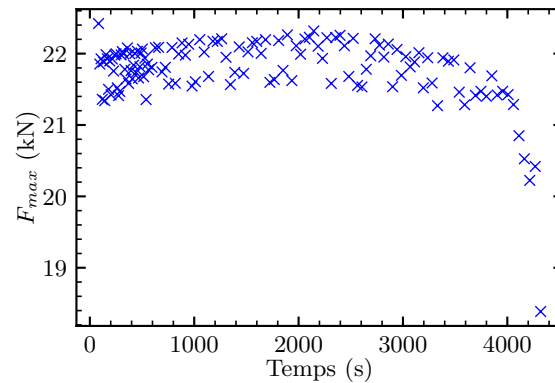
Les ruptures obtenues à l'issue des essais sont cohésives, dont le faciès est montré dans la Figure 5.12.



**Figure 5.12** : Rupture cohésive - Essai Arcan  $\gamma = 0^\circ$  à  $R_u = 0.2$  (EP04)

### Résultats à $R_u = -1$

Les résultats globaux des essais en fatigue alternée en mode I sont regroupés dans le Tableau 5.5. Les durées d'essais ne sont pas similaires en raison des différences de niveau d'effort maximal  $F_{max}$  au début de chaque essai (25.1 kN vs. 22.4 kN). Cependant, les chutes d'effort observées sont similaires sur chacun des essais (environ 2 kN). L'évolution de l'effort maximal lors d'un cycle  $F_{max}$  est représentée dans la Figure 5.13.

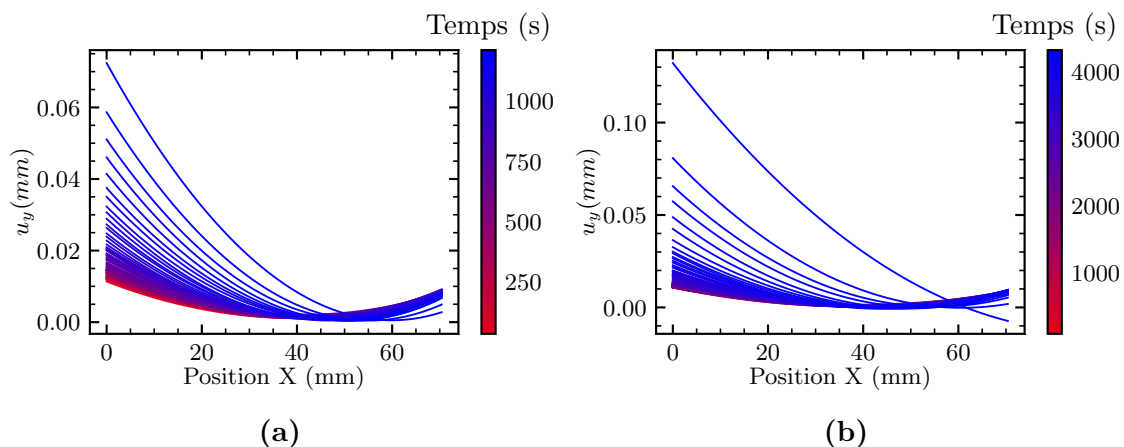


**Figure 5.13** : Évolution de l'effort maximal  $F_{max}$  - Essai Arcan  $\gamma = 0^\circ$  à  $R_u = -1$  (EP33)

Numéro éprouvette	$F_{max}$ initial (kN)	$F_{max}$ final (kN)	Temps (s)
27	25.1	23.1	1212
33	22.4	20.4	4319

**Tableau 5.5** : Résultats des essais en fatigue sur Arcan  $\gamma = 0^\circ$  -  $R_u = -1$

Les profils de déplacements relatifs sur la composante normale sont ensuite présentés dans la Figure 5.14. Les évolutions des profils observés sont similaires à ce qui a été observé pour  $R_u = 0.2$ . Ces profils sont symétriques en début et milieu d'essai, et tendent à devenir dissymétriques à l'approche de la rupture de l'éprouvette.



**Figure 5.14** : Évolution du champs de déplacement relatif des substrats à proximité du joint de colle en fatigue sur la composante normale - Essais Arcan  $\gamma = 0^\circ$  -  $R_u = -1$

Les ruptures obtenues à l'issue des essais sont également cohésives. Le faciès de rupture est montré dans la Figure 5.15.

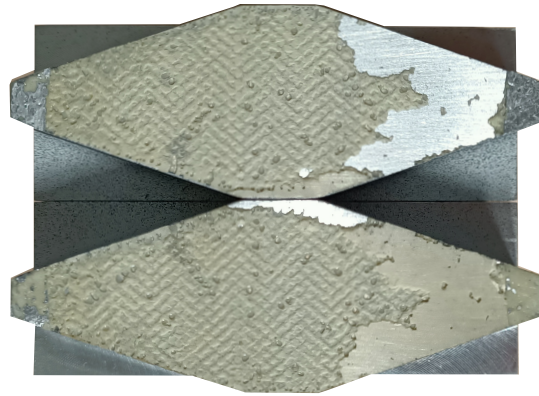


Figure 5.15 : Rupture cohésive - Essai Arcan  $\gamma = 0^\circ$  à  $R_u = -1$  (EP33)

## 5.2.2 Résultats en mode II

### Résultats à $R_u = 0.2$

Cette seconde partie des essais est dédiée à l'étude de la propagation de fissure en fatigue en mode II (cisaillement). Les résultats globaux des essais sont récapitulés dans le Tableau 5.6. Les durées d'essais sont plus élevées que celles des essais en mode I (entre 5 400 et 10 000 cycles). Les chutes d'effort observées sont évaluées aux alentours d'1 kN pour les essais, excepté pour l'éprouvette 38. L'évolution de l'effort maximal lors d'un cycle  $F_{max}$  est représentée dans la Figure 5.16.

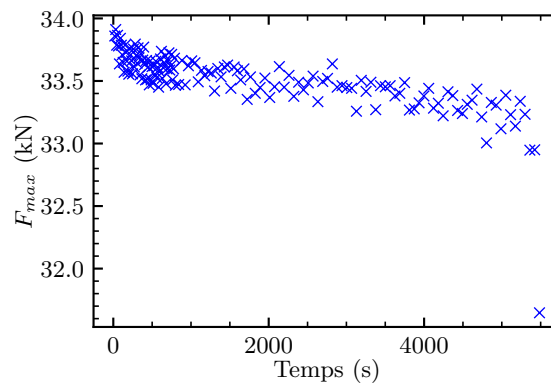


Figure 5.16 : Évolution de  $F_{max}$  - Essai Arcan  $\gamma = 90^\circ$  à  $R_u = 0.2$  (EP14)

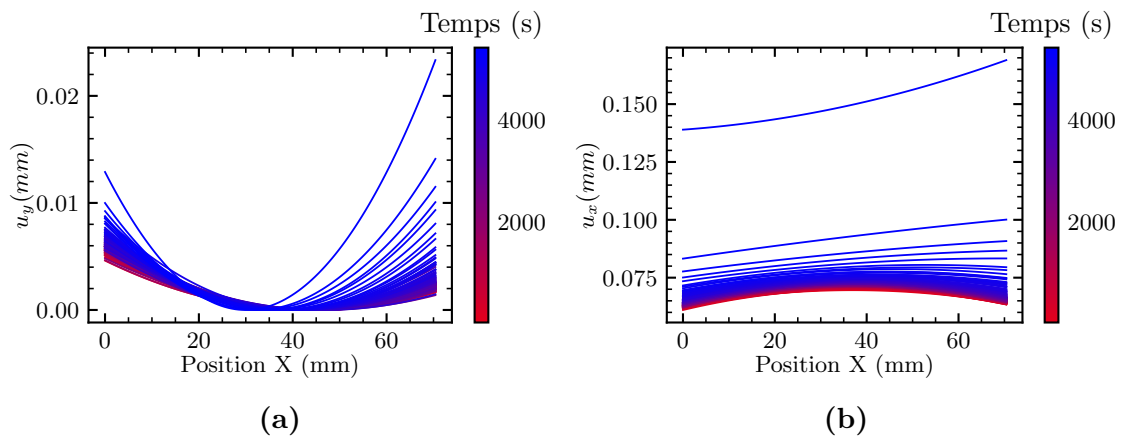
Numéro éprouvette	Chargement	$F_{max}$ initial (kN)	$F_{max}$ final (kN)	Temps (s)
14	Cisaillement	33.8	32.9	5423
20	Cisaillement	32.3	31.3	9948
38	Cisaillement	30.5	27.6	6622

Tableau 5.6 : Résultats des essais en fatigue sur Arcan  $\gamma = 90^\circ$  à  $R_u = 0.2$

Les évolutions des champs de déplacements relatifs des substrats à proximité du joint de colle après une interpolation polynômiale sont représentées sur la Figure 5.17, sur les composantes normales  $u_y$  et tangentielles  $u_x$ . Une très faible contribution du mode I existe (due à une légère rotation de l'éprouvette), mais

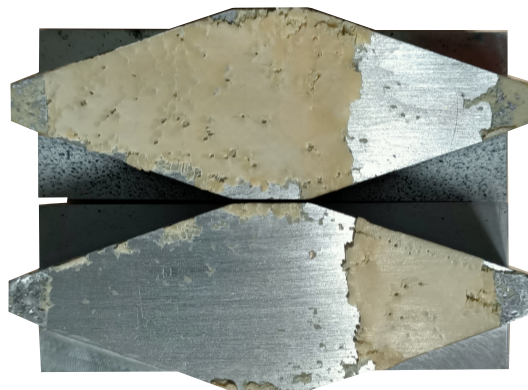
sa contribution est négligeable au regard des valeurs de déplacements analysées. En termes d'évolution des profils de déplacement :

- les champs de déplacement normaux sont symétriques au début et milieu d'essai, et tendent à devenir dissymétriques en se rapprochant de la rupture de l'éprouvette ;
- le constat est identique pour les champs de déplacements tangentiels qui évoluent fortement à l'approche de la rupture.



**Figure 5.17** : Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats à proximité du joint de colle en fatigue pour des essais Arcan  $\gamma = 90^\circ$  : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) - EP14

Les ruptures obtenues à l'issue des essais sont adhésives. Le faciès de rupture est montré dans la Figure 5.18.

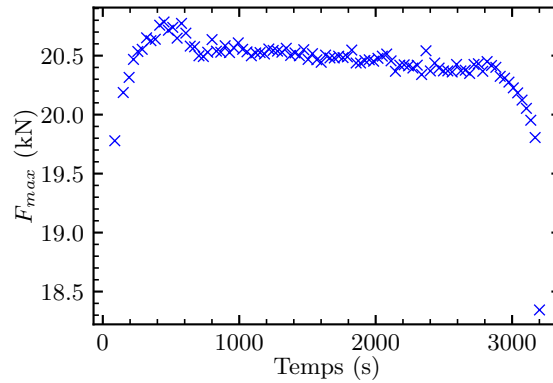


**Figure 5.18** : Rupture adhésive - Essai Arcan  $\gamma = 90^\circ$  à  $R_u = 0.2$  (EP14)

## Résultats à $R_u = -1$

Les résultats d'essais en mode II en fatigue alternée sont présentés dans le Tableau 5.7. Les niveaux d'effort maximal initiaux  $F_{max}$  diffèrent de 2 kN. Un seul essai a mené à rupture (EP39). L'essai de l'éprouvette 40 a été interrompu mais les images de la caméra ont montré l'apparition d'une fissure liée à la chute d'effort

observée. Les données sont donc suffisantes pour être interprétées dans un premier temps. L'évolution de l'effort maximal lors d'un cycle  $F_{max}$  est représentée dans la Figure 5.19.

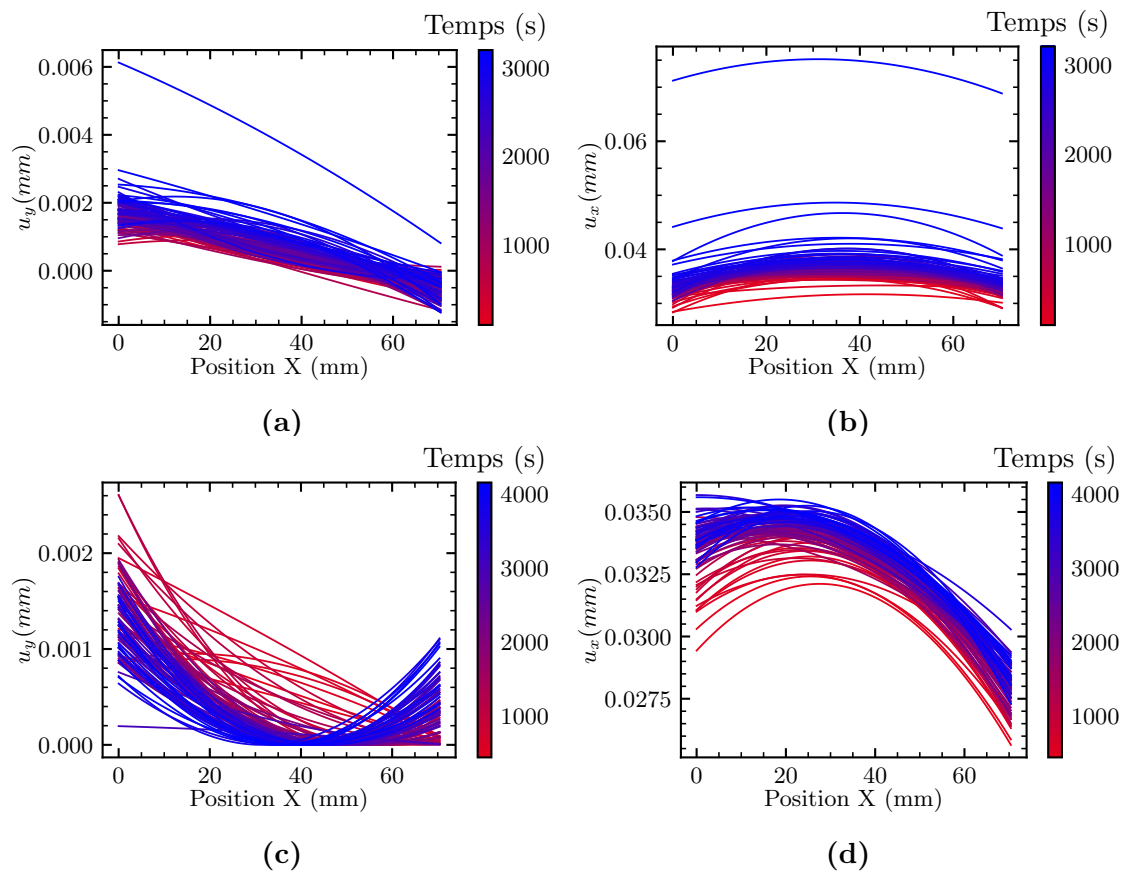


**Figure 5.19 :** Évolution de l'effort maximal  $F_{max}$  - Essai Arcan  $\gamma = 90^\circ$  à  $R_u = -1$  (EP39)

Numéro éprouvette	$F_{max}$ initial (kN)	$F_{max}$ final (kN)	Temps (s)
39	20.1	18.3	3200
40	22.1	21.6	4159 (non-rompue)

**Tableau 5.7 :** Résultats des essais en fatigue sur Arcan  $\gamma = 90^\circ - R_u = -1$

L'évolution des profils de déplacements relatifs des substrats à proximité du joint de colle sur les composantes normales  $u_y$  et tangentielles  $u_x$  est représentée dans la Figure 5.20. Si l'essai de l'éprouvette 40 n'a pu être amené à rupture, il a néanmoins pu être analysé, ce qui a permis d'accéder à l'évolution des champs de déplacements relatifs des substrats à proximité du joint de colle, de la même manière que pour une éprouvette rompue. Les champs de déplacements tangentiels mesurés sont symétriques.



**Figure 5.20 :** Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue pour des essais Arcan  $\gamma = 90^\circ$  : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) - EP39 (a-b) et EP40 (c-d) -  $R_u = -1$



Les ruptures obtenues à l'issue des essais sont montrées adhésives. Le faciès de rupture de l'éprouvette EP39 est montré dans la Figure 5.21.

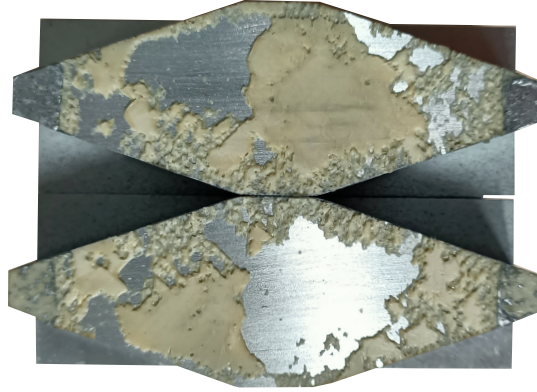


Figure 5.21 : Rupture adhésive - Essai Arcan  $\gamma = 90^\circ$  à  $R_u = -1$  (EP39)

### 5.2.3 Résultats en mode I + II

La dernière partie des essais de propagation de fissures à  $R_u = 0.2$  est dédiée à l'étude de l'influence de la mixité de mode (mode I + II) sur la propagation de fissures en fatigue, à partir des essais sur montage Arcan à  $\gamma = 45^\circ$ . Les résultats globaux des essais sont donnés dans le Tableau 5.8. Une bonne répétabilité des essais est aussi obtenue, avec des durées d'essais comprises entre 4 600 et 7 000 secondes (ou cycles, comme  $f_s = 1$  Hz). Les efforts à rupture sont très peu dispersés, voire identique sur certains essais. Les chutes d'efforts observées sont d'environ 1 kN. L'évolution de l'effort maximal lors d'un cycle  $F_{max}$  est représentée dans la Figure 5.22.

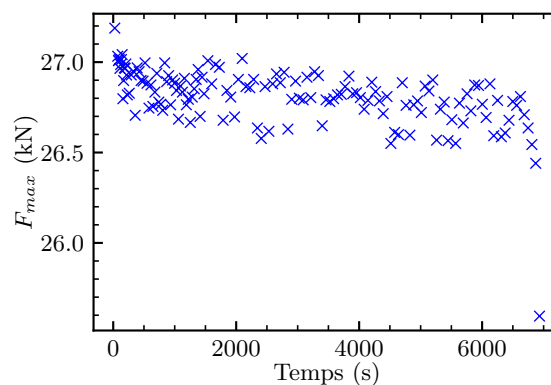


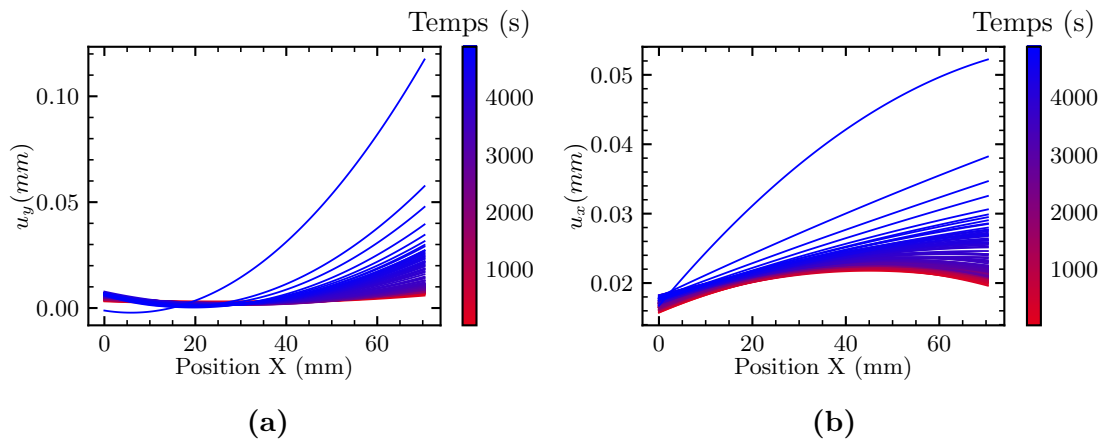
Figure 5.22 : Évolution de  $F_{max}$  - Essai Arcan  $\gamma = 45^\circ$  à  $R_u = 0.2$  (EP16)

Numéro éprouvette	Chargement	$F_{max}$ initial (kN)	$F_{max}$ final (kN)	Temps (s)
10	Traction-cisaillement	25.3	24.5	4 612
16		27.2	25.6	6 933
17		27.2	26.5	4 881

Tableau 5.8 : Résultats des essais en fatigue sur Arcan  $\gamma = 45^\circ$

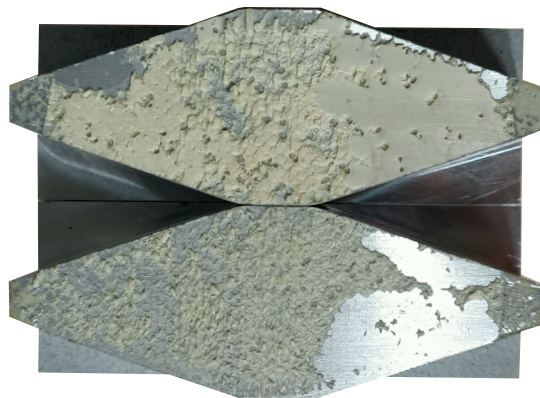
Les évolutions des profils de déplacements relatifs à proximité du joint de colle sur les composantes normales  $u_y$  et tangentielles  $u_x$  sont fournies dans la Figure 5.23. Les observations sont identiques à celles faites précédemment :

- les profils sont symétriques sur le début et milieu d'essais sur chaque composante ;
- vers la fin des essais, la valeur des déplacements calculés augmentent fortement, et les profils tendent à devenir dissymétriques.



**Figure 5.23 :** Évolution des profils de déplacements relatifs des substrats à proximité du joint de colle en fatigue pour des essais Arcan  $\gamma = 45^\circ$  : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) pour EP17

Les ruptures obtenues à l'issue des essais sont mixtes. Un exemple est montré dans la Figure 5.24.



**Figure 5.24 :** Rupture mixte - Essai Arcan  $\gamma = 45^\circ$  à  $R_u = 0.2$  (EP16)

## 5.3 Méthodologie de post-traitement et de calcul du $G$ et des vitesses de propagation en fatigue

Pour des raisons de confidentialité, l'ensemble des valeurs de  $G_{max}$  sera normalisé par rapport à la valeur du taux de restitution d'énergie critique calculé sous chargement monotone (cf. Chapitre 4), à la mixité de mode correspondante :

$$[G_{I,II,max}]_{norm} = \frac{G_{I,II,fat}}{G_{I,II,mon}} \quad (5.4)$$

### 5.3.1 Procédure EF pour le calcul du taux de restitution d'énergie en fatigue

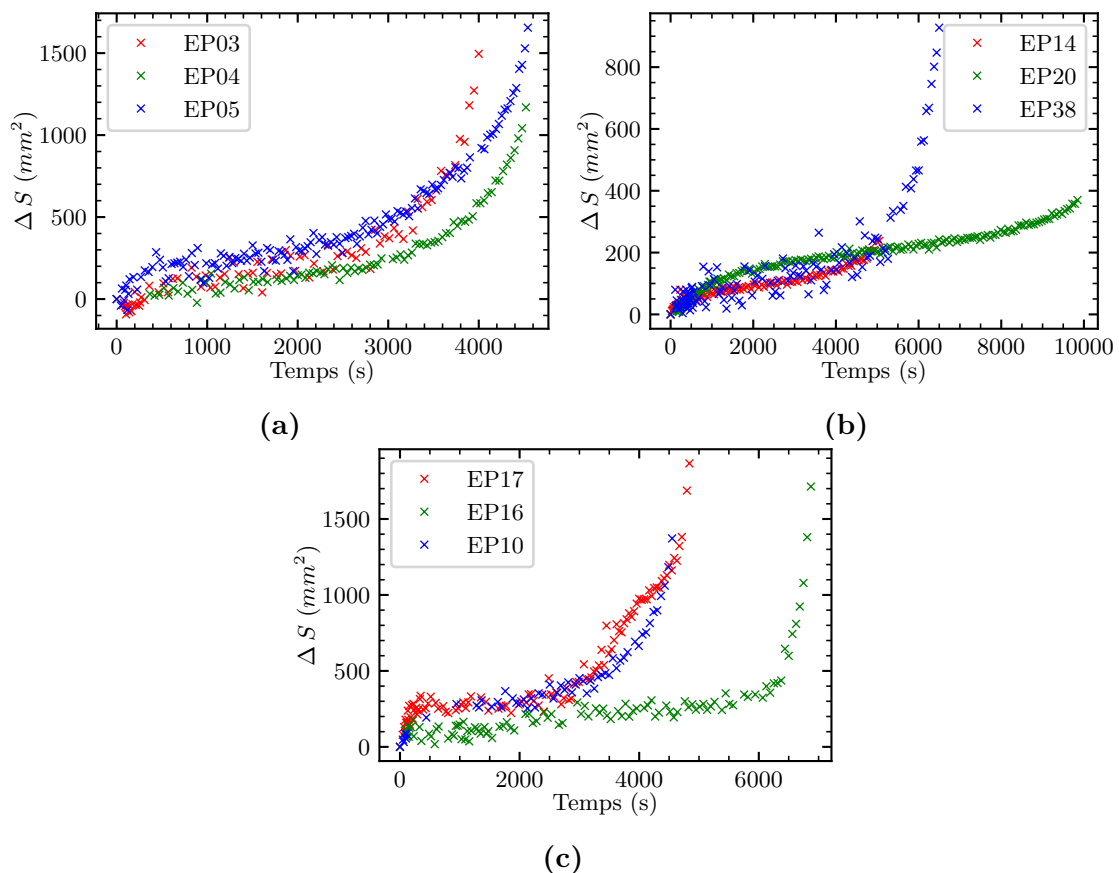
L'algorithme de calibration, présenté dans le Chapitre 4, est utilisé ici afin d'évaluer la longueur de fissure lors du chargement, ainsi que l'évolution du taux de restitution d'énergie.

Les simulations sont aussi réalisées sous un pilotage en déplacement pour différentes valeurs de  $F_{max}$ . A chaque champ de déplacement relatif des substrats à proximité du joint de colle est attribuée une valeur d'effort. Comme précédemment, la moitié du champ de déplacement est introduite dans le modèle EF, puis un calcul en élasticité linéaire est réalisé. La valeur de l'effort de réaction est calculée au point encastré (Figure 4.20). La fonction erreur à minimiser est identique à celle présentée en section 4.3.2. La largeur des éprouvettes Arcan n'est pas constante sur toute sa longueur. Alors, afin d'être consistant avec la physique du problème, l'ensemble des résultats est présenté en termes d'avancée de surfaces fissurées  $\Delta S$  au lieu d'avancée de longueur de fissure  $\Delta a$ . La première acquisition de chaque essai permet de calculer numériquement la valeur de surface initiale fissurée  $S_0$ , et pour une valeur donnée de  $S$  durant le chargement,  $\Delta S = S - S_0$ . Trois cas de calculs sont alors à distinguer :

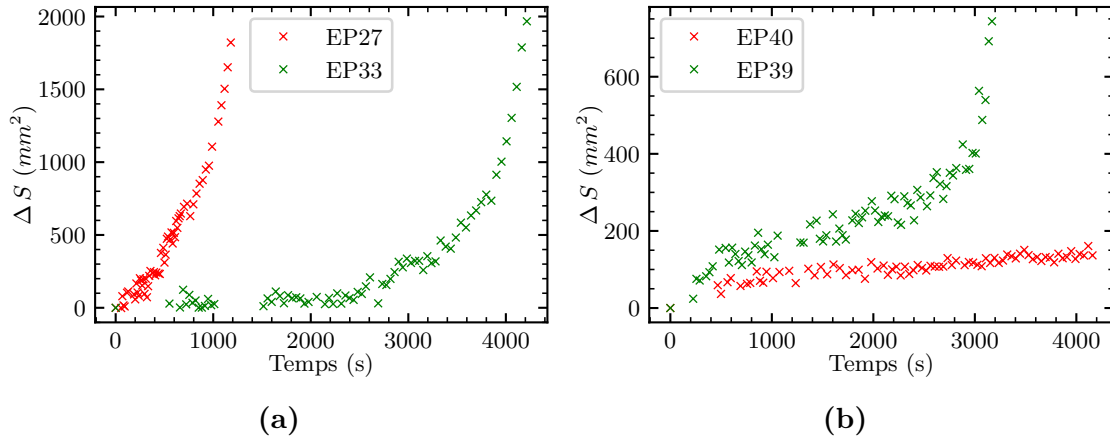
- pour des conditions de chargement en mode I, la valeur numérique de surface fissurée  $\Delta S$  est modifiée jusqu'à ce que la valeur numérique de l'effort de réaction atteigne la valeur expérimentale de l'effort  $F_{max}$  pour le champ de déplacement considéré. À ce point, le taux de restitution d'énergie est calculée, et  $\Delta S$  évaluée pour la longueur de fissure calibrée ;
- pour des conditions de chargement en mode II :
  1. le champ de déplacement tangentiel est appliqué et l'effort de réaction dans la direction tangentielle  $F_t$  est calculé ;
  2. dans un second temps, le champ de déplacement normal est appliqué sur l'éprouvette pré-contrainte (le précédent état de contraintes est récupéré), et l'effort de réaction dans la direction normale  $F_n$  est calculé, puis l'effort équivalent  $F_{eq} = \sqrt{F_n^2 + F_t^2}$  est calculé ;

3. si  $F_{\text{éq}}$  n'approche pas la valeur expérimentale et que la fonction erreur n'est pas satisfaite, la longueur de fissure est modifiée et les étapes précédentes sont répétées ;
  4. quand la fonction erreur est optimisée,  $G_{II,max}$  est calculé en sollicitant l'éprouvette en mode II pour la longueur de fissure calibrée ;
- pour des conditions de chargement en mode I + II, la longueur de fissure est calibrée sous conditions de chargement en mode I (application du champ de déplacement normal) et la valeur du taux de restitution d'énergie  $G_{I,max}$  est calculé à partir de cette longueur de fissure. Enfin, le taux de restitution d'énergie  $G_{II,max}$  est calculé sous conditions de chargement en mode II (application du champ de déplacement tangentiel) pour la valeur de longueur de fissure calibrée.

En appliquant cette méthodologie, il est possible de tracer les avancées de surfaces fissurées  $\Delta S$  ainsi que l'évolution des taux de restitution d'énergie maximal par cycle  $G_{max}$  pour différentes mixité de mode dans le plan I + II et différents rapports de déplacement. Les avancées de surfaces fissurées sont tracées dans la Figure 5.25 à  $R_u = 0.2$  et dans la Figure 5.26 à  $R_u = -1$ .



**Figure 5.25 :** Évolution des surfaces fissurées  $\Delta S$  pour  $R_u = 0.2$  : mode I (a), mode II (b) et mode I + II (c)



**Figure 5.26 :** Évolution des surfaces fissurées  $\Delta S$  pour  $R_u = -1$  : mode I (a) et mode II (b)

Plusieurs observations peuvent être établies :

- la procédure expérimentale est répétable, et les valeurs de  $\Delta S$  très proches ;
- une première phase d'augmentation rapide et brève de  $\Delta S$  où la pré-fissure se propage ;
- une seconde phase où  $\Delta S$  évolue de manière quasi-linéaire dans le temps ;
- une troisième et dernière phase où la valeur de  $\Delta S$  augmente de manière exponentielle jusqu'à la rupture de l'éprouvette.

Pour des raisons d'approvisionnement et de disponibilité machine, les essais en mode I + II à  $R_u = -1$  n'ont pas pu être réalisés. Dans un second temps, les évolutions des taux de restitution d'énergie normalisés  $G_{max}$  pour différentes mixités de mode sont tracées dans la Figure 5.27 ( $R_u = 0.2$ ) et dans la Figure 5.28 ( $R_u = -1$ ). Étant donné la mixité de mode pour les essais à  $\gamma = 45^\circ$ , la valeur de taux de restitution d'énergie utilisée sera le taux de restitution d'énergie total normalisé, défini par la somme des composantes en mode I et en mode II :

$$[G_{tot,max}]_{norm} = \frac{G_{I,max} + G_{II,max}}{G_{c,45}} \quad (5.5)$$

où  $[G_{tot,max}]_{norm}$  représente le taux de restitution d'énergie total normalisé en mode mixte, et  $G_{c,45}$  le taux de restitution d'énergie critique en mode I + II, calculé dans le Chapitre 4.

Trois phases de propagation sont également observables sur l'évolution des taux de restitution d'énergie. Les valeurs de  $G_{max}$  calculées sont très similaires pour chaque mixité de mode étudiée sur la partie « linéaire », hormis pour les essais en mode II à  $R_u = 0.2$ . Cette dispersion peut s'expliquer en trois points :

- des différences en termes de déplacement évalués (EP 14 et EP20 ont des efforts similaires mais des écarts importants en termes de déplacement tangentiel évalués) ;

- des différences en termes d'effort (essais n°14 et n°38 présentent un écart de 3 kN en terme d'effort, sachant que le taux de restitution d'énergie est proportionnel à  $F_{max}^2$  (cela provient de la formule d'Irwin [86], où  $G_c = \frac{F^2}{2b} \frac{dC}{da}$ , mais l'applicabilité de la formule reste à vérifier pour les essais Arcan);
- l'hypothèse de départ est de considérer la propagation dans le joint de colle, hors, en mode II, la majorité des ruptures sont adhésives, ce qui peut expliquer un problème d'adhésion, et les dispersions associées.

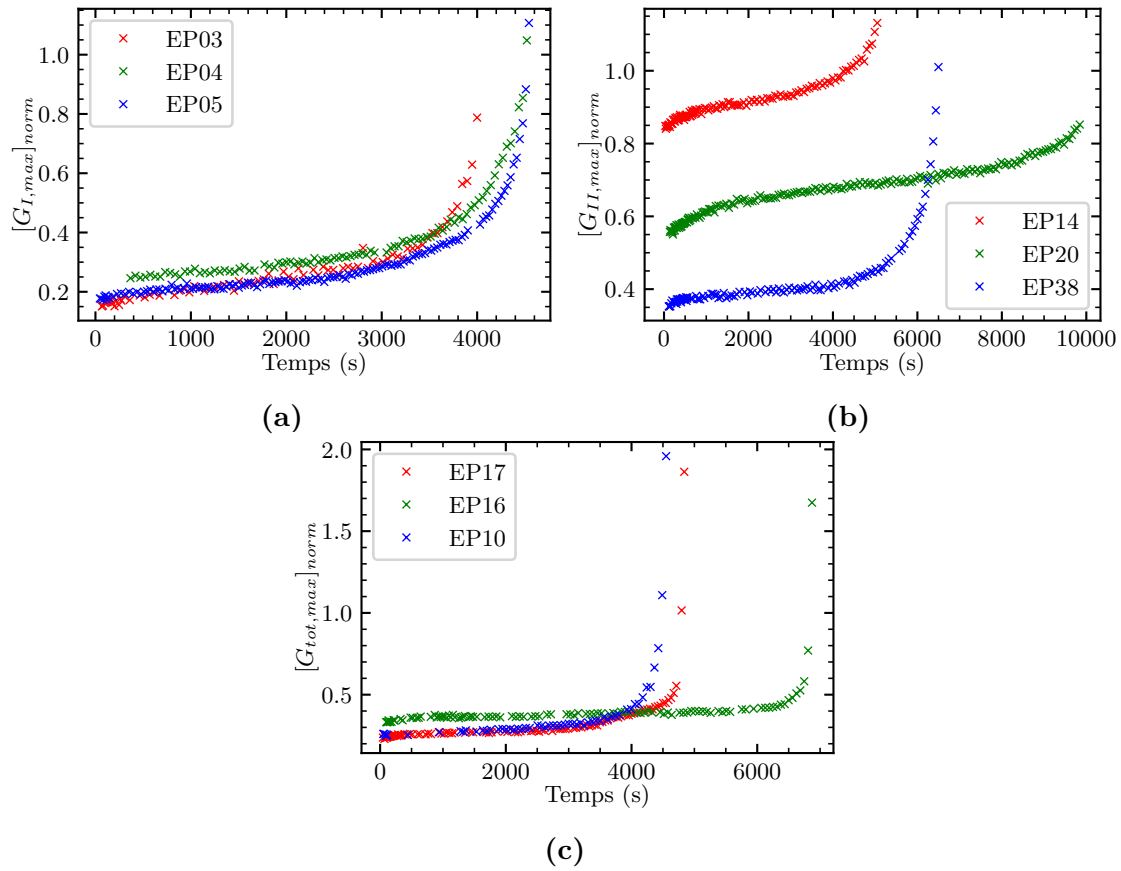
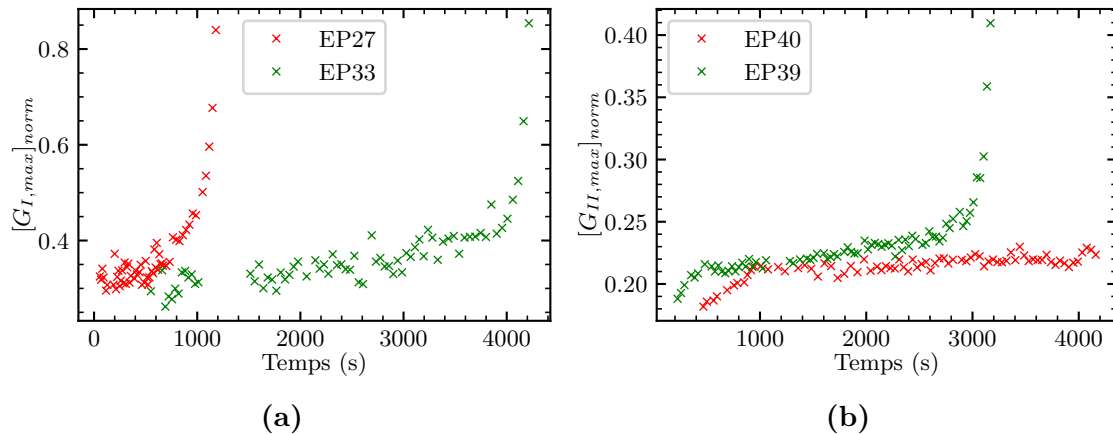


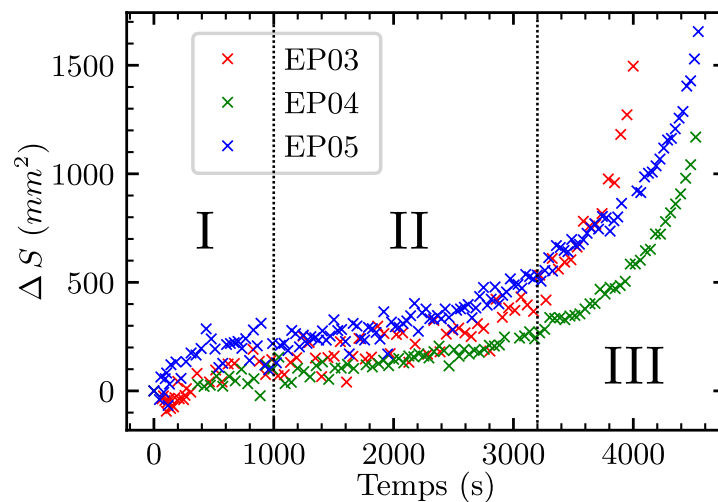
Figure 5.27 : Évolution des taux de restitution d'énergie maximaux normalisés  $[G_{max}]_{norm}$  pour  $R_u = 0.2$  : mode I (a), mode II (b) et mode I + II (c)



**Figure 5.28** : Évolution des taux de restitution d'énergie maximaux normalisés  $[G_{max}]_{norm}$  pour  $R_u = -1$  : mode I (a) et mode II (b)

### 5.3.2 Méthodologie de post-traitement et d'interprétation des données

Comme discuté dans la section précédente, trois régimes de propagation sont visibles sous chargements de fatigue dans les éprouvettes Arcan. Un exemple de délimitation de ces trois régimes est illustré dans la Figure 5.29. La phase *III* correspond à une propagation rapide de la fissure qui mène à une rupture brutale de l'éprouvette, tandis que la phase *I* est liée à un amorçage en pointe de fissure.



**Figure 5.29** : Différents régimes de propagation

Au regard des différentes représentations utilisées dans la littérature (cf. Chapitre 1), les phases *I* et *III* ne seront pas étudiées (pas associées à des phases de propagation stables de la fissure). L'évolution linéaire de  $\Delta S$  dans le temps dans la phase *II* apparaît comme étant un indicateur pertinent d'une propagation de fissure stable.

L'objectif de ce travail est d'identifier et d'isoler la phase *II* de propagation. La méthode est illustrée sur un essai Arcan  $0^\circ$  (EP05). Un premier indicateur expérimental est lié à l'évolution des profils de déplacement relatifs des substrats à

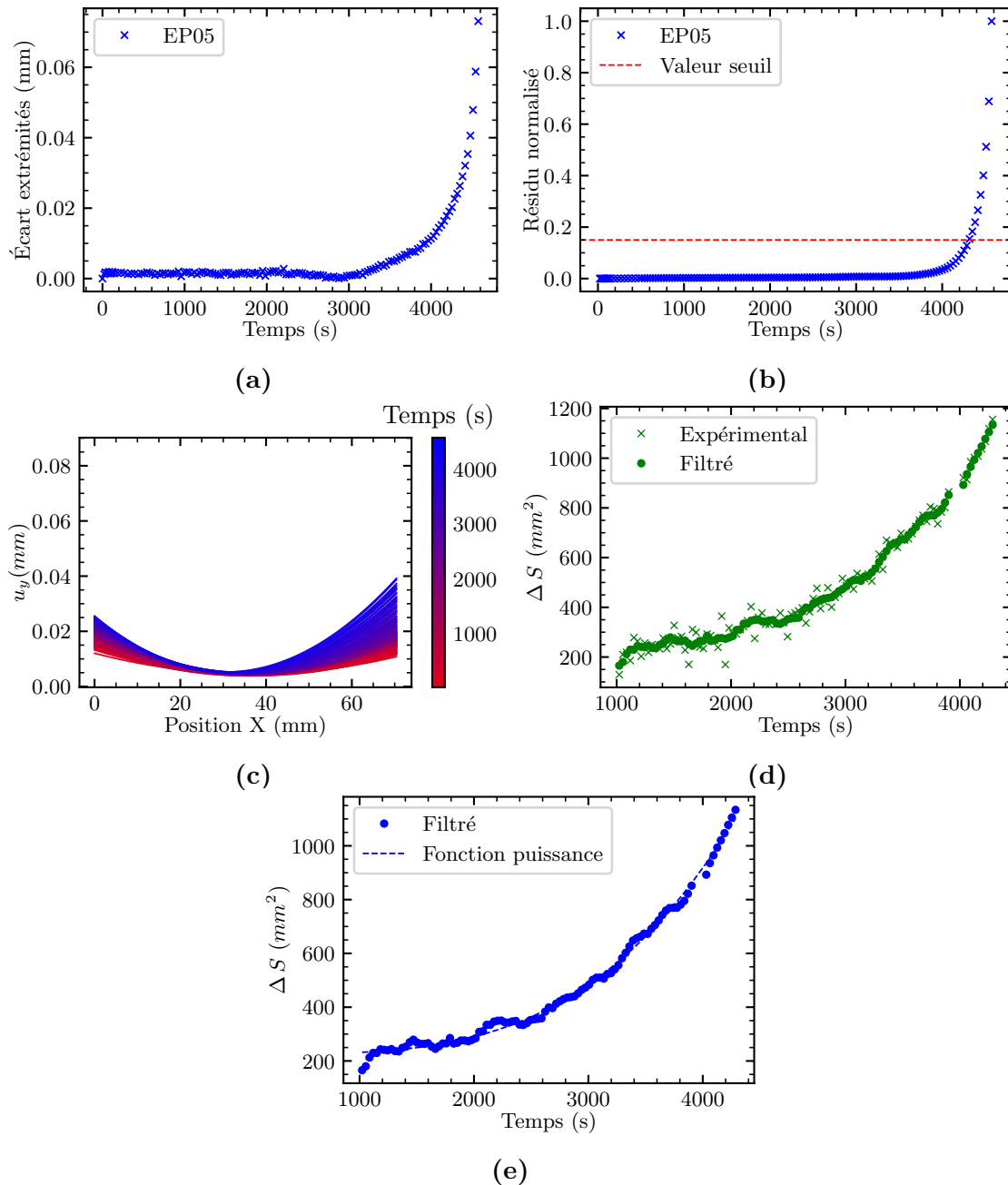


proximité du joint de colle. En effet, ces profils deviennent de plus en plus dissymétriques en s'approchant de la rupture de l'éprouvette, comme l'a montré la Figure 5.11. L'évolution de cette dissymétrie est calculée en évaluant la différence de déplacement entre chaque extrémité du profil analysé dans la Figure 5.30.a.

Il apparaît que cet écart s'accroît en tendant vers la rupture de l'éprouvette (évolution exponentielle). Une évaluation de perte de linéarité est réalisée par régression linéaire sur la Figure 5.30.a en augmentant le nombre de points, puis un résidu normalisé est calculé à partir de ces régressions linéaires (Figure 5.30.b). Cette valeur de résidu croît exponentiellement dans les derniers cycles. En fixant une valeur de résidu  $r_{lim} = 0.15$ , tous les points situés au-dessus des lignes rouges en pointillé (donc tous les points dont le calcul a mené à une valeur  $r > r_{lim}$ ) appartiennent à la phase III de propagation. Ces points sont donc exclus du post-traitement, et les champs de déplacement relatifs des substrats à proximité du joint de colle sont ainsi corrigés, comme illustré dans la Figure 5.30.c. La phase I est également exclue en réalisant le même travail par régression linéaire.

Enfin, un filtre de Savitzky-Golay est appliqué [157] sur les points de la phase II afin de réduire le bruit expérimental Figure 5.30.d. Cet algorithme est en pratique utilisé dans le domaine du traitement du signal afin de lisser une courbe et en extraire les dérivées successives. Pour ce faire, on utilise généralement un polynôme de degré 3 et une fenêtre glissante d'au moins cinq points. Il s'agit en équivalent d'une moyenne glissante avec un polynôme de degré 0. Une fonction puissance est ensuite identifiée sur les points afin de représenter la tendance des données expérimentales, montré dans la Figure 5.30.e. Cette méthode permet de donner une meilleure description des essais de fatigue, mais fournit aussi une fonction de l'évolution de  $\Delta S$  dont la dérivée est connue, pour tracer l'évolution des vitesses de propagation de surfaces fissurées.





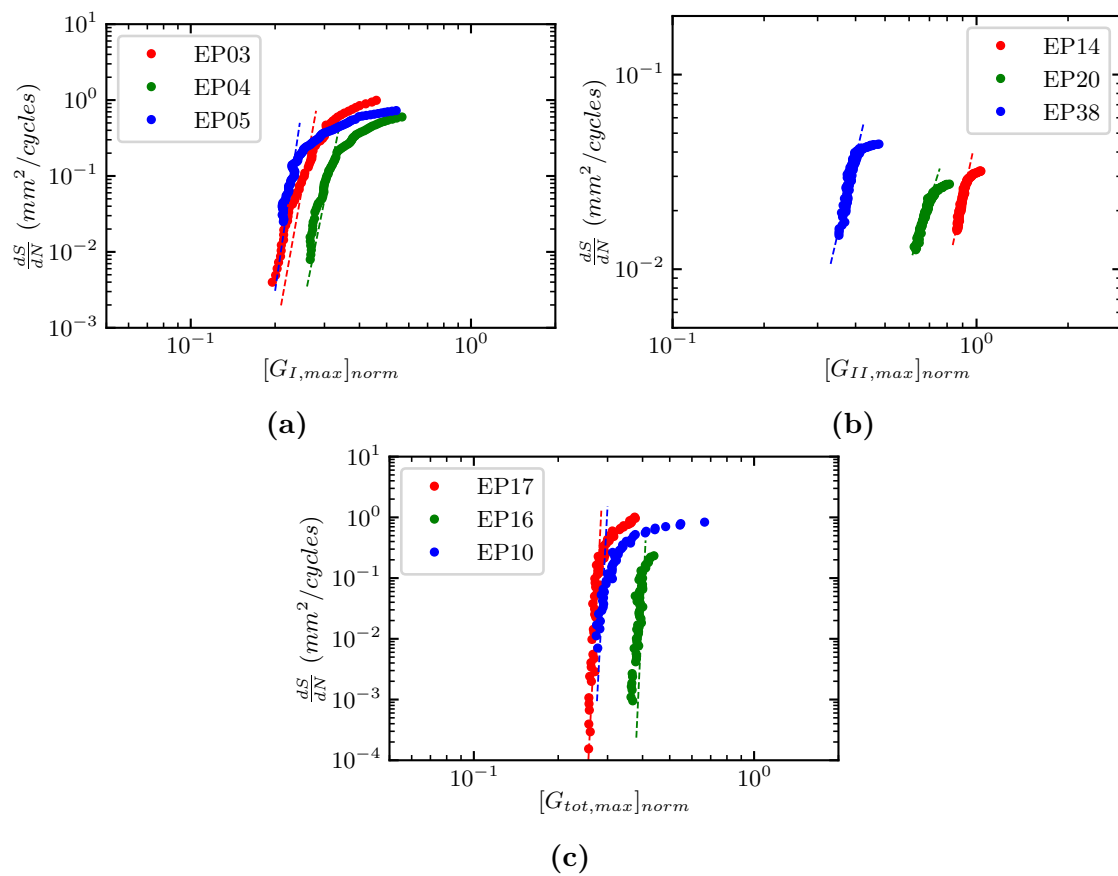
**Figure 5.30** : Méthodologie de séparation des régimes : évaluation de la perte de symétrie (b), analyse de la perte de linéarité (b), champ de déplacement corrigé (c), réduction du bruit expérimental par une méthode de Savitzky-Golay [157] (d) et fit d'une fonction puissance pour représenter la tendance des données expérimentales (e)

Cette méthodologie est appliquée à l'ensemble des essais réalisés, afin de pouvoir représenter par la suite l'évolution de la vitesse de propagation de surfaces fissurées  $\frac{dS}{dN}$  vs.  $[G_{max}]_{norm}$ . Les résultats de la méthodologie pour les autres essais sont disponibles en Annexe D.

### 5.3.3 Courbes de fatigue $\frac{dS}{dN}$ vs. $G_{max}$

#### 5.3.3.1 Résultats en fatigue à $R_u = 0.2$

En utilisant la méthodologie de post-traitement introduite précédemment pour calculer le taux de restitution d'énergie, les résultats finaux des essais de fatigue sont donnés en traçant l'évolution de la vitesse de propagation de surfaces fissurées vs  $[G_{max}]_{norm}$ . Pour les avancées de surfaces fissurées, les données issues de l'interpolation avec une fonction puissance sont utilisées afin de calculer la vitesse de propagation de surfaces fissurées  $\frac{dS}{dN}$ . Tous les résultats des essais à  $R_u = 0.2$  en fatigue pour différentes mixités de mode sont donnés dans la [Figure 5.31](#), où l'évolution de la phase *II* est tracée. Une bonne reproductibilité des essais est observée pour les essais en mode I et mode I + II. Pour le mode II, pour les raisons mentionnées dans la section 5.3.1, les résultats sont plus dispersés. Les fissures commencent à se propager en moyenne à des valeurs de  $G_{max}$  inférieures aux taux de restitution d'énergie critique calculés sous chargements monotones  $G_c$ . Cette observation est cohérente avec les travaux et résultats observés en fatigue dans les travaux de Amara et al. [158] sur des matériaux CFRP (**C**arbon **F**iber **R**einforced **P**lastic) à l'aide d'essais DCB, ou dans des conditions en fatigue [159] sur assemblages collés. Les valeurs seuil de taux de restitution d'énergie  $G_{th}$  (valeur à partir de laquelle une fissure propagée est détectée) sont données dans le [Tableau 5.9](#) pour différentes mixités de mode.

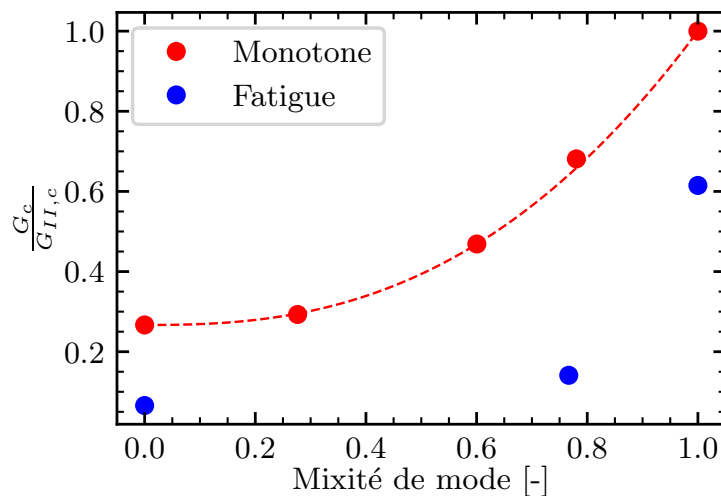


**Figure 5.31** : Vitesse de propagation de surfaces fissurées  $\frac{dS}{dN}$  vs. taux de restitution d'énergie maximal  $[G_{max}]_{norm}$  à  $R_u = 0.2$  pour différentes mixités de mode : mode I (a), mode II (b) et mode I + II (c)

Numéro éprouvette	Mode	$[G_{th}]_{norm}$
ARCAN 0° - EP03	Mode I	0.17
ARCAN 0° - EP04	Mode I	0.25
ARCAN 0° - EP05	Mode I	0.17
ARCAN 45° - EP10	Mode I + II	0.27
ARCAN 45° - EP16	Mode I + II	0.37
ARCAN 45° - EP17	Mode I + II	0.28
ARCAN 90° - EP14	Mode II	0.86
ARCAN 90° - EP20	Mode II	0.63
ARCAN 90° - EP38	Mode II	0.35

**Tableau 5.9 :**  $[G_{th}]_{norm}$  en fatigue à  $R_u = 0.2$  pour différentes mixités de mode -  
Limite entre phase I et II

La Figure 5.32 compare les enveloppes de rupture obtenues en monotone ( $G_c$ ) et en fatigue ( $G_{th}$ ), et permet de résumer une partie des observations faites précédemment. Les valeurs de taux de restitution d'énergie  $G$  sont moins importantes en fatigue, ce qui suggère que les mécanismes associés à la fatigue sont différents de ceux en monotone [158].



**Figure 5.32 :** Comparaison des enveloppes de rupture normalisées en monotone et en fatigue à  $R_u = 0.2$

En linéarisant l'ensemble des données de la Figure 5.31 par application d'une fonction logarithmique, il est possible d'identifier une loi puissance afin de décrire l'évolution dans la phase II de la vitesse de propagation de surfaces fissurées  $\frac{dS}{dN}$  en fonction du taux de restitution d'énergie maximal normalisé  $[G_{max}]_{norm}$ , pour différentes mixités de mode. Ces identifications sont représentées par les droites en pointillés dans la Figure 5.31. Les lois identifiées sont de la forme d'une loi de type Paris [132] :

$$\frac{dS}{dN} = A [G_{max}]^b \quad (5.6)$$

où  $A$  et  $b$  sont des paramètres matériaux. L'ensemble des paramètres identifiés sont regroupés dans le Tableau 5.10 pour les essais à  $R_u = 0.2$ .

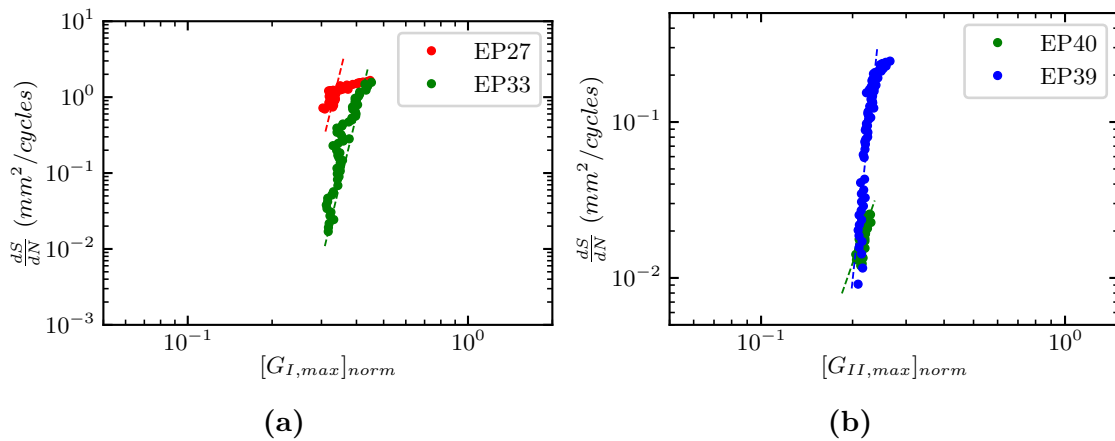
Numéro éprouvette	Mode	A	b
ARCAN 0° - EP03	Mode I	15.0	20.5
ARCAN 0° - EP04	Mode I	0.2	18.3
ARCAN 0° - EP05	Mode I	589.8	25.1
ARCAN 45° - EP10	Mode I + II	$5,4 \cdot 10^{-14}$	89.0
ARCAN 45° - EP16	Mode I + II	$1,9 \cdot 10^{-31}$	98.5
ARCAN 45° - EP17	Mode I + II	$3,3 \cdot 10^{-15}$	85.0
ARCAN 90° - EP14	Mode II	0.05	7.24
ARCAN 90° - EP20	Mode II	0.13	4.94
ARCAN 90° - EP38	Mode II	16.78	6.66

**Tableau 5.10** : Paramètres des lois de Paris à  $R_u = 0.2$  pour différentes mixités de mode

Les vitesses de propagation de surfaces fissurées calculées en mode I sont plus élevées que celles calculées en mode II. Cette observation est cohérente avec les travaux de Monteiro *et al.* [111] sur des adhésifs structuraux époxy (cf. Chapitre 1). En revanche, en mode mixte, les vitesses de propagation sont beaucoup plus élevées qu'en modes purs. De même, les valeurs des pentes identifiées dans ce travail sont beaucoup plus élevées, car les essais sont de durées moins longues ( $\leq 10^4$  cycles), donc la fissure se propage beaucoup plus vite. À l'appui de la Figure 5.31, en fatigue, les fissures se propagent dans la phase II à des valeurs de  $G_{max}$  quasi-constantes. En revanche, la méthodologie de traitement des données présente une limite : la valeur seuil fixée pour délimiter les phases II et III n'est pas toujours égale à 0.15, et des points appartenant à la phase III se retrouvent inclus dans la phase II. Graphiquement, cela se traduit par une perte de linéarité dans les représentations graphiques de la Figure 5.31 et l'apparition d'un « coude ». C'est-à-dire que les vitesses de propagation de surfaces fissurées tendent vers une valeur asymptotique, où les fissures se propagent à vitesse constante mais à des valeurs de  $G_{max}$  croissant de manière exponentielle, jusqu'à rupture de l'éprouvette.

### 5.3.3.2 Résultats en fatigue alternée à $R_u = -1$

Le montage Arcan compression a été utilisé afin de réaliser les essais de propagation de fissures en fatigue alternée. En conservant le jeu de données issu de la méthode de traitement, il est possible de tracer à nouveau l'évolution de la vitesse de propagation de surfaces fissurées *vs.* le taux de restitution d'énergie maximal normalisé  $[G_{max}]_{norm}$ . La représentation des essais en fatigue alternée pour  $R_u = -1$  est donnée dans la Figure 5.33 pour différentes mixités de mode.



**Figure 5.33 :** Vitesse de propagation des surfaces fissurées  $\frac{dS}{dN}$  *vs.* taux de restitution d'énergie maximal  $[G_{max}]_{norm}$  à  $R_u = -1$  pour différentes mixités de mode : mode I (a) et mode II (b)

Plusieurs observations sont possibles sur ces courbes :

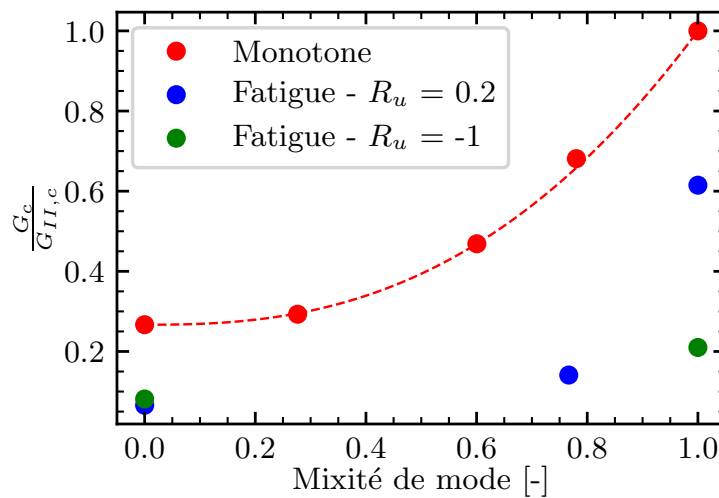
1. pour les essais en mode I :
  - l'essai de l'éprouvette EP33 permet d'obtenir une excellente représentation de la phase *II*, où la fissure se propage à une valeur de  $[G_{max}]_{norm}$  quasi-constante ;
  - l'essai sur l'éprouvette EP27 laisse apparaître une très petite zone de propagation en phase *II* (contrairement à l'éprouvette EP33). Ceci s'explique par le niveau d'effort plus élevé et la durée d'essai, qui ne permettent pas d'obtenir la meilleure description possible de cette phase de propagation ;
  - la vitesse de propagation est plus élevée sur l'essai de l'éprouvette EP27 ;
2. pour les essais en mode II : hormis l'essai de l'éprouvette EP39 qui permet d'obtenir une bonne représentation de l'évolution de la phase *II*, l'essai de l'éprouvette EP40 a été interrompu, ce qui n'a pas permis d'obtenir suffisamment de points expérimentaux pour décrire l'évolution de la phase *II* sur une durée plus longue.

Les valeurs du taux de restitution d'énergie seuil normalisé  $[G_{th}]_{norm}$  sont données dans le Tableau 5.11. Une très bonne répétabilité des essais est à noter en termes de calculs du taux de restitution d'énergie en fatigue, avec des valeurs très proches pour les essais réalisés. Ces données permettent de réaliser la comparaison des enveloppes

de rupture en monotone et en fatigue pour différents rapports de déplacement dans la Figure 5.34.

Numéro éprouvette	Mode	$[G_{th}]_{norm}$
ARCAN 0° - EP27	Mode I	0.30
ARCAN 0° - EP33	Mode I	0.31
ARCAN 90° - EP39	Mode II	0.21
ARCAN 90° - EP40	Mode II	0.21

**Tableau 5.11 :**  $[G_{th}]_{norm}$  en fatigue à  $R_u = -1$  pour différentes mixités de mode



**Figure 5.34 :** Comparaison des enveloppes de rupture normalisées en monotone et en fatigue à  $R_u = 0.2$  et  $R_u = -1$

De manière similaire au travail réalisé dans la section 5.3.3.1, une loi de type Paris (Équation (5.5)) est identifiée sur la phase *II* de chaque essai. Ces lois sont tracées en pointillés dans la Figure 5.33. Les valeurs des paramètres identifiés sont données dans le Tableau 5.12.

Numéro éprouvette	Mode	A	b
ARCAN 0° - EP27	Mode I	$1,5 \cdot 10^7$	15.0
ARCAN 0° - EP33	Mode I	$6.7 \cdot 10^5$	15.2
ARCAN 90° - EP39	Mode II	$6.7 \cdot 10^{10}$	18.35
ARCAN 90° - EP40	Mode II	89.8	5.52

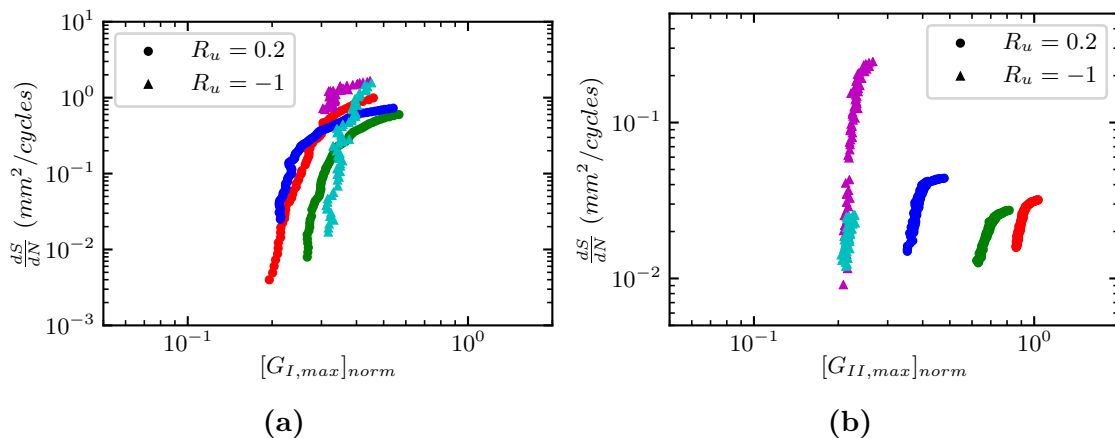
**Tableau 5.12 :** Paramètres des lois de Paris à  $R_u = -1$  pour différentes mixités de mode

Finalement, les essais de fatigue à  $R_u = 0.2$  et  $R_u = -1$  sont comparés dans la Figure 5.35 :

- en mode I : les valeurs de  $[G_{th}]_{norm}$  pour propager une fissure sont plus élevées à  $R_u = -1$  qu'à  $R_u = 0.2$ . Les études des effets de rapport de charge dans les

travaux de Pironi *et al.* [160] ou de Donough *et al.* [161] sur assemblages collés ont aussi montré que, à rapport de charge  $R$  croissant, les valeurs du taux de restitution d'énergie nécessaire pour propager une fissure diminuent. Les sollicitations en ouverture-ouverture sont plus critiques que les sollicitations en ouverture-fermeture pour les adhésifs. Les vitesses de propagation restent néanmoins similaires [162]. Cette observation nécessiterait plus d'essais en fatigue alternée afin d'être validée ;

- en mode II : les pentes identifiées à  $R_u = 0.2$  sont similaires, de même que les vitesses de propagation. En revanche, les valeurs de taux des restitution d'énergie sont dispersées. Les vitesses de propagation dans la phase II pour les essais à  $R_u = -1$  sont en revanche plus élevées. Cependant, les taux de restitution d'énergie sont relativement plus faibles, alors que le phénomène inverse est observé en mode I. Ces faibles valeurs de taux de restitution d'énergie en fatigue alternée ont aussi été relatées dans les travaux de Mall *et al.* [150]. Cela peut s'expliquer par le fait, qu' en fatigue alternée, le chargement de cisaillement s'effectue dans les deux sens, contrairement aux essais à  $R_u = 0.2$ , ce qui peut expliquer des vitesses plus élevées. Il en résulte qu'à  $R_u = -1$ , la résistance à la propagation d'une fissure est moins élevée, et donc les valeurs de taux de restitution d'énergie sont plus faibles. Les mécanismes régissant la propagation à  $R_u = -1$  sont plus dégradants pour l'adhésif.



**Figure 5.35** : Comparaisons entre les vitesses de propagation de surfaces fissurées  $\frac{dS}{dN}$  vs. taux de restitution d'énergie maximal  $[G_{max}]_{norm}$  à  $R_u = -1$  pour différentes mixités de mode et différents rapports de déplacement



**Conclusion** : le montage Arcan présenté au Chapitre 4, a été utilisé et une procédure expérimentale mise en place afin de propager des fissures en fatigue pour des rapports de déplacements positifs. Un autre montage a ensuite été développé afin d'étudier la faisabilité d'essais en fatigue alternée et l'influence de la compression sur la propagation de fissures en fatigue. De même, une procédure expérimentale a été mise en place afin de s'assurer de l'existence d'une propagation de fissures au sein de l'adhésif. La méthodologie numérique basée sur une méthode inverse a été modifiée et adaptée au cas de la fatigue afin d'évaluer les taux de restitution d'énergie ainsi que les avancées de surfaces fissurées. Les résultats en fatigue ont montré qu'il existait trois phases de propagation de fissure en fatigue, et que la phase *II* était liée à une propagation stable de la fissure. En fatigue à  $R_u = 0.2$ , les taux de restitution d'énergie nécessaires à la propagation d'une fissure sont plus faibles que ceux calculés sous chargement monotone. Cependant, même en fatigue, les valeurs seuils des taux de restitution d'énergie augmentent avec la mixité de mode. Il est possible de représenter l'évolution de la phase *II* à l'aide d'une loi puissance. Dans cette phase, la fissure se propage toujours à des valeurs de  $G$  quasi-constantes. Enfin, les premières études en fatigue alternée ont montré qu'en mode I, la compression augmente la résistance à la propagation de fissures avec des valeurs de  $[G_{th}]_{norm}$  plus élevées. En revanche, en mode II, les mécanismes régissant la propagation de fissure sont plus dégradants, ce qui se traduit par une plus faible résistance à la propagation de fissures, et des valeurs de  $[G_{th}]_{norm}$  plus faibles. Plus d'essais sont bien sûr nécessaires afin de valider les observations expérimentales décrites précédemment.



## Conclusions et perspectives

---

### Conclusions

L'objectif initial de ce travail était le développement d'un outil prédictif de la tenue mécanique d'assemblages collés sous chargement de fatigue intégrant :

- la phase d'amorçage de fissure, afin d'accéder aux durées de vie pour différentes conditions de chargements multiaxiaux en fatigue ;
- la phase de propagation de fissure, afin d'accéder à l'évolution d'une fissure sous chargements de fatigue multiaxiaux.

Une première étude a permis de déterminer le modèle de comportement mécanique adapté à la description des phénomènes se produisant sous chargements de fatigue. A partir du modèle de comportement mécanique de l'adhésif, un critère énergétique dit « incrémental » a été élaboré afin d'estimer les durées de vie des assemblages, pour différentes conditions de chargements multiaxiaux. Enfin, un outil de modélisation de la propagation de fissure et de calcul du taux de restitution d'énergie a été développé sous chargement monotone et cyclique.

Les principaux résultats obtenus en termes d'amorçage et de propagation de fissures en fatigue, tant du point de vue expérimental que numérique, sont présentés dans cette conclusion générale.

\* \* \*

Le premier chapitre de cette étude était dédié à la définition du cadre de travail, à partir des exigences industrielles. Une revue complète et détaillée des essais permettant de caractériser la tenue mécanique des assemblages collés a été réalisée dans cette partie. Il est alors ressorti que le choix du modèle de comportement mécanique de l'adhésif était crucial afin d'estimer de manière pertinente la durée de vie de l'assemblage. Le choix s'est porté sur un modèle de comportement viscoélastique. Sur le plan expérimental, l'utilisation d'éprouvettes Scarf modifiées a été privilégiée afin d'appliquer des chargements monotones et cycliques dans le cadre d'un chargement multiaxial et pour des rapports de charge  $R$  pouvant être négatifs. Les résultats issus

de ces essais ont permis d'établir un critère énergétique intégrant le comportement de l'adhésif. Il s'agit d'un critère « incrémental » qui permet d'accéder à une information pour un cycle donné du chargement. Cette information peut être extrapolée sur les autres cycles, et minimiser le nombre de paramètres à identifier. Pour l'étude de la fissuration des assemblages collés, l'utilisation d'éprouvettes Arcan fissuration a été privilégiée afin d'étudier l'influence de la mixité de mode, de la multiaxialité ou encore de la compression sur la propagation de fissures en fatigue.

\* \* \*

Le second chapitre visait à étudier l'amorçage de fissures en fatigue sous chargements purement alternés ( $R = -1$ ). Le choix s'est porté sur l'utilisation des éprouvettes Scarf modifiées afin d'étudier l'influence de la multiaxialité du chargement sur le comportement en fatigue à grand nombre de cycles ( $> 10^5$ ). Les premiers diagrammes de durée de vie ont pu être établis afin d'identifier une relation de Basquin pour traduire les tendances observées. Pour la gamme de fréquence étudiée, l'effet de fréquence est très faible dans la gamme de fréquence étudiée (1-5 Hz). Cependant, un comportement hystérétique des assemblages collés a pu être mis en évidence, et a conduit à l'identification d'un critère d'amorçage énergétique en force-déplacement, à l'échelle de l'éprouvette. Ce critère, identifié uniquement à partir de deux essais, permet de réduire la base de données nécessaire à l'identification, ainsi que le nombre de paramètres. Le critère est pertinent à  $f_s = 1$  Hz mais est cependant en défaut pour une partie des essais à  $f_s = 5$  Hz, en raison des difficultés rencontrées lors de l'acquisition et de la description du comportement hystérétique. C'est pourquoi une démarche numérique a été adoptée afin de développer cette fois un critère énergétique, dont l'aspect intrinsèque est très important car non-lié à l'assemblage : il peut donc être transposé à l'adhésif quelle que soit sa mise en oeuvre. Pour ce faire, un modèle de comportement viscoélastique de type Maxwell a été identifié sur la base des essais de fatigue réalisés. Une répartition spectrale des mécanismes a pu être identifiée. En se basant sur la définition d'une contrainte et d'une déformation équivalente, tenant compte de la multiaxialité des états de contrainte-déformation, le critère est alors identifié à  $f_s = 1$  Hz et validé à  $f_s = 5$  Hz. Le critère est conservatif à 1 Hz, mais ne l'est pas à 5 Hz.

\* \* \*

Dans la continuité de ces travaux, le chapitre 3 visait quant à lui à identifier un critère d'amorçage en fatigue alternée ( $R = -0.2$ ), tenant compte de l'effet d'un effort moyen. En s'appuyant à nouveau sur les éprouvettes Scarf, des essais aux mêmes fréquences de sollicitation ont été réalisés. L'effet de la fréquence est une fois de plus faible dans la gamme de fréquence étudiée. Cependant, l'effet du rapport de charge est très visible, avec une diminution de la durée de vie pour un rapport de charge  $R$  croissant. Les acquisitions CIN ont permis de mettre à nouveau en évidence un comportement hystérétique, mais aussi un cumul de déplacements résiduels autour d'un effort moyen. Le critère développé au chapitre 2 a été modifié afin de prendre

en compte le phénomène et proposer un critère à l'échelle de l'éprouvette incluant le comportement hystérétique et un travail en fluage équivalent. La partie fluage du critère a été identifiée sur deux essais à  $R = -0.2$  et  $f_s = 1$  Hz. Sa validité a été vérifiée sur un cas de chargement intermédiaire. De manière analogue à la démarche du chapitre 2, un critère matériau a été identifié, en se basant sur une expression en contrainte-déformation équivalente. Ce critère combiné s'appuie à nouveau sur le modèle de Maxwell, dont une ré-identification a été réalisée en intégrant les essais en fatigue à  $R = -1$  et  $R = -0.2$ . Afin de tenir compte des mécanismes aux temps courts, basés sur le comportement hystérétique, et les mécanismes aux temps longs, par fluage autour d'un effort moyen, une répartition bi-spectrale des mécanismes a été identifiée pour tenir compte de ces deux aspects. Le critère combiné final permet de décrire de manière satisfaisante les durées de vie à  $R = -1$  mais aussi à  $R = -0.2$ . La validation de ce critère a été réalisée sur des essais à  $R = -0.2$  et  $f_s = 5$  Hz, non employés lors de l'identification.

\* \* \*

Le chapitre 4 visait à mettre en place une procédure expérimentale afin de propager des fissures dans les assemblages collés sous chargement monotone, à partir d'essais non-standardisés (montage Arcan). Une première procédure expérimentale a été mise en place afin de pouvoir calculer l'enveloppe de rupture de l'adhésif dans le plan I + II. Basée sur des travaux antérieurs [113], la méthode des « deux tangentes » a été utilisée et modifiée afin d'identifier sur des courbes force-déplacement le point de calcul du taux de restitution d'énergie. Pour le calcul de l'enveloppe de rupture dans le plan I + II, une méthode inverse basée sur un algorithme de calibration de longueur de fissure et un modèle EF de l'éprouvette Arcan fissuration ont été utilisés afin de calculer les taux de restitution d'énergie critique. L'ensemble de la démarche a été appliquée sous hypothèses de la MLR. Il a alors été possible d'identifier une enveloppe de type Gong-Benzeggagh afin de représenter le taux de restitution d'énergie critique  $G_c$  en fonction de la mixité de mode. L'étude de la compression-cisaillement a aussi révélé des valeurs de  $G_c$  très élevées, mais qui peuvent révéler aussi la non-prise en compte de la dissipation par frottements au sein de l'adhésif.

\* \* \*

Dans le dernier chapitre, la procédure expérimentale du chapitre 4 a été adaptée afin de propager une fissure en fatigue. Un système de synchronisation a été développé afin de déclencher automatiquement les acquisitions sur les niveaux d'effort maximal et minimal et un nouveau dispositif Arcan a été développé afin de pouvoir appliquer un chargement alterné et ainsi étudier l'effet de la compression sur la propagation de fissures en fatigue. La méthodologie numérique de calcul du taux de restitution d'énergie a ensuite été adaptée à la fatigue afin d'estimer l'évolution de l'avancée de surface  $\Delta S$  et des taux de restitution d'énergie maximal par cycle  $G_{max}$  pour des essais à rapport de déplacement  $R_u = 0.2$ . Trois principales phases de propagation ont pu être observées durant les essais, mais seule la phase II correspond à

une propagation stable de la fissure. C'est pourquoi une méthodologie a été mise en place pour délimiter chaque régime, à partir des mesures expérimentales en déplacement. Les vitesses de propagation de fissure ont ensuite pu être représentées vs.  $G_{max}$  pour chaque mixité de mode. Les valeurs seuils du taux de restitution d'énergie  $G_{th}$  calculées pour chaque configuration, indiquent qu'en fatigue, les fissures se propagent pour des valeurs de  $G$  inférieures à celles calculées sous chargement monotone. Cependant, la valeur de  $G_{th}$  augmente avec la mixité de mode. Les essais de fatigue en cisaillement nécessiteront une étude plus complète. Enfin, la propagation de fissures en fatigue alternée a pu être étudiée et a donné des informations supplémentaires sur l'effet du rapport de déplacement et de la compression. Pour les essais en mode I, la résistance à la propagation de fissure augmente avec des valeurs de  $G_{th}$  à  $R_u = -1$  plus élevées qu'à  $R_u = 0.2$ . En revanche, en mode II, la tendance inverse est observée, avec des valeurs de  $G_{th}$  à  $R_u = -1$  plus faibles. Ceci peut s'expliquer par le fait que le cisaillement en fatigue alternée agit dans les deux directions, et qu'il existe donc deux valeurs de  $G_{max}$  par cycle. Cependant, les tendances observées devront être confirmées par une étude de la répétabilité.

## Perspectives

Ce travail a permis d'ouvrir la voie à de nombreuses pistes d'approfondissement concernant la tenue mécanique des assemblages collés, mais en aussi en termes de modèle de comportement mécanique.

Tout d'abord, des essais à grand nombre de cycles ( $> 10^6$ ) pourraient être réalisés afin de valider les prévisions issues des lois identifiées sur les diagrammes de durée de vie, et déterminer la limite d'endurance  $\sigma_D$  *in fine*. La fréquence de sollicitation  $f_s = 5$  Hz a été étudiée. Toutefois, pour mettre en exergue les effets de fréquence, des essais à des fréquences plus faibles, telles que par exemple 0.1 Hz, pourraient être réalisés. L'influence de l'effort moyen pourrait également être étudiée à des rapports de charge  $R > 0.2$  afin de travailler avec un cumul de déplacement plus important. Un autre point à étudier afin de vérifier l'applicabilité et la validité du critère serait de faire varier la multiaxialité du chargement (Scarf  $0^\circ$  pour la traction et TAST pour le cisaillement), car les essais ont été réalisés uniquement pour un niveau de multiaxialité (traction-compression-cisaillement), et le critère identifié à partir de ces essais.

Une identification d'un modèle viscoélastique a été proposée afin de disposer d'une loi utilisable dans le cadre d'applications en fatigue. Cependant, cette approche reste limitée car coûteuse en temps et n'a pas permis d'identifier entièrement la partie viscoélastique du modèle de comportement de l'adhésif. Des essais fondamentaux de fluage multi-paliers devraient permettre d'identifier cette composante.

Concernant l'étude de la propagation de fissures, la loi de fissuration proposée pourrait être modifiée afin d'intégrer les effets de compression-cisaillement. Des essais supplémentaires devront être réalisés afin de valider l'utilisation de la procédure expérimentale en fatigue en mode II, et en fatigue alternée. La méthode inverse utilisée

recourt à un modèle EF piloté en déplacement, à partir des grandeurs expérimentales mesurées. Ce modèle pourrait être modifié afin d'être piloté en effort et ainsi ajuster les champs de déplacements. Cela permettrait également d'étudier l'éventuelle interaction entre les deux pré-fissures dans le cadre d'une propagation non-symétrique, et les effets sur le calcul du taux de restitution d'énergie. L'ensemble des calculs dans le cadre de cette thèse a été réalisé sous les hypothèses de la MLR, mais des non-linéarités matériaux existent dans l'adhésif. Une extension de ces travaux serait de prendre en compte le comportement non-linéaire de la colle, de type viscoélastique-viscoplastique, et d'évaluer les différences en termes de surfaces fissurées calculées et de taux de restitution d'énergie. L'objectif serait d'évaluer les effets de plasticité en pointe de fissure, et de vérifier que le taux de restitution d'énergie critique calculé est exclusivement lié à la création de surfaces. Des calculs préliminaires ont été déjà réalisés en ce sens mais restent très coûteux en temps de calculs. Enfin, l'étude de l'effet de fréquence pourrait également compléter ce travail, initiée dans les travaux de [160], mais les gammes de fréquence étudiées doivent être judicieusement choisies, car son effet peut être très faible [162].



## Bibliographie

---

- [1] Fahmi ALILA. « Analyse de la tenue en fatigue de structures composites sandwich ». Thèse de doct. Déc. 2017.
- [2] Philippe COGNARD. « Collage des composites - Secteur aéronautique ». fr. In : *Systèmes aéronautiques et spatiaux* (juil. 2003).
- [3] D. DILLARD. « Advances in structural adhesive bonding ». In : 2010.
- [4] M. R. KAMAL et S. SOUROUR. « Kinetics and thermal characterization of thermoset cure ». en. In : *Polymer Engineering & Science* 13.1 (1973), p. 59-64.
- [5] Christophe PARIS. « Étude et modélisation de la polymérisation dynamique de composites à matrice thermodurcissable ». fr. phd. Nov. 2011.
- [6] Laure MORETTI. « Simulation des distorsions de cuisson de pièces composites élaborées par co-bonding en autoclave ». fr. Thèse de doct. Ecole des Mines d'Albi-Carmaux, déc. 2019.
- [7] Andrew JOHNSTON, Reza VAZIRI et Anoush POURSAITIP. « A Plane Strain Model for Process-Induced Deformation of Laminated Composite Structures ». en. In : *Journal of Composite Materials* 35.16 (août 2001). Publisher : SAGE Publications Ltd STM, p. 1435-1469.
- [8] A. J. KINLOCH. « Mechanisms of adhesion ». en. In : *Adhesion and Adhesives : Science and Technology*. Sous la dir. d'A. J. KINLOCH. Dordrecht : Springer Netherlands, 1987, p. 56-100.
- [9] M. E. R. SHANAHAN. « Adhesion and wetting : Similarities and differences ». English. In : *Rubber World; (United States)* 205:1 (oct. 1991).
- [10] Justine DELOZANNE. « Durabilité des époxyds ; application au collage structural aéronautique ». Issue : 2018ENAM0071. Theses. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, déc. 2018.
- [11] Maëlen AUFRAÏ. « Caractérisation physico-chimique des interphases époxyde-amine / oxyde ou hydroxyde métallique, et de leurs constituants ». These de doctorat. Lyon, INSA, jan. 2005.

- [12] Jérémy Le PAVIC. « Méthodologie de dimensionnement d'un assemblage collé pour application aérospatiale ». fr. Thèse de doct. ENSTA Bretagne - École nationale supérieure de techniques avancées Bretagne, avr. 2018.
- [13] J. W. MCBAIN et D. G. HOPKINS. « On Adhesives and Adhesive Action ». In : *The Journal of Physical Chemistry* 29.2 (fév. 1925). Publisher : American Chemical Society, p. 188-204.
- [14] Pierre BIDAUD. « Analysis of the cyclic behavior of an adhesive in an assembly for offshore windmills applications ». Issue : 2014BRES0119. Theses. Université de Bretagne occidentale - Brest, déc. 2014.
- [15] Sébastien JOANNÈS. « Caractérisation mécanique et outil d'aide au dimensionnement des collages structuraux ». fr. Thèse de doct. École Nationale Supérieure des Mines de Paris, déc. 2007.
- [16] J. J. BIKERMAN. « Proceedings of the second international congress of surface activity. J. H. SCHULMAN, Editor. Vol. I : Gas/Liquid and Liquid/Liquid Interface, 521 pp., \$15.00. Vol. II : Solid/Gas Interface, 348 pp., \$12.60. Vol. III : Electrical Phenomena. Solid/Liquid Interface, 621 pp., \$16.80. Vol. IV : Solid/Liquid Interface (Washing etc.) Cell/Water Interface (Biological), 352 pp., \$12.60. Complete set \$50.00. Academic Press, New York, 1958 ». en. In : *Journal of Polymer Science* 33.126 (1958). \_eprint : <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1002/pol.1958.1203312668>, p. 531-532.
- [17] G. J. LAKE, A. G. THOMAS et David TABOR. « The strength of highly elastic materials ». In : *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences* 300.1460 (août 1967). Publisher : Royal Society, p. 108-119.
- [18] M. E. R. SHANAHAN et F. MICHEL. « Physical adhesion of rubber to glass : cross-link density effects near equilibrium ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 11.3 (juil. 1991), p. 170-176.
- [19] J. J. BIKERMAN. « The science of adhesive joints. J. J. BIKERMAN. Academic Press, New York, 1961. vii-258 pp. \$8.00. » en. In : *Journal of Polymer Science* 62.173 (1962), S21-S21.
- [20] Peigang HE, Ke CHEN et Jinglei YANG. « Surface modifications of Ti alloy with tunable hierarchical structures and chemistry for improved metal-polymer interface used in deepwater composite riser ». en. In : *Applied Surface Science* 328 (fév. 2015), p. 614-622.
- [21] T. MERTENS et al. « Investigation of surface pre-treatments for the structural bonding of titanium ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 34 (avr. 2012), p. 46-54.
- [22] M. -L. ABEL et al. « The effects of surface pretreatment on the cyclic-fatigue characteristics of bonded aluminium-alloy joints ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives. Silane Coupling Agents* 26.1 (fév. 2006), p. 50-61.



- [23] Sergio CORREIA, Vitor ANES et Luis REIS. « Effect of surface treatment on adhesively bonded aluminium-aluminium joints regarding aeronautical structures ». en. In : *Engineering Failure Analysis* 84 (fév. 2018), p. 34-45.
- [24] K. LEENA et al. « Effect of surface pre-treatment on surface characteristics and adhesive bond strength of aluminium alloy ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 70 (oct. 2016), p. 265-270.
- [25] F. MORONI, F. MUSIARI et C. FAVI. « Influence of the laser ablation surface pre-treatment over the ageing resistance of metallic adhesively bonded joints ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 105 (mar. 2021), p. 102764.
- [26] Luca SORRENTINO et al. « Laser treatment surface : An innovative method to increase the adhesive bonding of ENF joints in CFRP ». en. In : *Composite Structures* 233 (fév. 2020), p. 111638.
- [27] María D ROMERO-SÁNCHEZ, M MERCEDES PASTOR-BLAS et José Miguel MARTÍN-MARTÍNEZ. « Treatment of a styrene-butadiene-styrene rubber with corona discharge to improve the adhesion to polyurethane adhesive ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 23.1 (jan. 2003), p. 49-57.
- [28] Robert HOOKE. « De Potentia Restitutiva, or of Spring. Explaining the Power of Springing Bodies. » In : Royal Society, London, 1678.
- [29] Heinrich HENCKY. « Zur Theorie plastischer Deformationen und der hierdurch im Material hervorgerufenen Nachspannungen ». en. In : *ZAMM - Journal of Applied Mathematics and Mechanics / Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 4.4 (1924). \_eprint : <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1002/zamm.19240040405>, p. 323-334.
- [30] Jean-François MAIRE. « Études théorique et expérimentale du comportement de matériaux composites en contraintes planes ». These de doctorat. Besançon, jan. 1992.
- [31] A. ILIONI et al. « A viscoelastic-viscoplastic model to describe creep and strain rate effects on the mechanical behaviour of adhesively-bonded assemblies ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 82 (avr. 2018), p. 184-195.
- [32] Hugo Leonardo ALFONSO MEDINA. « Caractérisation et modélisation des assemblages multi-matériaux sous sollicitations mixtes quasi-statiques pour la conception des structures automobiles ». These de doctorat. Brest, déc. 2016.
- [33] X. X YU, A. D CROCOMBE et G RICHARDSON. « Material modelling for rate-dependent adhesives ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 21.3 (jan. 2001), p. 197-210.
- [34] A. D. CROCOMBE. « Modelling and predicting the effects of test speed on the strength of joints made with FM73 adhesive ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 15.1 (jan. 1995), p. 21-27.

- [35] Vincent DUMONT. « On the durability of structural adhesive bonds in thermal environments : application to space-oriented optical systems ». fr. Thèse de doct. Université de Bretagne occidentale - Brest, fév. 2020.
- [36] D. THEVENET et al. « Experimental analysis of the behavior of adhesively bonded joints under tensile/compression–shear cyclic loadings ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 44 (juil. 2013), p. 15-25.
- [37] J. HONERKAMP et J. WEESE. « A nonlinear regularization method for the calculation of relaxation spectra ». en. In : *Rheologica Acta* 32.1 (jan. 1993), p. 65-73.
- [38] Julien BERTHE. « Comportement thermo-visco-élastique des composites CMO – De la statique à la dynamique grande vitesse ». These de doctorat. Ecole centrale de Lille, oct. 2013.
- [39] Frédéric LAURIN. « Approche multiéchelle des mécanismes de ruine progressive des matériaux stratifiés et analyse de la tenue de structures composites ». These de doctorat. Besançon, jan. 2005.
- [40] Olivier MARIO. « Etude du vieillissement des assemblages structuraux acier/aluminium : influence de l’environnement sur le dimensionnement ». fr. Thèse de doct. École Nationale Supérieure des Mines de Paris, mai 2007.
- [41] N. CAUSSE et al. « New bonded assembly configuration for dynamic mechanical analysis of adhesives ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 46 (oct. 2013), p. 1-6.
- [42] V. C. BEBER et al. « Fatigue lifetime prediction of adhesively bonded joints : An investigation of the influence of material model and multiaxiality ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 78 (oct. 2017), p. 240-247.
- [43] A. GRANER SOLANA, A. D. CROCOMBE et I. A. ASHCROFT. « Fatigue life and backface strain predictions in adhesively bonded joints ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 30.1 (jan. 2010), p. 36-42.
- [44] F. Castro SOUSA et al. « Fatigue life estimation of single lap adhesive joints using a critical distance criterion : An equivalent notch approach ». en. In : *Mechanics of Materials* 153 (fév. 2021), p. 103670.
- [45] S. KUMAR et P. C. PANDEY. « Fatigue life prediction of adhesively bonded single lap joints ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 31.1 (jan. 2011), p. 43-47.
- [46] J. H. KIM, B. J. PARK et Y. W. HAN. « Evaluation of fatigue characteristics for adhesively-bonded composite stepped lap joint ». en. In : *Composite Structures. Twelfth International Conference on Composite Structures* 66.1 (oct. 2004), p. 69-75.

- [47] Ye ZHANG, Anastasios P. VASSILOPOULOS et Thomas KELLER. « Stiffness degradation and fatigue life prediction of adhesively-bonded joints for fiber-reinforced polymer composites ». en. In : *International Journal of Fatigue* 30.10 (oct. 2008), p. 1813-1820.
- [48] Katsuyoshi NOZAKA, Carol SHIELD et Jerome HAJJAR. « Design of a Test Specimen to Assess the Effective Bond Length of Carbon Fiber-Reinforced Polymer Strips Bonded to Fatigued Steel Bridge Girders ». In : *Journal of Composites for Construction - J COMPOS CONSTR* 9 (août 2005).
- [49] R. KRIEGER. « Stress Analysis Concepts for Adhesive Bonding of Aircraft Primary Structure ». In : 1988.
- [50] Vinicius C. BEBER et al. « Fatigue failure criteria for structural film adhesive bonded joints with considerations of multiaxiality, mean stress and temperature ». en. In : *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 44.3 (2021). \_eprint : <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1111/ffe.13383>, p. 636-650.
- [51] S. ÇAVDAR et al. « Stress-based fatigue life prediction of adhesively bonded hybrid hyperelastic joints under multiaxial stress conditions ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives*. Special issue on Joint design 97 (mar. 2020), p. 102483.
- [52] Hui LI et al. « Multiaxial fatigue experiments and life prediction for silicone sealant bonding butt-joints ». en. In : *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 103 (oct. 2019), p. 102245.
- [53] Hai-Yu LI et al. « A novel energy-based model for predicting the fatigue life of the automobile sealant adhesively bonded butt joints ». In : *Journal of Adhesion Science and Technology* 35.17 (sept. 2021). Publisher : Taylor & Francis \_eprint : <https://doi.org/10.1080/01694243.2020.1861860>, p. 1860-1879.
- [54] E.D. REEDY et T.R. GUESS. « Interface Corner Failure Analysis of Joint Strength : Effect of Adherend Stiffness ». en. In : *International Journal of Fracture* 88.4 (déc. 1997), p. 305-314.
- [55] Jaime DESTOUESSE VILLA. « Caractérisation et modélisation des joints de colles sous sollicitations bi-axiales statiques ». These de doctorat. Brest, École nationale supérieure de techniques avancées Bretagne, nov. 2018.
- [56] J. DESTOUESSE et al. « Cluster analysis of acoustic emission data to investigate the damage evolution in modified scarf joint under bi-axial loading ». English. In : *Journal of Adhesion* 96.11 (2020), p. 969-987.
- [57] Till AUGUSTIN et al. « Health monitoring of scarfed CFRP joints under cyclic loading via electrical resistance measurements using carbon nanotube modified adhesive films ». en. In : *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing* 105 (fév. 2018), p. 150-155.

- [58] R. D. S. G. CAMPILHO et al. « Modelling the tensile fracture behaviour of CFRP scarf repairs ». en. In : *Composites Part B : Engineering* 40.2 (mar. 2009), p. 149-157.
- [59] Yi-Ming JEN. « Fatigue life evaluation of adhesively bonded scarf joints ». en. In : *International Journal of Fatigue* 36.1 (mar. 2012), p. 30-39.
- [60] Nicolas CARRERE et al. « 3D models of specimens with a scarf joint to test the adhesive and cohesive multi-axial behavior of adhesives ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 62 (oct. 2015), p. 154-164.
- [61] J. Y. COGNARD et al. « Development of an improved adhesive test method for composite assembly design ». en. In : *Composites Science and Technology*. JNC13-AMAC-Strasbourg 65.3 (mar. 2005), p. 359-368.
- [62] J. Y. COGNARD, L. SOHIER et P. DAVIES. « A modified Arcan test to analyze the behavior of composites and their assemblies under out-of-plane loadings ». en. In : *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing* 42.1 (jan. 2011), p. 111-121.
- [63] J. Y. COGNARD et al. « Analysis of the nonlinear behavior of adhesives in bonded assemblies—Comparison of TAST and Arcan tests ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives*. Special Topic Issue on Structural Adhesive Joints 28.8 (déc. 2008), p. 393-404.
- [64] Romain CREAC'HCADEC. « Analyse et modélisation du comportement non-linéaire d'assemblages collés pour application marine ». These en préparation. Brest, 2005.
- [65] Sebastian JOBST et Markus STOMMEL. « Experimental and simulative characterization for material and lifetime modelling of a silicone adhesive ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 113 (mar. 2022), p. 103042.
- [66] Alexandre JOUAN et Andrei CONSTANTINESCU. « A modified dissipated energy fatigue criterion to consider the thermo-oxidative ageing of electrically conductive silicone adhesive joints ». en. In : *International Journal of Fatigue* 116 (nov. 2018), p. 68-79.
- [67] Ian A. ASHCROFT et Andrew D. CROCOMBE. « Modelling Fatigue in Adhesively Bonded Joints ». In : *Modeling of Adhesively Bonded Joints*. Sous la dir. de Lucas Filipe Martins da SILVA et Andreas ÖCHSNER. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2008, p. 183-223.
- [68] J. F. MANDELL. « Chapter 7 - Fatigue Behavior of Short Fiber Composite Materials ». en. In : *Composite Materials Series*. Sous la dir. de K. L. REIFSNIDER. T. 4. Fatigue of Composite Materials. Elsevier, jan. 1991, p. 231-337.
- [69] F. CASTRO SOUSA et al. « Fatigue life estimation of adhesive joints at different mode mixities ». In : *The Journal of Adhesion* 98.1 (jan. 2022), p. 1-23.

- [70] Elodie SEIGNOBOS. « Compréhension des mécanismes physiques de fatigue dans le polyamide vierge et renforcé de fibres de verre ». en. In : *undefined* (2009).
- [71] S. S. MANSON. *Behavior of Materials Under Conditions of Thermal Stress*. NTRS Author Affiliations : NTRS Report/Patent Number : NACA-TR-1170 NTRS Document ID : 19930092197 NTRS Research Center : Legacy CDMS (CDMS). Jan. 1954.
- [72] L. F. COFFIN Jr. « A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal ». In : *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers* 76.6 (juil. 2022), p. 931-949.
- [73] A. BENOIT et al. « Cyclic behaviour of structures under thermomechanical loadings : Application to exhaust manifolds ». en. In : *International Journal of Fatigue* 38 (mai 2012), p. 65-74.
- [74] P. SANTHARAM et al. « Fatigue criteria for short fiber-reinforced thermoplastic validated over various fiber orientations, load ratios and environmental conditions ». en. In : *International Journal of Fatigue* 135 (juin 2020), p. 105574.
- [75] Monkman F. C. « An Empirical Relationship between Rupture Life and Minimum Creep Rate in Creep-Rupture Tests ». In : *Proc of the ASTM* 56 (1956), p. 593-620.
- [76] S. GILLET et al. « Short-term creep and low cycle fatigue unified criterion for a hybridised composite material ». en. In : *International Journal of Fatigue* 155 (fév. 2022), p. 106571.
- [77] Leonell SERRANO ABELLO. « Caractérisation thermomécanique du comportement en fatigue des thermoplastiques renforcés de fibres de verre courtes ». Issue : 2015BRES0052. Theses. Université de Bretagne occidentale - Brest, nov. 2015.
- [78] J. MORROW. « Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals ». In : 1965.
- [79] A. LAUNAY et al. « Multiaxial fatigue models for short glass fibre reinforced polyamide. Part II : Fatigue life estimation ». en. In : *International Journal of Fatigue* 47 (fév. 2013), p. 390-406.
- [80] Sébastien AMIABLE et al. « A comparison of lifetime prediction methods for a thermal fatigue experiment ». en. In : *International Journal of Fatigue* 28.7 (juil. 2006), p. 692-706.
- [81] I. RAPHAEL et al. « A mixed strain rate and energy based fatigue criterion for short fiber reinforced thermoplastics ». en. In : *International Journal of Fatigue* 127 (oct. 2019), p. 131-143.

- [82] A. Vahid MOVAHEDI-RAD, Ghazaleh ESLAMI et Thomas KELLER. « A novel fatigue life prediction methodology based on energy dissipation in viscoelastic materials ». en. In : *International Journal of Fatigue* 152 (nov. 2021), p. 106457.
- [83] C. INGLIS. « Stresses in a plate due to the presence of cracks and sharp corners ». In : 1913, p. 219-241.
- [84] Alan Arnold GRIFFITH et Geoffrey Ingram TAYLOR. « VI. The phenomena of rupture and flow in solids ». In : *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character* 221.582-593 (jan. 1921). Publisher : Royal Society, p. 163-198.
- [85] Alan Arnold GRIFFITH. « The Theory of Rupture ». English. In : *Proceedings of the first International Congress for Applied Mechanics* (1924). OCLC : 4874001, p. 54-63.
- [86] G.R. IRWIN. « Fracture Dynamics, Fracturing of Metals. American Society for Metals, Cleveland ». In : (1948), p. 147-166.
- [87] E. OROWAN. « Fracture and strength of solids ». en. In : *Reports on Progress in Physics* 12.1 (jan. 1949). Publisher : IOP Publishing, p. 185-232.
- [88] B. R. K. BLACKMAN et al. « Measuring the mode I adhesive fracture energy, GIC, of structural adhesive joints : the results of an international round-robin ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 23.4 (jan. 2003), p. 293-305.
- [89] ISO\_25217 : 2009. « Adhesives – Determination of the Mode I Adhesive Fracture Energy of Structural Adhesive Joints Using Double Cantilever Beam and Tapered Double Cantilever Beam Specimens ». In : (2009), p. 24.
- [90] Makoto IMANAKA et al. « Fatigue crack propagation rate of CFRP/aluminum adhesively bonded DCB joints with acrylic and epoxy adhesives ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 85 (oct. 2018), p. 149-156.
- [91] M. K. BUDZIK et al. « Instrumented end notched flexure – Crack propagation and process zone monitoring Part II : Data reduction and experimental ». en. In : *International Journal of Solids and Structures* 50.2 (jan. 2013), p. 310-319.
- [92] J. JUMEL et al. « Instrumented End Notched Flexure – Crack propagation and process zone monitoring. Part I : Modelling and analysis ». en. In : *International Journal of Solids and Structures* 50.2 (jan. 2013), p. 297-309.
- [93] F. C. EDDE et Y. VERREMAN. « Nominally constant strain energy release rate specimen for the study of Mode II fracture and fatigue in adhesively bonded joints ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 15.1 (jan. 1995), p. 29-32.

- [94] B. R. K. BLACKMAN, A. J. BRUNNER et J. G. WILLIAMS. « Mode II fracture testing of composites : a new look at an old problem ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics*. Fracture of Polymers, Composites and Adhesives 73.16 (nov. 2006), p. 2443-2455.
- [95] Lukas LOH et Stephan MARZI. « An Out-of-plane Loaded Double Cantilever Beam (ODCB) test to measure the critical energy release rate in mode III of adhesive joints ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives*. Special issue on joint design 83 (juin 2018), p. 24-30.
- [96] Peer SCHRADER et Stephan MARZI. « Mode III testing of structural adhesive joints at elevated loading rates ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 113 (mar. 2022), p. 103078.
- [97] F. XIAO, C.-Y. HUI et E. J. KRAMER. « Analysis of a mixed mode fracture specimen : the asymmetric double cantilever beam ». en. In : *Journal of Materials Science* 28.20 (oct. 1993), p. 5620-5629.
- [98] R. D. F. MOREIRA et al. « A simple strategy to perform mixed-mode I+II fatigue/fracture characterisation of composite bonded joints ». en. In : *International Journal of Fatigue* 158 (mai 2022), p. 106723.
- [99] Soojae PARK et David A. DILLARD. « Development of a simple mixed-mode fracture test and the resulting fracture energy envelope for an adhesive bond ». en. In : *International Journal of Fracture* 148.3 (déc. 2007), p. 261-271.
- [100] Johnatan LEPLAT et al. « Measurement of the interfacial strain energy release rate of adhesively bonded structures with metallic substrates before and after water ageing ». en. In : *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 121 (oct. 2022), p. 103511.
- [101] N. V. DATLA et al. « Modified DCB and CLS specimens for mixed-mode fatigue testing of adhesively bonded thin sheets ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 30.6 (sept. 2010), p. 439-447.
- [102] I. FLOROS et K. TSERPES. « Fatigue crack growth characterization in adhesive CFRP joints ». en. In : *Composite Structures* 207 (jan. 2019), p. 531-536.
- [103] M. V. FERNÁNDEZ et al. « Mixed-mode I+II fatigue/fracture characterization of composite bonded joints using the Single-Leg Bending test ». en. In : *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing* 44 (jan. 2013), p. 63-69.
- [104] Arsalan AJDANI, Majid R. AYATOLLAHI et Lucas F. M. da SILVA. « Mixed mode fracture analysis in a ductile adhesive using semi-circular bend (SCB) specimen ». en. In : *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 112 (avr. 2021), p. 102927.

- [105] S. J. HOOPER, Y. KHOURCHID et P. SRIRAM. « Application of the MMB Specimen in the Measurement of Mixed Mode Interlaminar Fracture Toughness ». en. In : *Key Engineering Materials* 120-121 (1996). Conference Name : Fracture of Composites ISBN : 9780878497256 Publisher : Trans Tech Publications Ltd, p. 361-388.
- [106] G. STAMOULIS et N. CARRERE. « Investigating the influence of material non-linearity in the fracture properties of ductile adhesives submitted to mixed-mode loading ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 179 (juin 2017), p. 260-271.
- [107] G. STAMOULIS et N. CARRERE. « Linear elastic analysis of the loading rate dependency of the fracture properties of structural adhesives in the mixed mode I+II plane ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 225 (fév. 2020), p. 106840.
- [108] G. FERNLUND et J. K. SPELT. « Mixed-mode fracture characterization of adhesive joints ». In : (1994).
- [109] Hitendra K. SINGH et al. « Mixed mode fracture testing of adhesively bonded wood specimens using a dual actuator load frame ». en. In : 64.3 (avr. 2010). Publisher : De Gruyter Section : Holzforschung, p. 353-361.
- [110] Enrico PANETTIERI et al. « Mixed-mode crack propagation tests of composite bonded joints using a dual-actuator load frame – Constant and variable GII/GI conditions ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 202 (oct. 2018), p. 471-486.
- [111] Joao MONTEIRO et al. « Influence of mode mixity and loading conditions on the fatigue crack growth behaviour of an epoxy adhesive ». en. In : *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 43.2 (2020). \_eprint : <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1111/ffe.13125>, p. 308-316.
- [112] G. STAMOULIS et al. « Investigating the fracture behavior of adhesively bonded metallic joints using the Arcan fixture ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 66 (avr. 2016), p. 147-159.
- [113] V. DUMONT et al. « Investigation of the influence of the temperature on the fracture properties of adhesive joints using the Arcan device ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 269 (juin 2022), p. 108524.
- [114] Qiuren CHEN et al. « Mixed-mode fatigue crack growth and life prediction of an automotive adhesive bonding system ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 189 (fév. 2018), p. 439-450.
- [115] Sina ASKARINEJAD et al. « Mode II fracture of an MMA adhesive layer : Theory versus experiment ». en. In : *European Journal of Mechanics - A/Solids* 86 (mar. 2021), p. 104133.



- [116] Noëlig DAGORN et al. « Development of a mixed mode double cantilever beam specimen for the fracture characterization of adhesives under high displacement rate ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 242 (fév. 2021), p. 107467.
- [117] A. B. de MORAIS. « A beam model for the fracture of adhesive joints with dissimilar metal adherends ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 114 (avr. 2022), p. 103112.
- [118] E. E. GDOUTOS. « Crack growth based on energy balance ». en. In : *Fracture Mechanics Criteria and Applications*. Sous la dir. d'E. E. GDOUTOS. Engineering Application of Fracture Mechanics. Dordrecht : Springer Netherlands, 1990, p. 112-161.
- [119] W. POSSART et M. BREDE. « Crack Growth in Adhesive Joints : Balance of Energy for Mode I Crack Propagation ». In : *Adhesive Joints : Ageing and Durability of Epoxies and Polyurethanes*. Wiley, 2019, p. 229-263.
- [120] A. K. CHAKRABARTI. « An energy-balance approach to the problem of fatigue-crack growth ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 10.3 (jan. 1978), p. 469-483.
- [121] H. QUAN et R. C. ALDERLIESTEN. « The energy dissipation during fatigue crack growth in adhesive joints under Mode-I loading ». en. In : *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 120 (août 2022), p. 103418.
- [122] G. P. CHEREPANOV. « Crack propagation in continuous media : PMM vol. 31, no. 3, 1967, pp. 476–488 ». en. In : *Journal of Applied Mathematics and Mechanics* 31.3 (jan. 1967), p. 503-512.
- [123] J. R. RICE. « A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks ». In : *Journal of Applied Mechanics* 35.2 (juin 1968), p. 379-386.
- [124] E. F. RYBICKI et M. F. KANNINEN. « A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 9.4 (jan. 1977), p. 931-938.
- [125] Ronald KRUEGER. « Virtual crack closure technique : History, approach, and applications ». In : *Applied Mechanics Reviews* 57.2 (avr. 2004), p. 109-143.
- [126] Paul W. HARPER et Stephen R. HALLETT. « Cohesive zone length in numerical simulations of composite delamination ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 75.16 (nov. 2008), p. 4774-4792.
- [127] A. HILLERBORG, M. MODÉER et P. -E. PETERSSON. « Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements ». en. In : *Cement and Concrete Research* 6.6 (nov. 1976), p. 773-781.
- [128] Qingda YANG et Brian COX. « Cohesive models for damage evolution in laminated composites ». en. In : *International Journal of Fracture* 133.2 (mai 2005), p. 107-137.

- [129] G. LÉLIAS et al. « Experimental characterization of cohesive zone models for thin adhesive layers loaded in mode I, mode II, and mixed-mode I/II by the use of a direct method ». en. In : *International Journal of Solids and Structures* 158 (fév. 2019), p. 90-115.
- [130] T. BELYTSCHKO et T. BLACK. « Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing ». en. In : *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 45.5 (1999), p. 601-620.
- [131] Nicolas MOËS, John DOLBOW et Ted BELYTSCHKO. « A finite element method for crack growth without remeshing ». en. In : *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 46.1 (1999), p. 131-150.
- [132] P. PARIS. « The fracture mechanics approach to fatigue. » en. In : *10th Sagamore army materials research conference, Syracuse university* (1964).
- [133] P. PARIS et F. ERDOGAN. « A Critical Analysis of Crack Propagation Laws ». In : *Journal of Basic Engineering* 85.4 (déc. 1963), p. 528-533.
- [134] J. A. PASCOE, R. C. ALDERLIESTEN et R. BENEDICTUS. « On the relationship between disbond growth and the release of strain energy ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 133 (jan. 2015), p. 1-13.
- [135] GL RODERICK et R EVERETT. *Debond Propagation in Composite-Reinforced Metals*. en. 1975.
- [136] Gaspard CLERC et al. « Adhesive wood joints under quasi-static and cyclic fatigue fracture Mode II loads ». en. In : *International Journal of Fatigue* 123 (juin 2019), p. 40-52.
- [137] S. MOSTOVOY et E. RIPLING. « Flaw Tolerance of a Number of Commercial and Experimental Adhesives ». In : *Materials Science* (1975).
- [138] R. KHAN. *Delamination growth in composites under fatigue loading*. 2015.
- [139] D. A. JABLONSKI. « Fatigue Crack Growth in Structural Adhesives ». In : *The Journal of Adhesion* 11.2 (jan. 1980). Publisher : Taylor & Francis \_eprint : <https://doi.org/10.1080/00218468008078911>, p. 125-143.
- [140] A. WANG, M. SLOMIANA et R. BUCINELL. « Delamination crack growth in composite laminates ». In : 1985.
- [141] G. ALLEGRI et al. « A new semi-empirical model for stress ratio effect on mode II fatigue delamination growth ». en. In : *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing* 42.7 (juil. 2011), p. 733-740.
- [142] A. HARTMAN et J. SCHIJVE. « The effects of environment and load frequency on the crack propagation law for macro fatigue crack growth in aluminium alloys ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 1.4 (avr. 1970), p. 615-631.
- [143] R. JONES, W. HU et A. J. KINLOCH. « A convenient way to represent fatigue crack growth in structural adhesives ». en. In : *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 38.4 (2015). \_eprint : <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1111/ffe.12241>, p. 379-391.

- [144] R. JONES et al. « Crack growth in adhesives : Similitude and the Hartman-Schijve equation ». en. In : *Composite Structures* 273 (oct. 2021), p. 114260.
- [145] J. A. PASCOE, R. C. ALDERLIESTEN et R. BENEDICTUS. « On the physical interpretation of the R-ratio effect and the LEFM parameters used for fatigue crack growth in adhesive bonds ». en. In : *International Journal of Fatigue* 97 (avr. 2017), p. 162-176.
- [146] AVM ROCHA et al. « Paris law relations for an epoxy-based adhesive ». en. In : *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L : Journal of Materials : Design and Applications* 234.2 (fév. 2020). Publisher : SAGE Publications, p. 291-299.
- [147] Lucas ADAMOS, Panayiotis TSOKANAS et Theodoros LOUTAS. « An experimental study of the interfacial fracture behavior of Titanium/CFRP adhesive joints under mode I and mode II fatigue ». en. In : *International Journal of Fatigue* 136 (juil. 2020), p. 105586.
- [148] Lucas ADAMOS et Theodoros LOUTAS. « Challenges in the fatigue crack growth characterization of metal/composite joints : A compliance-based investigation of a Ti/CFRP joint ». en. In : *International Journal of Fatigue* 148 (juil. 2021), p. 106233.
- [149] M. USMAN et al. « The effect of temperature on fatigue crack growth in FM94 epoxy adhesive bonds investigated by means of energy dissipation ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 189 (fév. 2018), p. 98-109.
- [150] S. MALL et N. K. KOCHHAR. « Characterization of debond growth mechanism in adhesively bonded composites under mode II static and fatigue loadings ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 31.5 (jan. 1988), p. 747-758.
- [151] Maria SAVVILOTIDOU, Thomas KELLER et Anastasios P. VASSILOPOULOS. « Fatigue performance of a cold-curing structural epoxy adhesive subjected to moist environments ». en. In : *International Journal of Fatigue* 103 (oct. 2017), p. 405-414.
- [152] R. CRÉAC'HCADEC et al. « Experimental analysis of the mechanical behaviour of a thick flexible adhesive under tensile/compression-shear loads ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 48 (jan. 2014), p. 258-267.
- [153] R. CRÉAC'HCADEC et al. « A stress concentration-free bonded arcane tensile compression shear test specimen for the evaluation of adhesive mechanical response ». en. In : *International Journal of Adhesion and Adhesives* 61 (sept. 2015), p. 81-92.
- [154] John CANNY. « A Computational Approach to Edge Detection ». In : *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence* PAMI-8.6 (nov. 1986). Conference Name : IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence, p. 679-698.

- [155] M. L. BENZEGGAGH et M. KENANE. « Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus ». en. In : *Composites Science and Technology* 56.4 (jan. 1996), p. 439-449.
- [156] Noëlig DAGORN. « Caractérisation expérimentale de la rupture d'interfaces collées sous chargement dynamique multiaxial ». These de doctorat. Valenciennes, Université Polytechnique Hauts-de-France, nov. 2020.
- [157] Abraham. SAVITZKY et M. J. E. GOLAY. « Smoothing and Differentiation of Data by Simplified Least Squares Procedures. » In : *Analytical Chemistry* 36.8 (juil. 1964). Publisher : American Chemical Society, p. 1627-1639.
- [158] Lucas AMARAL et al. « The relation between the strain energy release in fatigue and quasi-static crack growth ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 145 (août 2015), p. 86-97.
- [159] David Ricardo Alvarado CARVAJAL, Ricardo Alfonso Mejía CORREA et Juan Pablo CASAS-RODRÍGUEZ. « Durability study of adhesive joints used in high-speed crafts manufactured with composite materials subjected to impact fatigue ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics* 225 (fév. 2020), p. 106393.
- [160] A. PIRONDI et G. NICOLETTO. « Fatigue crack growth in bonded DCB specimens ». en. In : *Engineering Fracture Mechanics*. Fracture and Damage Mechanics 71.4 (mar. 2004), p. 859-871.
- [161] M. J. DONOUGH et al. « Plasticity induced crack closure in adhesively bonded joints under fatigue loading ». en. In : *International Journal of Fatigue* 70 (jan. 2015), p. 440-450.
- [162] S. MALL, G. RAMAMURTHY et M. A. REZAIZDEH. « Stress ratio effect on cyclic debonding in adhesively bonded composite joints ». en. In : *Composite Structures* 8.1 (jan. 1987), p. 31-45.



## Analyse paramétrique sur l'éprouvette Scarf

### A.1 Construction et paramètres du modèle EF

Les valeurs initiales des paramètres  $L$ ,  $h_{bras}$ ,  $L_{bras}$  déterminés dans les travaux de Destouesse [55] sont fixés par la suite. Une modélisation EF en 3D de l'éprouvette Scarf à  $\delta = 45^\circ$  a été adoptée pour cette étude paramétrique. Le logiciel Abaqus <sup>TM</sup> est utilisé. Des éléments linéaires hexaédriques avec intégration complète (C3D8) ont été utilisés. Un maillage raffiné des becs et du joint de colle a été utilisé à l'issue d'une convergence au maillage, afin d'accéder au gradient de contrainte dans la largeur du joint de colle aux bords libres, ainsi que dans l'épaisseur. Le nombre d'éléments dans l'épaisseur du joint de colle est fixé à 10 à l'issue d'une étude de convergence au maillage. Un aperçu du maillage de l'éprouvette est montré dans la Figure A.1. Les propriétés mécaniques élastiques linéaires des substrats et de l'adhésif sont fournis dans le Tableau A.1. Une épaisseur de joint de colle  $e_{adh} = 0.2$  mm est utilisée.

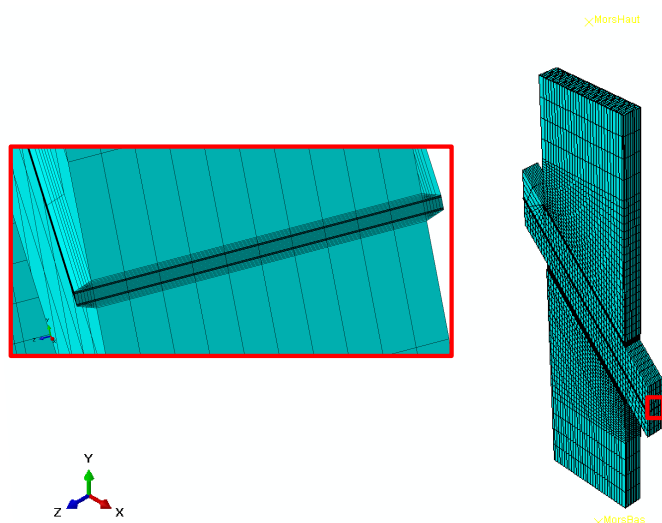
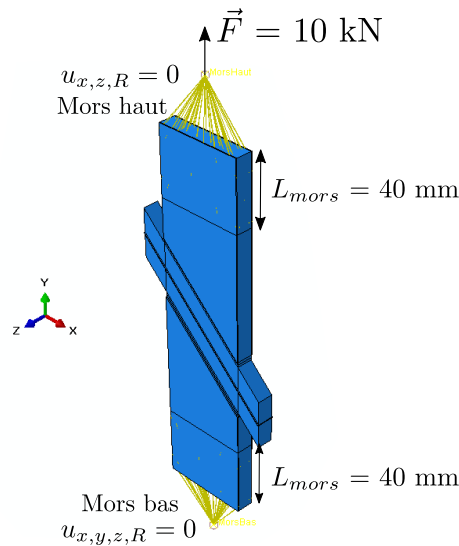


Figure A.1 : Maillage EF de l'éprouvette Scarf

	$E$ (MPa)	$\nu$
Aluminium	72000	0.32
Adhésif	1300	0.43

**Tableau A.1** : Données matériaux pour le comportement linéaire élastique [55]

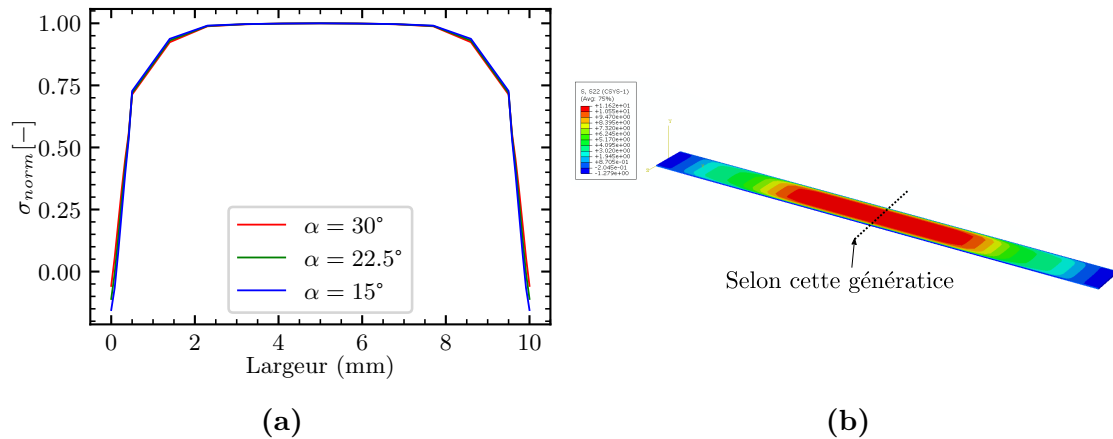
Afin de réaliser cette étude paramétrique, une simulation numérique en traction à un niveau d'effort modéré ( $F = 10$  kN) est tout d'abord effectuée. Une longueur de serrage dans les mors  $L_{mors}$  est fixée. Les parties fixées dans les mors sont liées chacune à un point de référence « Mors Haut » et « Mors bas » par le biais d'éléments de corps rigides (*i.e. kinematic coupling*), comme illustré dans la Figure A.2. Le point « Mors Bas » est encastré, tandis que le point « Mors Haut » est laissé libre seulement dans la direction de sollicitation de l'éprouvette.



**Figure A.2** : Conditions aux limites et aux frontières du modèle EF Scarf

## A.2 Géométrie des becs

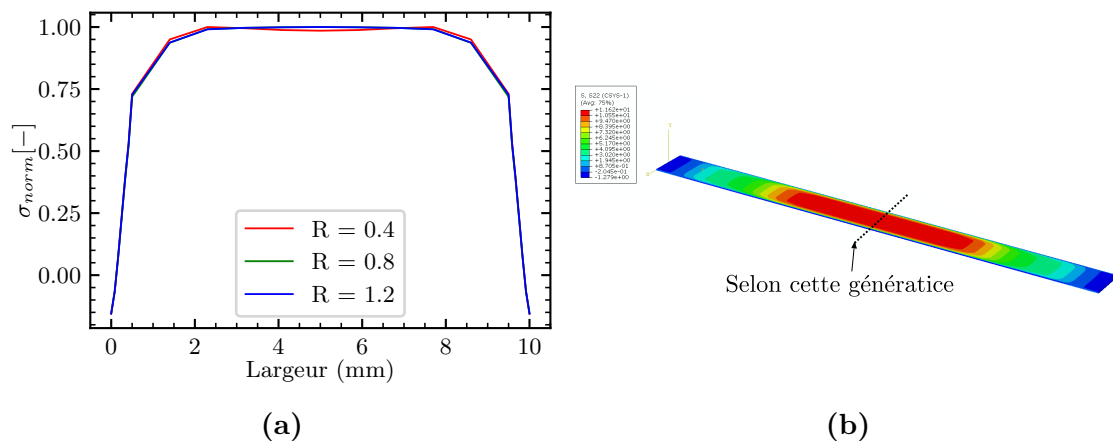
L'effet de l'angle des becs a été analysé numériquement afin de savoir quel valeur d'angle minimale pouvait être utilisée afin de minimiser les effets de bord, et faciliter leur usinage. Trois valeurs d'angles ont été utilisées comme illustré dans la Figure A.3.a, où l'évolution de la contrainte normale au joint de colle  $\sigma_{yy}$  normalisée a été représentée dans la largeur du joint de colle (Figure A.3.b), au centre du joint de colle. Une répartition plus homogène des contraintes dans le joint de colle est obtenue, avec une valeur qui tend à diminuer. Cette valeur est minimale pour une valeur d'angle égale à  $\alpha = 15^\circ$ . Cet angle ne sera pas pris comme plus faible car en-dessous, les contraintes dans les becs peuvent amener une plastification des substrats.



**Figure A.3 :** Évolution du profil de la contrainte normale au joint de colle en fonction de l'angle des becs

### A.3 Géométrie des gorges

La valeur du rapport  $R_b$  a ensuite été optimisée, de sorte d'accroître au maximum la zone de mesures des déplacements proches au joint de colle, sans induire d'effets de bord supplémentaires. l'évolution de la contrainte normale au joint de colle  $\sigma_{yy}$  normalisée est à nouveau représentée dans la largeur du joint de colle (Figure A.3), au centre du joint de colle. La valeur du rapport  $R_b$  n'a quasiment aucune influence sur le profil de contrainte étudié, et donc sur les effets de bord. La valeur du rapport est donc fixée pour la suite à  $R_b = 1.2$  qui correspond au maximum évalué.



**Figure A.4 :** Évolution du profil de la contrainte normale au joint de colle en fonction du ratio R

Une brève étude en flambement est venue compléter cette étude afin de s'assurer de la tenue de l'éprouvette sous des chargements de compression, en vue de la réalisation d'essais en fatigue purement alternée.



## Reconstitution d'un cycle de chargement à 5Hz

---

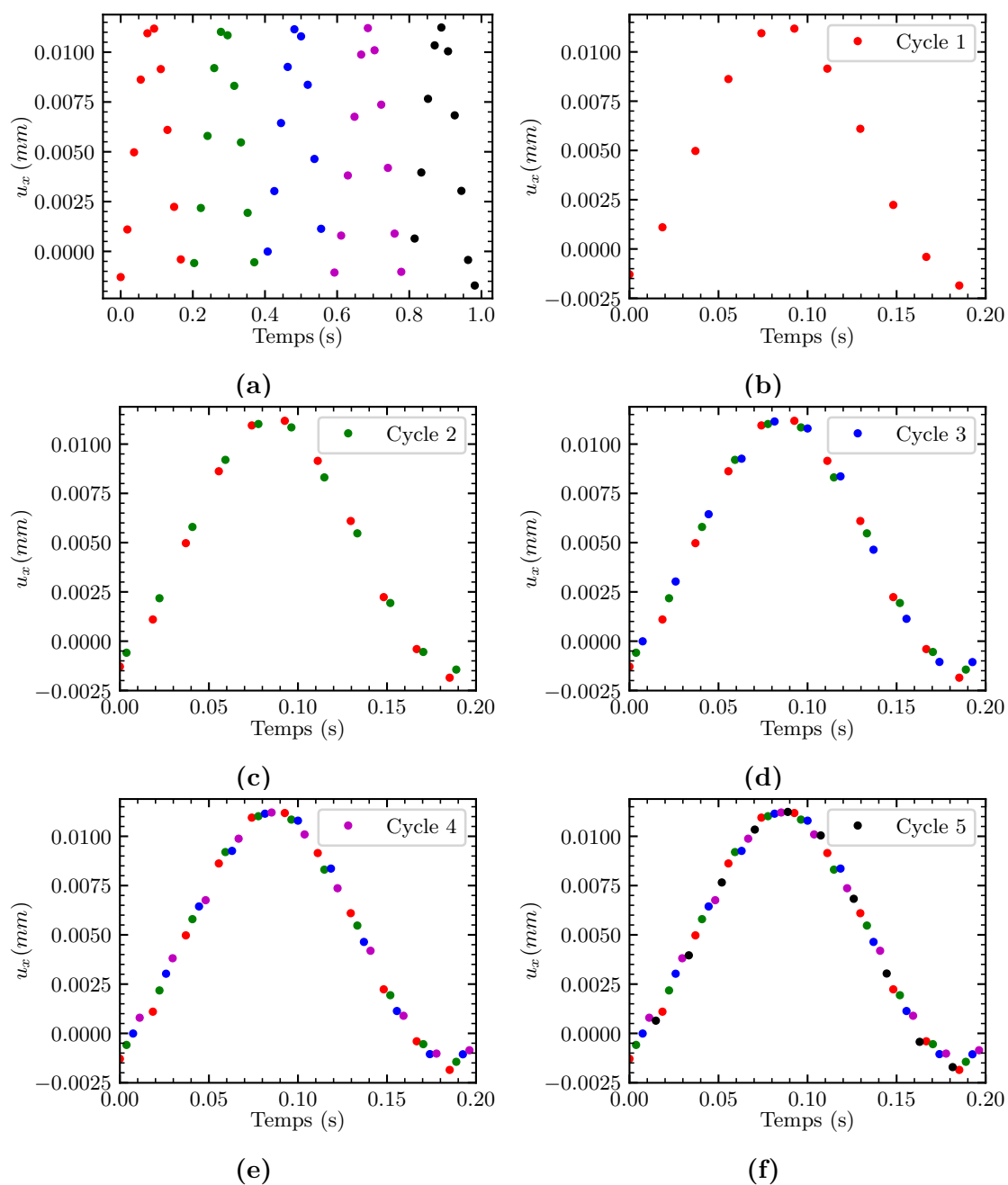
La fréquence d'acquisition  $f_{acq}$  a été désynchronisée de la fréquence de sollicitation  $f_s$  afin de reconstruire un cycle. Il existe donc deux paramètres  $a$  et  $b$  tels que l'on puisse déterminer afin d'établir une relation entre ces deux fréquences :

$$f_{acq} = af_s + b, b \neq 0 \quad (\text{B.1})$$

À partir de cette relation, il est possible de reconstruire une acquisition sur une fréquence équivalente à celle de la sollicitation. Le principe de la reconstruction de cycles à 5 Hz est constitué de plusieurs étapes :

- pour les mesures effectuées à  $f_s = 5$  Hz, la fréquence d'acquisition est fixée à  $f_{acq} = 57$  Hz. La relation précédente donne alors  $f_{acq} = 11f_s + 2$ , avec  $b = 2$ ,  $f_{acq}$  est désynchronisée de  $f_s$ , et 11 points de mesure peuvent être acquis sur un cycle ;
- une acquisition d'une seconde est réalisée pour  $f_s = 5$  Hz, cela correspond donc à 5 cycles acquis. (Figure B.1.a) ;
- sous l'hypothèse qu'aucune modification du comportement mécanique n'est observée sur une seconde (ce qui est cohérent au regard des observations précédentes), l'ensemble des cycle est superposé (Figure B.1.b à f), afin de reconstruire un cycle de chargement complet à 5 Hz (Figure B.1.f).





**Figure B.1 :** Exemple de reconstitution d'un cycle de chargement à 5 Hz par superposition de cycles

## ANNEXE B. RECONSTITUTION D'UN CYCLE DE CHARGEMENT À 5HZ

En se basant sur ce principe de reconstruction des cycles par désynchronisation des fréquences, il est possible de tracer et de suivre l'évolution des hystérèses de chargement au cours du temps pour l'ensemble des essais à  $R = -1$  et 5 Hz.

Annexe

C

## Localisation de la contrainte maximale dans l'adhésif et stabilisation du comportement

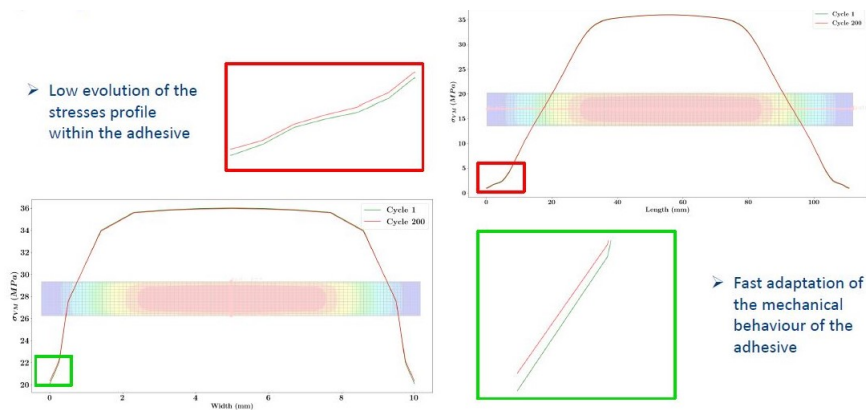


Figure C.1 : Stabilisation du comportement de l'adhésif sur 200 cycles et profils de contraintes (Adhesive Bonding 2021)

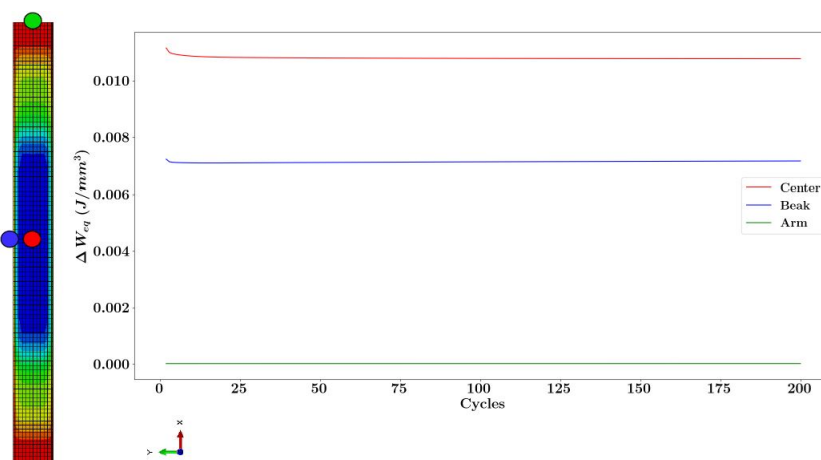


Figure C.2 : Localisation de la contrainte et de la dissipation maximale dans le joint de colle sous chargements cycliques (Adhesive Bonding 2021)

Annexe

D

## Données supplémentaires en fissuration sous chargement monotone et cyclique

---

### D.1 Données sous chargement monotone

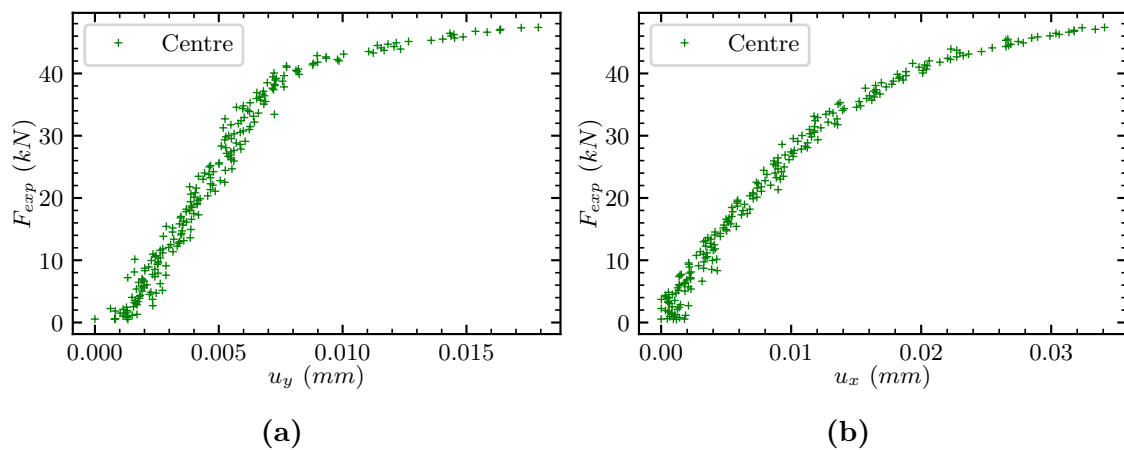


Figure D.1 : Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan 22.5°

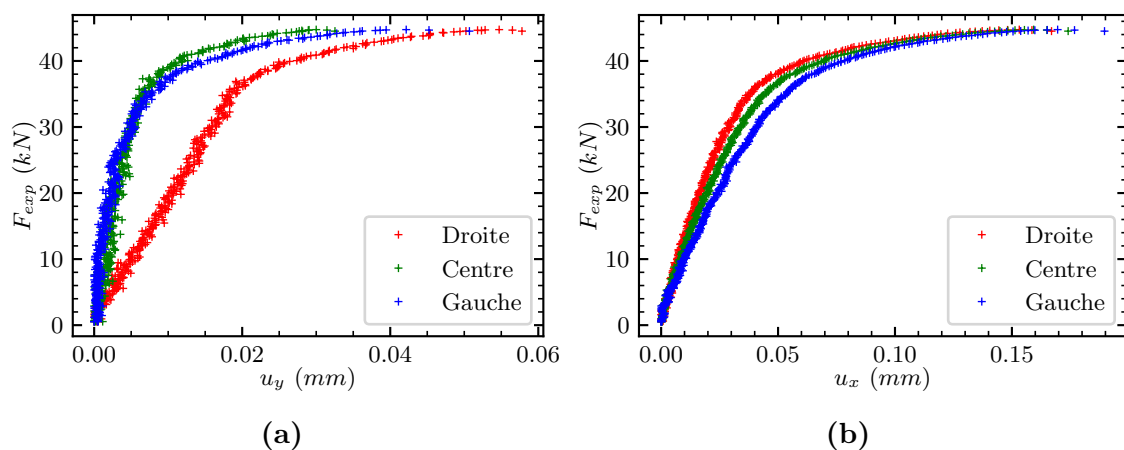


Figure D.2 : Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan 67.5°

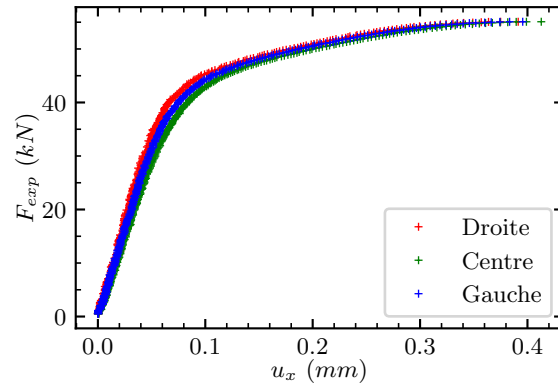


Figure D.3 : Courbes force-déplacement au centre et aux extrémités de l'éprouvette : essai Arcan 112.5°

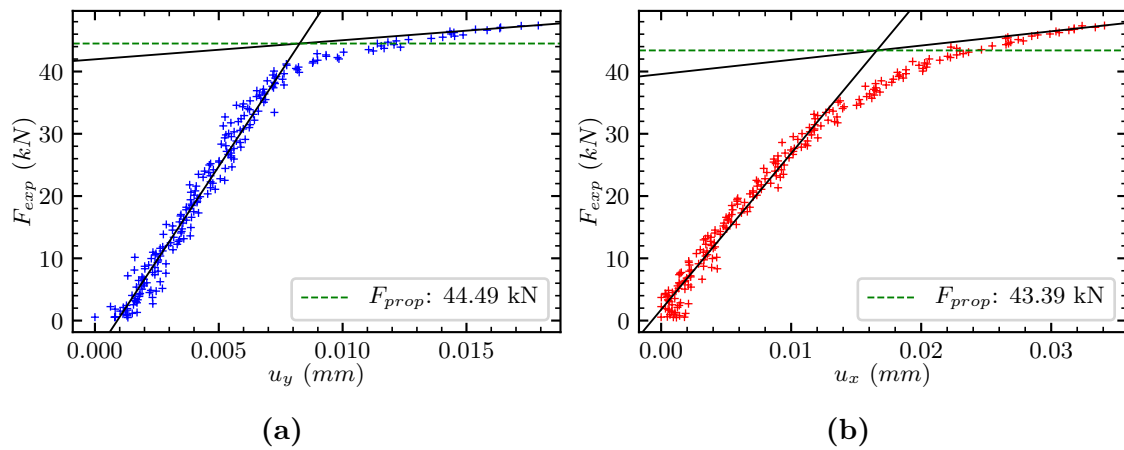


Figure D.4 : Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan 22.5° : composante normale (a) et composante tangentielle (b)

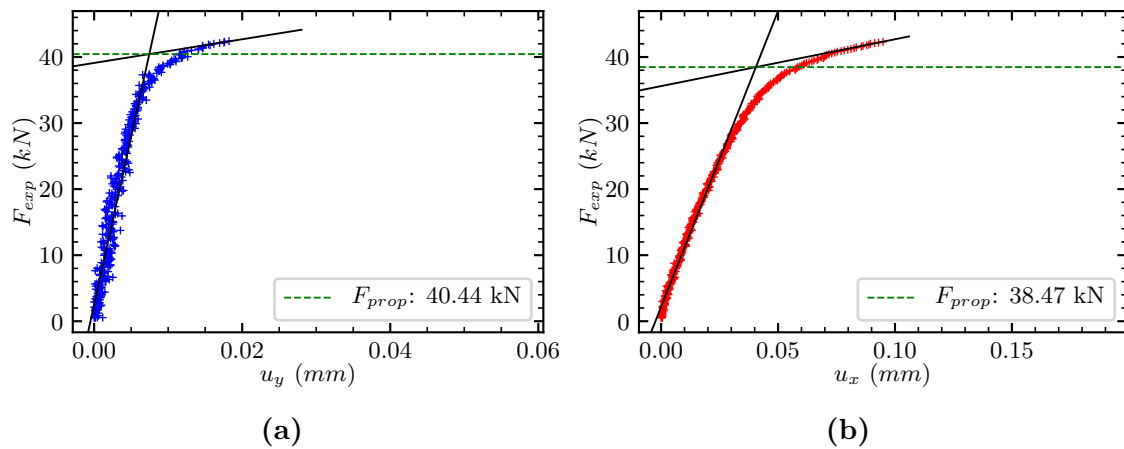


Figure D.5 : Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan 67.5° : composante normale (a) et composante tangentielle (b)

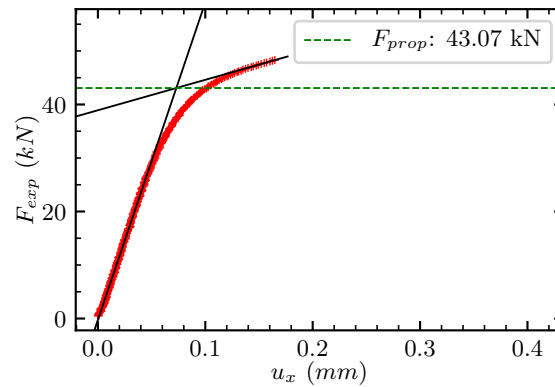


Figure D.6 : Méthodes des deux tangentes pour un essai Arcan 112.5°

## D.2 Données sous chargement de fatigue

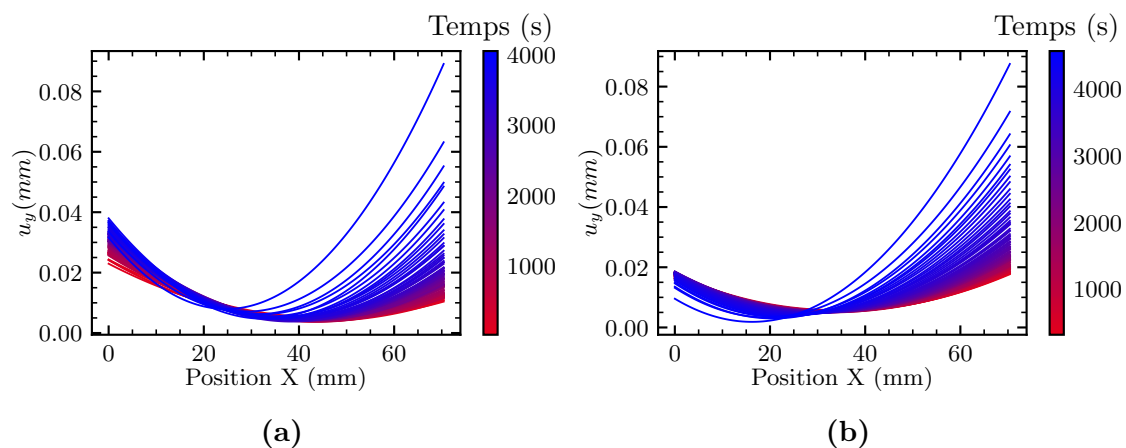
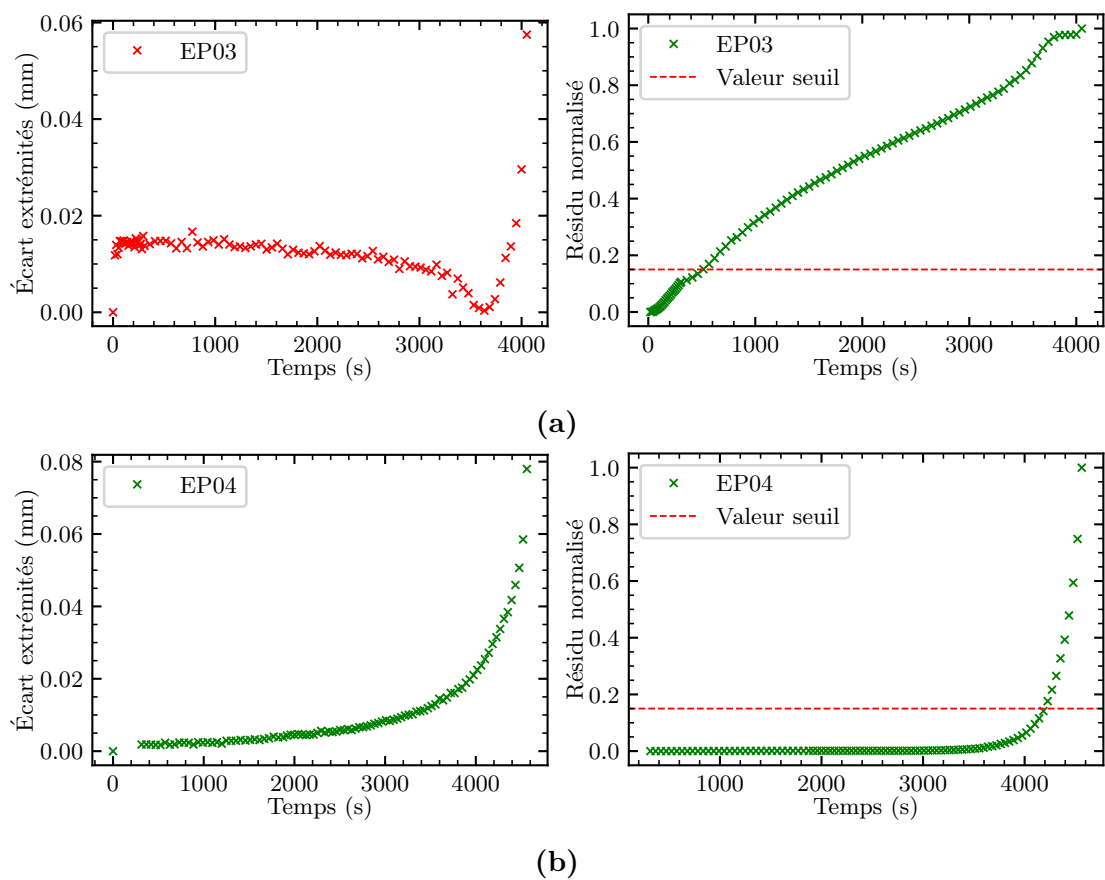
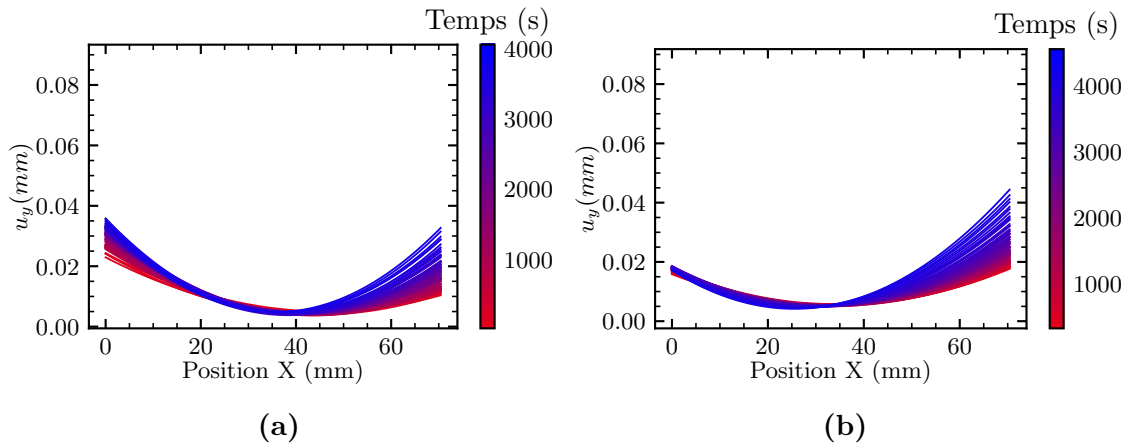


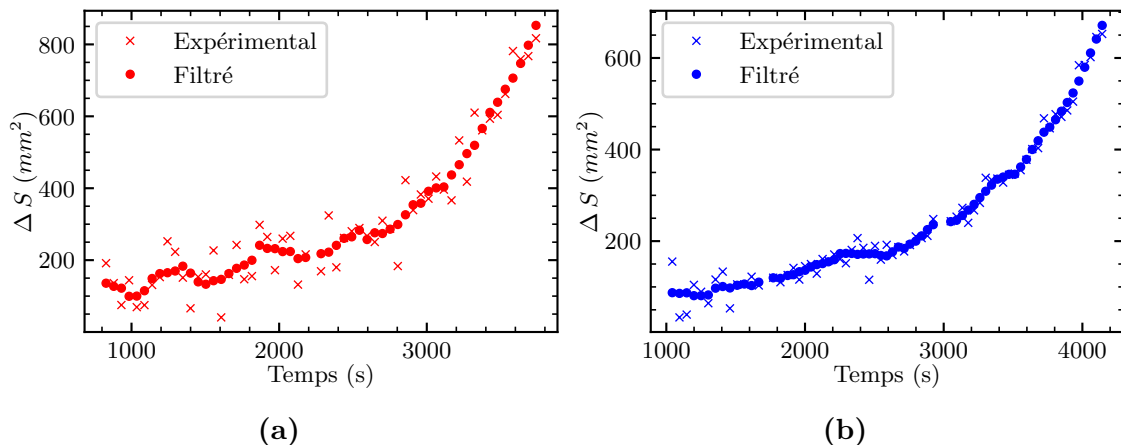
Figure D.7 : Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue sur la composante normale - Essais Arcan 0° : EP03 (a) et EP04 (b)



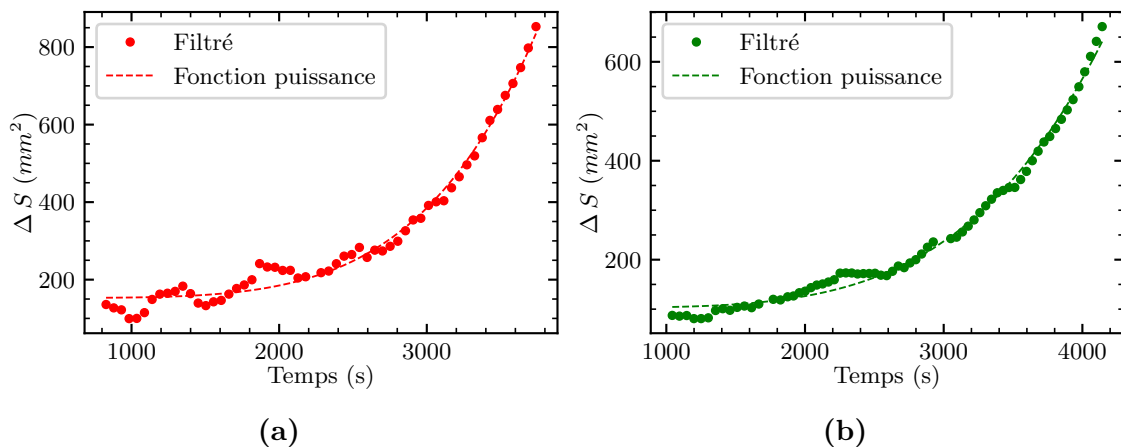
**Figure D.8 :** Évaluation de la perte de symétrie sur les champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle et calcul des résidus associés des essais Arcan 0° : EP03 (a) et EP04 (b)



**Figure D.9** : Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue sur la composante normale corrigées - Essais Arcan  $0^\circ$  : EP03 (a) et EP04 (b)

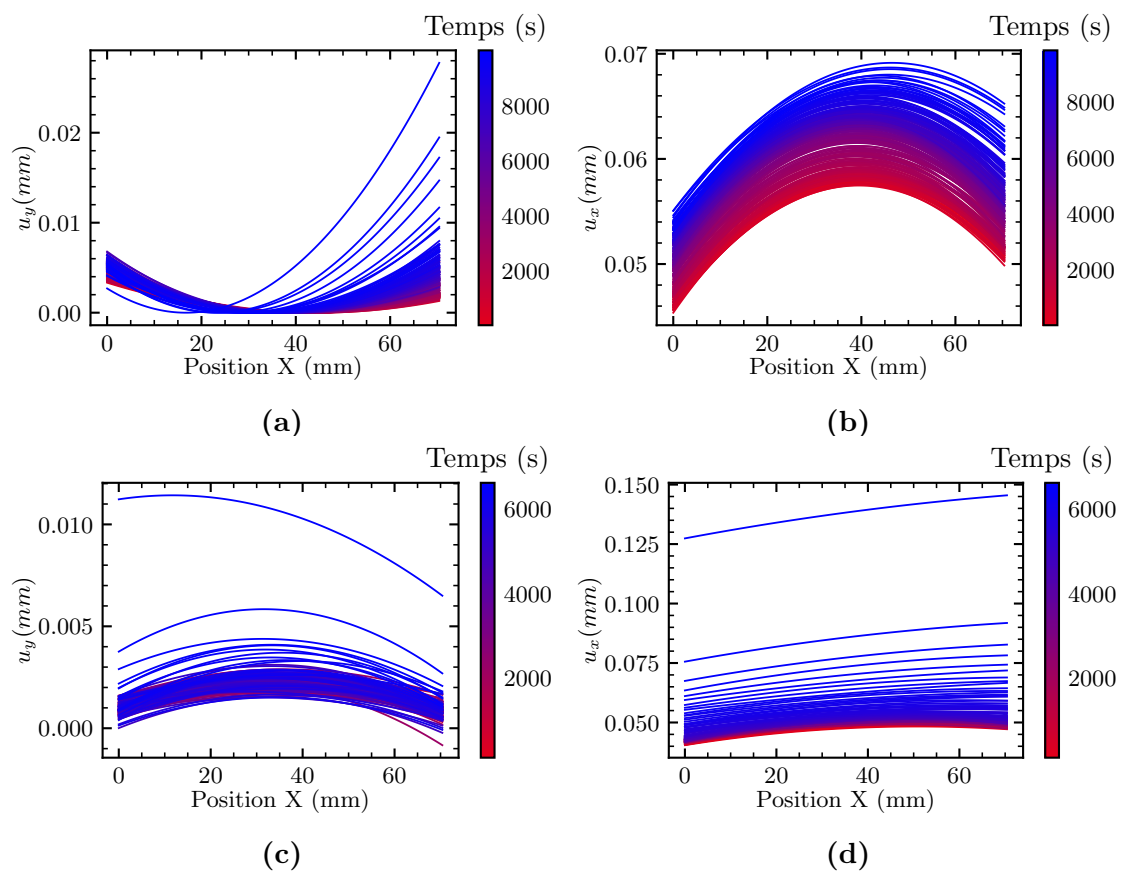


**Figure D.10** : Filtrage de Savitzky-Golay sur le deuxième régime de  $\Delta S$  des essais Arcan  $0^\circ$  : EP03 (a) et EP04 (b)



**Figure D.11** : Fit d'une fonction puissance sur le deuxième régime de  $\Delta S$  des essais Arcan  $0^\circ$  : EP03 (a) et EP04 (b)





**Figure D.12 :** Évolution champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue pour des essais Arcan 90° : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) pour EP20 (a-b) et EP38 (c-d)

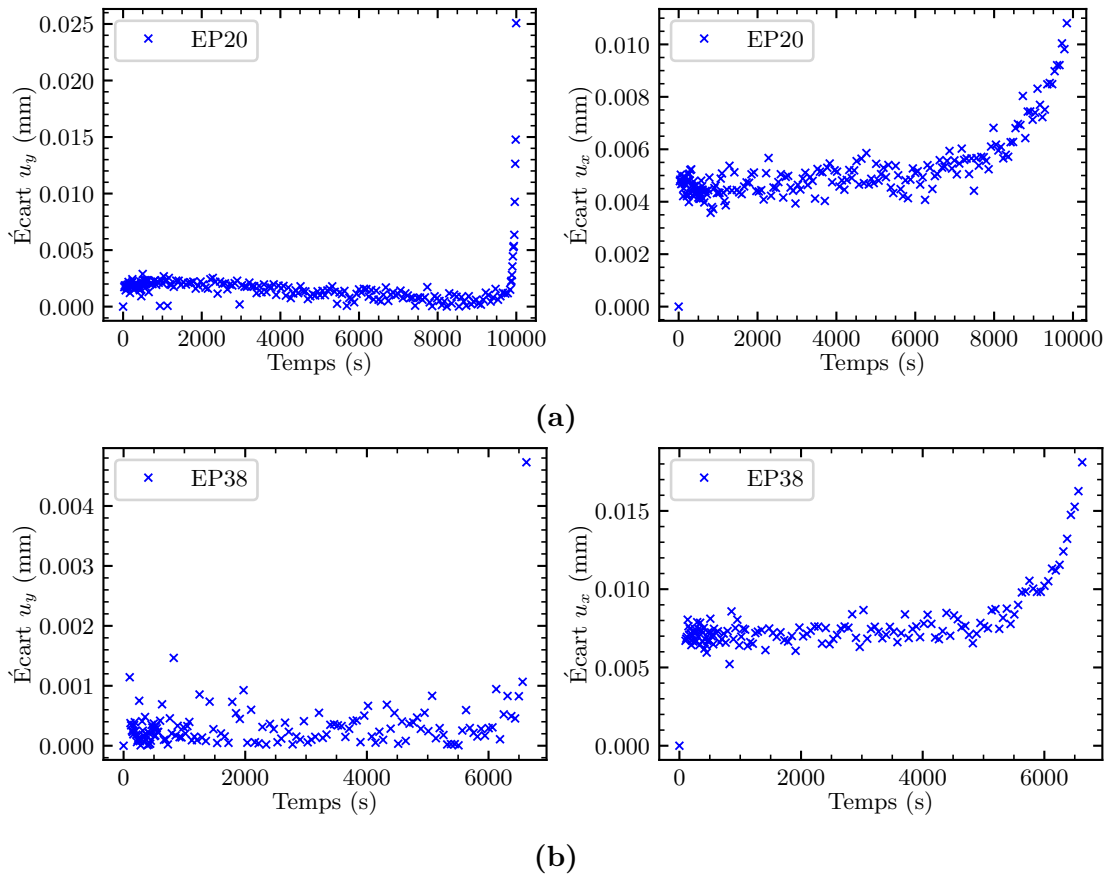


Figure D.13 : Évaluation de la perte de symétrie sur les champs de déplacements relatifs proche du joint de colle des essais Arcan 90° : EP20 (b) et EP38 (c)

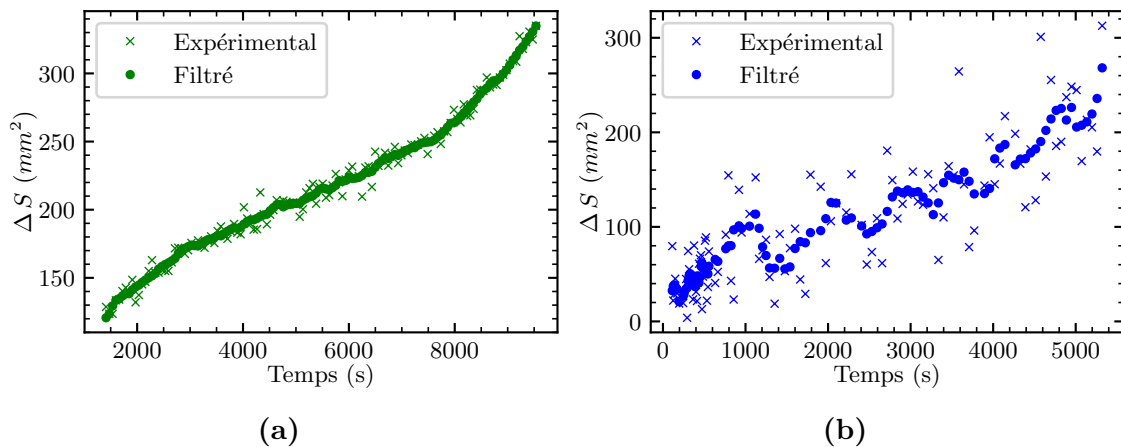
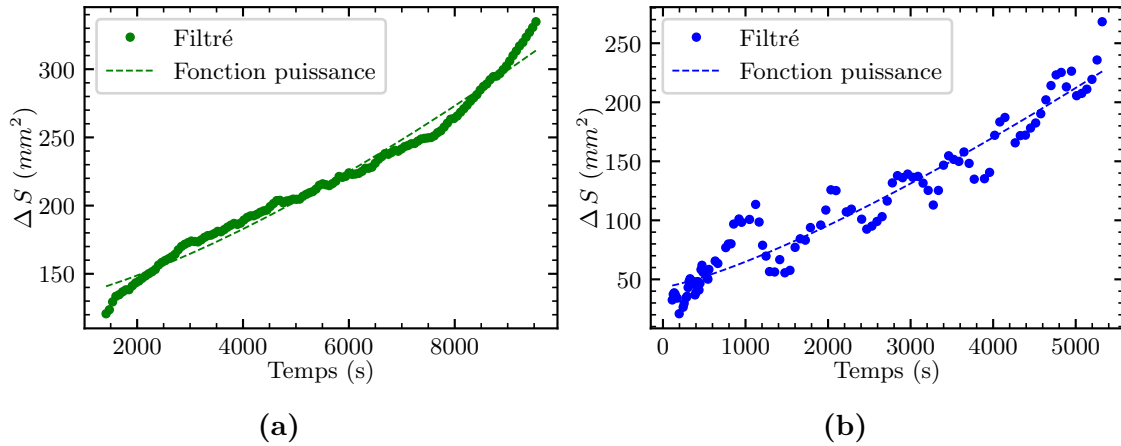
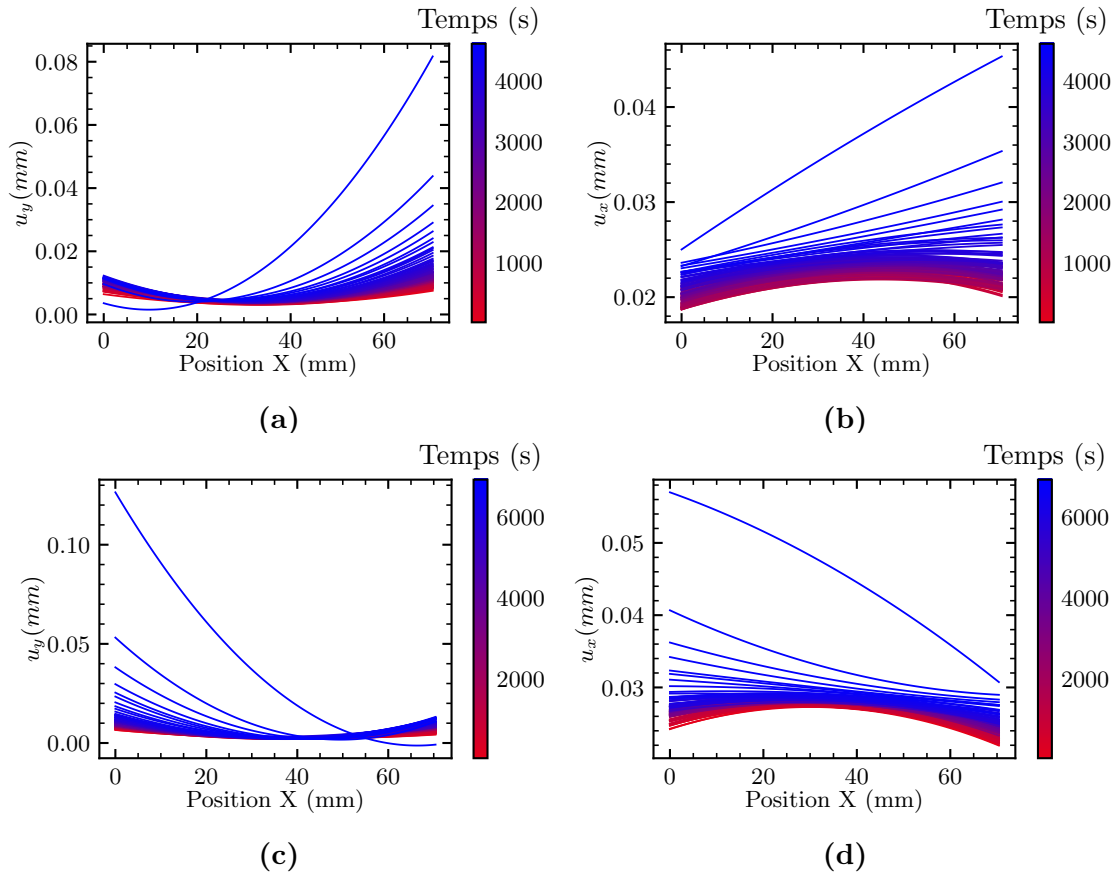


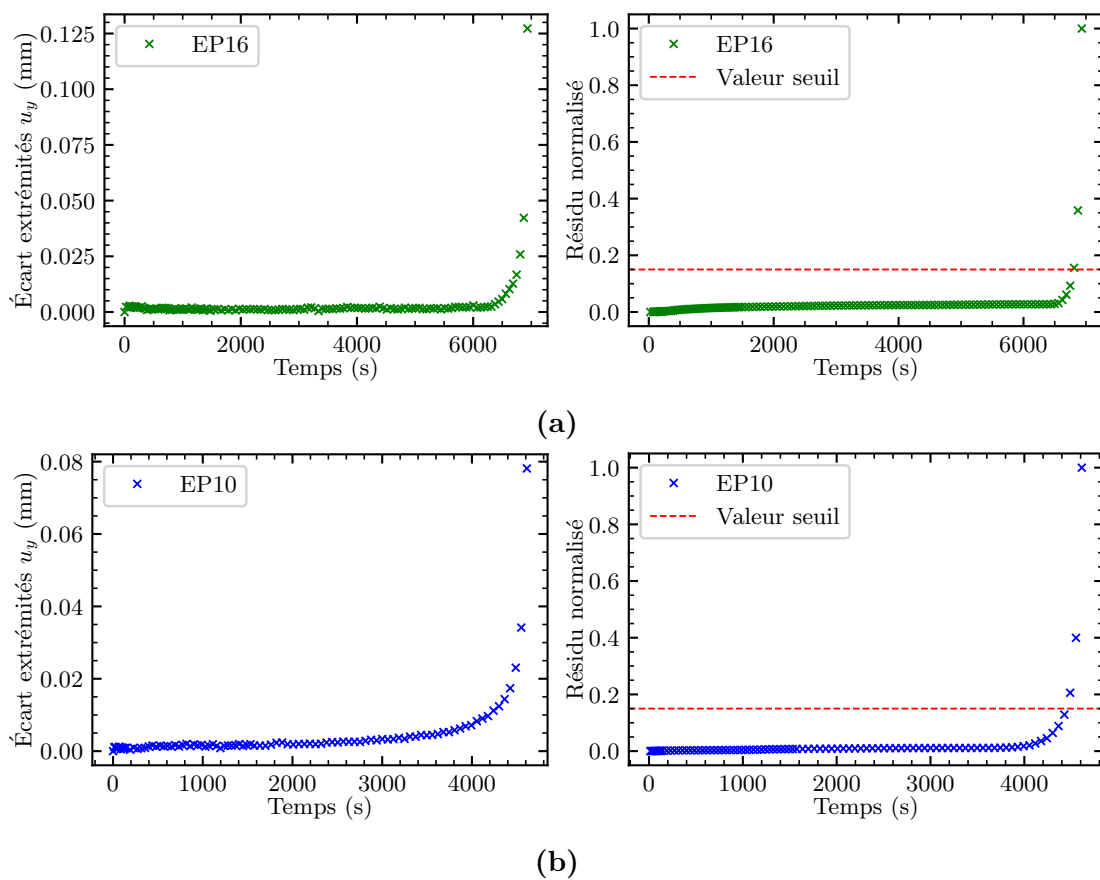
Figure D.14 : Filtrage de Savitzky-Golay sur le deuxième régime de  $\Delta S$  des essais Arcan 90° : EP20 (a) et EP38 (b)



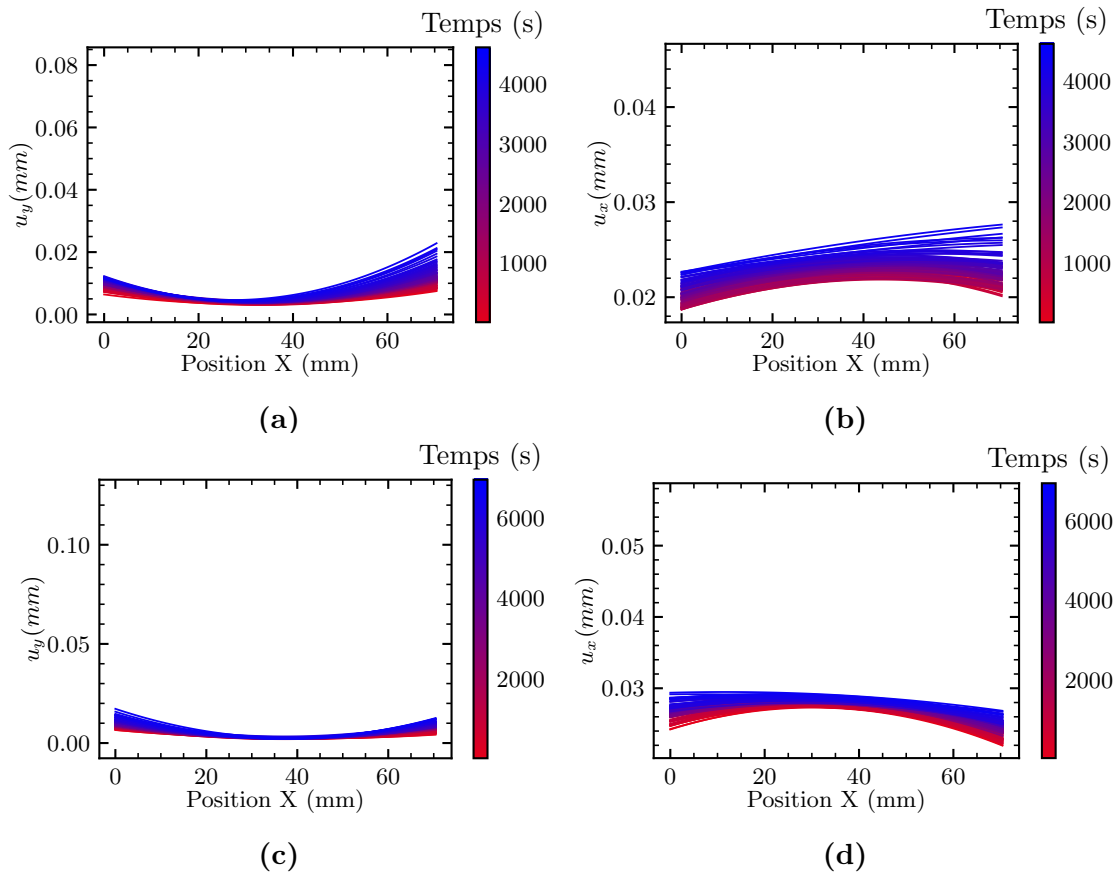
**Figure D.15** : Fit d'une fonction puissance sur le deuxième régime de  $\Delta S$  des essais Arcan  $90^\circ$  : EP20 (a) et EP38 (b)



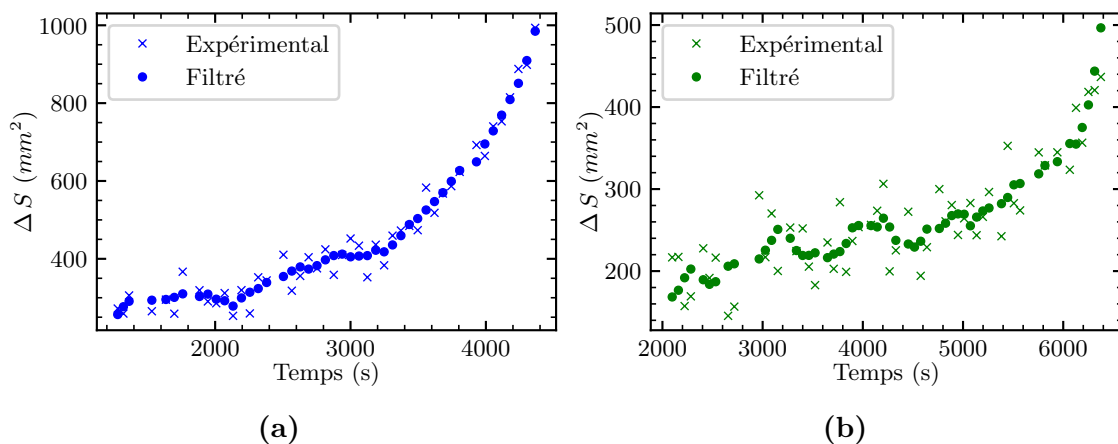
**Figure D.16** : Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue pour des essais Arcan  $45^\circ$  : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) pour EP10 (a) et EP16(b)



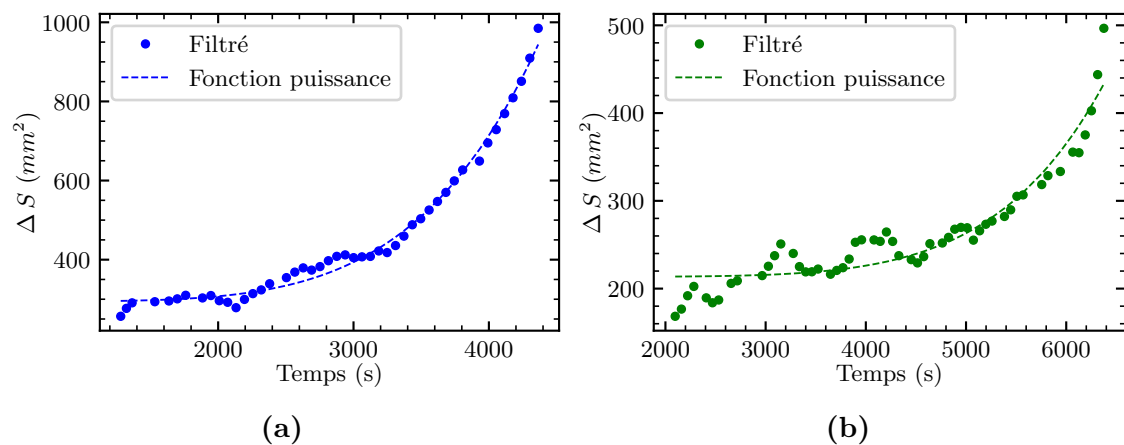
**Figure D.17 :** Évaluation de la perte de symétrie sur les champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle et calcul des résidus associés des essais Arcan 45° : EP10 (a) et EP16 (b)



**Figure D.18 :** Évolution des champs de déplacements relatifs des substrats proche du joint de colle en fatigue corrigées pour des essais Arcan  $45^\circ$  : composante normale (gauche) et composante tangentielle (droite) - EP10 (a) et EP 16(b)



**Figure D.19 :** Filtrage de Savitzky-Golay sur le deuxième régime de  $\Delta S$  des essais Arcan  $45^\circ$  : EP10 (a) et EP16 (b)



(a) (b)  
**Figure D.20** : Fit d'une fonction puissance sur le deuxième régime de  $\Delta S$  des essais Arcan  $45^\circ$  : EP10 (a) et EP16 (b)

*ANNEXE D. DONNÉES SUPPLÉMENTAIRES EN FISSURATION SOUS  
CHARGEMENT MONOTONE ET CYCLIQUE*

---