Nouvelle méthode d'évaluation de la santé d'un composite fondée sur l'interaction des modes de flexion et de torsion.

Olivier Ponte Felgueiras

▶ **To cite this version:**

Olivier Ponte Felgueiras. Nouvelle méthode d'évaluation de la santé d'un composite fondée sur l'interaction des modes de flexion et de torsion.. Matériaux. Université Paris sciences et lettres, 2020. Français. NNT : 2020UPSLM055 . tel-03166756

HAL Id: tel-03166756
https://pastel.hal.science/tel-03166756

Submitted on 11 Mar 2021

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.

PSL UNIVERSITÉ PARIS

THÈSE DE DOCTORAT
DE L'UNIVERSITÉ PSL

Préparée à MINES ParisTech

Nouvelle méthode d'évaluation de la santé d'un composite fondée sur l'interaction des modes de flexion et de torsion

Soutenue par
Olivier
PONTE FELGUEIRAS

Le 29 juin 2020

Ecole Doctorale ISMME 621
Ingénierie des Systèmes, Matériaux, Mécanique, Energétique

Spécialité
Sciences et génie des matériaux

Composition du jury :

Monssef DRISSI-HABTI Directeur de recherche HDR, IFSTTAR	*Rapporteur*
Nathalie GODIN Maitre de conférence HDR, INSA Lyon	*Rapportrice*
Yvon CHEVALIER Professeur émérite, SUPMECA ISMEP Paris 3	*Président*
Benoit DELATTRE Dr. Eng., Groupe PSA	*Examinateur*
Martine MONIN Dr. Eng., SAFRAN	*Examinatrice*
Jacques RENARD Directeur de recherche HDR, Mines ParisTech	*Directeur de thèse*

MINES ParisTech | PSL

REMERCIEMENTS

Ainsi s'achève cette formidable aventure ! En effet, ce manuscrit marque l'aboutissement de 7 années de thèse passées au Centre des Matériaux, pendant lesquelles mes impératifs professionnels se sont conjugués à mes travaux de recherche, ce qui n'a pas toujours été facile, mais … quelle source d'apprentissage, quelle joie et quel honneur d'avoir pu croiser la route de certains d'entre vous, profondément ancrés dans la science et dans la transmission du savoir. Et s'il est vrai que cette formule de doctorat exécutif permet d'engager plus sereinement ces travaux, il n'en est pas moins, qu'au regard de notre vécu professionnel, l'échec est plus difficilement acceptable. En effet, les difficultés rencontrées et les défis auxquels il nous faut répondre font de cet exercice une véritable aventure avec ses moments de doute, de déception et d'euphorie … Je me rends compte à présent, ô combien j'étais bien loin de m'imaginer à quel point cette expérience allait transformer ma réflexion, et surtout me permettre de « grandir » !

Je tiens sincèrement à remercier l'ensemble des membres du jury pour l'intérêt et les remarques qu'ils ont pu émettre à propos de mes travaux lors de ma soutenance et en dehors. Pour avoir accepté de rapporter mes travaux, je remercie particulièrement Nathalie GODIN et Monssef DRISSI-HABTI. Je remercie naturellement Yvon CHEVALIER d'avoir présidé ma soutenance, Martine MONIN et Benoit DELATTRE pour l'expertise minutieuse de ce manuscrit.

Je souhaite adresser un franc remerciement à Jacques RENARD pour avoir dirigé et encadré ces travaux de thèse, pour la confiance qu'il m'a octroyée dès les premiers jours, et pour la totale liberté d'action et de pensée dont il m'a permis de jouir tout au long de ces années de thèse. Merci encore et « bonne retraite Monsieur RENARD ! ».

Je tiens également à exprimer toute ma gratitude et ma reconnaissance à Yves FAVRY (malheureusement disparu) pour sa gentillesse, sa disponibilité et ses conseils avisés et Jean-Christophe TEISSEDRE pour son génie, son implication, et surtout … notre complicité !

Mais que vaudraient ces remerciements sans citer ceux sans qui ce projet n'aurait pas pu voir le jour, je pense bien sûr à Patrick HENRAT et plus particulièrement à Martine MONIN. Par sa confiance, sa gentillesse, son investissement, et ses remarques avisées, elle m'a permis de me dépasser en tant que doctorant mais également en tant qu'homme, en exigeant toujours davantage ! Et comment pourrais-je oublier ma collègue, pour ne pas dire mon binôme professionnel depuis plus de 15 ans, Peggy LALOUE, avec qui je partage et cultive « LE » goût de l'expérimentation. Elle a su calmer l'exaltation des jours de « joie », et m'offrir un regain d'optimisme lorsque le pessimisme l'emportait. Enfin, je mets un point d'honneur à remercier Benoit DELATTRE, pour son implication, sa gentillesse,

sa bienveillance, … sa grande culture et sa pédagogie hors pair ! Il a su me sensibiliser à un domaine qui n'était pas le mien, et me faire découvrir son approche scientifique.
Cette formidable aventure humaine m'a également permis de rencontrer de « sacrés » personnages, et de nouer, au-delà de l'aspect professionnel, de véritables liens d'amitiés ! Je pense par exemple à Gérard, Jean-Christophe, Stéphanie, Cédric, Patrice, Grégory, Kévin, Antoine, Bastien, ainsi qu'à Benjamin, Jean-Paul et Bastien. Et je pense également à un petit groupuscule de « jeunes docteurs » que j'ai eu l'immense plaisir de côtoyer (de manière sporadique étant donné mon âge avancé), et dont Fabien, Pierre-Alexis et François font partie. Pour sûr, le travail de thésard n'est pas une épopée solitaire, mais bel et bien un travail de groupe !

Enfin, je ne peux clore cette page sans adresser toute ma gratitude à ma famille, et plus particulièrement à ma mère, qui m'a insufflé ce goût de l'effort, ainsi qu'à ma femme pour m'avoir écouté et surtout épaulé tout au long de ces années !

Table des matières

Table des illustrations **9**

Table des tableaux **18**

Introduction générale **20**

1 Chapitre 1 24

1.1 Convergence industrielle 24

1.1.1 Contraintes et enjeux industriels (END voire SHM) 24

1.1.2 Cinématique des dégradations dans un composite stratifié 27

1.1.3 Définition du Cahier Des Charges (industriel) 30

1.2 Etat de l'art des méthodes industrielles pour le CND/END 31

1.2.1 Investigation à cœur 32

1.2.2 Investigation en surface 42

1.3 Démarche proposée 53

1.3.1 Choix d'une technique de sollicitation appropriée 55

1.3.2 Eprouvettes calibrées en dégradations 56

1.4 Caractérisation matériau du pré-imprégné UD MTM-575 CYTEC© 57

1.4.1 Essais de traction monotone 58

1.4.2 Pendules sympathiques 60

1.4.3 Conclusion 62

2 Chapitre 2 65

2.1 Sur les pas d'une dégradation maîtrisée 65

2.2 Protocole expérimental 66

2.2.1 Appropriations des paramètres modaux initiaux : 67
2.2.2 Génération des dégradations : 72
2.2.3 Méthodes d'identification des dégradations 74
2.2.4 Caractérisation de l'endommagement : 78
2.3 Facteurs influents liés aux contraintes industrielles 79
2.3.1 Prise en compte de la variabilité des propriétés mécaniques des éprouvettes (f_R, masse, géométrie) 79
2.3.2 Conditions aux limites liées à l'encastrement des structures sur véhicule 83
2.3.3 Optimisation du nombre de degré de liberté (global – réduit – ponctuel) 87
2.4 Diagnosticabilité de l'état de santé : 89
2.4.1 Appariements naturels à fort couplage de modes 92
2.4.2 Vers un critère de santé simplifié 94
2.4.3 Conclusion 96
3 Chapitre 3 : 98
3.1 Sensibilité du critère de santé à l'apparition et à la propagation des fissures intralaminaires : $[0_3,90_3]_S$ 99
3.1.1 Evolution de la rigidité de l'éprouvette et de la densité de fissuration : 99
3.1.2 Suivi des dégradations : 102
3.1.3 Caractérisation de l'endommagement : 104
3.2 Cas d'un composite soumis à de multiples dégradations : [02,+45,-45,902]S 108
3.2.1 Prise en compte du délaminage 108
3.2.2 Elaboration du critère de santé 113
3.2.3 Identification d'un seuil de décision : 118
3.3 De la détection à la localisation 120
3.3.1 Par l'évolution des déformées modales 121
3.3.2 Par vibrothermographie associée au mode de Lamb A0 121
3.3.3 Conclusion 126
4 Chapitre 4 : 128
4.1 Introduction 128
4.1.1 Démarche de la validation numérique 129
4.2 Modélisation des éprouvettes numériques saines et des dégradations associées 130
4.2.1 Préambule à l'élaboration des modèles d'éprouvette numérique saine 130
4.2.2 Modèle homogénéisé : 137

4.2.3 Modèle raffiné d'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ dédié à l'insertion de fissures transversales .. 139

4.2.4 Modèle raffiné d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$ dédié à l'insertion de fissures intralaminaires et interlaminaires : 142

4.2.5 Modélisation des dégradations associées aux fissurations intralaminaire et interlaminaire 146

4.3 Etude paramétrique 155

4.3.1 Caractérisation de la variabilité de l'intervalle interfissure : 156

4.3.2 Caractérisation du décalage synchrone des fissures avec intervalle inter-fissures fixe 158

4.3.3 Dépendance du Critère de Santé (CS) à la localisation d'une fissure en fonction de la longueur d'onde du mode observé 159

4.3.4 Etude de la répartition aléatoire des fissures 164

4.3.5 Prise en compte de l'encastrement : choix des conditions aux limites 165

4.4 Impact de la fissuration intralaminaire sur éprouvette $[0_3,90_3]_S$ 169

4.4.1 Comparaison des critères de santé numériques et expérimentaux 170

4.4.2 Limite de validité du modèle « à insertion de fissures transversales » dans les éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ 173

4.5 Etude de l'impact de multiples dégradations sur éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$ 174

4.5.1 Caractérisation des fissures transversales 175

4.5.2 Caractérisation du délaminage (90,-45) en bord d'éprouvette 176

4.5.3 Caractérisation des fissures intralaminaires dans les plis orientés à -45° 178

4.5.4 Caractérisation du délaminage (-45,45) 180

4.5.5 Pertinence du critère de santé à la détection de multiples dégradations 182

4.5.6 Conclusion 183

Conclusion générale et perspectives **185**

ANNEXES **190**

Bibliographie **199**

Table des illustrations

Figure 1.1 – Eléments de liaison au sol. 26
Figure 1.2 – Mécanismes de rupture élémentaires liés à la rupture transversale de la matrice (a), à la rupture longitudinale de la matrice (b), à la décohésion fibre-matrice (c) et à la rupture des fibres (d) dans un UD[2]..... 27
Figure 1.3 – Initiation des mécanismes de rupture élémentaires : décohésion fibre-matrice et rupture matricielle..... 28
Figure 1.4 – Coalescence des mécanismes de rupture microscopiques liés à la décohésion « fibre/matrice » et à la rupture matricielle (a), puis propagation de la rupture à l'échelle mésoscopique : fissuration intralaminaire (b). 28
Figure 1.5 – Illustration des mécanismes de rupture macroscopique associés au délaminage entre les interfaces 90°/-45° (a), puis à la fissuration interlaminaire et au délaminage entre les interfaces -45°/+45° (b). 29
Figure 1.6 – Illustration des mécanismes de rupture associés au délaminage en Mode I (a), Mode II (b) et Mode III (c)..... 29
Figure 1.7 – Illustration du principe de détection d'un défaut dans un matériau sain (a) – présentant un défaut à une profondeur « d » (b) [3]. 33
Figure 1.8 – Illustration du principe de détection en réflexion [3]. 33
Figure 1.9 – Illustration des méthodes de contrôle A-scan / B-scan / C-scan et D-scan [6]. 34
Figure 1.10 – Illustration de quelques descripteurs. 35
Figure 1.11 – Illustration des capteurs de 1ère, 2ème et 3ème génération [11]. 36
Figure 1.12 – Principe de fonctionnement de l'acquisition des données [13]. 37
Figure 1.13 – Illustration des constituants d'une fibre optique [22]. 38
Figure 1.14 – Illustration du principe de mesure par fibre optique à réseau de Bragg [23]. 38
Figure 1.15 – Illustration de l'évolution spectrale d'un FBG uniforme en fonction du chargement appliqué et des dégradations. 39
Figure 1.16 – Identification de la longueur d'onde de Bragg..... 39
Figure 1.17 – Illustration de la situation de mesure par thermographie [24]. 41
Figure 1.18 – Illustration du processus de mesure de champ de déplacement par stéréocorrélation d'images. 43
Figure 1.19 – Visualisation des zones à fort gradient de contraintes [36]. 45

Figure 1.20 – Illustration du contrôle par photoélasticimétrie en réflexion (a), à l'aide d'un polariscope circulaire (principe de fonctionnement) (b) [38]. 46
Figure 1.21 – Illustration du schéma d'observation (a) et de l'image d'une figure de Speckle (b) [42]. 47
Figure 1.22 – Schéma de principe [42]. 47
Figure 1.23 – Illustration d'une mesure de dérivée spatiale des déplacements hors plan par shearographie, dont la carte de phase (c) est obtenue en soustrayant l'état déformé (b) à l'état de référence (a) [43]. 48
Figure 1.27 – Illustration de la problématique : Structure instrumentée (a) – Maillage expérimental dense associé (b). 49
Figure 1.28 – Illustration du phénomène. 50
Figure 1.29 – Illustration d'une FRF associée à un réceptance, une mobilité ou une inertance. 50
Figure 1.30 – L'axe 1 est orienté selon la direction des fibres de l'UD, l'axe 2 suivant la direction transversale et l'axe 3 selon l'épaisseur de la plaque. 57
Figure 1.31 – L'axe X correspond à la direction de traction de l'éprouvette. De ce fait, le repère matériel (1, 2, 3) s'aligne sur le repère (X, Y, Z) dans le cas d'une éprouvette UD orientée à 0°. 58
Figure 1.32 – Illustration du banc de caractérisation Matériau (INSTRON). 59
Figure 1.33 – Courbes de réponse macroscopique dans le repère (X, Y, Z) de l'éprouvette. Les renforts sont alignés suivant l'axe X (a), l'axe Y (b) et à 45° de l'axe X de l'éprouvette. 59
Figure 1.34 – Montage illustrant les « pendules sympathiques » [67]. 61
Figure 2.1 – Illustration du protocole expérimental en configuration « encastré – encastré ». 67
Figure 2.2 – Illustration de la liaison série « ressort – élastique ». Partie haute (a) – Partie basse (b). 68
Figure 2.3 – Eprouvette instrumentée à l'aide de 3 bandes de scotch light (réfléchissantes), présentant chacune 25 graduations équidistantes. Ces repères sont au nombre de 75 et constituent les nœuds de notre maillage expérimental. 68
Figure 2.4 – Illustration du banc de caractérisation vibratoire. 69
Figure 2.5 – Illustration de la SUM FRF représentant la moyenne des 225 FRF mesurées. 69
Figure 2.6 – Illustration des déformées modales associées aux (a) 2ème mode de flexion – (b) 2ème mode de torsion – (c) 6ème mode de flexion – (d) 5ème mode de torsion obtenues sur une éprouvette $[0_3,90_3]_S$. 70
Figure 2.7 – Illustration de l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ équipée de son actuateur 70
Figure 2.8 - Illustration du contenu fréquentiel 71
Figure 2.9 – Illustration du système de sollicitation INSTRON. 72
Figure 2.10 – Amélioration du mécanisme de serrage des mors. Systèmes de serrage (a) initial sans contrôle – (b) optimisé avec contrôle. 73
Figure 2.11 – Illustration des phases de transition (steps 14 à 15) ou de propagation (steps 15 à 21) des dégradations. 73
Figure 2.12– Discrétisation accrue de la courbe contraintes/déformations. 74
Figure 2.13 – Illustration d'une salve d'évènements (ou « events ») caractérisée par 2 descripteurs : (a) Cumul d'évènements, (b) localisation dans la partie utile. 75
Figure 2.14 – Suivi des dégradations, par photoélasticimétrie, au cours de différents steps de chargement. 75

Figure 2.15 – La Thermographie InfraRouge (TIR) en tant que méthode de mesure sans contact sensible à l'apparition d'endommagements. 76
Figure 2.16 – Identification de la nature, de la localisation (a) et de la propagation (b) d'une fissure intralaminaire dans les plis à 90° d'une éprouvette $[0_2,90_4]_S$. 76
Figure 2.17 – Illustration des fonctionnalités de pilotage du microscope et de l'atténuateur de vibration. 77
Figure 2.18 – Illustration de la nature et de la propagation des dégradations sur une longueur de 5mm, à l'issue d'un step. 77
Figure 2.19 – Illustration du montage expérimental. 78
Figure 2.20 – Conditionnement de plaques en composite. 81
Figure 2.21 – Illustration d'amalgames de résine, de concentrations de fibres et de porosités. 82
Figure 2.22 – Illustration de l'aspect « peau d'orange ». 82
Figure 2.23 – Etat de surface d'une éprouvette réalisé avec une MMT. 82
Figure 2.24 – Illustration du protocole de qualification des conditions aux limites. 83
Figure 2.25 – Evolution des modes de flexion F2, F3, F4, F5 des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ en fonction des dégradations uniquement (a)(c) et de l'encastrement uniquement (b)(d). 85
Figure 2.26 – Evolution des modes de torsion T2, T3, T4, T5 des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ en fonction des dégradations uniquement (a)(c) et de l'encastrement uniquement (b)(d). 86
Figure 2.27 – Illustration des FRF (a) associées aux 6 points de mesure retenus (b) selon la direction X (fibres orientées 0°). 88
Figure 2.28 – Evolution des modes de flexion (F1 à F6) et de torsion (T1 à T5) pour les éprouvettes $[0_2,90_4]_S$ (a),(b), $[0_3,90_3]_S$ (c) (d), et $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ (e) (f) en fonction des déformations. 91
Figure 2.29 – Illustration du phénomène de couplage entre modes de flexion et modes de torsion. 93
Figure 2.30 – (a) Illustration de l'évolution du comportement modal d'une éprouvette $[0_3,90_3]_S$ de l'état sain (rouge) jusqu'à un stade d'endommagement proche rupture (bleu). (b) illustration de la déformée modale du 5ème mode de flexion. 93
Figure 2.31 – Critère de santé mesuré sur éprouvette $[0_3,90_3]_S$, avec fissuration transversale uniquement. 94
Figure 2.32 – Critère de santé mesuré sur éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$, associé à la fissuration transversale et aux délaminages (90,-45) et (-45/+45). 95
Figure 3.4 – Evolution du critère de santé, associé aux couples de mode T_3F_4, T_4F_5, T_5F_6, en fonction du couple de serrage des mors. 95
Figure 3.1 – Augmentation artificielle de la discrétisation sous la forme de 60 steps de chargement. 100
Figure 3.2 – Evolution du module apparent (a) et du nombre de fissures (b) au cours de la sollicitation pour 2 éprouvettes $[0_3,90_3]_S$. 101
Figure 3.3 – Eprouvettes $[0_3,90_3]_S$ n°2 : De l'apparition au step 8 à ε=0.35% (b), jusqu'à la propagation de la première fissure transversale, aux steps de chargement 10 à ε=0.45% (c) et 11 à ε=0.50% (d). 103
Figure 3.4 – Eprouvettes $[0_3,90_3]_S$ n°2 : illustration du caractère quasi-instantané lié à l'apparition d'une fissure intralaminaire. 103
Figure 3.5 – Illustration du processus d'initiation du délaminage en bord d'éprouvette. 104

Figure 3.6– Illustration du délaminage en bord d'éprouvette étendu à toutes les fissures transversales. 104
Figure 3.7 – Illustration du protocole de prétraitement des données, à partir des courbes représentatives de la moyenne des FRFs mesurées, à différents stades de dégradations, sur l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°1. 105
Figure 3.8 – Illustration du protocole de prétraitement des données, à partir des courbes représentatives de la moyenne des FRFs mesurées, à différents stades de dégradation, sur l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°2. 106
Figure 3.9 – Evolution du critère de santé associé à l'éprouvette 1 (a) et à l'éprouvette 2 (b) : $[0_3,90_3]_S$. 106
Figure 3.10 – Augmentation artificielle de la discrétisation sous la forme de 40 steps de chargement (soit 20 par éprouvette). 109
Figure 3.11 – Evolution du module apparent (a) et du nombre de fissures transversales (b) au cours de la sollicitation pour 2 éprouvettes $[0_2,+45,-45,90_2]_S$. 110
Figure 3.12 – Eprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1 : (a) initiation de fissures intralaminaires dans les pli à 90° au step 7 à ε=0.67%, (b) apparition d'une fissure transversale et du délaminage (90,-45) au step 8 à ε=0.79%, (c) propagation du délaminage (90,-45) au step 9 à ε=0.85%, (d) apparition d'un fissure intralaminaire dans les plis à -45° au step 10 à ε=0.97%, (e) apparition du délaminage (-45,+45) au step 11 à ε=1.15%. 111
Figure 3.13 – Eprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1 : expansion des mécanismes de dégradations du step 14 à ε=1.47% (a), jusqu'au step 18 à ε=2,00%, proche rupture (b). 112
Figure 3.14 – Illustration du décalage entre fissures intralaminaires à 90° et -45°, obtenu sur éprouvettes $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1 (a) et n°2 (b). 113
Figure 3.15 – Illustration du protocole de prétraitement des données, à partir des courbes représentatives de la moyenne des FRFs mesurées, à différents stades de dégradations, sur l'éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1. 114
Figure 3.16 – Illustration du protocole de prétraitement des données, à partir des courbes représentatives de la moyenne des FRFs mesurées, à différents stades de dégradations, sur l'éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°2. 114
Figure 3.17 – Evolution du critère de santé associé à l'éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1. 115
Figure 3.18 – Evolution du critère de santé associé à l'éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°2. 116
Figure 3.19 – Illustration du dilemme associé à la présence de ce sursaut. 117
Figure 3.20 – Evolution monomode des modes de torsion T4 et de flexion F5. 118
Figure 3.21 – Interprétation du critère de santé (a) à l'aide des fonctions « signe » des modes de torsion T4 et de flexion F5.(b). 119
Figure 3.22 – Evolution du critère de santé optimisé. 120
Figure 3.23 – Illustration des déformées modales associées au $5^{ème}$ mode de flexion, obtenues aux états (a) sain et (b) dégradée proche rupture (91 fissures transversales), à l'aide d'un maillage expérimental constitué de 300 points de mesure. L'intervalle interfissure est de l'ordre de 1.5 mm (c). 121
Figure 3.25 – Identification de la fR du mode de Lamb antisymétrique A0. 122
Figure 3.26 – Identification expérimentale de la valeur optimale de l'angle α. 123

Figure 3.27 – Observation de la déformée modale du mode A_0 au travers de la caméra de TIR (a). Illustration des modes de Lamb antisymétriques A_0 (b) et A1 (c)..... 123
Figure 3.28 – Localisation de délaminages, de faible et grande envergure sur une éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$. De l'état sain (a) à l'état endommagé (b)..... 124
Figure 3.29 – Illustration de cartographies de température issues d'une éprouvette $[0_3,90_3]_S$ à l'état sain (a) puis comportant 91 fissures transversales (b). 125
Figure 3.30 – Illustration de la détection de fissures transversales sur une éprouvette $[0_3,90_3]_S$ proche saturation. 125
Figure 4.1 – Hypothèses émises à partir d'observations effectuées sur une éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$ multidégradations. 128
Figure 4.2 – Illustration de l'éprouvette numérique UD10, représentée sous la forme d'un stack de 10 plis (1S). 132
Figure 4.3 – Illustration de quelques déformées modales issues (a) de l'éprouvette numérique et (b) de l'éprouvette physique. 132
Figure 4.4 – (a) Illustration de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ « complète » et (b) de sa représentation sous la forme d'un empilement constitué de 12 plis, avec un comportement homogénéisé. 134
Figure 4.5 – Illustration du décollement des talons (a) aux 4 coins, (b) sur toute leur largeur avec un incrément de profondeur d'une maille, (c) puis de 2 mailles. 135
Figure 4.6 – Evolution des fR associées aux harmoniques des modes de flexion (traits pleins) et de torsion (traits pointillés) en fonction de l'état de décohésion de l'interface talons/éprouvette..... 136
Figure 4.7 – Evolution des couple « TiFi+1 » en fonction de l'état de décollement des talons. 136
Figure 4.8 – Illustration du composite $[0_3,90_3]_S$ sous forme de stacks. 138
Figure 4.9 – Etude de convergence associée aux 3 premiers modes de flexion et de torsion. 139
Figure 4.10 – Illustration d'un groupe de plis UD associé au design d'éprouvette $[0_3,90_3]_S$. 140
Figure 4.11 – Etude de convergence associée à la fissuration intralaminaire. 141
Figure 4.12 – Illustration du maillage associé aux éprouvettes numériques [03,903]S. 142
Figure 4.13 – Illustration du maillage associé aux éprouvettes numériques $[0_2,45,-45,90_2]_S$. 144
Figure 4.14 – Représentation de l'évolution des tailles de maille envisagées pour le maillage des éprouvettes $[0_2,45,-45,90_2]_S$..... 144
Figure 4.15 - Etude de convergence associée aux différents maillages d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$. La zone d'acceptabilité des modèles est fondée sur l'aspect ratio maximal, un nombre maximal (taille du modèle) et minimal (déformée modale) d'éléments. 145
Figure 4.16 – Cohérence du comportement modal de l'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$. avec et sans interface. 145
Figure 4.17 – Illustration de la chute du module d'élasticité E_{11} des plis orientés à 90° de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ en fonction de la variation fréquentielle numérique de chaque mode aux différents stades de fissuration observés. 147
Figure 4.18 – Illustration de la chute du module de cisaillement G12 des plis orientés à 90° de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ en fonction de la variation fréquentielle de chaque mode aux différents stades de fissuration observés. 147
Figure 4.19 – Comparaison des critères de santé numérique et physique associés aux couples de modes T_4F_5 et T_5F_6. 148

Figure 4.20 – Illustration du profil de quelques fissures transversales observables sur une éprouvette $[0_3,90_3]_S$. 149
Figure 4.21 – Représentation des fissures transversales dans les plis orientés à 90°. 149
Figure 4.22 – Illustration de la mise en forme d'une fissure transversale dans une éprouvette $[0_3,90_3]_S$, de l'état sain (a) à l'état fissuré (b). 150
Figure 4.23 – Illustration de l'ouverture d'une fissure (dans les plis à 90°) à l'aide de (a) 2 éléments, (b) 12 éléments, (c) 18 éléments et (d) 24 éléments. 150
Figure 4.24 – Evolution des fréquences de résonance associées aux modes F4 (trait plein) et F5 (trait pointillé) (a) - puis T3 (trait plein) et T4 (trait pointillé) (b) selon 4 états fissurés, en fonction du nombre d'éléments présents dans l'épaisseur des plis à 90°. 151
Figure 4.25 – Illustration de délaminages. 151
Figure 4.26 – Observation des fissures interlaminaires en bord d'éprouvette. 152
Figure 4.27 – Retranscription de la cinématique de dégradation à partir des observations réalisées simultanément sur les bords d'une éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$. 153
Figure 4.28 – Représentation du délaminage en bord d'éprouvette associé aux interfaces (a) (90,-45) et (b) (-45,45). 153
Figure 4.29 – Illustration de la mise en forme du délaminage en bord d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$, de l'état sain (a) à l'état fissuré (b). 154
Figure 4.30 – Illustration du maillage progressif d'une interface (a), notamment à l'aplomb de chaque spline (b). 154
Figure 4.31 – Représentativité et capacité d'ouverture des fissures transversales et du délaminage en bord d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$ aux interfaces (90,-45) et (-45,45). 155
Figure 4.32 – Illustration du principe de variation de l'intervalle inter-fissures à fissure centrale fixe. 157
Figure 4.33 – Evolution de la fR des 5èmes modes de flexion (a) et de torsion (b) en fonction de la variation de l'intervalle inter-fissure. 157
Figure 4.34 – Illustration du principe du décalage simultané des fissures. 158
Figure 4.35 – Evolution de la f_R des 5èmes modes de flexion (a) et de torsion (b) en fonction de l'incrément de décalage des 7 fissures. 159
Figure 4.36 – Evolution de la f_R du 5ème mode de flexion en fonction du décalage de la fissure centrale et en présence de 4 autres fissures positionnées à l'aplomb de chaque lobe. 160
Figure 4.37 – Evolution des champs de contraintes de Von Mises, sur une échelle commune, en fonction des positions extrêmes (a), (c) et initiale (b) de la 3ème fissure. 160
Figure 4.38 – Evolution de la f_R du 5ème mode de flexion en fonction du décalage simultané des 2ème, 3ème et 4ème fissures. Ce décalage est indexé par rapport à la position initiale de la 2ème fissure (xf2=41mm). 161
Figure 4.39 – Evolution des champs de contraintes de Von Mises, sur une échelle commune, en fonction du décalage simultané des 2ème, 3ème et 4ème fissures aux positions $-\lambda/4$, $-\lambda/8$, $\lambda/8$, $\lambda/4$ et x=33 mm. 162
Figure 4.40 – Illustration de la dispersion du critère de santé numérique en fonction du nombre de fissures présentes dans l'éprouvette. L'écart type est représenté par des barres d'erreur en trait plein alors que les valeurs extrêmes sont représentées par des barres d'erreur en trait pointillé. 164

FIGURE 4.41 - Illustration des zones de contact liées à la prise en compte de l'encastrement. 166
Figure 4.42 – Impact de l'encastrement (a) Talon Complet (b) Talon Face Supérieure, sur l'évolution du critère de santé numérique associé au couple de modes T3F4 de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ n°1. 167
Figure 4.43 – Impact de l'encastrement (a) Talon Complet (b) Talon Face Supérieure, sur l'évolution du critère de santé numérique associé au couple de modes T4F5 de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ n°1. 167
Figure 4.44– Illustration des gradients de déformations présents au niveau de l'interface Eprouvette/Talon en configurations (a) Talon Complet (TC) - (b) Face Talon Supérieure (FTS)..... 168
Figure 4.45 – Impact de l'encastrement (a) Talon Complet (b) Talon Face Supérieure, sur l'évolution du critère de santé numérique associé au couple de modes T3F4 de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ n°2. 168
Figure 4.46 – Impact de l'encastrement (a) Talon Complet (b) Talon Face Supérieure, sur l'évolution du critère de santé numérique associé au couple de modes T4F5 de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ n°2. 169
Figure 4.47 – Evolution des critères de santé numérique et physique T_3F_4, associés à l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°1. 170
Figure 4.48 – Evolution des critères de santé numérique et physique T_4F_5, associés à l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°1 171
Figure 4.49 – Evolution des critères de santé numérique et physique T_3F_4 associés à l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°2. 172
Figure 4.50 – Evolution des critères de santé numérique et physique T_4F_5associés à l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°2. 172
Figure 4.51 – Illustration d'un problème de rectification sur la tranche de l'éprouvette n°2 : (a) arrachement de renforts sur la tranche et (b) présence de trous et d'amalgames dans la résine. ... 173
Figure 4.52 – Evolution du délaminage (90°,0°) en bord d'éprouvette à 0,75% (a), 1,29 % (b) et 1,89% (c) de déformation. 174
Figure 4.53 – illustration du CSPHYS des couples T_4F_5 et T_5F_6 associés au design d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$, au regard de multiples dégradations. 174
Figure 4.54 – Illustration de la dispersion du CSNUM en fonction du caractère aléatoire que revêt l'emplacement des fissures transversales. 175
Figure 4.55 – Illustration de la position d'une fissure lorsque l'EMaxO est atteint (a) et lorsque l'EMinO est atteint (b), en fonction du CSNUM représenté par le couple de modes T_4F_5. 176
Figure 4.56 – Illustration de la progression du délaminage (90,-45) en bord d'éprouvette au regard des observations effectuées sur l'éprouvette physique $[0_2,45,-45,90_2]_S$..... 177
Figure 4.57 – Illustration des longueurs représentatives (a) L1, (b) L2 et (c) L3 associées au délaminage caractéristique des steps 1, 2 et 3. 177
Figure 4.58 – Evolution du CS_{T4F5} en fonction du nombre de fissures transversales et du délaminage (90,-45) associé. 178
Figure 4.59 – Illustration de l'intégration des fissures intralaminaires dans les plis à -45° (b) , au regard des observations (a) faites sur l'éprouvette physique. 179
Figure 4.60 – Evolution du temps de calcul en fonction des différents modèles proposés. 180

Figure 4.61 – Représentativité de l'éprouvette numérique $[0_2,45,-45,90_2]_S$ soumise aux fissures transversales et aux délaminages (90,-45) et (-45,45) en bord d'éprouvette. 181
Figure 4.62 – Evolution du critère de santé associé au couple de modes T4F5 en fonction des délaminages (90,-45) et (-45,45). 181
Figure 4.63 – Comparaison des critères de santé physique et numérique, associé au couple de modes T_4F_5, en fonction de la déformation. 182
- **Figure A2-1** - Comparaison de FRF entre éprouvette trouée (rouge) / non trouée (verte). 191
Figure A2-2 - Adaptation du montage expérimental initial pour une observation en rotation. 192
Figure A2-3 - Observation des dégradations sur la tranche de l'éprouvette..... 193
Figure A2-4 - Evolution du CS en fonction des dégradations observées sur la tranche de l'éprouvette. 193
Figure A2-5 - Illustration du phénomène de fissure intralaminaire non traversante..... 194
- **Figure A2-6** - Observation de la paroi du trou à 1,35% de déformation. 194
– **Figure A3-1** - Illustration des différents cas de distorsion d'éléments 196

Table des tableaux

Tableau 1.1 – Spécificités attenantes aux secteurs aéronautique et automobile. 25
Tableau 1.2 – Spécificités attenantes aux secteurs aéronautique et automobile. 52
Tableau 1.3 – Estimation des paramètres matériau. 59
Tableau 1.4 – Caractéristiques Matériau d'un pré-imprégné UD Epoxyde/fibre verre E [2]. 60
Tableau 1.5 – Estimation des modules E_0, E_{90} et E_{45} par la méthode des pendules sympathiques. 62
Tableau 1.6 – Estimation des 9 constantes de l'ingénieur. 62
Tableau 2.1 – Caractérisation des écarts types en fréquence associés à la variabilité de la microstructure saine. 80
Tableau 2.2 – Variabilité de l'épaisseur des éprouvettes en fonction de leur agencement de plis. 81
Tableau 2.3 – Variabilité de la masse des éprouvettes en fonction de leur agencement de plis. 81
Tableau 2.4 – Comparaison des bases modales dont le degré de liberté est global (75 points), réduit (6 points) et monopoint pour une éprouvette saine $[0_2,+45,-45,90_2]_S$. 88
Tableau 3.1 – Disparités intrinsèques entre les éprouvettes $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1 et n°2. 108
Tableau 3.2 – Variabilité du contenu fréquentiel associée aux éprouvettes $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1 et n°2. 109
Tableau 4.1 – Ajustement des paramètres matériau. 133
Tableau 4.2 – Estimation des 9 constantes de l'ingénieur associée au matériau des talons. 134
Tableau 4.3 - Illustration de l'évolution des paramètres géométriques des éléments présents dans les plis à 0° et 90°. 140
– Illustration de Critères de qualité accessible sous Abaqus. 197

Introduction générale

De nos jours, les matériaux composites sont omniprésents dans notre quotidien. Que ce soit dans le génie civil, dans le secteur du transport ou bien dans le domaine du sport, nombreuses sont les applications qui exploitent leurs caractéristiques mécaniques et le gain en masse qu'ils permettent. Certaines industries du transport, notamment l'aéronautique, se sont impliquées très tôt et très fortement dans leur développement, ce qui a permis d'accroître considérablement le spectre d'applications, grâce à la maîtrise et à l'optimisation des processus d'élaboration et de conception des structures. D'autres, comme l'industrie automobile, s'y sont intéressées plus tardivement, notamment avec l'introduction d'éléments de carrosserie dits à mémoire de forme (aile, hayon, …) entièrement constitués de matériaux composite à matrice thermoplastique pour lesquels les coûts matière sont quasiment équivalents à ceux des matériaux métalliques.
Mais depuis 20 ans, les constructeurs automobiles s'inscrivent dans une dynamique plus vertueuse, de réduction des émissions de gaz polluants, et notamment du CO_2. Malgré les évolutions technologiques apportées à l'architecture moteur (blocs moteurs en aluminium, moteurs 3 cylindres, …) ainsi que l'élaboration d'organes dépolluants spécifiques (vanne EGR, FAP, Blue Add-in, …), ces solutions ne suffisent plus pour répondre aux exigences des normes européennes de plus en plus drastiques.
Il devient donc nécessaire d'initier une transition majeure avec un passage à des motorisations hybrides ou électriques. Ce passage à l'électrification pose le problème de l'autonomie des véhicules. En effet, l'autonomie d'un véhicule électrique n'est pas encore, à iso-confort, comparable à celle d'un véhicule thermique ou hybride sur de très longs parcours, contrairement à un usage urbain. Les avancées technologiques à venir permettront certainement d'accroître cette autonomie via des durées de chargement et des capacités de stockage des batteries améliorées, mais il est un point sur lequel il est possible d'agir dès à présent, et qui s'inscrit dans la dynamique engagée depuis 2 décennies : l'allègement des véhicules. En effet, plus la structure d'un véhicule est légère, plus faible est son empreinte carbone dans le cadre de l'hybridation, et plus grande est son autonomie dans le cadre de l'électrification.

Il est donc nécessaire de cibler des éléments massifs et idéalement de dimensions conséquentes. A ce titre, il est un domaine peu exploré où ces gains peuvent-être considérables : ce sont les éléments de liaison au sol (train AV et AR, éléments de suspension et de direction) … volumineux, massifs et par conséquent dimensionnant. Afin d'alléger ces structures aux formes complexes, des matériaux de substitution de moindre masse et de caractéristiques au moins équivalentes à l'acier, comme certains matériaux composites à matrice thermodurcissable, pourraient être envisagés mais il est fondamental

d'apporter des garanties sur leur fiabilité et leur robustesse. De plus, conscient que la nouveauté génère inévitablement un sentiment de méfiance, il est impératif de n'intégrer ces évolutions que quand elles seront parfaitement maîtrisées.
Pour cela, nous devons être capable de valider les prototypes, de garantir la qualité du produit en sortie de chaîne de production, mais surtout de diagnostiquer, tout au long de sa vie, son état de santé. Mais avec ces matériaux composites, le contrôle visuel, jusqu'alors privilégié pour le contrôle des organes métalliques au cours de la vie d'un véhicule, ne suffit plus. Il devient donc nécessaire de développer de nouvelles méthodes d'investigation, adaptées à la détection et au suivi des dégradations spécifiques aux composites, en les adaptant aux contraintes qu'imposent les contrôles dans les réseaux de concessionnaires et d'organismes tiers (contrôle technique, …).

Ce travail de thèse s'inscrit dans le cadre d'une étude tripartite portée par deux industriels, Safran Composite et PSA Groupe, et un académique, le Centre des Matériaux de l'Ecole des Mines de Paris, dont l'objectif consiste à élaborer une nouvelle méthode de diagnosticabilité fiable, robuste et rapide, de l'état de santé d'une structure en composite. Cette méthode de contrôle, basée sur une approche vibratoire, doit être sensible aux différents types de dégradations propres aux composites thermodurcissables. Elle doit permettre de suivre l'apparition et la progression de fissures intralaminaires et interlaminaires au sein d'une structure.

Le chapitre 1 présente l'ensemble des exigences et des contraintes qui ne sont pas identiques selon le secteur d'activité (aéronautique, automobile), et les techniques d'investigations les plus couramment utilisées pour la détection d'endommagements. L'ensemble de ces considérations conduit au choix d'une méthode basée sur l'analyse vibratoire.
Le chapitre 2 s'attache, quant à lui, à caractériser la sensibilité de cette approche vibratoire à l'apparition des endommagements. Les protocoles de mise en charge des éprouvettes et d'observation des dégradations in situ, ainsi que le processus d'identification des paramètres modaux propres à l'élaboration du critère vibratoire y sont alors définis. Une attention toute particulière est portée à l'évaluation de l'influence de certains paramètres tels que nombre d'informations, conditions d'encastrement, dispersion de la géométrie et de la masse des éprouvettes …. Enfin, les premiers résultats doivent permettre d'orienter l'élaboration d'un critère de santé à partir du couplage entre modes de flexion et modes de torsion.

L'objectif consiste ensuite à mettre en œuvre ce critère vibratoire sur 2 lots d'éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,45,-45,90_2]_S$. Le premier met en exergue la fissuration intralaminaire transversale uniquement alors que le second intègre la fissuration intralaminaire dans les plis orientés à 90,-45 et 45 ainsi que le délaminage en bord d'éprouvette à l'interface des plis (90,-45) et (-45,45). Ce chapitre 3 doit permettre de décrire la pertinence du critère de santé à identifier des seuils de criticité aux échelles mésoscopique et macroscopique. De plus, l'utilisation d'une méthode orientée vibrothermographie permettra d'accompagner ce critère d'une localisation des zones fortement dégradées.

Enfin, dans l'objectif de corroborer les interprétations faites sur les évolutions du critère de santé expérimental, il est indispensable de confronter les résultats obtenus à partir d'éprouvettes physiques, aux résultats fournis par la simulation, en insérant chaque type de dégradations dans leurs homologues

numériques. Le choix des éléments, la définition du maillage ainsi que la représentativité des dégradations doivent apporter un éclairage probant quant aux variations du critère de santé numérique. Le chapitre 4 propose donc d'apprécier la légitimité du critère de santé proposé pour la détection et le suivi de multiples dégradations sur éprouvettes.

Ce manuscrit s'achève sur les conclusions et les perspectives associées à ces travaux.

Chapitre 1

Vers une méthode de diagnosticabilité de l'état de santé

1.1 Convergence industrielle

Comme nous venons de l'évoquer en introduction de ce chapitre, les matériaux composites thermodurcissables à matrice organique, sont de plus en plus plébiscités pour leurs excellentes caractéristiques mécaniques et surtout, le gain en masse qu'ils permettent. En revanche, les méthodes, ou les moyens de mesure associés, qui sont utilisés pour caractériser leur état de santé sont bien souvent complexes en termes de mise en œuvre. Ils nécessitent du personnel qualifié et parfois des locaux spécifiques en fonction de leur dangerosité (tomographie, radiographie, …), ou imposent un démontage de la structure ou de l'organe. Quoiqu'il en soit, ces contrôles sont indispensables pour garantir l'intégrité des pièces, et ce, quel que soit le secteur industriel concerné. A ce sujet, la législation est formelle, en cas de litige, la responsabilité du constructeur est engagée, et ce, quel que soit le secteur incriminé. Mais bien que tous s'accordent sur ce point, les spécificités des moyens de mesure utilisés dans chaque industrie diffèrent en fonction des contraintes industrielles, ce qui explique qu'il n'existe pas, à ce jour, de méthode de contrôle universelle qui réponde à toutes les exigences.

1.1.1 Contraintes et enjeux industriels (END voire SHM)

Pour bien comprendre cet état de faits, comparons l'industrie aéronautique à l'industrie automobile, où notre mobilité constitue l'essence même de leur existence, et notre sécurité, le leitmotiv de leur pérennité (Tableau 1.1).

Tableau 1.1 *– Spécificités attenantes aux secteurs aéronautique et automobile.*

	Secteur Aéronautique	**Secteur Automobile**
- Organisme Utilisateur	Compagnie aérienne	Professionnels et particuliers
- Profil de compétence	Personnel navigant qualifié et dédié	Population hétéroclite
- Prix de vente	Millions €	< 40 k€ (pour la plupart)
- Quantité	Milliers d'avion/an	Millions de véhicule/an
- Cadence de production	Soutenue	Très élevée
- Délai de fabrication	< 12 mois	4 à 5 semaines
- Maintenance préventive	minutieuse	De superficielle à soutenue
Périodicité	Fonctions d'un nombre d'heure de vol ou d'atterrissage/décollage	2 ans ou plusieurs dizaines de milliers de km
Temps d'immobilisation	Plusieurs semaines	1 à 2 jours
Organisme vérificateur	Constructeur (atelier MRO) voire Client	Succursale, concession, garage, contrôle technique et particuliers
Qualification du personnel	Experts du domaine	De compétent à novice
- Coût des moyens de contrôle	De quelques dizaines de k€ à plusieurs millions €	< 10k€ pour les professionnels
- Maintenance curative	Constructeur	Succursale, concession, garage et particuliers

Ainsi, le profil du client, le coût du produit, son niveau de qualité, ses contraintes de production, ses coûts d'exploitation, … sont autant d'éléments qui les différencient. Il est donc peu probable que les méthodes de contrôle retenues par l'un correspondent aux attentes de l'autre.

En effet, pour une compagnie aérienne, l'objectif consiste à exploiter de manière optimale la flotte dont elle dispose, ce qui se traduit par une maîtrise accrue des durées d'indisponibilités des avions. Ces périodes d'immobilisation au sol correspondent aux phases de maintenance préventive « conséquente » qui arrivent au bout d'un certain nombre de cycles d'utilisation (atterrissage/décollage). Du fait de l'envergure des éléments à vérifier et de la taille des non conformités recherchées, les méthodes à ultrasons, la tomographie RX, ainsi que la thermographie IR sont privilégiées[1]. Les normes à partir desquelles sont élaborés ces processus de maintenance définissent leur périodicité, les durées d'immobilisation ainsi que l'exigence du contrôle (démontage de la structure). Cela représente donc une perte sèche pour la compagnie qui les utilise. **Dans le domaine aéronautique, le contrôle santé des structures en composite, vu du côté utilisateur (compagnie aérienne), s'inscrit véritablement dans une démarche de rendement.**

Pour l'automobiliste, son véhicule est un objet du quotidien qu'il utilise dans le cadre de son activité professionnel ou bien à titre ludique, mais quoiqu'il en soit en toute quiétude, sans avoir à se soucier de son bon fonctionnement et de sa disponibilité. Du côté de l'industrie automobile, l'applicabilité des composites pourrait être structurelle, puisqu'il s'agit d'étendre ces matériaux aux

organes dits de sécurité, notamment aux éléments de liaisons au sol (berceau moteur, triangle, ressort d'amortisseur, …), massifs et encombrants (figure 1.1).

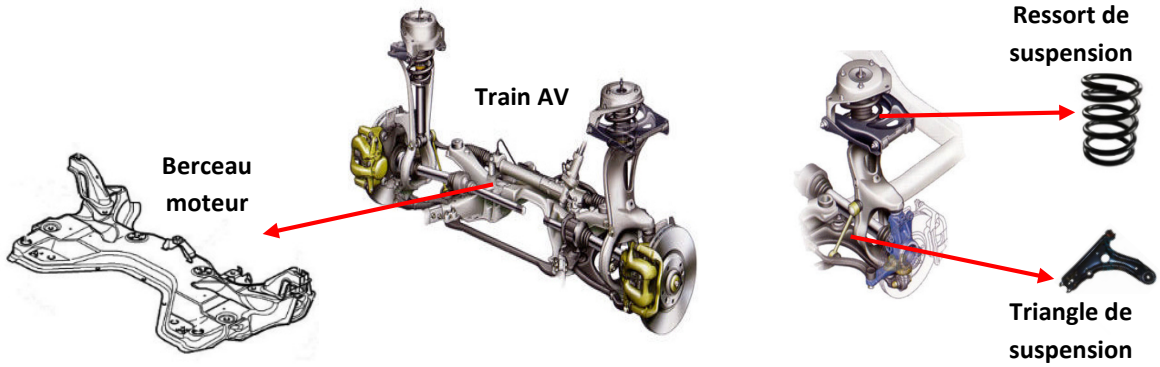


Figure 1.1 *– Eléments de liaison au sol.*

Leur utilisation permettrait d'optimiser la masse de ces structures et par conséquent de contribuer au respect des normes antipollution actuelles (100 kg = 6g CO_2). Mais au regard de leur fonctionnalité, il est impératif de s'assurer que leur état de santé ne puisse être mis en défaut, au risque d'occasionner des accidents graves voire mortels en cas de défaillance. Et c'est d'ailleurs à l'issue de contrôles périodiques assurés par le constructeur (révisions constructeurs) ou par les organismes habilités à délivrer un contrôle technique (au moins tous les 2 ans) que le bon état de santé de la structure doit être prononcé. Rappelons qu'aujourd'hui, la conformité de ces éléments de liaison au sol (métalliques) s'appuie sur un **simple** contrôle visuel, **mais suffisant**, pour détecter la présence d'éventuelles fissures ou des déformations « anormales » (présence de chocs). De plus, il n'est pas envisageable que ces périodes d'immobilisation dépassent 1 à 2 jours, tant l'automobile est devenue, en quelques décennies, un objet incontournable de notre quotidien. Mais en allégeant ces structures/éléments de la sorte, les dégradations inhérentes à ce matériau composite (fissures intralaminaires et interlaminaires) ne sont plus forcément accessibles en surface, ce qui rend inévitablement ce mode d'investigation visuelle caduque. Dès lors, il devient nécessaire d'utiliser des moyens de contrôle spécifiques, suffisamment sensibles à leur détection et à leur propagation. Dans ce cas précis, **le contrôle se doit bien évidemment d'être fiable et robuste pour garantir la sécurité fonctionnelle de la structure,** peu coûteux au regard de l'organisme contrôleur, mais également **rapide** pour répondre aux besoins quotidiens de l'automobiliste.

Dès lors, on pressent bien le **devoir « commun »** de ces industries à contrôler l'état de santé de leurs structures en composite pour **garantir la sécurité du client**, mais **avec des contraintes (liées à la maintenance, aux coûts, à l'immobilisation, …) et surtout des enjeux différents**. A ce jour, il n'existe pas de méthode générique qui satisfasse l'intégralité de leurs exigences, mais il est nécessaire d'enrichir la diversité et la complémentarité des méthodes existantes pour accroître la qualité du diagnostic, en termes de détection, de suivi de propagation, de localisation voire de prédiction, et proposer ainsi à chaque secteur industriel l'outil qui répondra le mieux à ses attentes/besoins. Mais la mise au point d'une telle méthode nécessite avant tout de bien appréhender les différents

mécanismes de rupture qui mènent à la ruine d'une structure en matériau composite afin d'identifier son degré de sensibilité.

1.1.2 Cinématique des dégradations dans un composite stratifié

Dans le cadre de ces travaux de thèse, le matériau utilisé est un pré imprégné UD type MTM-575© commercialisé par la société SYSTEC. Il est constitué à 65% de fibres de verre E continues et à 35% d'une matrice époxy thermodurcissable, et dont l'épaisseur du pli est de l'ordre de 175 µm.
Comme nous l'avons évoqué §1.1.1, ce type de matériau a vocation à être utilisé pour élaborer des structures de liaison au sol en composite. Ainsi, de par l'aspect sécuritaire qu'elles représentent, le contrôle de leur état de santé, tout au long de leur vie, est par conséquent un incontournable. De ce fait, la fiabilité du diagnostic dépend en grande partie de la connaissance des différents mécanismes d'endommagement qui mènent à leur ruine. Par définition, on désigne par mécanismes de rupture tous les processus mécaniques qui produisent, au sein du matériau, une discontinuité locale de matière, appelée « fissure ». Ainsi, « l'initiation de rupture », qui illustre la création d'une microfissure (à partir d'un défaut) à l'échelle microscopique, puis la « propagation de rupture », qui traduit l'apparition de nouvelles surfaces de rupture (à partir de microfissures déjà existantes) à l'échelle macroscopique, sont des termes couramment employés pour décrire ces phénomènes.

Dans le cas des matériaux composites stratifiés, l'initiation de rupture précède très largement la propagation de rupture, ce qui nous amène d'abord à envisager les dégradations à l'échelle des constituants du pli (fibres de verre, matrice époxyde). Ainsi, à l'échelle de la microstructure, on distingue 4 mécanismes de rupture élémentaires (figure 1.2) :

- La rupture transversale de la matrice,
- La rupture longitudinale de la matrice,
- La rupture de l'interface (ou décohésion) fibre-matrice,
- La rupture des fibres.

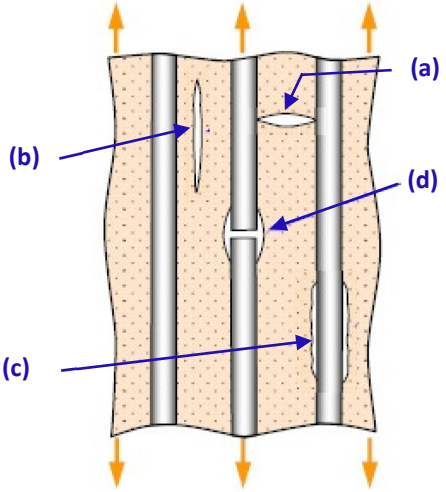


Figure 1.2 *– Mécanismes de rupture élémentaires liés à la rupture transversale de la matrice (a), à la rupture longitudinale de la matrice (b), à la décohésion fibre-matrice (c) et à la rupture des fibres (d) dans un UD[2].*

A l'exception de la rupture des renforts (fibres de verre), l'ordre d'apparition des 3 autres mécanismes de rupture élémentaires est fonction de la composition chimique de la matrice, de l'ensimage ainsi que des défauts d'élaboration (porosités, inclusions, …), présents dans le pli UD.
Ainsi, l'initiation de la rupture, lors d'une sollicitation en traction, en compression ou en cisaillement, débute par l'apparition de décohésions à l'interface des renforts (fibres de verre) et de la matrice. C'est un phénomène stable, qui s'étend de renfort en renfort, et qui fait apparaître des zones de ruptures matricielles lorsque les renforts sont distants. Lorsque ces mécanismes se rejoignent, on parle alors de coalescence (figure 1.3).

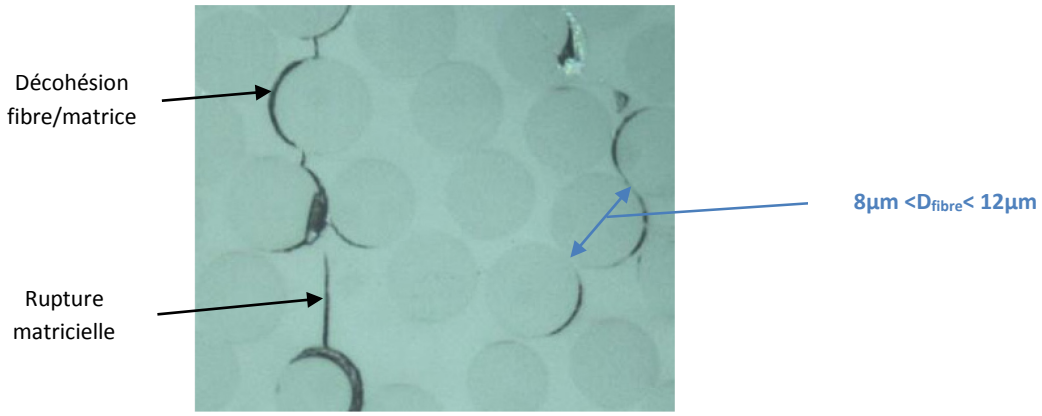


Figure 1.3 *– Initiation des mécanismes de rupture élémentaires : décohésion fibre-matrice et rupture matricielle.*

Au fur et à mesure du chargement, ces mécanismes de rupture élémentaires croissent jusqu'à atteindre un seuil à partir duquel ce phénomène devient instable. La propagation de la rupture est alors instantanée, ce qui donne naissance à un nouveau mécanisme de rupture, mais à l'échelle du pli (mésoscopique) : la fissuration intralaminaire (figure 1.4).

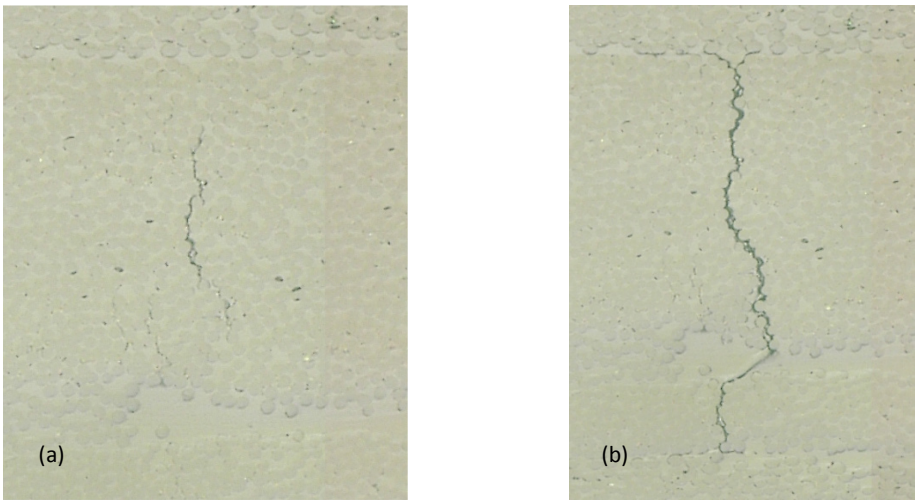


Figure 1.4 – Coalescence des mécanismes de rupture microscopiques liés à la décohésion « fibre/matrice » et à la rupture matricielle (a), puis propagation de la rupture à l'échelle mésoscopique : fissuration intralaminaire (b).

Dans le cadre des structures sur lesquelles nous souhaitons déployer ce matériau, l'utilisation d'un composite stratifié est indispensable pour garantir des propriétés et des caractéristiques mécaniques optimales. Ainsi, l'architecture, et par conséquent l'orientation des couches (sous forme de plis UD) qui constituent ce matériau stratifié, fait apparaître un nouveau mécanisme de rupture (macroscopique) entre les couches : le délaminage (figure 1.5). Ce nouveau mécanisme de rupture correspond à la propagation d'une fissure interlaminaire, à l'interface de 2 couches adjacentes dont les orientations diffèrent. L'initiation de ce mécanisme s'observe à l'aplomb d'une fissure intralaminaire (figure1.5).

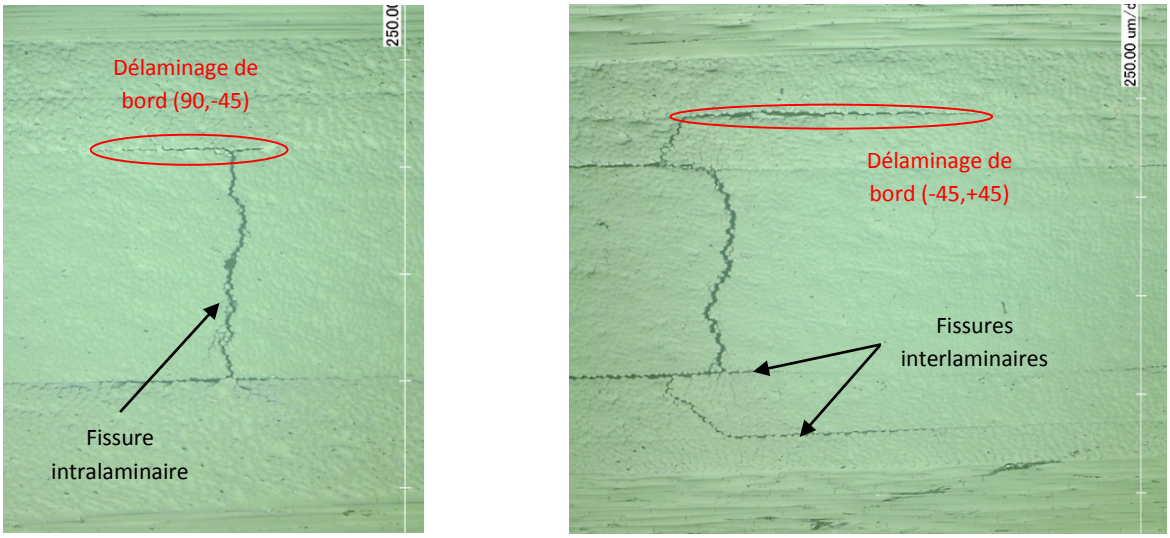


Figure 1.5 *– Illustration des mécanismes de rupture macroscopique associés au délaminage entre les interfaces 90°/-45° (a), puis à la fissuration interlaminaire et au délaminage entre les interfaces -45°/+45° (b).*

Ce mécanisme de rupture par délaminage est décomposable en 3 modes (mode I, mode II et mode III), représentés par la figure 1.6.

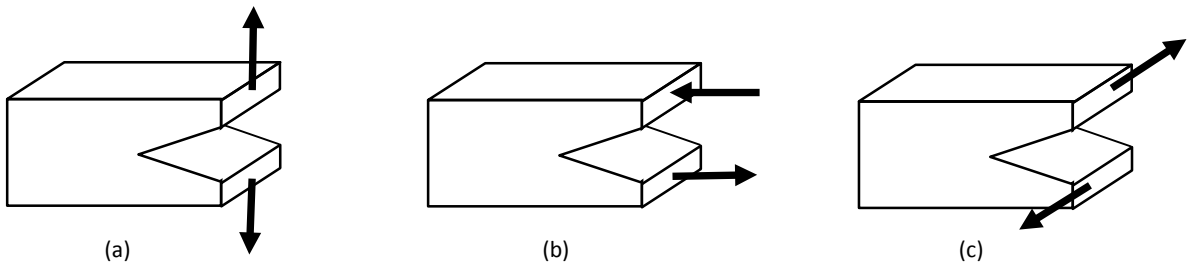


Figure 1.6 *– Illustration des mécanismes de rupture associés au délaminage en Mode I (a), Mode II (b) et Mode III (c).*

Ces mécanismes de rupture induits, que sont la fissuration intralaminaire et le délaminage, dépendent majoritairement de la nature des constituants, de l'architecture des couches ainsi que de la sollicitation appliquée.

D'un point de vue scientifique, tous ces mécanismes de rupture ont leur importance puisqu'ils permettent d'expliquer, par leur modélisation, le processus qui conduit à la ruine de la structure, voire dans certains cas de prédire l'endommagement de la structure. En revanche, d'un point de vue industriel, il en est tout autrement, puisqu'il s'agit de déterminer l'état de santé de la structure à l'instant t, à partir de dégradations observables à l'échelle de l'ingénieur.
Et c'est, de manière pragmatique et surtout légitime, que se pose la question de définir le seuil (ou le stade de dégradation) à partir duquel l'intégrité de la structure n'est plus assurée.
Bon nombre d'industries, dans lesquelles ces matériaux stratifiés sont utilisés, ne prêtent attention qu'aux dégradations « dimensionnantes », comme la présence de délaminages, signes d'un état de dégradations conséquent de la structure. Leur détection et surtout leur propagation, sont alors au cœur du dispositif de contrôle de santé structure, mais ce mécanisme de rupture par délaminage intervient tardivement dans le processus de dégradation qui mène à la ruine des structures.
D'autres ont fait le choix d'initier leur contrôle dès l'apparition du mécanisme de rupture par fissuration dans les couches (fissuration intralaminaire), notamment celles orientées à 90°, afin de détecter plus tôt d'éventuelles défaillances du comportement mécanique. C'est notamment le cas des réservoirs à hydrogène, où la présence de fissuration intralaminaire est rédhibitoire. Ces travaux de thèse s'inscrivent véritablement dans cette mouvance, puisqu'il n'existe pas encore de seuil préalablement défini à partir duquel l'intégrité de ces structures dites de « sécurité » n'est plus assurée. Il nous faut donc **déterminer la sensibilité de la méthode, que nous souhaitons développer, aux endommagements précoces, donc dès l'échelle mésoscopique, en espérant observer des variations significatives lors de l'apparition des premières fissures intralaminiares**.

Fort de la connaissance de la cinématique de dégradation propre à ce matériau, et des contraintes que nous impose l'industrie automobile, il est nécessaire de définir un cadre à ces travaux, notamment par la rédaction d'un CDC.

1.1.3 Définition du Cahier Des Charges (industriel)

Pour appréhender de manière efficace et pragmatique cette notion de contrôle de santé structure, notamment dans le secteur automobile, il est indispensable d'en identifier les points clés et surtout de leur attribuer des objectifs quantifiables, au travers d'un cahier des charges par exemple. Ils sont au nombre de 8 et peuvent être déclinés comme suit :

- ***Le coût*** : dans le secteur des transports, et plus particulièrement dans l'industrie automobile, la maîtrise des coûts est une institution. Il est par conséquent indispensable de prendre en considération le coût des moyens de mesure et de leur mise en œuvre. **(idéalement <50€)**
- ***La cible*** : ou plus exactement qui seront les services utilisateurs ? Le contrôle santé structure auprès des succursales, des concessionnaires ou d'autres organismes habilités est une évidence, mais sa légitimité en phase amont, notamment lors des phases de validation prototype, ou bien encore lors du suivi en production, l'est tout autant. De même qu'il ne peut être fait abstraction du particulier qui intervient lui-même sur son véhicule. **(tous types de profil)**
- ***Le niveau de formation*** : la formation initiale des personnels doit être prise en compte, mais ne doit surtout pas être un frein à la mise en œuvre et à la qualité du diagnostic (interprétation des résultats) de cette méthode. **(formation minimale voire inexistante)**

- ***La durée du contrôle*** : il faut absolument tenir compte du temps d'immobilisation du véhicule, et par conséquent, minimiser la durée du contrôle santé structure sans pénaliser la qualité du diagnostic. Il n'est donc pas envisageable de démonter l'organe à contrôler. **(de l'ordre de quelques minutes)**
- ***Le seuil de détectabilité*** : rend compte de l'initiation du processus de dégradation en définissant la nature (échelle microscopique ou mésoscopique) du premier évènement détectable. **(fissure intralaminaire de type transversale : échelle mésoscopique)**
- ***Le seuil de criticité*** : seuil à partir duquel l'intégrité de la structure n'est plus assurée. **(fissure interlaminaire ou délaminage > 1% de la surface de la structure)**
- ***Les spécificités des fissures interlaminaires (ou délaminages)*** *détectées* : cela revient à définir leur taille, leur localisation. **(quelle que soit leur profondeur, en proche surface ou à cœur)**
- ***Le mode de détection*** : il peut être passif, sous la forme d'une simple collecte d'informations, ou bien actif, en mode émetteur-récepteur, ce qui se traduit par une excitation (ou stimuli) contrôlée de la structure suivi d'une collecte d'informations. (**Ce mode actif permet d'interroger la structure à des moments opportuns afin de maîtriser l'impact des conditions ambiantes, d'accroître la périodicité du contrôle et d'automatiser le diagnostic)**

Cette liste est loin d'être exhaustive, mais elle permet déjà d'appréhender, indirectement, le leitmotiv de ces travaux.

En conclusion, les méthodes adaptées au secteur automobile se doivent d'être simple d'utilisation et d'interprétation, robustes par la qualité de leur diagnostic, rapide de mise en œuvre, très peu onéreuses (donc faible au regard du Prix de Revient de Fabrication d'un véhicule), et applicables de la validation de prototypes à la production de pièces, et ce, jusqu'en vie série. Idéalement, l'utilisation d'un moyen embarqué, dont les éléments sensibles (excitateur + capteurs) seraient intégrés à la structure alors que la partie post-traitement serait confiée au calculateur en complément des capteurs moteur existants, pourrait être une réponse pertinente au CDC que nous nous sommes fixés. Mais avant cela, intéressons-nous au potentiel des techniques existantes, et déjà utilisées dans l'industrie.

1.2 Etat de l'art des méthodes industrielles pour le CND/END

Au regard de l'intérêt porté à l'introduction des matériaux CMO au sein d'éléments ou d'organes de structure, et par conséquent de la nécessité de contrôler leur état de santé tout au long de leur cycle de vie, un certain nombre de méthodes est utilisé. Leur spectre d'investigation est très vaste puisqu'il dépend de l'objectif souhaité (détection de défaut, apparition de dégradations, suivi de l'endommagement) et donc de la finesse de l'information recherchée. C'est précisément ce que nous allons détailler dans ce chapitre.

Pour plus de clarté, et ainsi légitimer le choix de la méthode que nous allons proposer dans le cadre de ces travaux de thèse, nous pourrions les classer en différentes catégories (au travers du principe physique sur lequel elles s'appuient ainsi que les moyens de mesure auxquels elles sont associées), notamment en fonction :

- de l'interaction « capteur / structure » (avec ou sans contact),

- de l'origine de l'information (surfacique ou à cœur),
- du type de méthode (passive ou active)
- de la complexité de mise en œuvre des moyens,
- du niveau de compétences, de connaissances, savoir-faire requis,
- de la durée d'investigation/d'immobilisation,
- du coût des moyens de mesures associés,
- etc …

En effet, si l'on souhaite diagnostiquer l'état de santé d'une structure à un instant t, il faut être capable d'établir un lien fort entre la nature des dégradations présentes dans cet organe et la grandeur physique qui va être au cœur de la méthode que nous nous proposons de développer. C'est donc tout naturellement en fonction de la susceptibilité de ces méthodes à détecter « à cœur » ou « en surface » la présence de dégradations que nous les avons classées.

1.2.1 Investigation à cœur

L'investigation « à cœur » signifie que, de par le principe physique sur lequel elle s'appuie, il devient possible d'accéder à la nature, à la localisation, voire à la taille de la dégradation présente dans la structure.

- ***Méthodes par ultrasons (US)***,

Le principe physique sur lequel s'appuie les méthodes dites à ultrasons consiste à émettre une impulsion (ou onde ultrasonore) dans un milieu (solide), puis à suivre la progression des ondes mécaniques produites (ondes de compression, dites longitudinales, et de cisaillement, dites transversales) au gré des différents obstacles ou milieux qu'elles rencontrent sur leur trajet. L'information sur la présence de défauts est tirée de descripteurs (contenu fréquentiel, temps de vol, amplitude des signaux, …) contenus dans les ondes réfléchies. Ces ondes sont caractérisées par leur célérité respective C_L et C_T,

$$C_L = \sqrt{\frac{E(1-\vartheta)}{\rho(1+\vartheta)(1-2\vartheta)}}$$

$$C_T = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\vartheta)}}$$

Où E, ϑ et ρ représentent le module d'élasticité, le coefficient de Poisson et la masse volumique.

Et leur milieu de propagation est caractérisé par l'impédance Z :

$$Z = \rho C_{L,T}$$

De ce fait, lorsqu'une fissure apparaît, assimilable à une petite lame d'air, il se produit une brusque rupture d'impédance dans le milieu de propagation. Et c'est bien souvent l'onde réfléchie, au passage

de cette discontinuité, qui porte l'intégralité des informations nécessaires à la détection de défauts (figure 1.7).

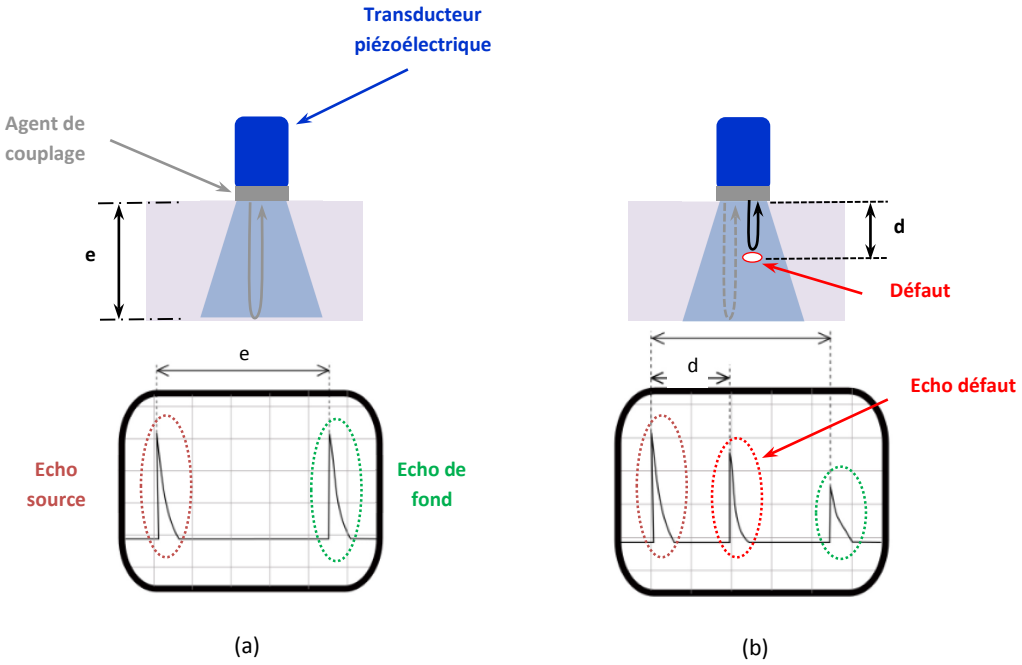


Figure 1.7 *– Illustration du principe de détection d'un défaut dans un matériau sain (a) – présentant un défaut à une profondeur « d » (b) [3].*

De manière générale, les capteurs ultrasons utilisés s'appuient sur l'effet piézoélectrique, ce qui permet de convertir un signal électrique (haute fréquence) en une vibration mécanique, et inversement. On parle alors de transducteurs ultrasonores puisqu'ils sont utilisés en émission comme en réception. Ils peuvent être utilisés en simple réflexion [4] (figure 1.7), auquel cas un seul transducteur suffit (en mode émission/réception), ou bien, nécessiter l'utilisation d'un transducteur en émission et d'un second en réception (figure 1.8).

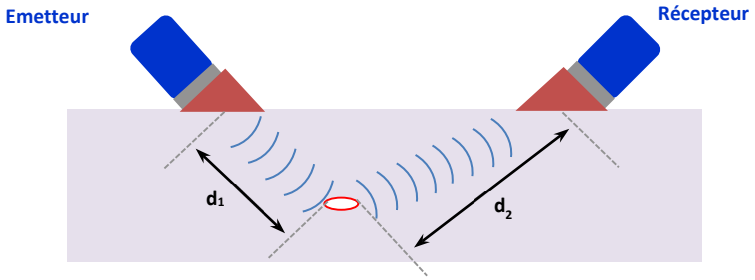


Figure 1.8 *– Illustration du principe de détection en réflexion [3].*

Ces capteurs sont de tailles et de caractéristiques variées en fonction des besoins, et l'engouement industriel pour cette technologie a permis de véritables avancées quant à leur conception, puisqu'ils

sont aujourd'hui constitués de « multi-éléments » [5] (réseau de transducteurs pilotés électroniquement, en émission et en réception) ce qui permet de piloter les ondes émises, et par conséquent, de focaliser l'onde incidente à différentes profondeurs.

En fonction de l'objectif visé, plusieurs systèmes de mesure par ultrasons sont proposés. Du plus simple (A-SCAN), où l'utilisation d'un seul transducteur ponctuel permet de détecter la présence d'une aberration (défaut) dans le matériau, jusqu'à l'utilisation de capteurs positionnés sur un système motorisé pour identifier dans une section de matériau l'étendue d'une dégradation (B-SCAN) ou bien encore pour localiser dans la structure (donc en 3D) sa présence, sa taille et par conséquent sa nature (C-SCAN ou S-SCAN pour des géométries plus complexes). A cela s'ajoute un spectre en fréquences, de ces ondes ultrasonores, très large ([20kHz – 200 MHz]), ce qui permet d'obtenir une résolution spatiale très fine (figure 1.9) ainsi qu'un pouvoir de pénétration ajustable dans le matériau (inversement proportionnel à la résolution spatiale).

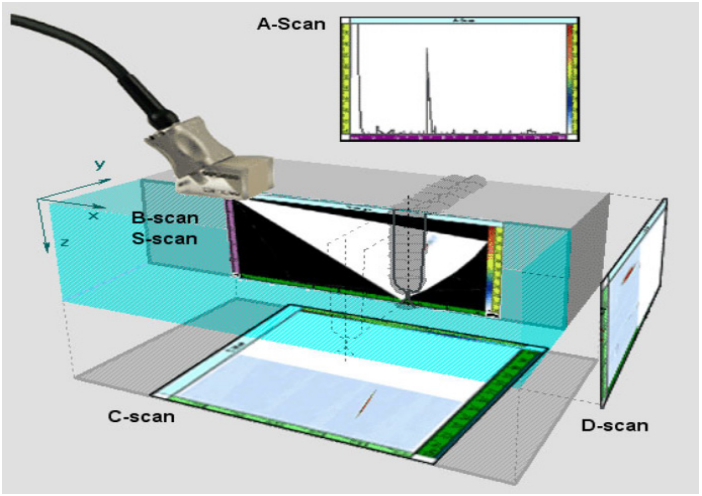


Figure 1.9 *– Illustration des méthodes de contrôle A-scan / B-scan / C-scan et D-scan [6].*

Ces technologies à ultrasons sont par conséquent majoritairement utilisées dans l'industrie dans la mesure où les informations qu'elles fournissent permettent de caractériser, de dimensionner et de localiser avec une bonne exactitude la nature d'une dégradation. La transportabilité des moyens de mesure permet d'obtenir un diagnostic in situ (pipeline, réservoir, …) relativement rapide.
Elles présentent donc de grands avantages, mais elles possèdent également un certain nombre d'inconvénients. En effet, plus le diagnostic doit être fin, donc à forte résolution spatiale pour détecter de petites dégradations (ou défauts), plus la fréquence des ondes émises est élevée, et moins le pouvoir de pénétration, donc la capacité de ce système à détecter en profondeur dans le matériau, est important. A cela s'ajoute une discrétisation plus conséquente au regard de la surface à inspecter ce qui peut rendre ce type d'inspection chronophage, la nécessité de conditions environnementales contrôlées (de type laboratoire) et un niveau de qualification élevé des utilisateurs pour interpréter convenablement les données recueillies. Enfin, le coût d'un système complet d'US est de l'ordre de 40 à 50 k€.

➢ ***Emission Acoustique (E.A.),***

L'émission acoustique est une technique de mesure, qui s'apparente aux techniques à ultrasons, et qui fait appel aux ondes guidées [7]. Le principe consiste à capter, collecter puis analyser des ondes acoustiques provenant de micro-déplacements induits dans le matériau, et dont l'origine réside dans le dégagement d'énergie libéré lors de l'apparition de dégradations. En effet, lorsqu'un mécanisme de rupture prend naissance (décohésion fibre/matrice, rupture matricielle, … dans les matériaux composites par exemple), on observe un dégagement d'énergie (10^{-4} à 10^{-6} J), quasi instantanément, ce qui génère dans le matériau des ondes élastiques [8]. Elles peuvent être de volume (ondes longitudinales et transversales), de surface (ou ondes Rayleigh) ou de plaques (ondes de Lamb) suivant la géométrie de la structure. Ce sont les signaux véhiculés par ces ondes qui portent en eux la signature acoustique des dégradations qui leur ont données naissance. Et c'est à l'aide de descripteurs spécifiques qu'il va falloir les décortiquer pour analyser leur contenu et isoler un ou plusieurs traits de caractère propres à la nature des dégradations que l'on souhaite qualifier [9]. Ces descripteurs traduisent la physique du signal perçu, puisqu'ils s'appuient sur l'amplitude, le nombre de franchissement d'un seuil prédéfini, l'énergie, la durée, le temps de montée, etc … Ils sont souvent combinés à d'autres grandeurs extérieures telles que l'effort appliqué, les déformations longitudinales et transversales, … pour fournir un complément d'information indispensable au diagnostic (figure 1.10).

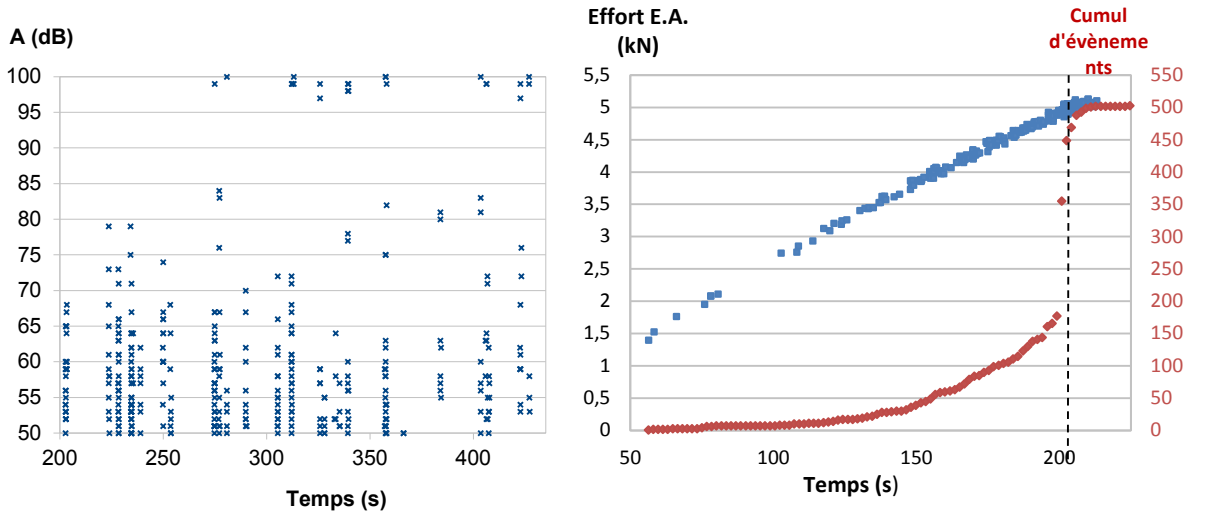


Figure 1.10 *– Illustration de quelques descripteurs.*

Le système d'acquisition est, quant à lui, constitué d'une chaîne d'acquisition, de conditionneurs (ou amplificateurs) ainsi que de capteurs de type piézoélectrique spécifiques au matériau ainsi qu'aux dimensions de la structure, avec une bande passante qui se doit d'être en adéquation avec la nature du milieu [10].

L'E.A. est couramment utilisée dans le domaine industriel parce qu'elle permet de détecter, de suivre l'évolution et de localiser les phénomènes ou les évènements qui prennent naissance au sein d'une structure en fonctionnement, sans qu'il n'y ait véritablement besoin de modifier ses conditions environnementales (encastrement, plage de fonctionnement, …). Bien conditionnée, elle peut être un

très bon indicateur de santé. Elle permet de réduire les coûts de maintenance préventive et de déclencher une maintenance curative le cas échéant. En revanche, la pertinence de son diagnostic s'appuie véritablement sur le retour d'expérience de l'utilisateur et l'interprétation des signaux, notamment lorsqu'il s'agit d'identifier la nature d'une dégradation, ce qui nécessite, en amont, l'utilisation d'une bibliothèque de signaux conséquente pour obtenir des résultats probants.
Le coût, à l'achat, d'un tel système (40 à 50 k€) ainsi que la formation et les compétences requises pour atteindre un tel niveau de diagnostic (d'exigence) peuvent être rédhibitoires au regard d'une utilisation en production, où le jugement doit être fiable mais surtout rapide, et ce quel que soit l'opérateur. La nature même du matériau (anisotropie) peut également être une source de difficulté, ce qui est le cas pour les composites.

- ***Tomographie Rayons X (ou RX)***,

La tomographie par absorption de rayons X [11] est une technique d'imagerie sans contact, non destructive, qui permet d'obtenir des clichés radiologiques « en coupe », donc 2D, d'un objet tridimensionnel.
Pour cela, elle s'appuie sur l'émission de rayons X, issus d'une source calibrée en taille et en énergie en fonction de l'objet à caractériser, qui vont être en partie absorbés puis réémis par la structure et dont le rayonnement va être enregistré à l'aide de capteurs spécifiques (figure 1.11).

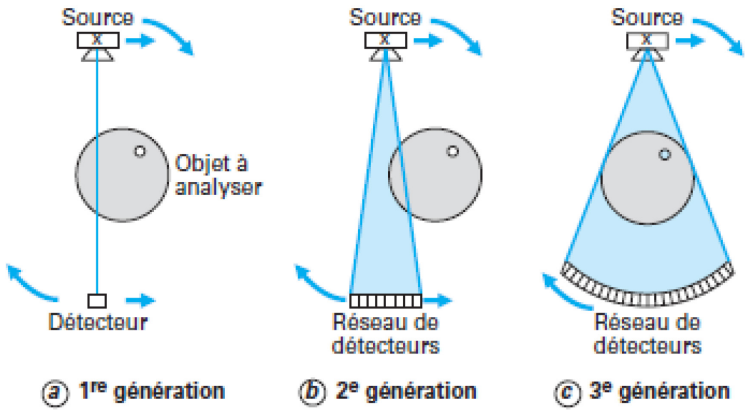


Figure 1.11 *– Illustration des capteurs de 1ère, 2ème et 3ème génération [11].*

Ainsi, lorsqu'un faisceau parallèle de rayons X monochromatiques, d'intensité I traverse, à incidence normale, une quantité de matière d'épaisseur infinitésimale dx, le faisceau transmis est atténué de l'intensité dI.

$$dI = I.\mu.dx$$

Où μ correspond au coefficient linéaire d'absorption.

Ce qui conduit à la loi de Beer-Lambert, donnant l'intensité transmise par une épaisseur x de matière :

$$I_x = I_0.e^{-\mu x}$$

Avec I_0 l'intensité incidente.

Ce sont donc ces variations d'absorption, liées aux différences de densité et de composition du matériau, qui vont permettre d'obtenir des radiographies 2D, en nuances de gris, représentatives de l'état interne de la structure. Par ce principe, il devient possible d'accéder au cœur de la matière, avec des résolutions spatiales qui vont de plusieurs µm à quelques millimètres [12] (en fonction de la source et de la taille des détecteurs). A cela s'ajoute un système de mise en rotation du couple source/matrice de capteurs mais plus souvent de l'objet, qui va permettre de collecter plusieurs radiographie 2D sous différents angles (incrément d'angle fixe). A l'issue de cette phase d'acquisition, la bibliothèque de clichés 2D est post-traitée par un algorithme de reconstruction 3D afin d'apprécier la présence de singularités, de vides, d'inclusions, … et de quantifier leur taille, comme l'illustre la figure 1.12.
La reconstruction tomographique est par conséquent un problème inverse puisqu'il s'agit de retrouver le volume 3D de l'objet à partir d'une série de mesures 2D acquises sur une rotation complète de celui-ci.

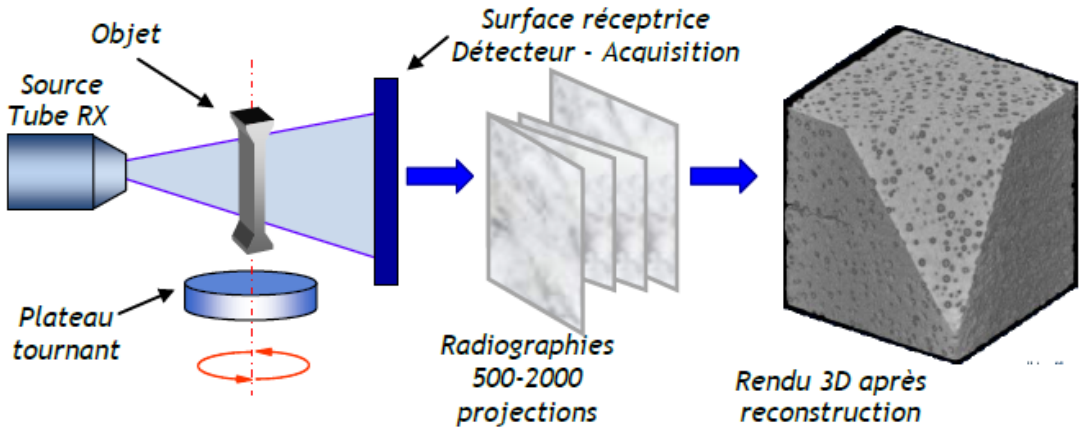


Figure 1.12 *– Principe de fonctionnement de l'acquisition des données [13].*

Plus récemment, lorsque le tomographe est équipé d'un système de chargement mécanique, il devient possible d'appliquer une sollicitation mécanique sur la structure, qui, lorsque les temps d'acquisition et la vitesse de chargement sont en adéquation, permettent de suivre l'évolution du matériau en dynamique. D'autres méthodes comme la tomographie terahertz [14] permettent d'accéder à des défauts d'élaboration [15], voire à certaines dégradations, présents dans un composite, mais cette technologie n'est pas encore véritablement déployée dans l'industrie .
Cette technique est couramment utilisée dans les domaines aéronautique et spatial, mais beaucoup moins dans l'industrie automobile en raison des contraintes que cette technique impose, comme la nécessité d'extraire la structure de son environnement, de la maintenir confinée dans un environnement sécurisé. A cela s'ajoute des coûts exorbitants (de plusieurs 100 k€ à quelques M€), des temps d'acquisition et de post-traitements importants et du personnel hautement qualifié.

- ***Jauge de déformation optique (ou FBG),***

Les jauges de déformation optiques [16] sont constituées d'une fibre optique, qui est considérée comme un support permettant de guider la lumière. Les deux milieux cylindriques qui la constituent, d'indices de réfraction diffèrent, permettent de confiner la lumière à cœur. A titre d'information, l'indice du cœur n_c est un peu plus élevé (quelques millièmes) que celui de la gaine n_g.

Plusieurs profils de fibre optique existent (à gradient ou à saut d'indice). Les fibres les plus courantes sont en silice mais il existe aussi des fibres en polymère ou en saphir (figure 1.13).

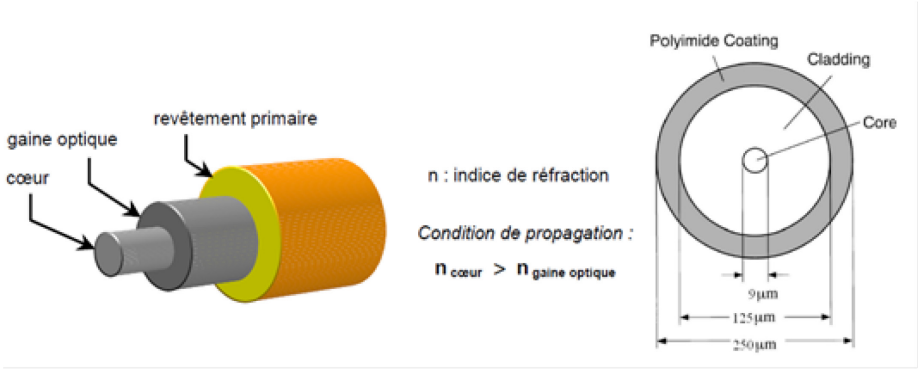


Figure 1.13 *– Illustration des constituants d'une fibre optique [17].*

Ces capteurs de déformations à fibres optiques (marqués d'un réseau de Bragg ou FBG) ont connu un fort développement depuis ces deux dernières décennies dans le domaine du contrôle non destructif [18], [19], [20], [21], de la surveillance des structures en matériaux composites, et même dans des applications sensibles (œuvre d'art, médecine, industrie nucléaire …).

Le principe physique sur lequel ils reposent, consiste à réaliser une légère modulation sinusoïdale de l'indice de réfraction n_c du cœur de la fibre (de l'ordre de 10^{-4} pour un indice de 1,460) sur une petite longueur comprise entre 5 et 20 mm en moyenne. On parle alors de Réseau de Bragg (ou FBG : Fiber Bragg Grating) uniforme. En fonction de cette longueur spécifique, et surtout, du pas du réseau (inversement proportionnel à la période spatiale de la modulation sinusoïdale), on fait apparaître la notion de longueur d'onde de Bragg : λ_B. C'est véritablement cette grandeur physique qui permet de déterminer l'état de déformation dans lequel se trouve la structure, au voisinage de ce réseau. Ces réseaux peuvent être utilisés en réflexion ou en transmission, ce qui rend leurs spectres respectifs complémentaires l'un de l'autre (figure 1.14). Quoi qu'il en soit, le mode en réflexion est majoritairement plébiscité pour son aisance (spectre fin, peu amorti) à détecter et à suivre les variations de la λ_B.

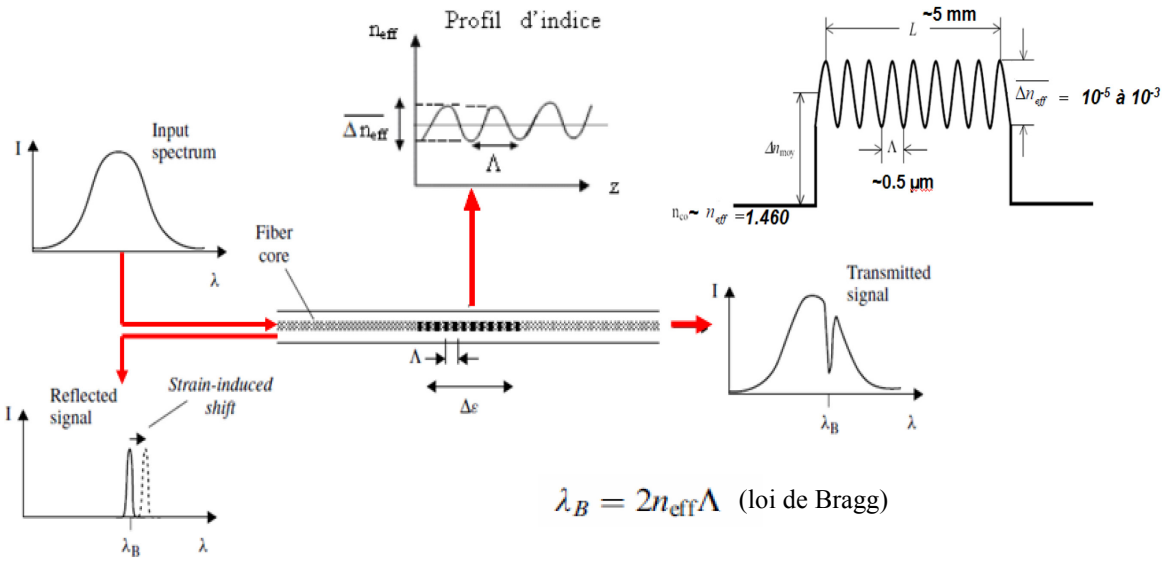


Figure 1.14 *– Illustration du principe de mesure par fibre optique à réseau de Bragg.*

Ainsi, lorsqu'un réseau de Bragg subit des perturbations mécaniques ou thermomécaniques, telles que des déformations ou des variations locales de pression ou de température, ses caractéristiques intrinsèques évoluent (allongement ou rétrécissement des pas du réseau) et conduisent à un décalage de la longueur d'onde de Bragg (figure 1.15).

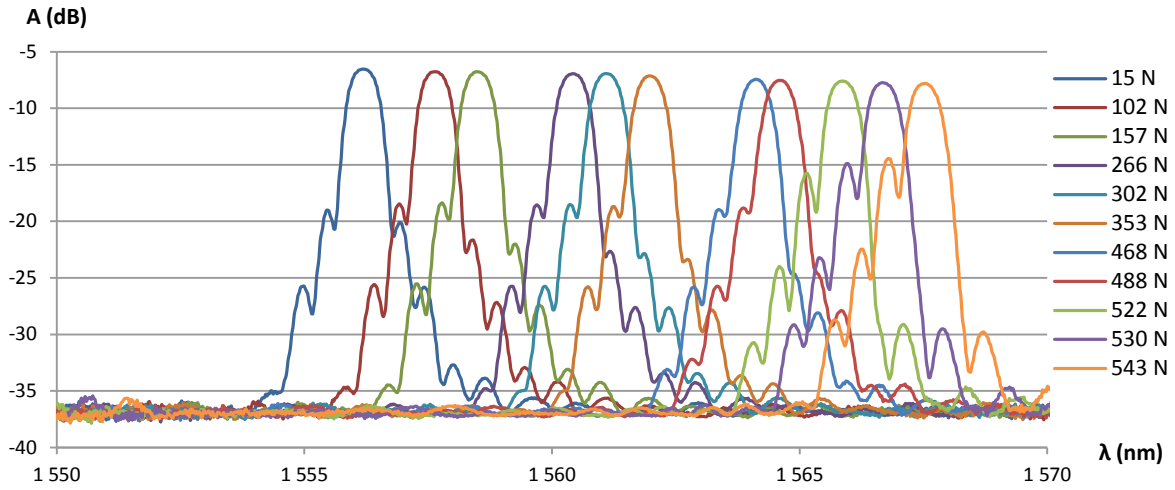


Figure 1.15 *– Illustration de l'évolution spectrale d'un FBG uniforme en fonction du chargement appliqué et des dégradations.*

D'un point de vue ***expérimental***, cette technique nécessite l'utilisation d'un analyseur de spectre (OSA) pour analyser le contenu du signal réfléchi (issu du mode contra propagatif). C'est donc à partir de l'observation du spectre issu du FBG uniforme qu'il devient possible d'identifier, mais surtout, de quantifier la longueur d'onde de Bragg, λ_B. Elle correspond à la longueur d'onde centrée sur le sommet du pic de réflexion et elle est déterminée à l'aide des pentes à -3dB (figure 1.16).

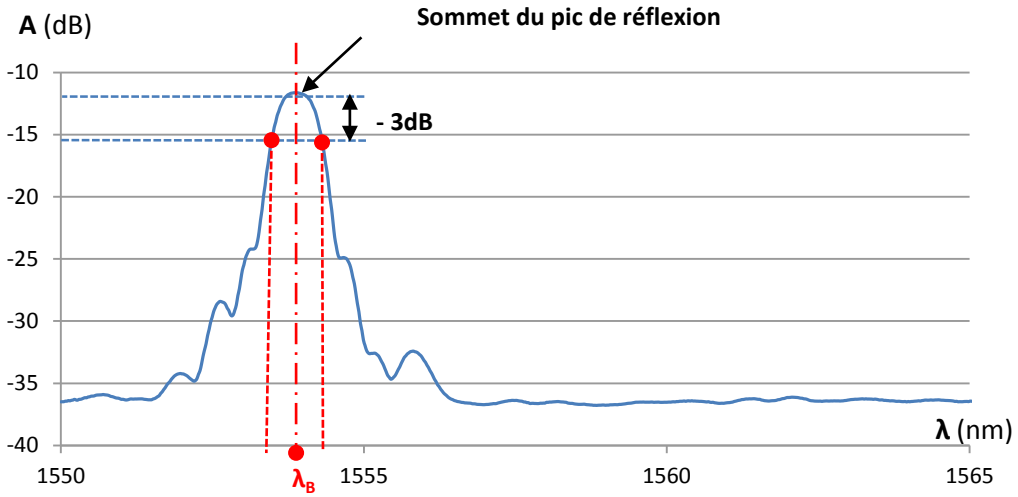


Figure 1.16 *– Identification de la longueur d'onde de Bragg.*

Ainsi, après avoir quantifié λ_{B0} (longueur d'onde de Bragg à l'état initial de la structure) et λ_{Bi} (longueur d'onde de Bragg correspondant à un cas de chargement donc de déformation de la

structure), il devient possible de quantifier l'état de déformation, ε_z, de la structure à l'aide de la relation suivante :

$$\varepsilon_z = \left(\frac{\lambda_B - \lambda_{B_0}}{\lambda_{B_0}}\right)/(1 - p_e) \qquad \text{exprimée en µm/m}$$

Avec λ_B : longueur d'onde de Bragg à un état de chargement donné (en nm)
λ_{B0} : longueur d'onde de Bragg à l'état initial, exempt de charge (en nm)
p_e : constante photoélastique de la silice (sans unité)

Cette technique permet donc de mesurer l'état de déformation dans lequel se trouve la structure après sollicitation, et elle permet également de quantifier la notion de contraintes résiduelles lors de l'élaboration de la structure [22].

Il est important de souligner que ces réseaux, en fonction du type de modulation apporté à l'indice de réfraction du cœur (uniforme, chirpé, à saut de phase, …), permettent certes de quantifier le niveau des déformations, mais également de localiser l'apparition et de suivre la propagation d'une dégradation (ou d'un évènement), apparue en périphérie du réseau [23]. Ce dernier point peut paraître anodin, mais c'est tout l'inverse, puisqu'il rend compte à lui seul d'un inconvénient majeur. En effet, ce capteur doit nécessairement être implanté dans la zone la plus sollicitée fonctionnellement, en termes de déformations, ce qui signifie qu'il faut l'avoir identifiée au préalable. A cela s'ajoute d'autres contraintes liées à son insertion dans les process de fabrication (RTM, …) puisqu'il doit être intégré dès la phase d'élaboration de la structure, ce qui risque de nuire à son intégrité lorsque que le diamètre de la fibre optique du FBG est supérieur à celui des renforts, à la minutie du soudage entre un FBG et son connecteur afin d'obtenir une liaison de qualité, critère absolument indispensable pour garantir la récupération des données (informations), aux coûts associés du capteur (FBG = 300€), de l'analyseur de spectre optique employé, du post traitement réalisé, ainsi que de la compétence et du savoir-faire des opérateurs.

En revanche, ces capteurs répondent particulièrement bien aux problématiques liées au génie civil puisqu'ils peuvent être utilisés en série sur une fibre unique (dont la longueur peut être de plusieurs centaines de mètres), avec une résolution spatiale de l'ordre du centimètre (finesse de détection amplement suffisante).

- ***Thermographie Infrarouge (TIR),***

La thermographie est une technique de mesure spatio-temporelle des flux de rayonnement en provenance d'un corps [24]. Par définition, tout corps dont la température est supérieure au zéro absolu émet un rayonnement thermique de nature électromagnétique, particulièrement dans le domaine infrarouge pour les températures les plus couramment mesurées. Elle permet donc d'obtenir au moyen d'une caméra thermique, la carte de luminance associée à la scène observée (figure 1.17).

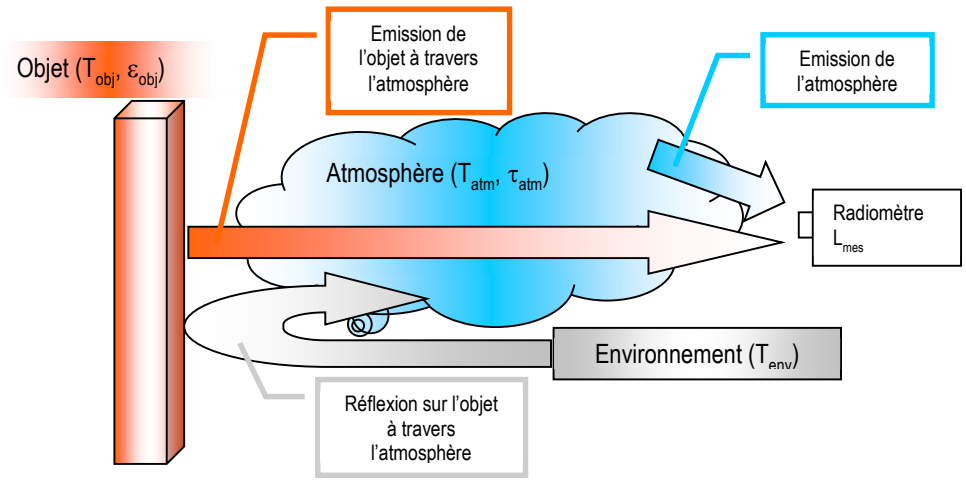


Figure 1.17 *– Illustration de la situation de mesure par thermographie [25].*

Cette figure illustre parfaitement le fait qu'il existe d'autres facteurs environnementaux, qui nuisent à la qualité de ces mesures de rayonnement dans la mesure où leur interaction respective avec l'objet considéré peut être forte. Pour limiter ces biais de mesure, il est impératif de s'assurer de certaines conditions :

- L'objet est considéré comme un corps gris dans la bande spectrale de la caméra. Il est opaque aux longueurs d'ondes utilisées,
- L'atmosphère est à la température T_{atm} homogène et de facteur de transmission τ_{atm}. Il n'y a pas de diffusion par des particules en suspension.
- La caméra est linéaire. Le thermosignal est proportionnel à la luminance mesurée et indépendant de la température de la caméra,
- La surface élémentaire observée est vue sous un angle supérieur à l'angle élémentaire de mesure.
- L'environnement est assimilé à un corps noir à une température constante et uniforme T_{env}.

Ainsi, il devient possible de réaliser une mesure de température en surface, et d'utiliser l'équation fondamentale de la thermographie.

$$L_{mes} = \tau_{atm}\varepsilon_{obj}L^0(T_{obj}) + \tau_{atm}(1-\varepsilon_{obj})L^0(T_{env}) + (1-\tau_{atm})L^0(T_{atm})$$

Où, L_{mes} : Luminance mesurée par la caméra,
τ_{atm} : facteur de transmission,
ε_{obj} : émissivité de l'objet,
$L^0(T_{obj})$, $L^0(T_{env})$, $L^0(T_{atm})$: Luminances énergétiques du corps noir aux températures T_{obj}, T_{env}, T_{atm}

Fort de cette cartographie de luminance, il est possible d'obtenir un thermogramme de cette scène à partir d'un étalonnage préalable, qui nécessite l'utilisation d'un corps noir, dont l'émissivité est parfaitement connue (et proche de 1). L'objectif étant, lors de cette étape d'étalonnage, d'appairer le rayonnement thermique émis par le corps noir à une température fixe, avec sa cartographie de luminance mesurée par la caméra thermique. En réitérant ce protocole pour différentes températures du corps noir, on obtient une courbe d'étalonnage qu'il faut adjoindre à la caméra thermique pour visualiser des cartographies de température.

Cette mesure par thermographie infrarouge est donc une méthode de mesure indirecte.
Dans le cadre du contrôle de santé structure, il n'est pas forcément nécessaire de remonter à cette grandeur physique. En effet, une appréciation qualitative de la variation du rayonnement de la structure suffit à mettre en évidence l'apparition ou le suivi d'une dégradation [26]. Au regard du caractère transitoire de l'apparition d'une fissure ou progressif d'un délaminage, ainsi que de l'orientation des renforts présents dans le matériau, il devient possible d'identifier la nature d'un évènement (sous certaines conditions). C'est d'ailleurs pour sa capacité, quasi temps réel, à délivrer ce diagnostic qualitatif, en visualisant au travers de la caméra un brusque changement que la thermographie infrarouge apparaît davantage comme un moyen d'investigation à cœur. D'autre part, il existe pour le CND d'autres méthodes de thermographie infrarouge dites « actives » [27], dont l'objectif consiste à stimuler la structure à l'aide d'une sollicitation thermique [28], [29] (sous excitation transitoire [30] ou sinusoïdale, voire vibratoire [31], [32], [33] pour détecter la présence de défauts dans la matière. Il n'est alors plus nécessaire d'observer la scène en continue et encore moins d'extraire la structure de son environnement. Malheureusement, l'épaisseur, la nature ainsi que l'orientation des plis du composite sont autant d'éléments qui peuvent altérés la détection par TIR.
Quoiqu'il en soit, sa facilité d'utilisation, sa simplicité de mise en œuvre, et l'évolution des capteurs optiques font de cet outil un moyen de pré-diagnostic macro, rapide, qui permet de localiser l'apparition d'évènements, pour un budget d'investissement de l'ordre de 30 à 40 k€. C'est un moyen répandu dans l'industrie aéronautique, notamment pour le contrôle automatisé des carlingues d'avion, où les surfaces à contrôler et les dégradations à détecter sont en parfait accord avec ses capacités.

Comme nous l'avons évoqué au début de ce chapitre, cette liste de moyens d'investigation « à cœur » ne fait pas référence aux méthodes en cours d'élaboration auprès de laboratoires de recherche, mais véritablement à celles qui sont exploitées dans l'industrie du transport et pour lesquelles il devient possible de détecter, de suivre, de localiser des non-conformités ou des dégradations. Mais alors que ces moyens s'intéressent à l'origine du phénomène physique qui leur donne naissance, d'autres s'interrogent sur leurs conséquences, à plusieurs plis de leur lieux d'apparition, notamment à la surface de la structure.

1.2.2 Investigation en surface

L'investigation « en surface » s'attache à détecter, en surface, d'éventuelles informations permettant de trahir la présence d'une dégradation au sein de la structure, sans pour autant identifier sa localisation entre plis.

- ***Stéréocorrélation d'images,***

Un système de vision stéréoscopique est un système de mesure optique constitué de 2 caméras, solidaires l'une de l'autre, qui permet d'obtenir le champ de déplacement d'un objet animé d'un mouvement quelconque, à partir d'une séquence d'images.
Ce procédé de mesure s'appuie sur le principe de la triangulation pour déterminer les coordonnées spatiales d'un objet à partir d'une paire d'images 2D acquises simultanément à l'aide du capteur de

stéréovision (appariement spatial). On peut ensuite définir son champ de déplacement en soustrayant les coordonnées tridimensionnelles de l'objet, obtenues par triangulation, à deux instants donnés (appariement temporel). Cela suppose, au préalable, que l'objet ait été recouvert d'un mouchetis, motif constitué de gouttelettes de peinture noire dont la taille et la répartition sont aléatoires, de manière à obtenir un encodage surfacique propice à la corrélation d'images. Le déroulement et l'agencement des différentes tâches qui constituent ce protocole de mesure sont décrits selon le synoptique de la figure 1.18, ci-après.

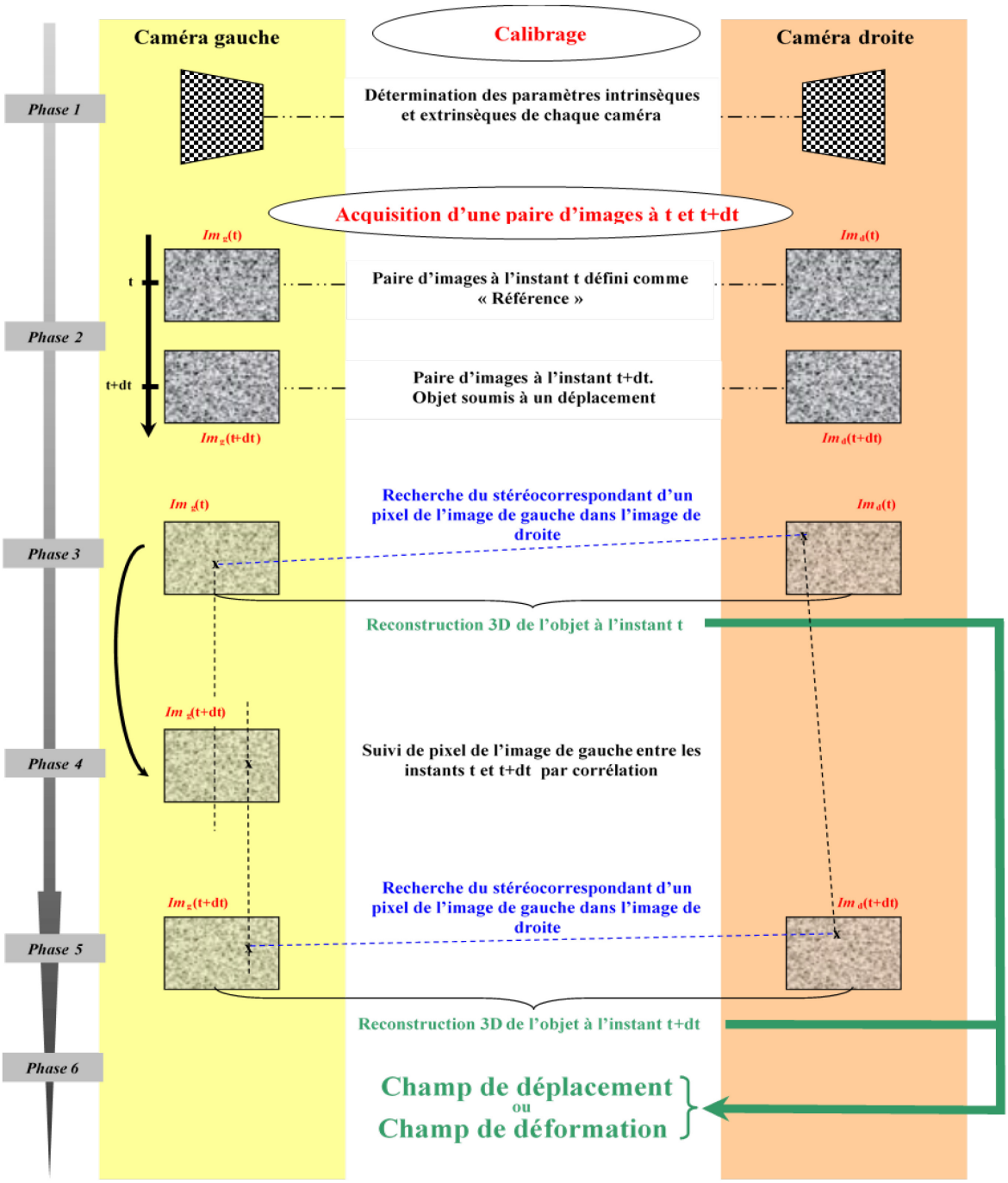


***Figure 1** – Processus de mesure du champ de déplacement*

***Figure 1.18** – Illustration du processus de mesure de champ de déplacement par stéréocorrélation d'images.*

La méthodologie développée en stéréovision pour aboutir à un champ de déplacement à partir d'une séquence de plusieurs paires d'images d'un mouchetis aléatoire, nécessite 4 opérations :

- La première étape consiste à étalonner le système de stéréovision à l'aide d'une mire d'étalonnage (points caractéristiques parfaitement connus) afin de déterminer les paramètres intrinsèques et extrinsèques de chaque caméra, lesquels seront nécessaires lors de la reconstruction 3D de l'objet par triangulation. Ils sont représentatifs de la projection perspective et de l'échantillonnage de l'image par le capteur CMOS.
- La seconde étape consiste à acquérir une séquence de paires d'images de l'objet en mouvement, sous certaines conditions :
    - les points de l'objet considéré doivent être visibles des deux caméras,
    - les caméras et les objectifs sont fixes, ce qui implique qu'aucun des paramètres préalablement déterminés ne doit varier au cours du temps,
    - une distance suffisante doit être respectée entre les caméras afin d'optimiser l'exactitude des mesures de déplacement par triangulation.
- La troisième, est consacrée à la reconstruction 3D de l'objet à partir des images acquises précédemment. Cette étape fait appel à des outils mathématiques tels que la corrélation d'images, la triangulation et l'interpolation subpixel.
- Enfin, la quatrième étape permet d'obtenir le champ de déplacement à l'aide des coordonnées tridimensionnelles des points objet précédemment calculés. A l'aide d'un algorithme approprié il devient également possible de remonter au champ de déformation.

Par ce procédé de mesure optique, il devient possible de quantifier le déplacement de la zone de la structure observée par le capteur de stéréovision, dans un référentiel donné, sans qu'il ne subsiste d'interactions entre ce moyen de mesure et l'élément considéré, et sans qu'il ne soit forcément nécessaire de l'extraire de son environnement [34]. Ce procédé permet donc d'accéder au champ de déplacement de la surface considérée (informations surfaciques), en comparant les coordonnées (X, Y, Z) de chacun des nœuds du maillage expérimental avant et après sollicitation, pour en déduire, le cas échéant, les champs de déformations, et ainsi quantifier et localiser les zones à fort chargement [35]. Cela suppose donc de maintenir le moyen dans une position fixe tout au long de l'essai, pour ne pas intégrer de biais de mesure, et de définir un état de référence, indispensable au bon déroulement du processus. En comparant ainsi cet état de référence à un état contraint lorsque la structure est soumise à une sollicitation (mécanique, thermique, …) ou bien lorsqu'elle présente des dégradations en surface (ou débouchantes), voire plus difficilement à cœur, il est alors possible d'accéder à des déplacements de l'ordre d'une dizaine de µm sur une superficie d'environ 400 cm^2. Mais pour atteindre une telle échelle, il est nécessaire d'apporter un soin particulier à la préparation du support (encodage surfacique de la structure), aux réglages des paramètres optiques, ainsi qu'au processus de calibration, ce qui rend parfois sa mise en œuvre délicate, les post-traitements chronophages, et nécessite par conséquent l'intervention de personnels qualifiés. Dans ces conditions, et pour un coût d'investissement de l'ordre de 100 k€, **ce moyen s'inscrit davantage dans un processus de validation de prototypes (dédié aux Métiers de R&D) que dans celui du contrôle systématique de structure en production**.

➢ ***Photoélasticimétrie,***

La photoélasticimétrie est une méthode de mesure optique dite de champ [36], qui permet de quantifier l'amplitude et la direction des contraintes principales dans la zone étudiée. Le principe physique sur lequel repose cette technique est la biréfringence (ou double réfraction). Certains corps sont naturellement biréfringents, ce qui signifie que lorsqu'ils sont traversés par une lumière plane polarisée, elle se divise en deux composantes parallèles aux axes optiques principaux (ou axes de biréfringence), où l'indice de réfraction passe par des valeurs minimale et maximale (axe des indices ordinaire/extraordinaire ou rapide/lent). D'autres, bien souvent transparents, isotropes et normalement non biréfringents, le deviennent de manière accidentelle, lorsqu'ils sont soumis à un état de contraintes. Les axes principaux de l'état de contraintes correspondent alors aux axes de biréfringence. Dans un cas comme dans l'autre, la manifestation de ce phénomène physique se caractérise par l'irisation du matériau (apparition d'un dégradé de couleur), due au retard (de chemin) optique entre les 2 composantes à la sortie de ce corps biréfringent (figure 1.19).

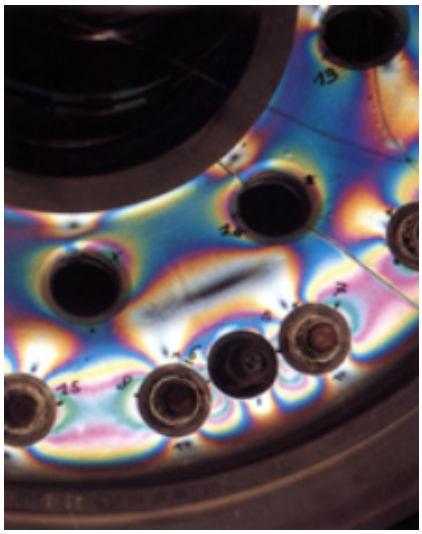


Figure 1.19 *– Visualisation des zones à fort gradient de contraintes [37].*

Dans le cadre du contrôle santé structure, c'est bien le principe de la biréfringence accidentelle qui est recherchée.

De ce fait, les deux composantes de la lumière qui sortent d'une structure, vont vibrer selon des plans orthogonaux (eux-mêmes parallèles aux directions des contraintes principales $\sigma 1$ et $\sigma 2$), à la même fréquence mais déphasées de δ l'une par rapport à l'autre.

$$\delta = c.d.(\sigma_1 - \sigma_2)$$

Ce principe de mesure s'utilise en réflexion, sur des structures réelles recouvertes d'un revêtement photoélastique ou bien en transmission, pour analyser des modèles plans bidimensionnels ou tridimensionnels figés (modèle : représentation physique d'une structure, à une échelle réduite, à l'aide d'un matériau biréfringent). Dans la mesure où l'on souhaite caractériser le comportement mécanique d'une structure existante, la photoélasticimétrie par réflexion est la plus souvent

plébiscitée. L'objectif consiste alors à observer, au travers d'un revêtement biréfringent collé sur la surface d'une structure (à l'aide d'une colle réfléchissante), et à l'aide d'un polariscope circulaire (figure 1.20), l'apparition du phénomène d'irisation lorsque la structure est soumise à une sollicitation mécanique [38].

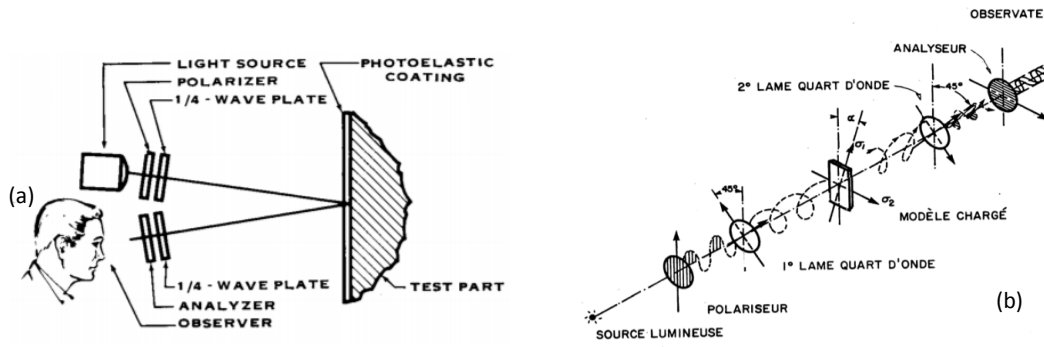


Figure 1.20 *– Illustration du contrôle par photoélasticimétrie en réflexion (a), à l'aide d'un polariscope circulaire (principe de fonctionnement) (b) [39].*

L'intensité lumineuse à la sortie de l'analyseur est alors définie comme suit :

$$I = a.sin^2(2\alpha).sin^2 U \qquad avec \qquad U = \left[\frac{\pi.c.d}{\lambda}(\sigma_1 - \sigma_2)\right]$$

Par conséquent, il apparaît une frange noire (ou une extinction) dès que $\sin^2 U=0$.
Ainsi, lorsque la structure est éclairée en lumière blanche, il apparaît, en quelque sorte, plusieurs fois ce motif d'irisation, espacé de franges sombres (très fines), au fur et à mesure que la sollicitation croît. Chacune d'entre elles définit alors un ordre de frange N, ce qui permet de les relier à la différence des contraintes présentes dans une structure, d'après la relation suivante :

$$(\sigma_1 - \sigma_2)_s = \frac{(1+\vartheta^c)}{(1+\vartheta^s)}.\frac{E^s}{E^c}.\frac{N.f}{2d}$$

Où $(\sigma1-\sigma2)_s$: différence des contraintes principales dans la structure
υ_s et υ_c : coefficient de Poisson de la structure et du revêtement biréfringent.
E_s et E_c : module d'élasticité de la structure et du revêtement biréfringent.
N : ordre de frange
f : valeur de frange
d : épaisseur du revêtement biréfringent.

Ainsi, en comparant un « cliché initial », représentatif de l'état sain de la structure, à un autre « cliché », représentatif d'un état endommagé, il devient possible de détecter la présence d'une dégradation, de suivre son évolution, voire d'identifier sa nature dans certains cas.
Cette méthode de mesure permet donc d'accéder à des informations surfaciques, ce qui confère au système qui lui est dédié la capacité de détecter la présence de défauts, voire de dégradations [40], [41], en localisant puis en quantifiant les zones à fort chargement. Malheureusement, sa mise en œuvre et l'interprétation des résultats nécessitent un réel savoir-faire, tant pour l'élaboration et la mise en forme du matériau biréfringent, que pour l'exploitation des données, et sont extrêmement chronophages. Par ailleurs, la grande sensibilité de ce matériau à la température, à l'hygrométrie, ainsi

qu'à d'autres agents extérieurs (gravillonnage, …) rend cette méthode difficilement envisageable dans des conditions environnementales non maîtrisées comme en production, voire inadaptée à la vie série. Enfin, le coût d'investissement d'un tel système de mesure est de l'ordre de 15 k€.

- ***Interférométrie de Speckle (à dédoublement latéral) : La Shearographie,***

La shearographie, encore appelée interférométrie différentielle de Speckle [42], est une méthode de mesure optique qui permet de mesurer les dérivées spatiales des déplacements dans une direction donnée. Elle s'appuie sur le phénomène de speckle qui se manifeste lorsque la surface de la structure est éclairée par une lumière cohérente (source laser), et présente une rugosité telle, que les variations de chemin optique sont supérieures à la longueur d'onde de la lumière. Au point d'observation, on a la superposition cohérente des ondes diffusées par chaque point de l'objet. Si la longueur de cohérence de la source lumineuse est supérieure aux variations de chemin optique, ces ondes interfèrent entre elles et donnent naissance à une figure d'interférence aléatoire appelée figure de Speckle (figure 1.21).

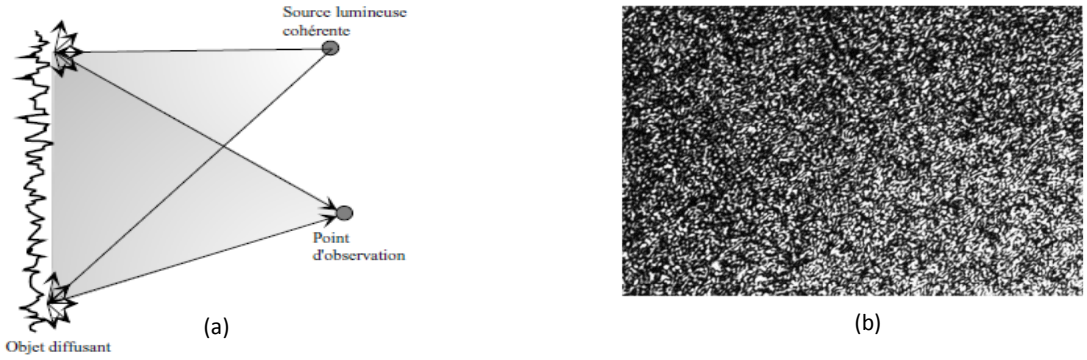


Figure 1.21 *– Illustration du schéma d'observation (a) et de l'image d'une figure de Speckle (b) [43].*

Le principe physique de la shearographie repose donc sur l'interférence de 2 ondes lumineuses cohérentes diffusées par 2 points voisins de la structure à contrôler. Il se forme donc sur la matrice de la caméra, 2 images superposées et très légèrement décalées. Le dispositif le plus couramment employé pour créer ce décalage correspond à l'interféromètre de Michelson (figure 1.22).

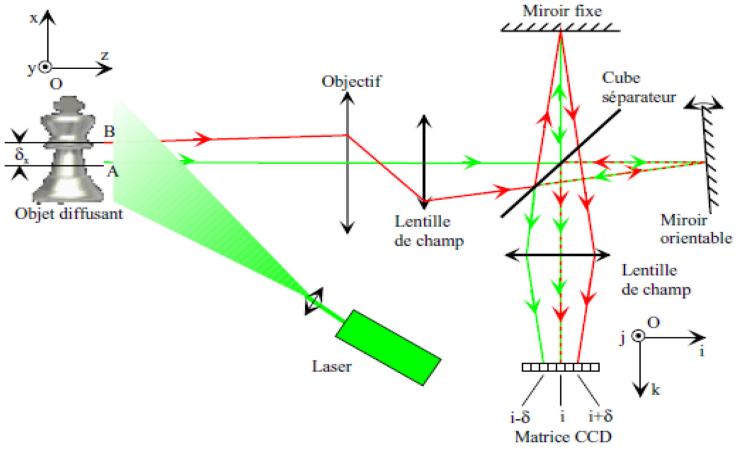


Figure 1.22 *– Schéma de principe [43].*

Ainsi, en imposant une légère rotation à l'un des miroirs, on provoque un léger déphasage φ_s des faisceaux issus de ces 2 points de la structure, espacés de la quantité δ. Lorsque la structure est dans son état de référence, chaque pixel (i,j) de la matrice est le siège d'une interférence à 2 ondes dont l'éclairement I_1 s'écrit :

$$I_1 = \frac{I_0}{2}.[1 + \mathrm{m}.\cos(\Delta\varphi_s)]$$

Avec $\Delta\varphi_s = \varphi_{2-} \varphi_1$ (différence de phase due au décalage des 2 images).

Lorsqu'elle est déformée (sous l'action d'une sollicitation mécanique par exemple, ce même pixel reçoit l'éclairement I_2, qui s'écrit :

$$I_2 = \frac{I_0}{2}.[1 + \mathrm{m}.\cos(\varphi_s + \Delta\varphi)]$$

Avec $\Delta\varphi_s = \varphi(x+\delta x, y+\delta y) - \varphi(x,y)$

Où $\Delta\varphi$ représente la variation de phase entre les 2 points de la structure, espacées de δ, avant et après déformation de la structure.
En raisonnant à présent à l'échelle de la structure, lorsque l'on effectue la différence entre les 2 images représentatives de l'état de référence et de l'état déformé, on obtient une image d'intensité faisant apparaître des pseudo-franges (figure 1.23), où un pixel de cette image correspond à la différence de phase $\Delta\varphi$ entre 2 points de la structure espacés de δ.

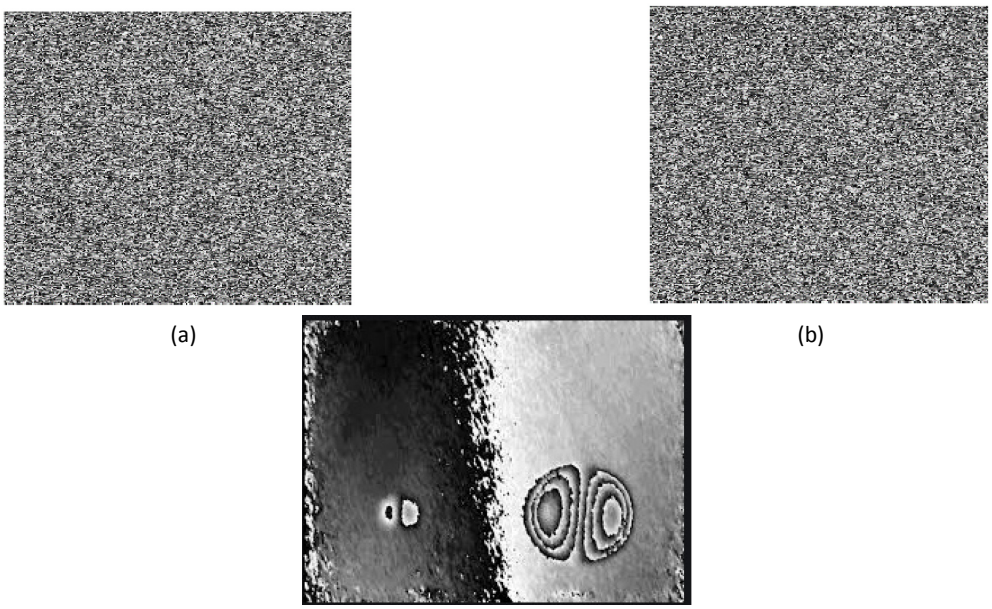


Figure 1.23 *– Illustration d'une mesure de dérivée spatiale des déplacements hors plan par shearographie, dont la carte de phase (c) est obtenue en soustrayant l'état déformé (b) à l'état de référence (a) [44].*

La sollicitation qui mène à l'état déformé de la structure peut être de différentes natures (mécanique, thermomécanique, thermique, …) [45]. Dans le cadre du contrôle non destructif [46], où l'objectif consiste à mettre en évidence la présence d'un défaut (porosité, inclusion…) présent à l'issue de la phase d'élaboration d'un composite par exemple, l'excitation thermique est souvent privilégiée, en raison de sa simplicité de mise en œuvre. Il y a donc un réel besoin d'apporter une excitation externe pour rendre observable ces défauts initialement présents dans la structure. De même lorsqu'il s'agit

de détecter l'apparition ou d'effectuer le suivi d'évènements dans la structure tels que des dégradations [43], [47] (fissures, délaminages, …), puisque la structure présente alors des discontinuités locales liées à leurs présences. Cela se traduit par des ponts thermiques (donc des déformations locales) dont la taille et la localisation surfacique permettent d'appréhender la nature de la dégradation. Cette méthode de mesure permet d'accéder à des informations surfaciques (dérivées spatiales des déplacements) quasiment en temps réel, avec une résolution spatiale extrêmement fine (de l'ordre de λ/10 voire davantage). Mais bien que sa mise en œuvre soit plutôt aisée et que ses post-traitement soient automatisés et rapides, le moyen de mesure qui lui ait associée, d'un coût d'investissement d'environ 60k€, requiert des compétences spécifiques, tant du point de vue sécuritaire, en raison de la classe des sources lasers utilisées, que du point de l'interprétation des résultats, ce qui nécessite la présence de personnels qualifiés.

- ***Analyse modale expérimentale (EMA),***

L'analyse modale expérimentale est une méthode de mesure qui permet de décrire le comportement dynamique d'une structure lorsqu'elle est soumise à une excitation artificielle. Elle permet donc d'accéder au comportement modal d'une structure au travers de ses modes propres, où chacun d'entre eux est alors caractérisé par une fréquence de résonance f_R, un facteur d'amortissement ξ, et une déformée modale (traduit la manière dont la structure se déforme).
Ces paramètres modaux sont ensuite utilisés pour :

- Optimiser la qualité d'un modèle numérique lors de corrélations numérique/physique et ainsi prédire l'évolution de la structure qu'il décrit, au cours de chargements spécifiques réels,
- Détecter, localiser voire identifier la nature d'un problème structurel (rupture d'un pont, d'une poutrelle, …) au regard de zones soumises à de forts déplacements.

D'un point de vue expérimental, cela permet de qualifier la capacité d'une structure à répondre à un stimulus. Mais pour rendre compte de son comportement dynamique avec justesse, il est absolument nécessaire de disposer d'une multitude d'informations représentatives de son comportement dynamique local, ce qui nécessite de définir plusieurs points de mesure et au moins un point d'excitation (figure 1.27).

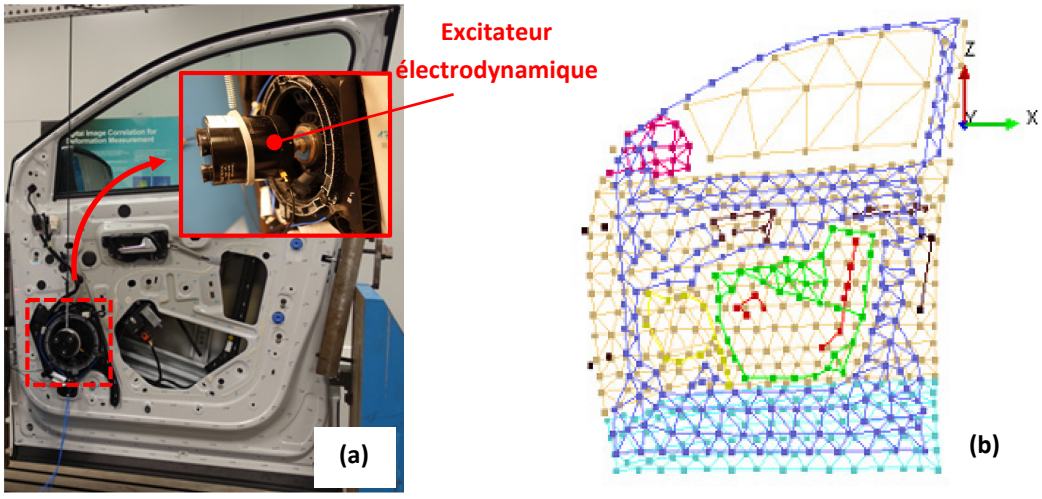


Figure 1.27 *– Illustration de la problématique : Structure instrumentée (a) – Maillage expérimental dense associé (b).*

Ainsi, cette représentation s'apparente à un système multi-sorties/ mono-entrée (figure 1.28), où chaque $h_{ij}(t)$ correspond en quelque sorte à une fonction de transfert locale de la structure, dépendante de l'emplacement du couple de points « mesure (y_j)/excitation (x_i) ».

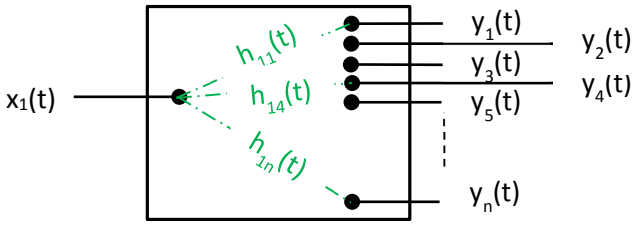


Figure 1.28 *– Illustration du phénomène.*

En exprimant ces représentations locales dans le domaine de Fourrier, on obtient pour chacune d'entre elles la Fonction de Réponse en Fréquence (FRF) associée aux points de mesure y_j et d'excitation x_i considérés, comme suit :

$$FRF_{ij}(f) = \frac{Y_j(f)}{X_i(f)}$$

Ces FRF prennent la désignation de réceptance, de mobilité ou d'inertance, en fonction de la grandeur physique observée en sortie (déplacement, vitesse ou accélération), et s'expriment en m/N, $m.s^{-1}/N$ ou $m.s^{-2}/N$ lorsque l'unité d'entrée correspond à un effort (figure 1.29).

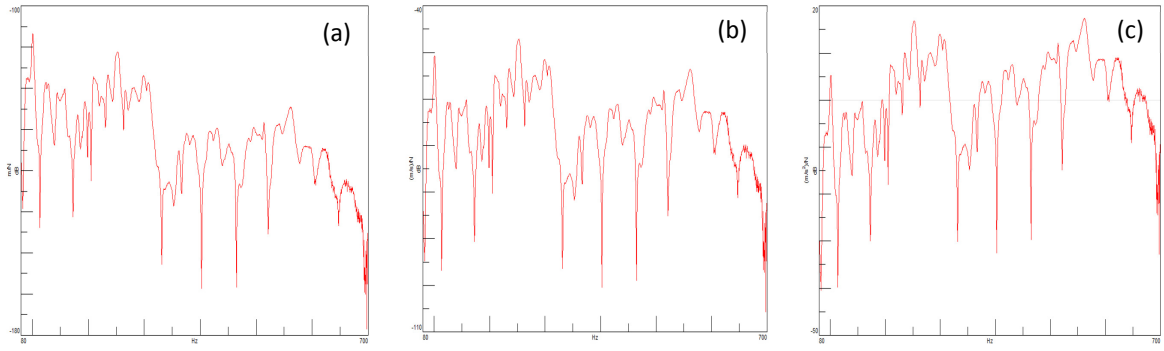


Figure 1.29 *– Illustration d'une FRF associée à un réceptance, une mobilité ou une inertance.*

Dans bien des cas, la complexité géométrique de certaines structures nécessite de « recouvrir » leur surface à l'aide d'un nombre de capteurs conséquent, en les répartissant de manière à obtenir un maillage expérimental représentatif de leur géométrie. Ainsi, la pertinence et la robustesse de ces paramètres modaux dépendent en majeure partie de la discrétisation du maillage expérimental et de la maîtrise des conditions aux limites. Mais cela représente des coûts en termes de temps d'instrumentation et d'acquisition. Il est donc nécessaire de délimiter les bornes fréquentielles minimale (f_{MIN}) et maximale (f_{MAX}) du domaine d'étude d'une part, puis de déterminer le nombre de points de mesure suffisant pour apprécier avec confort, mais au juste nécessaire, la déformée modale de l'harmonique de plus haut degré d'autre part. Ce qui revient à définir la résolution spatiale du maillage expérimental.

En moyennant ensuite toutes les FRF, représentatives du comportement local de la structure en chacun des nœuds du maillage expérimental, il devient alors possible d'estimer, à partir d'un diagramme de stabilisation, le contenu de sa base modale, et ce, à l'aide de méthodes d'identification dédiées telles que :

- LSCE : Least Square Complex Exponential (domaine temporal),
- LSFD : Least Square Frequency Domain (domaine fréquentiel),
- POLYMAX (domaine fréquentiel),
- …

Ainsi, quel que soit le domaine d'étude (temporel ou fréquentiel) considéré, les capteurs utilisés ou bien encore les hypothèses liées à ces algorithmes, il est possible d'estimer, aux incertitudes près, les paramètres modaux inhérents à une structure, dans un état donné à un instant t. Cela signifie donc qu'ils dépendent de la géométrie de la structure, du matériau qui la constitue et surtout de l'état dans lequel elle se trouve, ce qui, comme l'illustre bon nombre de travaux menés dans le génie civil [48], [49], [50], constitue un outil de détection de dégradations à moindre coût pour certains ouvrages (pont, plateforme offshore, systèmes en rotation, …).

Cette méthode de mesure permet d'accéder à des grandeurs physiques mesurables en surface, qui traduisent l'évolution interne de la structure, et qui s'explique par l'apparition et la propagation de dégradations, mais également par l'évolution de ses conditions d'encastrement et environnementales. Côté instrumentation, 2 pistes sont envisageables. La première fait référence à l'utilisation de capteurs classiques (accéléromètres), ce qui permet de réduire considérablement les coûts d'instrumentation (300€/capteur), et ce, même s'il est préférable de disposer d'un certain nombre d'entre eux pour ne pas souffrir d'un nombre de montage/démontage trop conséquent. La seconde, s'oriente vers des moyens de mesure optique (vibromètres laser), donc sans contact, quasi autonomes mais très onéreux (de 90k€ à 450k€), dont l'objectif est de focaliser le(s) faisceau(x) laser en chacun des nœuds du maillage expérimental préalablement défini, pour réaliser une mesure. Bien que les durées d'acquisition soient courtes (quelques dizaines de seconde/point de mesure), l'essai reste chronophage au regard du nombre de points de mesure nécessaire, leur mise en œuvre ainsi que les post-traitements associés nécessitent du personnel qualifié, et les résultats peuvent être entachés d'un biais de mesure lié à l'interaction capteur/structure si l'on s'oriente vers une solution classique. En revanche, cette méthode ne nécessite pas forcément d'extraire la structure de son environnement.

En conclusion, ces méthodes d'investigation (§1.2.1 et §1.2.2) sont utilisées unitairement ou bien en complément l'une de l'autre, pour répondre à une problématique propre au secteur industriel qui les emploie. Chacune d'entre elles permet donc d'accéder à un niveau d'information qui lui est propre, au regard des contraintes qu'elle impose, ce qui explique qu'**il n'existe pas à l'heure actuelle de méthode universelle, mais véritablement plusieurs méthodes complémentaires**. Pour s'en convaincre, observons le tableau comparatif de ces méthodes en fonction des critères que nous impose notre CDC.

Tableau 1.2 *– Spécificités attenantes aux secteurs aéronautique et automobile.*

Méthode de Mesure		Coûts	Durée du contrôle	Niveau de formation	Seuil de détectabilité	Domaine ciblé	Spécificités des dégradations	Mode de détection	Démontage de la structure	Interaction cible/capteur
Investigation à cœur	**Ultrasons**	45k€	1 J	élevé	Fissuration intralaminaire	R&D, production, vie série	Localisation, taille profondeur	A	N	O
	Emission Acoustique	45k€	3 J	élevé	Rupture matricielle	R&D, production, vie série	Localisation	P	N	O
	Tomographie RX	500k€	2 J	élevé	Rupture matricielle	R&D, production, vie série	Localisation, taille, profondeur	A	O	N
	Fibre à Réseau de Bragg	35k€	1J	élevé	Rupture matricielle	R&D, production, vie série	Localisation	P	N	O
	Thermographie Infrarouge	35k€	1 J	élevé	Fissuration intralaminaire	R&D, production, vie série	Localisation, taille	A	N	N
Investigation en surface	**Stéréocorrélation d'images**	100k€	3 J	élevé	Délaminage avancé	R&D	Localisation	P	N	N
	Photoélasticimétrie	20k€	3 J	élevé	Délaminage avancé	R&D	Localisation	P	O/N	O
	Shearographie	60k€	1 J	élevé	Délaminage avancé	R&D, production, vie série	Localisation, taille	A	O/N	N
	Analyse Modale Expérimentale	35k€	3 J	élevé	Délaminage prononcé	R&D	Taille	A	N	O/N
Cibles :		**<50€**	**<10s**	**sans**	**Fissuration intralaminaire**	**R&D, production, vie série**	**Taille, profondeur**	**A**	**N**	**O/N**

Ainsi, bon nombre de ces méthodes, pour ne pas dire toutes, font référence à des moyens de mesure complexes, onéreux, nécessitant certaines compétences, avec des durées d'acquisition ou de post-traitement parfois rédhibitoires, sans omettre, pour certaines d'entre elles, le besoin d'extraire la structure de son environnement. Autant d'éléments qui vont à l'encontre de l'objectif que nous nous sommes fixés. Il convient donc d'aborder la problématique sous un autre angle, et pour cela, pilotons cette réflexion au travers de ce que nous cherchons à identifier plutôt que par les moyens que nous avons à notre disposition.

1.3 Démarche proposée

Pour rappel, l'idée première consiste à **caractériser l'état de santé d'une structure en composite thermodurcissable à l'aide de moyens de mesure industriels, en fonction des contraintes actuelles imposées par le secteur automobile**. Cela signifie qu'il faut être capable, en premier lieu, d'identifier le type de dégradation présent dans la structure, ce qui revient à déterminer sa nature ainsi que sa localisation. Ensuite, il faut définir un champ d'investigation pertinent (au travers d'une grandeur physique) qui va permettre d'établir un lien fort entre le suivi de ces dégradations (fissuration intralaminaire, délaminage) et l'évolution de cette grandeur physique. Cela revient donc à suivre l'endommagement de la structure, de l'échelle mésoscopique jusqu'à l'échelle macroscopique.

Pour cela, il existe une discipline qui devrait se prêter tout particulièrement à ce type d'investigation : l'analyse vibratoire, qui, associée aux techniques d'analyse modale expérimentale voire opérationnelle, permet de décrire, à un instant t, la manière dont la structure va répondre à une excitation spécifique. L'idée consiste alors à **établir un lien entre les paramètres modaux** (tels que la fréquence de résonance, le facteur d'amortissement et la déformée modale) **de chacun des modes propres et la nature des dégradations présentes au sein de la structure pour traduire son état d'endommagement.**

C'est une méthode qui est employée depuis des décennies, pour prévenir et déclencher la maintenance d'ouvrages (ponts, monuments), de systèmes mécaniques spécifiques (turbines électriques, machines-outils, …), où l'on cherche à détecter l'apparition d'un évènement majeur ou d'un franchissement de seuil d'alerte afin de prévenir d'un risque d'effondrement ou de rupture.

Cette méthode devrait répondre à notre besoin. En effet :

- elle permet d'effectuer une remontée d'échelle dans la mesure où l'on cherche à apprécier, à l'échelle de l'éprouvette, l'apparition d'une perturbation locale (dont la nature et la taille sont à définir), tout en conservant son indépendance vis-à-vis du lieu d'apparition et de propagation de la dégradation.
- elle nécessite l'utilisation de **capteurs bon marché** (accéléromètres) ainsi que d'un système d'acquisition faible coût. Rappelons à ce titre, que les moteurs de véhicules automobiles sont équipés en série de capteurs de cliquetis qui ne sont autres que des accéléromètres. Il n'est donc pas inimaginable de prendre en compte ce type de capteur, en sus de ceux déjà existants.
- il serait souhaitable qu'il(s) soi(ent) intégré(s) à la structure, tout comme la source d'excitation. Cela permettrait de minimiser les risques d'erreurs liés à l'opérateur d'une part, et de garantir la reproductibilité de l'excitation et du mesureur en maîtrisant leur localisation (ou emplacement) d'autre part. Au même titre qu'un algorithme dédié au post-traitement de ces données pourrait être implémenté dans le calculateur, ce qui **ne nécessiterait pas de compétences spécifiques de la part de l'utilisateur.**
- elle pourrait **être applicable aux différents Métiers** (validation, production, suivi en clientèle) puisque les équipements de mesure seraient intégrés à la structure.

Ce choix semble pertinent dans la mesure où il devient possible de prendre en compte les contraintes et les spécificités du secteur automobile, tout en faisant apparaître une notion très en vogue aujourd'hui et néanmoins indispensable à l'intégration d'éléments structurants voire semi-

structurants en composite dans les véhicules : le monitoring de structure ou le « SHM » (Structure Health Monitoring) [51], [52], [53], [54].
Ce terme traduit le fait qu'à partir d'une population de capteurs spécifiques, il est possible de **recueillir, quasiment en temps réel** (à la vitesse de propagation des ondes de structure près), **une multitude d'informations provenant de l'apparition d'endommagements**, causés par des chocs, par le vieillissement, par le mode d'utilisation du client, etc …, qui est ensuite analysée in situ afin d'établir un diagnostic de l'état dans lequel se trouve l'organe considéré. Le SHM revêt donc les caractéristiques suivantes :

- Détecter l'apparition d'un évènement (de type dégradation par exemple),
- Quantifier le niveau d'endommagement (définir un seuil d'alerte),
- Localiser son lieu d'apparition ou d'expansion (nature et taille),
- Prédire la durée de vie de la structure.

Dans le cadre de ces travaux, notre démarche est quelque peu différente dans la mesure où nous ne cherchons pas à collecter les signaux véhiculés par la structure (jusqu'aux capteurs) lors de l'apparition d'un évènement (énergie libérée par chaque type de dégradation). En effet, **l'idée consiste à exciter la structure à intervalle régulier, afin d'identifier à chaque contrôle sa base modale, puis à les comparer afin de suivre l'évolution de son comportement modal et par conséquent, de son état de santé**. Ainsi, **sous la simple impulsion d'un stimulus « contrôlé »** (délivré par un actuateur piézoélectrique), **la réponse de la structure est acquise** (par des accéléromètres) **puis transcrite selon un critère de santé spécifique** (dont ces travaux font l'objet), **afin d'identifier l'état d'endommagement de la structure**. **A l'aide d'un tel dispositif**, nous ne sommes plus dans la « simple » collecte d'informations, mais véritablement dans **un processus d'interrogation qui peut avoir lieu dans des conditions propices à la seule détection des dégradations, avec une température, une hygrométrie et des conditions d'encastrement contrôlables** (par des capteurs internes au véhicule), notamment après une longue phase de repos.
De ce fait, la **périodicité de ces contrôles pourrait être portée à quelques jours**, afin d'obtenir une discrétisation accrue de l'état de santé de la structure, **sans pour autant pénaliser l'utilisation du véhicule**, **puisqu'ils s'effectueraient en 2 à 3 secondes**, donc **en toute transparence**.

Mais la mise au point d'une telle méthode nécessite de déterminer sa sensibilité aux endommagements, qu'ils soient précoces, donc dès l'échelle mésoscopique avec l'apparition des premières fissures intralaminaires, ou bien avancés, notamment avec l'apparition de délaminages. Pour atteindre cet objectif, il est préférable de disposer de structures simples au design spécifique, dont l'agencement des plis permet de cibler, quasi unitairement, le type de dégradation souhaité afin de suivre l'évolution de leurs paramètres modaux. De plus, au regard de l'aspect vibratoire que revêt cette méthode et par conséquent du principe physique sur lequel elle repose (§1.2.2 – « Analyse Modale Expérimentale »), il est impératif de maîtriser leur géométrie. En conséquence, **il est indispensable de reproduire le processus de ruine d'une structure automobile en composite stratifiée, en laboratoire, à l'aide d'éprouvettes « calibrées » en termes de dégradations, et d'un moyen de sollicitation représentatif des conditions « naturelles » d'apparition et de propagation des dégradations (sans artifices).**

1.3.1 Choix d'une technique de sollicitation appropriée

Pour valider le cadre de cette étude, il est nécessaire d'identifier la technique de sollicitation la plus représentative, parmi les plus couramment utilisées, qui permettra d'exacerber les mécanismes de fissuration intralaminaire et de délaminage, tout en considérant les contraintes suivantes :

- **Permettre l'initiation de la rupture à partir de défauts existants** (propres à la phase d'élaboration) d'une part, puis **suivre de manière progressive leur propagation** avec une discrétisation accrue d'autre part.
- **Mettre en œuvre les mécanismes de rupture macroscopiques** inhérents à ce matériau composite, **sans ajout d'artifices** (téflon, entaille, …).
- **Favoriser la répartition « naturelle » des dégradations sur toute l'éprouvette.**
- **Ne pas induire d'autres phénomènes physiques** que ceux liés aux dégradations ciblées (hygrométrie, température, échauffement, …).
- **Privilégier l'apparition de dégradations à cœur** et non provoquées en surface par un agent extérieur (vieillissement, impact mécanique ou photonique, …)
- Favoriser l'observation : **accéder à la localisation** et **favoriser le dénombrement des dégradations**, sans nuire à la représentativité de l'essai.
- **Intégrer la notion de conditions aux limites**, au regard des conditions d'assemblage d'une structure sur un véhicule.

Parmi les techniques de sollicitation les plus couramment employées, nous retrouvons celles liées aux essais :

- *de flexion 3 ou 4 points*, mais elle présente une trop forte localisation du dommage [55], [56], [57] ;
- *de fatigue*, avec des durées trop longues, peu propice à l'observation in situ lorsque le système est en fonctionnement, et génère de l'échauffement au sein du matériau [58], [59] ;
- d'impact, avec des dégradations très localisées et instantanées [60], [61] ;
- de flambage, avec des résultats très dispersifs et des essais non reproductibles [62], [63] ;
- *de chargement non uniquement mécanique* (hygrométrie, température, ...), sachant que ces facteurs influents sont volontairement exclus du cadre de ces travaux [64], [65] ;
- *De traction monotone*, qui représente le meilleur compromis [66].

Au regard des exigences portées par cette méthode et des différentes techniques de sollicitation évoquées précédemment, la mise en œuvre d'essais de traction monotone semble mieux adaptée. Pourtant, ce choix n'est pas sans conséquences sur la validité de cette méthode puisque certains thèmes ne seront volontairement pas abordés. En effet, ces travaux n'intègreront pas d'essais de fatigue, ne qualifieront pas sa sensibilité à la concentration de dégradations (essais d'impact), et ne prendront pas en compte l'impact des conditions ambiantes, et ce, malgré la pertinence de leurs interactions respectives sur le comportement modal de la structure. En revanche, ces travaux proposent de caractériser la sensibilité du critère vibratoire à détecter la présence puis la propagation de dégradations dès l'échelle mésoscopique, au cours d'un processus progressif, afin de respecter leurs lieux d'apparition naturelle, initiés par la présence de défauts ou de non-conformités lors de la phase

d'élaboration. Pour cela, il est préférable de disposer de plusieurs jeux d'éprouvettes dont l'orientation des plis permet d'accéder à une dégradation ciblée.

1.3.2 Eprouvettes calibrées en dégradations

Comme nous l'avons clairement indiqué précédemment, l'objectif consiste à établir un lien fort entre l'apparition des dégradations et l'évolution du comportement modal de l'éprouvette. Mais pour mener à bien cette étude et par conséquent être à même d'identifier avec exactitude l'origine des variations comportementales, il est préférable de les appréhender unitairement. Plusieurs plaques sont donc élaborées en four autoclave, au Centre de Recherche de la société HUTCHINSON, à l'aide de ce matériau (pré imprégné UD type MTM-575©). Certaines seront dédiées à la caractérisation matériau (à partir d'un composite UD 10 plis) alors que d'autres, avec des orientations de plis spécifiques, permettront de développer la méthode de contrôle de santé structure à partir de dégradations ciblées. L'orientation et l'agencement des plis des plaques dédiées à l'élaboration du critère de santé sont définis comme suit :

- UD 10 plis
- $[0_2,90_4]_S$ 12 plis
- $[0_3,90_3]_S$ 12 plis
- $[0_2,+45_2,-45_2]_S$ 12 plis
- $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ 12 plis

Puis, 7 à 8 éprouvettes seront débitées de chacune de ces plaques, élaborée de manière artisanale à l'aide d'un four autoclave.

En fonction de leurs agencements de plis, ces différentes configurations d'éprouvettes doivent nous permettre de maîtriser la cinématique de dégradation, tant par leur nature que par leur propagation. L'objectif est d'associer l'évolution du comportement modal de l'éprouvette à l'apparition puis à la propagation d'un mécanisme de rupture macroscopique ciblé pour élaborer notre critère pas-à-pas. Puis il s'agira de le valider lors d'une configuration ultime, regroupant l'intégralité des mécanismes de rupture en une seule configuration d'éprouvette.

Pour ce faire, les configurations d'éprouvettes sont ainsi définies :

- $[0_2,90_4]_S$ et $[0_3,90_3]_S$ doivent permettre d'apprécier la sensibilité de notre méthode vibratoire à la détection de dégradations de faibles niveaux (décohésion fibre/matrice et rupture matricielle), sachant que ces mécanismes de ruptures élémentaires ne sont pas retenus dans la suite de ces travaux, mais surtout de **caractériser l'impact de la fissuration transversale** (dans les plis à 90°) sur le comportement modal de notre structure ;
- $[0_2,+45_2,-45_2]_S$ doit apporter un complément d'information sur la fissuration dans les plis orientés à +45° et -45°, mais surtout nous permettre **d'appréhender le délaminage** en bord d'éprouvette, à l'interface de ces plis. Malheureusement, ce cas ne pourra pas être traité en raison d'un problème majeur d'élaboration lié à une orientation des plis non conforme ;
- $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ doit rendre compte de l'ensemble des phénomènes de dégradations préalablement caractérisés, et ainsi permettre d'**apprécier l'impact de la fissuration intralaminaire et du délaminage sur le comportement modal de la structure**.

C'est donc pour ces raisons, que nous avons fait le choix de réaliser de telles plaques, **« calibrées » ou représentatives en termes de dégradations**, afin de mieux appréhender leurs interactions respectives sur les modes propres de nos éprouvettes au fil de leurs apparitions, et ce, de la manière la plus naturelle qui soit (sans insertion d'éléments externes tels que des morceaux de téflon par exemple). Et c'est par le biais de cette démarche, que nous souhaitons **construire un critère de santé,** élaboré autour d'une variable fréquentielle, **représentatif de l'endommagement de la structure**.
L'intérêt de ce critère de santé est motivé par la **remontée d'échelle** qui s'opère **entre la manifestation des dégradations locales** (mésoscopique – macroscopique) **ciblées et l'aspect global** (macroscopique) **de l'information renvoyée par l'éprouvette,** et qui permet de les détecter et d'estimer leur sévérité sans pour autant accéder à leur localisation.

Mais avant d'initier cette démarche, il faut en préambule caractériser ce matériau UD MTM-575 © au travers de plaques UD 10 plis. Ce n'est pas tant l'aspect expérimental lié à l'analyse modale expérimentale de cette approche vibratoire qui requiert cette caractérisation matériau, mais davantage la nécessité de valider les interprétations issues des observations, par la simulation numérique (FE). Pour rappel, nous ne cherchons pas à prédire l'état d'endommagement de nos éprouvettes mais véritablement à diagnostiquer leur état de santé à l'instant t.

1.4 Caractérisation matériau du pré-imprégné UD MTM-575 CYTEC©

Dans le cadre de la caractérisation matériau de notre composite pré-imprégné pur UD (verre E – Epoxy), dont le comportement correspond à celui d'un matériau orthotrope de révolution (ou isotrope transverse), il nous faut impérativement estimer/identifier 5 paramètres : E_1, E_2, υ_{12}, G_{12} et G_{23}. Ces modules (ou constantes de l'ingénieur) correspondant respectivement aux modules de Young longitudinal E_1 et transversal E_2, au coefficient de Poisson υ_{12} puis aux modules de cisaillement G_{12} (dans le plan) et G_{23} (hors plan). Les indices qui y sont associés correspondent à l'orientation des renforts (ou fibres de verre continues), présents au sein de l'éprouvette, dans le repère matériau (1,2,3) de la figure 1.30.

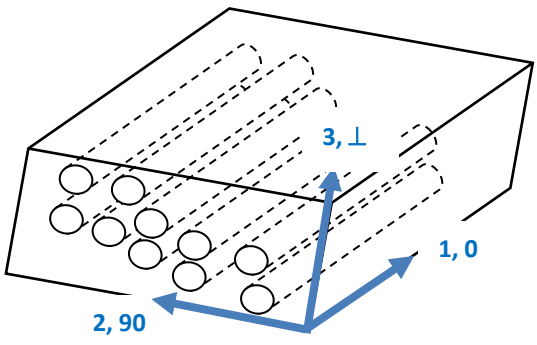


Figure 1.30 *– L'axe 1 est orienté selon la direction des fibres de l'UD, l'axe 2 suivant la direction transversale et l'axe 3 selon l'épaisseur de la plaque.*

Les axes de l'éprouvette sont quant à eux définis selon le repère (X, Y, Z), comme l'illustre la figure 1.31.

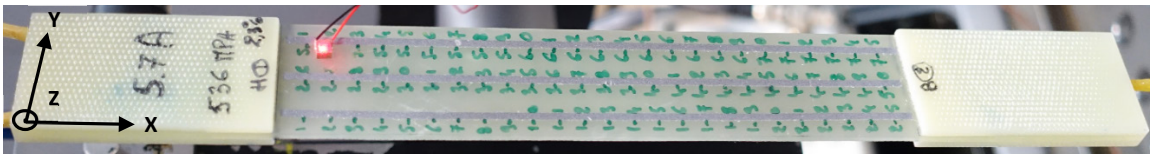


Figure 1.31 *– L'axe X correspond à la direction de traction de l'éprouvette. De ce fait, le repère matériel (1, 2, 3) s'aligne sur le repère (X, Y, Z) dans le cas d'une éprouvette UD orientée à 0°.*

Par soucis de clarté et de simplicité, nous adopterons, tout au long de ce manuscrit, et pour les cinq constantes préalablement citées (E_1, E_2, υ_{12}, G_{12} et G_{23}), les notations suivantes :

$E_0 = E_1$: Module de Young longitudinal
$E_{90} = E_2$: Module de Young transversal
$\upsilon_p = \upsilon_{12} = \frac{E_{/\!/}\upsilon_{21}}{E_{\perp}}$: Coefficient de Poisson dans le plan (1,2)
$G_p = G_{12}$: Module de cisaillement dans le plan (1,2)
$G_{\perp} = G_{23} = G_{13}$: Module de cisaillement hors plan

Ces modules (ou constantes de l'ingénieur) sont estimés en premier lieu au travers d'essais mécaniques normalisés (essais de traction monotone), puis nous confronterons ces résultats à ceux obtenus à l'aide de la méthode pendulaire (pendule sympathique) et de la méthode vibratoire (à l'aide d'un excitateur électrodynamique).

1.4.1 Essais de traction monotone

Ces caractérisations mécaniques s'effectuent à partir de 3 plaques UD 10 dans lesquelles sont découpées, à l'aide d'une scie diamantée, 7 éprouvettes (par plaque). Chaque lot d'éprouvettes correspond à une orientation bien spécifique des fibres qui les constituent.

- Lot 1 : 7 éprouvettes dont les fibres sont orientées à 0°, soit selon l'axe X,
- Lot 2 : 7 éprouvettes dont les fibres sont orientées à 90°, soit selon l'axe Y,
- Lot 3 : 7 éprouvettes dont les fibres sont orientées à 45° de l'axe X.

Ainsi, le 1er lot d'éprouvettes permettra d'identifier E_0 et υ_p, le second lot E_{90} puis le troisième lot G_p. $G_{\perp}$ fera, quant à lui, l'objet d'essais de compression hydrostatique.

Pour des raisons liées à l'élaboration des plaques, chacune d'entre elles est amputée d'une bande de 5 cm sur toute sa périphérie afin d'éviter les phénomènes de bord où l'épaisseur de la plaque n'est plus considérée comme uniforme. Après repérage de l'orientation des renforts, deux bandes de composite stratifié, d'une largeur de 5 cm, sont collées de part et d'autre de chacune des plaques, en guise de talons. Les éprouvettes sont ensuite découpées puis rectifiées de manière à respecter les cotes « entre mors » (L = 230 mm et l= 25,4 mm). Une attention toute particulière est apportée au collage des talons, de manière à ce que la colle ne migre pas vers la partie utile de l'éprouvette.
Elles sont ensuite positionnées entre les mors d'une machine de traction INSTRON afin d'y subir des essais de traction monotone.

L'objectif consiste à solliciter les éprouvettes sous forme d'incréments de charge/décharge croissants, afin de mesurer, à l'aide d'un extensomètre mécanique ou optique (AVE) voire d'une jauge de déformation, leurs allongements relatifs selon les directions 1 et 2, jusqu'à rupture (figure 1.32).

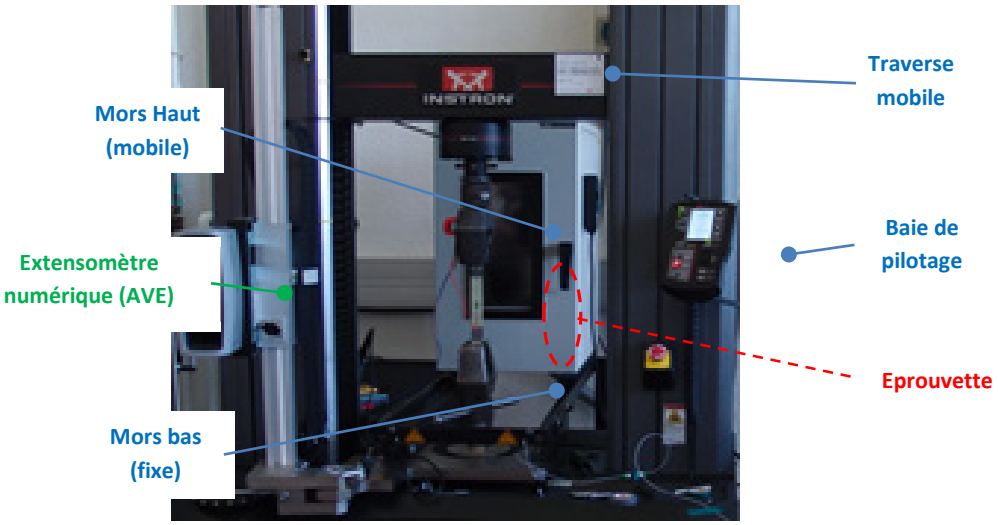


Figure 1.32 *– Illustration du banc de caractérisation Matériau (INSTRON).*

En parallèle, nous acquérons également l'effort appliqué, ce qui nous permet, connaissant la section initiale de nos éprouvettes, d'estimer la contrainte de traction tout au long de l'essai. A l'aide de cette instrumentation, nous obtenons les courbes contraintes/déformations nominales indispensables pour identifier les modules E_0, E_{90}, υ_p et G_p, caractéristiques du comportement d'un matériau isotrope transverse ou orthotrope de révolution (figure 1.33).

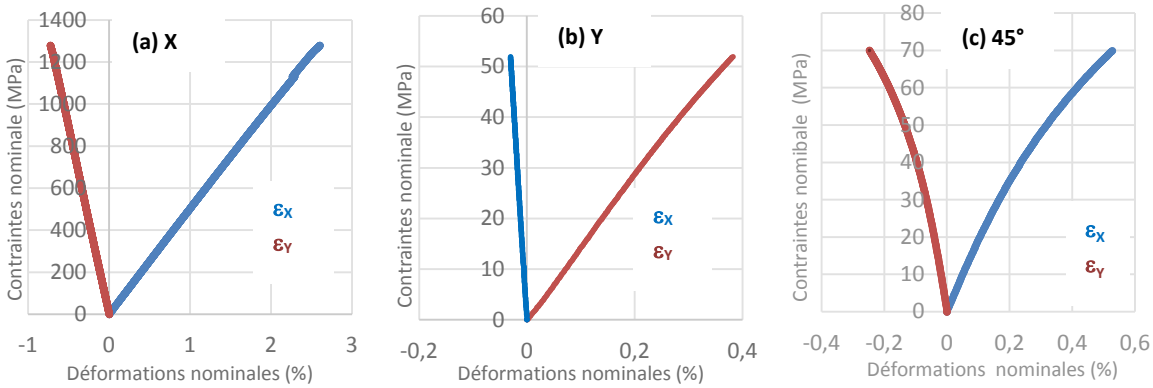


Figure 1.33 *– Courbes de réponse macroscopique dans le repère (X, Y, Z) de l'éprouvette. Les renforts sont alignés suivant l'axe X (a), l'axe Y (b) et à 45° de l'axe X de l'éprouvette.*

En revanche, il ne sera pas possible de caractériser le module de cisaillement $G_\perp$ lors d'essais de compression hydrostatique dans la mesure où l'épaisseur des plaques ne permet pas d'utiliser le moyen d'essai associé. La valeur de ce paramètre sera donc extraite de la littérature. Les résultats issus des caractérisations mécaniques sont récapitulés dans le tableau ci-dessous (tableau 1.3).

Tableau 1.3 *– Estimation des paramètres matériau.*

	E_0 (GPa)	E_{90} (GPa)	G_p (GPa)	υ_p	σ_{R0} (MPa)*	ε_{R0} (%)**	σ_{R90} (MPa)*	ε_{R90} (%)**
UD_{10}	47,2(5)	13,7(3)	7,1(3)	0,28	1336(26)	2,7(2)	47(2)	0,35(3)

(*) σ_{R0}, σ_{R90} : Contraintes à rupture obtenues à l'issue d'essais de traction selon les directions X et Y.
(**) ε_{R0}, ε_{R90} : Déformations à rupture obtenues à l'issue d'essais de traction selon les directions X et Y.

Les valeurs associées à chaque module sont conformes à celles relevées dans la littérature (tableau 1.4), à l'exception du module de cisaillement plan G_p qui pourrait paraître un peu élevé pour ce type de composite, mais qui s'inscrit tout de même dans l'intervalle de tolérance, comme en témoigne le tableau ci-dessous.

Tableau 1.4 *– Caractéristiques Matériau d'un pré-imprégné UD Epoxyde/fibre verre E [2].*

			Verre E	Verre R	Carbone HM	Carbone HR	Kevlar 49
Solutions exactes de problèmes particuliers	E_L (mélanges)	(GPa)	45,2	53,0	229,4	157,4	82,4
	ν_{LT} (mélanges)		0,25	0,25	—	—	—
	ν_{LT} expérimental		0,31	0,31	0,32	0,32	0,34
	G_{LT} (9.75)	(GPa)	4,57	4,67	5,14	5,06	4,83
	K_L (9.76)	(GPa)	8,98	9,15	10,10	10,02	9,88
	$G_{TT'}$ (9.77)	(GPa)	3,96	4,02	4,32	4,27	4,13
	E_T (9.24)	(GPa)	10,8	11,0	12,0	11,9	11,5
Approches simplifiées	E_T (9.88)	(GPa)	8,05	8,13	8,50	8,45	8,30
	G_{LT} (9.75)	(GPa)	3,11	3,14	3,28	3,26	3,19
Bornes (9.40) à (9.44)	K_{L-} $(= K_L)$	(GPa)	8,98	9,15	10,10	10,02	9,88
	K_{L+}	(GPa)	22,1	25,4	120	84	50
	$G_{TT'-}$ $(= G_{TT'})$	(GPa)	3,96	4,02	4,32	4,27	4,13
	$G_{TT'+}$	(GPa)	11,2	12,9	52,6	36,4	19,7
	G_{LT-} $(= G_{LT})$	(GPa)	4,57	4,67	5,14	5,06	4,83
	G_{LT+}	(GPa)	13,9	16,2	62,3	43	22,2
	E_{T-} $(= E_T)$	(GPa)	10,8	11,0	12,0	11,9	11,5
	E_{T+}	(GPa)	28,5	32,9	137	95	52

Cela étant, il pourrait être intéressant de valider la méthode d'identification précédemment utilisée (essais de traction monotone) en confrontant la valeur de G_p trouvée à celles induites par d'autres méthodes, disponibles au Centre des Matériaux, telles que la méthode des pendules sympathiques et l'analyse vibratoire. Ce choix repose sur le fait que ces 3 méthodes sont totalement décorrélées, tant par les moyens de mesure qu'elles mettent en œuvre que par la grandeur physique qu'elles mesurent pour estimer G_p.

1.4.2 Pendules sympathiques

La méthode pendulaire est fondée sur le principe des pendules sympathiques de F. SAVART, et l'appareillage de mesure a été proposé par P. LE ROLLAND et P. SORIN [67]. L'éprouvette est encastrée à une extrémité dans un bâti rigide et l'autre extrémité est fixée à une traverse. Cette traverse supporte deux pendules identiques. Lorsque l'un des pendules est écarté de sa position d'équilibre et se met à osciller, son énergie d'oscillation est transmise au second pendule par l'intermédiaire de l'éprouvette qui travaille en flexion. Alors que l'amplitude du premier pendule diminue puis s'annule, le second pendule se met à osciller. Dans le cas d'un matériau peu amortissant, les oscillations des pendules alternent : l'un s'arrête quand l'autre se trouve à amplitude maximale, ils sont alors appelés « pendules sympathiques » (figure 1.34).

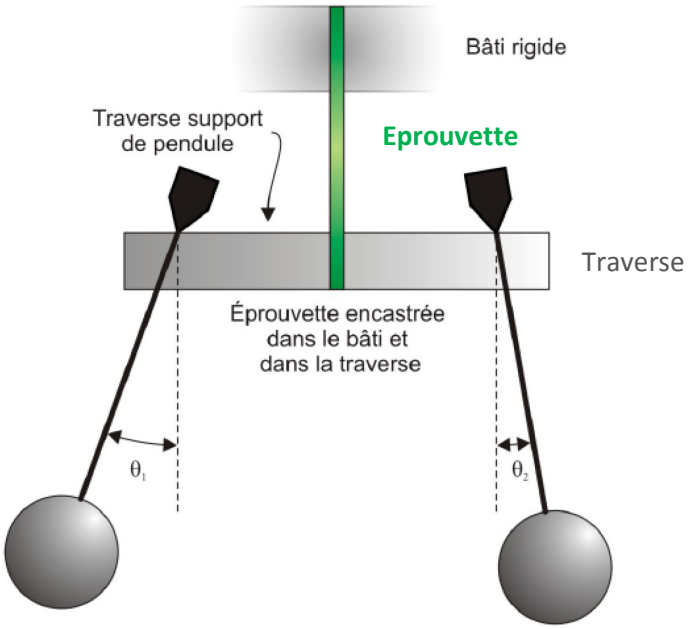


Figure 1.34 *– Montage illustrant les « pendules sympathiques » [68].*

La période τ séparant deux arrêts successifs d'un même pendule permet de mesurer le module de Young d'une éprouvette homogène isotrope d'après la relation suivante :

$$E = \frac{(a.\tau - b)}{I}$$

Où a et b sont des constantes du montage, et I le moment quadratique de notre éprouvette.

Ainsi, au regard de certaines interrogations, notamment celle concernant la valeur du module de cisaillement G_p, il nous a semblé judicieux d'estimer, de nouveau, ces constantes de l'ingénieur à l'aide de cet élasticimètre (ou pendules sympathiques). Pour ce faire, 9 éprouvettes sont nécessaires : 3 sont orientées à 0° (sens des fibres), 3 à 90° (perpendiculaire aux fibres), et enfin 3 autres à 45°.

Dans le cadre de ce moyen de mesure, il est important que la largeur des éprouvettes n'excède pas 10 mm, dans la mesure où cette cote maximale correspond à l'écartement maximal des mors. Malgré l'attention particulière portée à la découpe des éprouvettes, elles ne sont pas exactement rectangulaires, et on observe des écarts de l'ordre de 0.05 mm d'une extrémité à l'autre. Il en est de même concernant leur épaisseur, puisque comme nous l'avons évoqué précédemment, les plaques sont élaborées de manière artisanale et présentent un effet peau d'orange sur l'une de leurs faces.
Pour tenir compte de ces dispersions géométriques, la largeur et l'épaisseur de chaque éprouvette sont estimées à partir de 3 mesures dimensionnelles, réalisées respectivement aux extrémités puis au centre. Cela permet de rendre compte d'un moment quadratique « moyen » par éprouvette, représentatif de leurs écarts géométriques respectifs.
Les valeurs des modules E_0, E_{90} et E_{45} (module de Young estimé à partir de renforts orientés à 45° de l'axe X de l'éprouvette) sont indiquées dans le tableau ci-dessous en fonction de chaque éprouvette (tableau 1.5).

***Tableau 1.5** – Estimation des modules E_0, E_{90} et E_{45} par la méthode des pendules sympathiques.*

	Indice d'éprouvette				
	1	**2**	**3**	**Moyenne**	**Ecart-type**
E_0 (GPa)	47,3	47,4	46,9	47,2	0,2
E_{90} (GPa)	13,3	14,3	13,6	13,7	0,4
E_{45} (GPa)	18,4	19,2	18,2	18,6	0,4

A l'aide de ces valeurs et de l'équation suivante,

$$\frac{1}{G_p} = \left[\frac{4}{E_{45}} - \frac{1}{E_{90}} - \frac{1}{E_0} + \frac{2\upsilon_p}{E_0}\right]$$

On obtient :

G_p= 7,5 ± (0,3.K) GPa où le facteur d'élargissement vaut K=2

L'incertitude type composée associée au module de cisaillement G_p est obtenue à partir de la loi de composition des variances-covariances.
Ces nouveaux résultats corroborent ceux obtenus lors des essais de caractérisation mécaniques précédents. Afin de statuer définitivement sur ces paramètres matériau, nous réalisons une ultime caractérisation à l'aide d'une autre méthode, fondée cette fois-ci sur l'analyse vibratoire.

En conclusion, l'utilisation de ces différentes méthodes a permis d'estimer, toutes ou en partie, les valeurs des paramètres matériau de notre composite d'une part, et aussi de nous rassurer quant à la pertinence du module de cisaillement G_p d'autre part. Les valeurs des constantes répertoriées dans le tableau 1.6 seront utilisées dans le chapitre 4.

***Tableau 1.6** – Estimation des 9 constantes de l'ingénieur.*

E_{11} (GPa)	E_{22} (GPa)	E_{33} (GPa)	G_{12} (GPa)	G_{13} (GPa)	G_{23} (GPa)	υ_{12}	υ_{13}	υ_{23}
47,2(5)	13,7(3)	13,7(3)	7,1(3)	5,5*	5,5*	0,28(1)	0,28(1)	0,28(1)

(*) Pour rappel, la valeur associée au module de cisaillement G_3 (ou G_{23}) est extraite de la littérature.

1.4.3 Conclusion

La nécessité de contrôler l'état de santé d'un élément structurant en composite, dit de sécurité, nécessite l'utilisation d'une ou plusieurs méthodes de mesure dont les exigences et les contraintes technico-économiques ne permettent pas de satisfaire l'ensemble des industries liées au transport, et plus particulièrement le secteur automobile. En effet, ses cadences de production, le coût d'achat d'un véhicule, la périodicité des contrôles, la durée d'immobilisation, la nature des contrôles, l'utilisation du client, … sont autant de paramètres qu'il est nécessaire de prendre en compte pour l'intégration de ces composites thermodurcissables. Il est donc indispensable d'introduire ces composants en toute

transparence, sans qu'ils ne suscitent de désagréments et surtout d'inquiétudes auprès du client. Pour atteindre cet objectif, tous les Métiers sont mis à contribution, de la R&D où il faut valider le choix du design et du matériau au regard de la fonctionnalité de l'élément sous la forme de prototypes, à la production puisqu'il faut s'assurer de sa conformité en fin de chaîne, jusqu'en vie série pour détecter la présence d'une anomalie, notamment avec l'apparition de dégradations.
Dès lors, l'objectif consiste à développer une méthode de contrôle de santé élaborée autour d'éprouvettes standards, constituées d'un UD MTM-575 CYTEC©, dont leurs designs sont représentatifs de la fissuration intralaminaire et interlaminaire, et d'un CDC en adéquation avec les contraintes qu'impose l'automobile. Le principe sur lequel elle repose nécessite de mettre en concordance les paramètres modaux issus de l'analyse modale expérimentale et les spécificités de ces dégradations ciblées, obtenues lors d'observations microscopiques, à l'issue de plusieurs chargements monotones.
En partant de l'hypothèse que les paramètres modaux de ces éprouvettes saines dépendent de leur géométrie et du matériau qui les compose, et que la nature des dégradations qui apparaissent au fil des sollicitations mécaniques dépendent de leur design, donc de l'agencement de leurs plis, on est en droit de penser que ces dégradations peuvent avoir une interaction sur la fréquence de résonance (f_R) de chacun de leurs modes.
Cette approche n'est pas récente puisque bon nombre de publications, au cours de ces dernières décennies [69], [70], [71], ont permis d'estimer la sensibilité de cette approche vibratoire en focalisant leurs investigations sur l'évolution de la f_R, du facteur d'amortissement ou de la déformée modale associés aux modes de flexion principalement, voire aux modes de torsion. En revanche, **peu se sont intéressés aux variations que provoquent ces dégradations sur l'interaction naturelle qui existe entre mode de flexion et mode de torsion. Et notamment vis-à-vis du fait que ces 2 types de mode pourraient être sensibles, indépendamment l'un de l'autre, à l'orientation que prend la dégradation**.

Deux questions se posent alors : Est-ce que la nature des dégradations pondère la sensibilité de chacun de ces modes ? Et dans quelle mesure ?

Chapitre 2

Sensibilité de l'approche vibratoire

2.1 Sur les pas d'une dégradation maîtrisée

Comme nous l'avons évoqué au chapitre 1, l'objectif de ces travaux consiste à développer un indicateur de santé qui soit sensible aux phénomènes de dégradations critiques pouvant conduire à une défaillance de la pièce en service, respectueux des contraintes du secteur automobile, et qui soit construit à partir de moyens de mesure utilisés dans l'industrie.

Cela consiste, dans le cadre de ces travaux, à établir un lien fort entre l'apparition et l'évolution des dégradations associées aux fissurations intralaminaires et interlaminaires (délaminages), et l'évolution du comportement modal de l'éprouvette au travers des paramètres modaux de chacun des modes propres identifiés sur la bande de fréquences [500-15000] Hz.

Pour cela, il faut :

- **maîtriser l'apparition de dégradations « ciblées »** : utilisation d'éprouvettes représentatives en termes de dégradation et dont le mode de sollicitation respecte les premiers lieux naturels d'apparition des dégradations (porosités, défauts, …) ;
- **s'assurer de leur présence** : identifier leur nature et suivre leur propagation par l'intermédiaire d'une méthode de mesure adaptée, au regard des dimensions de l'éprouvette et du fait que ce contrôle s'effectue in situ, donc sans démontage ;
- **quantifier leurs impacts respectifs sur le comportement modal de l'éprouvette** : mise en œuvre de méthodes et de moyens de mesures spécifiques, employés dans l'industrie, dont les caractéristiques techniques permettent d'apprécier de faibles perturbations dont l'origine se situe à l'échelle mésoscopique, et ce, sans jamais interagir avec l'éprouvette ;
- **prendre en considération les facteurs influents** : dispersion entre éprouvettes (apprécier la variabilité de chaque paramètre modal par lot d'éprouvettes), conditions aux limites (pour un

diagnostic in situ et par conséquent des temps d'immobilisation très courts), optimisation du nombre de degrés de liberté (pour atteindre des coûts d'exploitation (prix du système et temps de diagnostic) en accord avec les standards du secteur automobile sans pour autant nuire à la robustesse du diagnostic ;

- **afin d'aboutir à un critère de santé (CS) optimal, fiable et robuste** : il doit rendre compte de l'état d'endommagement dans lequel se trouve l'éprouvette, lors du contrôle.

Ce chapitre 2 met donc en exergue le protocole expérimental, les montages et moyens de mesure associés, ainsi que les post-traitements (afférents à ces essais), mis en œuvre pour élaborer ce critère de santé vibratoire.

2.2 Protocole expérimental

*« **Etablir un lien entre les paramètres modaux** (tels que la fréquence de résonance, le facteur d'amortissement et la déformée modale) **de chacun des modes propres et la nature des dégradations présentes au sein de l'éprouvette pour traduire son état d'endommagement** (§1.3). »*, tel est notre leitmotiv pour développer cette méthode.

La mise au point du protocole expérimental revêt un aspect crucial quant à l'élaboration du critère de santé qu'il vise, puisqu'il se doit, avant toutes choses, de répondre aux exigences du secteur industriel auquel il se destine.
Le protocole que nous souhaitons mettre en œuvre dans le cadre de ces travaux est articulé autour de 3 axes :

- **Investigation initiale : caractérisation du comportement modal de l'éprouvette à l'état sain.** Cela permet d'établir un « instantané » de l'état de santé dans lequel se trouve l'éprouvette saine, et par conséquent d'accéder à ses modes propres, ou plus exactement aux paramètres modaux qui les définissent (f_R, ξ, déformées modales saines). Cette première caractérisation modale à l'état sain est alors réalisée en configuration « libre-libre », exempte de toutes contraintes externes, ce qui permet d'obtenir les informations modales indispensables pour le recalage numérique des modèles d'éprouvettes que nous allons élaborer dans le chapitre 4 ; on parlera alors de ***« base modale de référence » (ou BM_R).***

- **Initialisation du processus d'élaboration du critère vibratoire :** permet également de caractériser le comportement modal de l'éprouvette saine mais dans une configuration de montage où les conditions aux limites correspondent à une éprouvette maintenue entre les mors du système de traction, par l'intermédiaire de ses talons. Cet aspect lié à « l'encastrement » correspond à l'un des points clés de notre démarche. On parlera alors de ***« base modale saine » (ou BM_0)***.

- **Appariement des dégradations et des paramètres modaux :** ce dernier axe comprend 3 étapes liées :

- à la sollicitation mécanique sous forme d'essais de traction monotone,
- à la caractérisation modale de l'éprouvette dégradée, à l'aide de moyens de mesure sans contact et en lien avec les techniques d'analyse modale, où il s'agit d'estimer l'évolution de ses paramètres modaux (f_{Ri}, ξ_i, déformées modales) en fonction des dégradations apparues au cours de la sollicitation. On accède alors à sa ***« base modale dégradée » (ou BM_D)***, pour un niveau de charge, de déformation, ou de dégradation défini.
- et au contrôle des dégradations in situ (à l'aide d'un moyen non intrusif).

Cette salve de 3 étapes est dupliquée en « step », autant de fois qu'il est nécessaire, de manière à décrire finement l'évolution des paramètres modaux en fonction de la nature et de la cinématique des dégradations constatées. De ce fait, plus le processus comprend de paliers de charge/décharge (ou step), meilleure sera la description de l'endommagement.

Le synoptique de ce protocole expérimental est décrit à la figure 2.1.

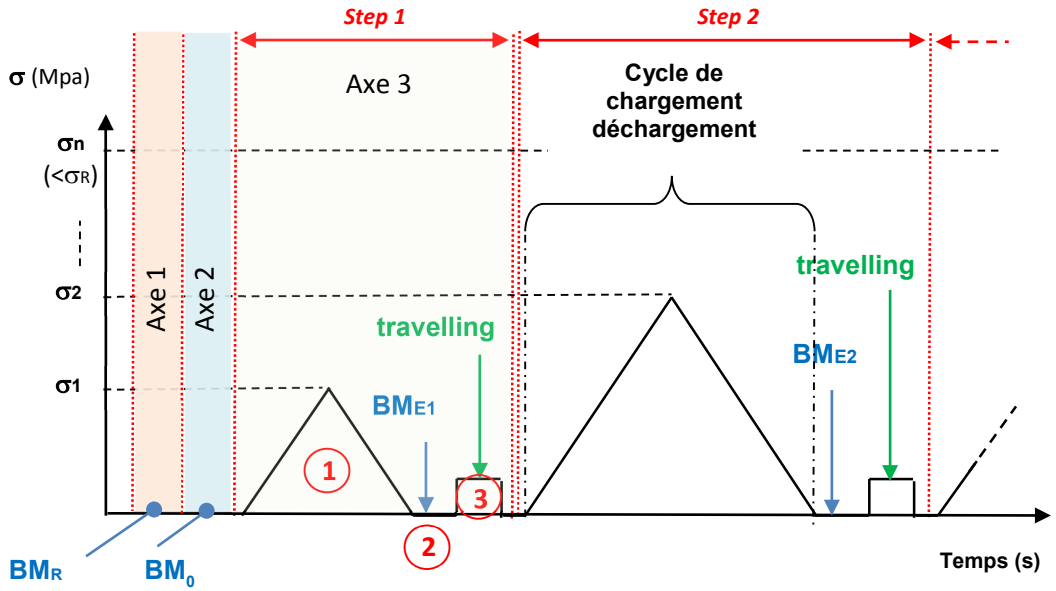


***Figure 2.1** – Illustration du protocole expérimental en configuration « encastré – encastré ».*

2.2.1 Appropriations des paramètres modaux initiaux :

Pour répondre à la première de ces contraintes, il va falloir élaborer un montage permettant de suspendre une éprouvette sans qu'il n'y ait d'interactions possibles avec le bâti, afin de ne pas la pré-contraindre. N'ayant pas d'autre choix, elle sera fixée au bâti, mais avec des liens suffisamment souples pour que leurs modes propres (<20 Hz) ne viennent pas interférer avec ceux de l'éprouvette. De cette manière, l'éprouvette sera parfaitement découplée du bâti (au regard de la bande passante qui nous intéresse). D'un point de vue pratique, il faut également pouvoir changer d'éprouvette sans difficulté et surtout rapidement. Nous avons donc opté pour une liaison « éprouvette/bâti » constituée d'un ressort (élaboré par nos soins) et d'un élastique monté en série, comme l'illustre la figure 2.2.

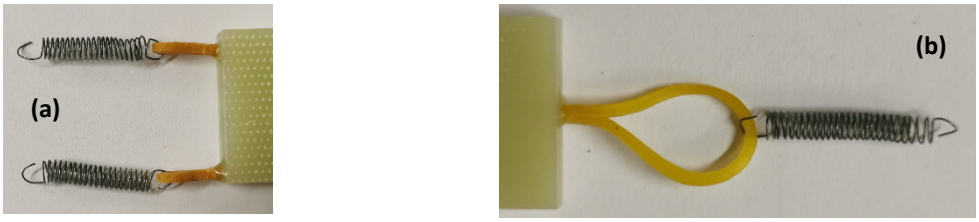


Figure 2.2 *– Illustration de la liaison série « ressort – élastique ». Partie haute (a) – Partie basse (b).*

Concernant les contraintes liées à l'instrumentation, il est important de dissocier la partie mesure de la partie excitation :

- ***Côté mesure***, il n'est absolument pas envisageable d'utiliser des accéléromètres. Leur masse, aussi faible soit elle (environ 4g), perturberait considérablement le comportement modal des éprouvettes. Pour contourner ce problème, nous avons fait le choix d'utiliser un vibromètre laser monopoint 3D (CLV-3D de la société POLYTEC), que nous déplaçons en chaque nœud de notre maillage expérimental (figure 2.3), ce qui nous permet d'accéder aux vecteurs vitesses (Vx, Vy, Vz) en chacun de ces points.

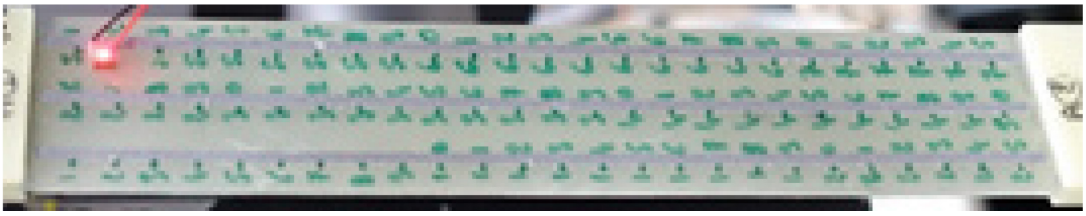


Figure 2.3 *– Eprouvette instrumentée à l'aide de 3 bandes de scotch light (réfléchissantes), présentant chacune 25 graduations équidistantes. Ces repères sont au nombre de 75 et constituent les nœuds de notre maillage expérimental.*

  Outre l'identification des f_R et des ξ propres à chaque mode, nous cherchons également à observer leur déformée modale et pour cela, il faut que la densité du maillage expérimental, donc le nombre de points de mesure qui le constitue, soit en accord avec la plus petite longueur d'onde observable (correspondant à la f_R du mode le plus élevé, soit 14 kHz environ) sur l'intervalle de fréquence étudiée. Nous avons donc défini 75 points de mesure équi-répartis sur la surface utile de l'éprouvette (surface comprise entre les 2 talons) comme l'illustre la figure 2.3.

- ***Côté excitation***, un actuateur piézoélectrique, de très faible masse (< 200mg), est directement collé sur l'éprouvette par l'intermédiaire d'une cire. Ce dernier est relié à un amplificateur de tension de la société PI, lui-même piloté par un générateur de signaux HP 33250A. L'objectif consiste à générer une impulsion électrique spécifique (53µs – 7,8V – 10ns) dont l'amplitude va être portée à 108V par notre amplificateur de tension, ce qui va provoquer un allongement brutal de l'actuateur et ainsi créer une onde de choc dans l'éprouvette, à l'équivalent d'un marteau d'impact, dont la bande passante sera de l'ordre de 16kHz.

Le montage expérimental mis en œuvre lors de ces caractérisations modales expérimentales est représenté à la figure 2.4.

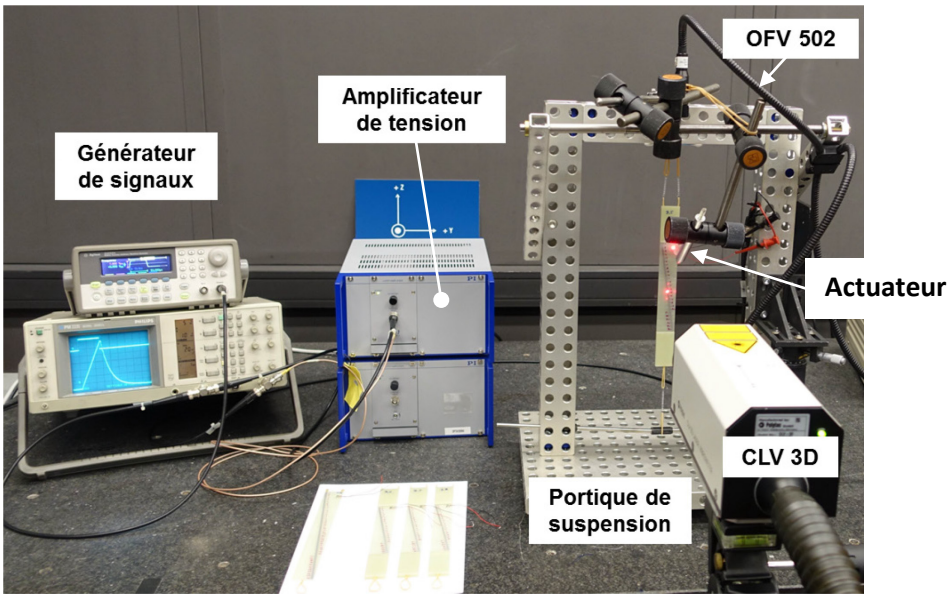


Figure 2.4 *– Illustration du banc de caractérisation vibratoire.*

Ce montage n'est certes pas parfait, puisqu'il faudrait supprimer l'ajout de masse lié à la présence de l'actuateur sur l'éprouvette, mais son interaction reste faible, et les conditions requises par l'analyse modale expérimentale sont satisfaites. Ainsi, comme évoqué §1.2.2, il devient possible d'estimer les Fonctions de Réponse en Fréquences (FRF) en chaque nœud de notre maillage à partir des mesures de vitesses effectuées à l'aide du CLV 3D, et d'une mesure de vitesse de référence réalisée avec un vibromètre laser monopoint 1D (OFV 502) positionné à l'aplomb de l'actuateur. A titre d'information, chaque FRF retenue est le résultat d'une moyenne de 7 FRFs mesurées au même point, les unes à la suite des autres. Cette valeur a fait l'objet d'une étude préalable visant à optimiser le coût « rapport signal/bruit – temps d'acquisition » par point de mesure. Par ce dispositif, nous disposons, à l'issue de chaque caractérisation, de 225 FRFs (3 vecteurs vitesse V_X,V_Y,V_Z selon 75 points de mesure), concaténées sous la forme d'une « FRF moyenne » ou « SUM FRF » (figure 2.5) nécessaire pour estimer chaque base modale.

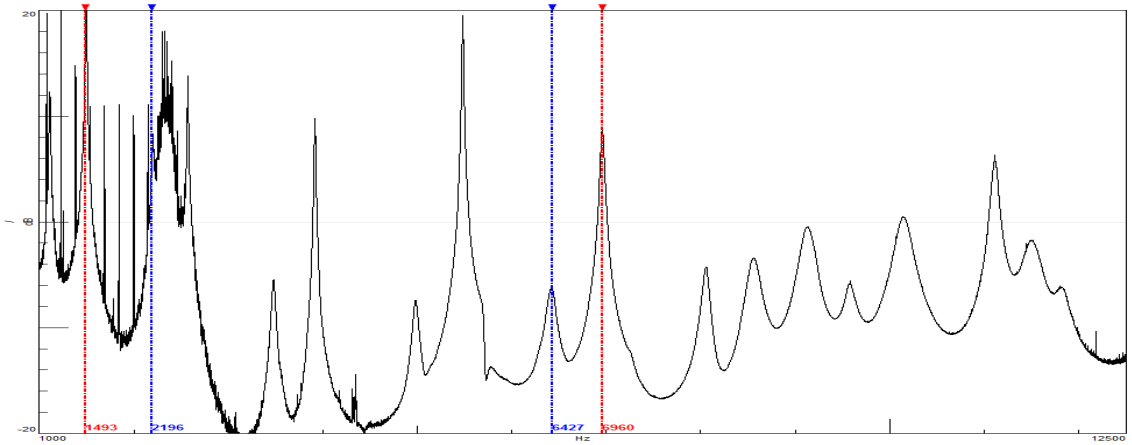


Figure 2.5 *– Illustration de la SUM FRF représentant la moyenne des 225 FRF mesurées.*

Face à cette densité modale, le positionnement de l'actuateur piézoélectrique joue un rôle prépondérant dans la qualité des mesures que nous allons réaliser, voire de l'interprétation que nous

allons donner de la base modale. Pour s'en convaincre, prenons les 2èmes harmoniques de flexion et de torsion (basses fréquences) puis les 5ème et 6ème harmoniques de flexion et de torsion (moyennes fréquences), et comparons-les (figure 2.6).

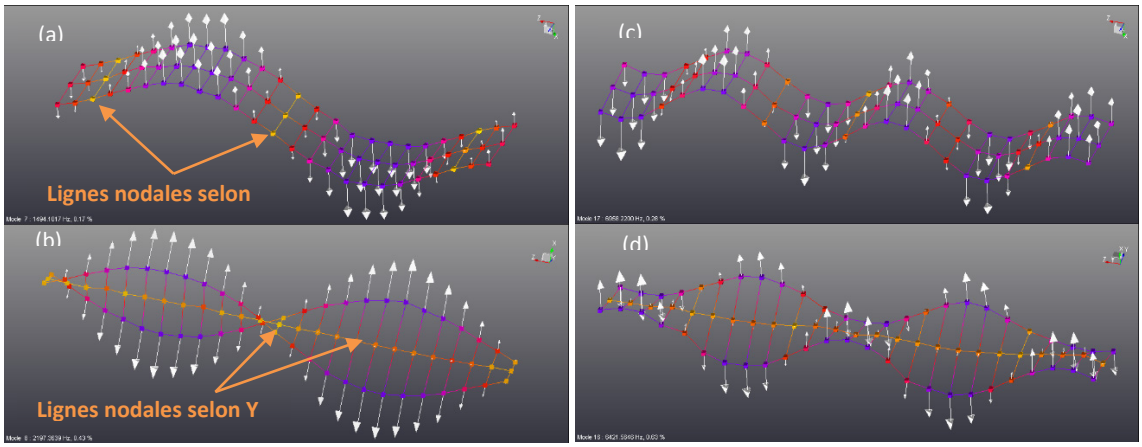


Figure 2.6 *– Illustration des déformées modales associées aux (a) 2ème mode de flexion – (b) 2ème mode de torsion – (c) 6ème mode de flexion – (d) 5ème mode de torsion obtenues sur une éprouvette* $[0_3,90_3]_S$.

Au regard de ces résultats, on voit qu'il suffit de décaler légèrement l'actuateur pour qu'il se trouve sur une ligne nodale, auquel cas, ce mode n'émergera pas et ne pourra pas s'exprimer librement. Heureusement, la plus petite longueur d'onde, correspondant à la 8ème harmonique du mode de flexion, est de l'ordre de 15 mm^{-1}. Il faut donc à partir de toutes ces déformées modales identifiées une zone propice à l'émergence de ces modes.
Après plusieurs investigations, nous identifions une zone à fort potentiel, dans la partie haute de notre éprouvette comme l'illustre la figure 2.7.

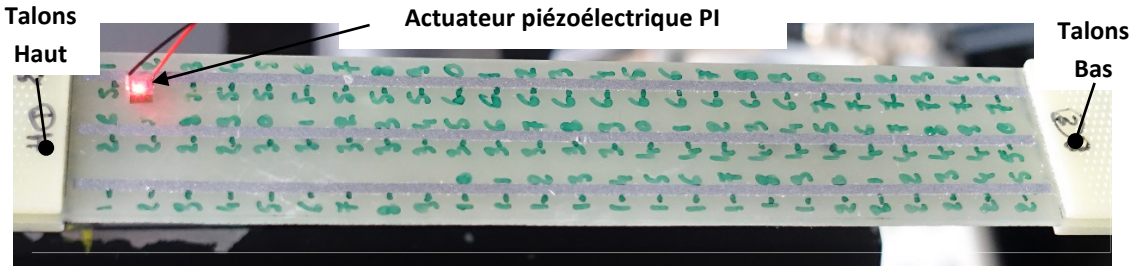


Figure 2.7 *– Illustration de l'éprouvette* $[0_3,90_3]_S$ *équipée de son actuateur*

C'est en partie pour cette raison mais également pour ses spécificités techniques (faible masse, faibles dimensions, temps de réponse, E.M., …) que le choix d'excitateur s'est orienté vers un actuateur piézoélectrique PI type PLM031 (moyen retenu parmi une population de 5 actuateurs PI testés).

Dès lors, cette position sera conservée tout au long de ces travaux. Cette remarque est très importante dans la mesure où l'apparition des dégradations au sein du matériau, de manière plus ou moins marquée en fonction de l'agencement des plis testé, se traduit par un comportement non linéaire hystérétique [72]. Il faut donc absolument conserver ces prérequis expérimentaux et s'assurer de la répétabilité de l'excitation. Pour cela, nous observons la cohérence des mesures et surtout l'autospectre de l'excitation à chaque acquisition.

Fort de ces préconisations, quatre types de mode sont distinctement identifiés sur la bande de fréquences [500-16000]Hz :

- 7 modes de flexion HP (Hors Plan),
- 8 modes de torsion,
- 2 modes de flexion DP (Dans la Plan) ou modes de reptation,
- 5 modes de flexion dans la largeur de l'éprouvette.

La méthode déployée dans le cadre de ces travaux présente un inconvénient en deçà de 500 Hz, dans la mesure où l'utilisation d'un actuateur piézoélectrique ne permet pas d'avoir un bon rendement à basse et à haute fréquence simultanément. Il faut nécessairement faire un choix, qui s'opère au niveau de la largeur de l'impulsion. Nous avons donc pris le parti de privilégier les modes à plus hautes fréquences au détriment de ceux à basses fréquences, ce qui explique que le 1er mode de flexion ne soit pas accessible.

Nous sommes également obligés de faire des compromis quant au choix des modes que nous allons retenir dans la suite de ces travaux. En effet, certains d'entre eux se situent à trop hautes fréquences (*5 modes de flexion dans la largeur de l'éprouvette*) ou à trop basses fréquences (1er mode de flexion), alors que d'autres (*2 modes de reptation*) sont couplés avec des modes de flexion et de torsion, ce qui rend leur identification difficile (figure 2.8).

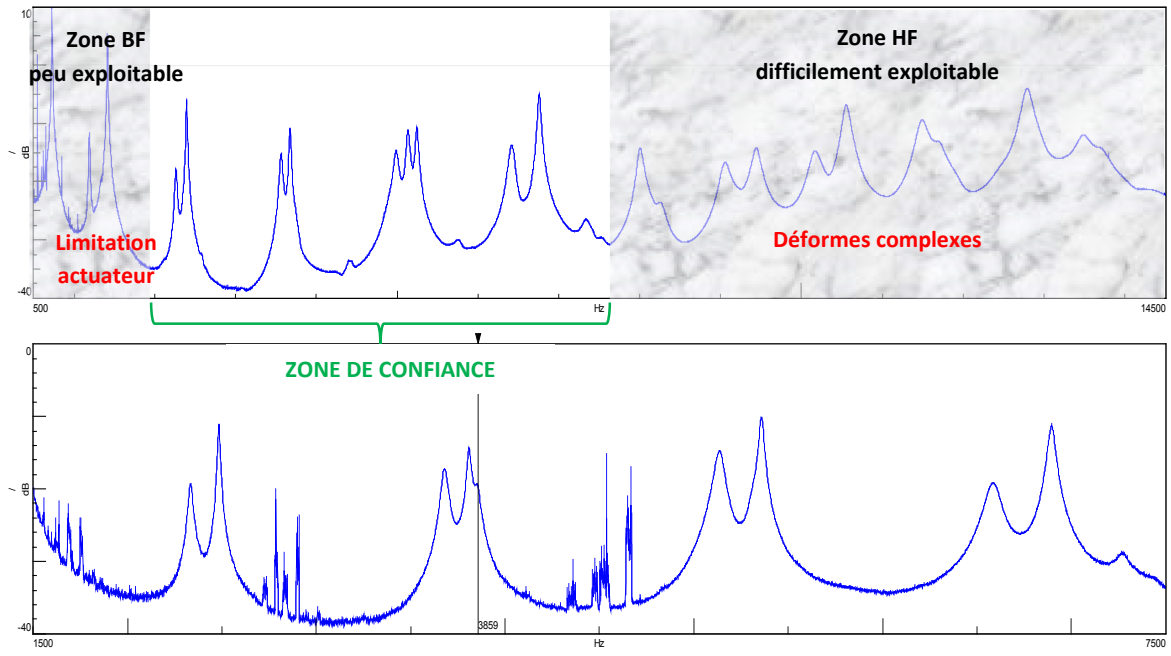


Figure 2.8 *- Illustration du contenu fréquentiel.*

Il existe sur la bande passante mesurée, une bande de fréquences comprise entre 2000 et 7500Hz pour laquelle il devient facile d'identifier distinctement la nature des modes qui s'y trouvent, et de quantifier l'évolution de leur fréquence de résonance avec une grande exactitude. Ces modes correspondent uniquement à des modes de flexion et de torsion, à l'exception près d'un mode de reptation (flexion

DP) présent aux environs de 3800Hz. Par conséquent, nous ne tiendrons compte que des modes de flexion et de torsion présents sur l'intervalle [2000-7500] Hz.

Comme nous l'avons évoqué en début de paragraphe, l'estimation de ces paramètres modaux en « libre-libre » est importante d'un point de vue numérique (chapitre 4), notamment pour le recalage des modèles d'éprouvette, mais le choix de l'excitateur, son lieu d'implantation, l'optimisation des paramètres inhérents à son utilisation, et la densité du maillage expérimental sont autant d'éléments nécessaires et indispensables à l'élaboration de ce critère de santé.
Ces préconisations sont donc transposées aux caractérisations modales « in situ », de manière à accéder à la base modale saine (BM_0) de chaque éprouvette, dimensionnée pour des dégradations spécifiques.

2.2.2 Génération des dégradations :

Comme nous l'avons explicité §1.3.1 et §1.3.2, l'intégralité des essais est réalisée sous la forme d'essais de traction monotone, et ce, à partir d'éprouvettes représentatives en termes de dégradations. Cette sollicitation mécanique associée à un design (agencement de plis) spécifique des éprouvettes permettent de donner naissance aux fissures intralaminaires et interlaminaires de manière naturelle, sans artifices ni contraintes liées au lieu d'apparition (l'amorçage des dégradations est piloté par la présence de porosités, d'inclusions, …), puis qu'elles se propagent de manière progressive tout en conservant les conditions aux limites imposées par notre démarche. De ce fait, nous exploitons les défauts d'élaboration des éprouvettes en conservant le caractère aléatoire du lieu d'apparition des dégradations, tout du moins jusqu'à un certain stade. Pour cela, l'éprouvette est positionnée entre les mors d'une machine de traction INSTRON comme l'illustre la figure 2.9.

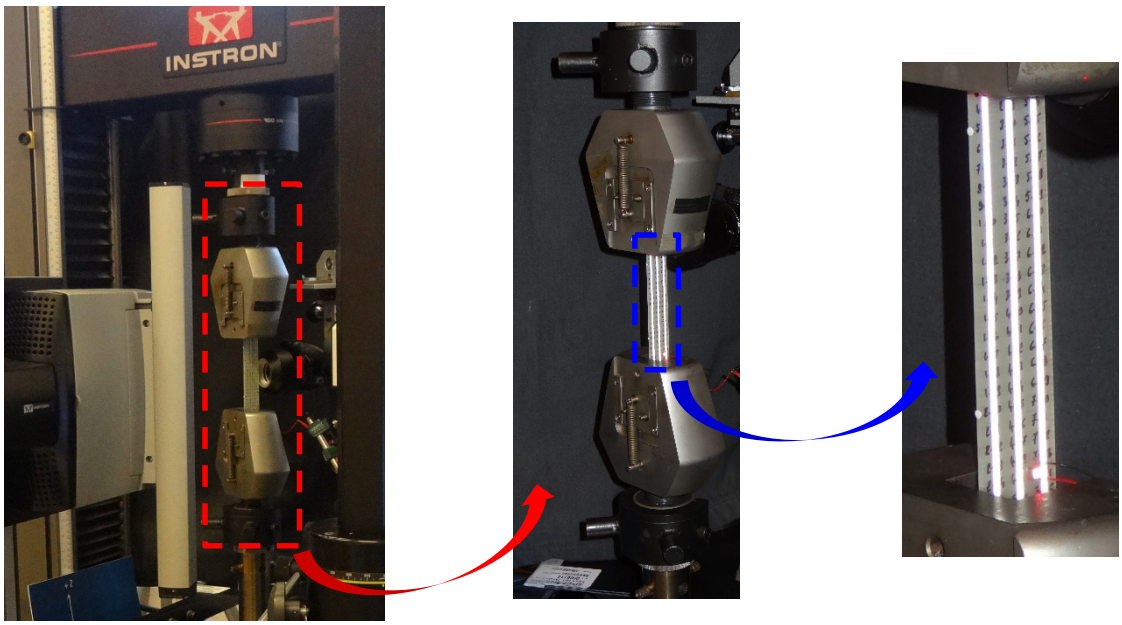


Figure 2.9 *– Illustration du système de sollicitation INSTRON.*

Bien que l'illustration de ce banc de sollicitation (figure 2.9) ne trahisse pas d'évolutions significatives de ses caractéristiques initiales, il est important de préciser que nous avons apporté une amélioration

au mécanisme de serrage des mors, en réalisant une interface mécanique spécifique (figure 2.10b) qui permet d'utiliser une clé dynamométrique tout en assurant la reprise d'effort de part et d'autre de la bague de serrage.

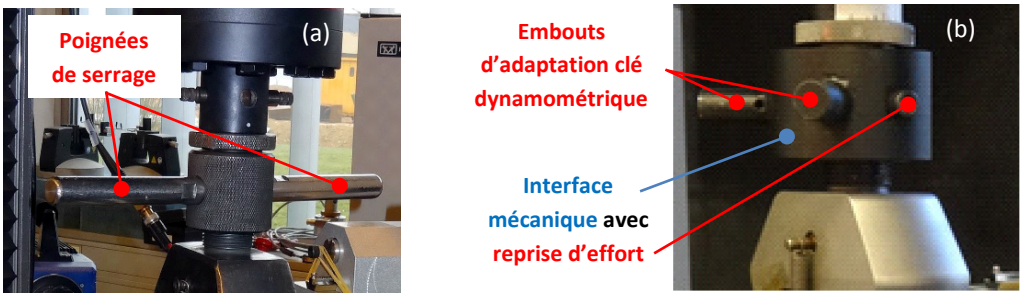


Figure 2.10 *– Amélioration du mécanisme de serrage des mors. Systèmes de serrage (a) initial sans contrôle – (b) optimisé avec contrôle.*

Grâce à cette interface, le couple de serrage des mors, et par conséquent, l'effort appliqué par les mâchoires sur les talons des éprouvettes est maîtrisé, et qui plus est, contrôlé et corrigé avant chaque caractérisation modale. Les conditions d'encastrement sont donc préservées puisque reproductibles d'un step de chargement à l'autre, ce qui nous garantit que l'évolution du comportement modal de l'éprouvette n'est due qu'à l'apparition et à la progression des dégradations.

Fort de cette amélioration, il nous reste à définir le nombre de steps (ou cycles) de chargement. Ce choix est conditionné par la précision que l'on souhaite apporter à la description de l'endommagement. Cela permet, dans le cas d'éprouvettes dimensionnées pour de multiples dégradations, d'apprécier des phases de transition (comme la naissance d'une fissure interlaminaire en pointe de fissure intralaminaire), ou bien encore de propagation (comme l'expansion d'une fissure interlaminaire en bord d'éprouvette), comme l'illustre la figure 2.11.

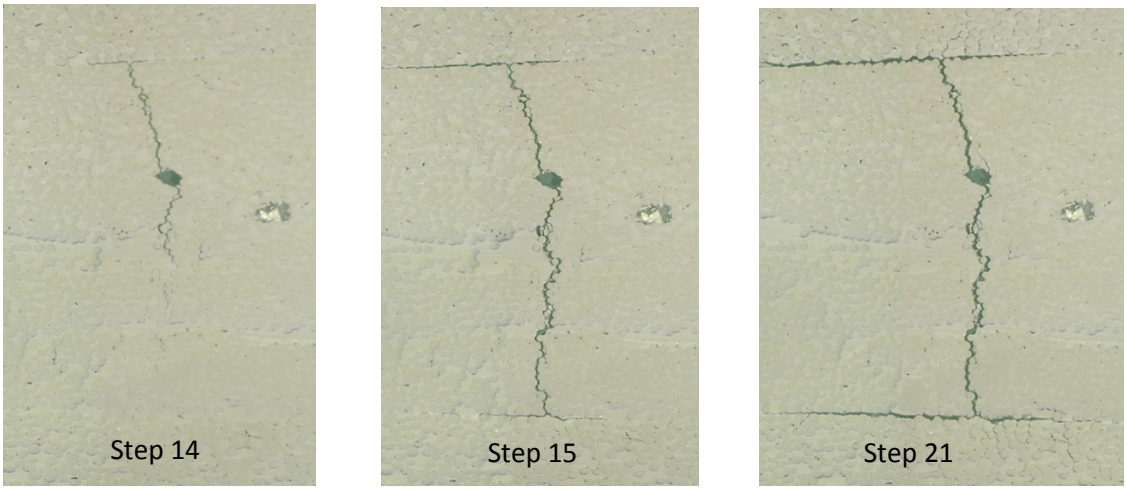


Figure 2.11 *– Illustration des phases de transition (steps 14 à 15) ou de propagation (steps 15 à 21) des dégradations.*

Pour dimensionner cet incrément de charge, nous nous appuyons sur la contrainte à rupture. Dans le cadre de ces travaux, nous prenons le parti de discrétiser la courbe contraintes/déformations, de l'état « sain » jusqu'à un stade proche de la rupture, à l'aide d'une trentaine de steps (figure 2.12).

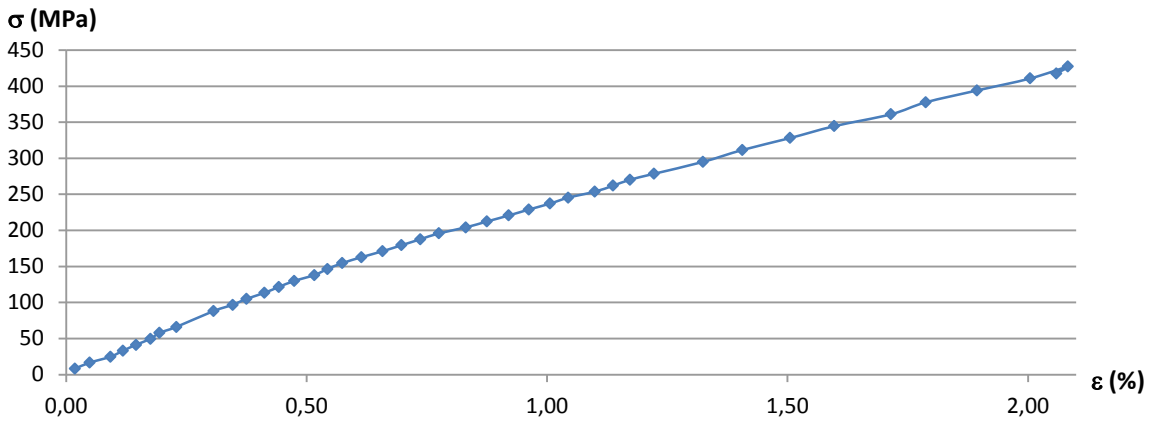


Figure 2.12– *Discrétisation accrue de la courbe contraintes/déformations.*

Au même titre que le suivi des paramètres modaux et des dégradations, nous nous intéressons à l'évolutions des déformations longitudinales ε_x par l'intermédiaire d'un extensomètre video (ou AVE), afin d'appréhender l'évolution du module apparent longitudinal E_0^*.

A présent que ce système de mise en œuvre des dégradations ciblées est décrit, il nous faut impérativement identifier le moyen de mesure qui doit nous permettre d'accéder, sans aucune ambiguïté, à la nature et au suivi des dégradations qui vont prendre naissance lors des essais de traction. Cette étape est tout aussi importante que celle précédemment décrite, puisque le critère de santé vibratoire nécessite d'associer, à une variation du comportement modal de l'éprouvette, un évènement.

2.2.3 Méthodes d'identification des dégradations

En effet, l'une des plus grandes difficultés à laquelle nous allons devoir faire face concerne le choix de la méthode que nous allons utiliser pour identifier ces « dégradations ».
Pour répondre à cette problématique, plusieurs méthodes sont envisageables comme l'émission acoustique (E.A.), la photoélasticimétrie, la thermographie infrarouge passive (TIR), et bien d'autres … Malheureusement certaines d'entre elles nécessitent des capteurs ou des revêtements spécifiques, collés en surface, qui interfèrent inéluctablement avec l'éprouvette, et induisent, par conséquent, un biais de mesure désastreux quant à l'estimation de la base modale. A cette problématique physique liée à l'utilisation de tels capteurs, s'ajoutent également d'autres difficultés liées à l'interprétation des mesures ainsi obtenues.

➢ Dans le cas de l'E.A. par exemple, le lien entre la nature d'une dégradation et le(s) descripteur(s) nécessaire(s) à son identification (figure 2.13) n'est pas trivial puisqu'il faut, pour identifier environ 75% des signaux perçus lors d'un essai, s'appuyer sur une bibliothèque de signaux extrêmement fournie tant en volume qu'en diversité.

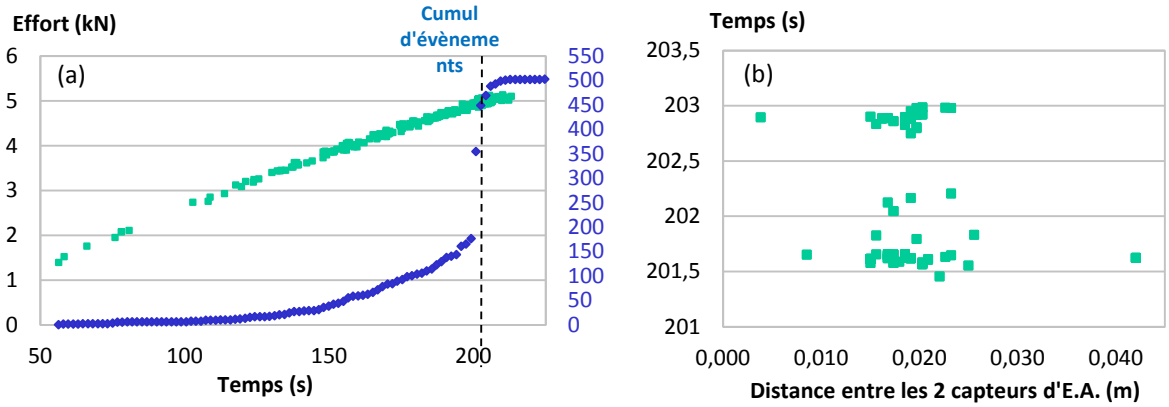


Figure 2.13 *– Illustration d'une salve d'évènements (ou « events ») caractérisée par 2 descripteurs : (a) Cumul d'évènements, (b) localisation dans la partie utile.*

Malgré une littérature riche à ce sujet, notamment au travers de la pertinence de certains descripteurs propices à l'identification de ces dégradations ciblées, il est absolument nécessaire de s'assurer de leur légitimité et de leur véracité, aux travers d'essais complémentaires. A cela s'ajoute des capteurs dont la masse et l'encombrement sont rédhibitoires au regard de l'aspect fréquentiel ciblé. Cette méthode n'est donc pas retenue.

➢ Côté photoélasticimétrie, les dimensions géométriques du revêtement biréfringent (VISHAY), requises pour mener à bien ce genre d'investigation, ne sont pas en adéquation avec celles de nos éprouvettes, ce qui pose un sérieux problème puisque nous sommes dans l'incapacité de faire la différence entre l'apparition d'une dégradation et le fait que ce revêtement se décolle de l'éprouvette (figure 2.14). En effet, du fait que les fissures intralaminaires soient débouchantes, il est indispensable de le coller sur la tranche de l'éprouvette, ce qui rend l'instrumentation complexe et l'interprétation hasardeuse dans la mesure où l'épaisseur des éprouvettes est de l'ordre de 2 mm.

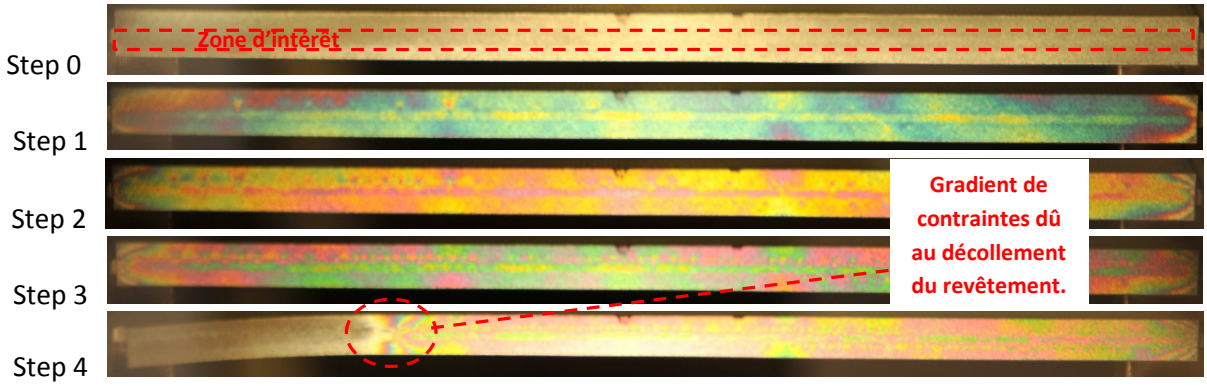


Figure 2.14 *– Suivi des dégradations, par photoélasticimétrie, au cours de différents steps de chargement.*

➢ D'autres moyens plus résolvants en termes de résolution spatiale, et moins intrusifs comme la tomographie rayons X ou des systèmes à ultrasons type B-SCAN, C-SCAN, … permettent de détecter, de localiser, de quantifier la nature voire la taille de la dégradation, mais comme nous l'avons vu au §1.2, ils sont trop coûteux, trop chronophages ou encore trop encombrants au regard de l'éprouvette. En conséquence, ces moyens d'investigations ne peuvent pas être retenus dans la suite de nos travaux.

➢ La TIR (ou Thermographie InfraRouge), quant à elle, se présente sous de meilleurs auspices, puisqu'elle allie à la fois la détection in situ et l'aspect sans contact (figure 2.15).

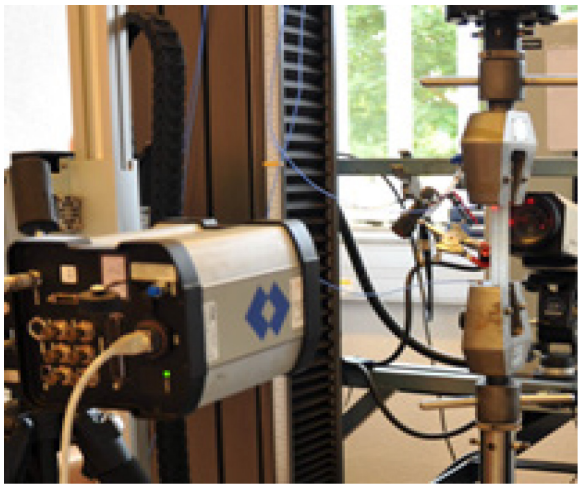


Figure 2.15 *– La Thermographie InfraRouge (TIR) en tant que méthode de mesure sans contact sensible à l'apparition d'endommagements.*

L'apparition d'une dégradation est associée à un brusque dégagement d'énergie qui provoque une élévation de température à la surface de l'éprouvette. La TIR permet ainsi d'identifier la nature, la localisation ainsi que la propagation des dégradations sans grandes difficultés comme l'illustre la figure 2.16. Dans le cas d'une éprouvette $[0_2,90_4]_S$, l'orientation de la signature thermique, perpendiculaire à l'axe des fibres orientées à 0°, trahit l'apparition d'une fissure transversale « non-débouchante » à une profondeur de 2 plis (figure 2.16a), qui s'étend trente millisecondes plus tard d'un bord à l'autre de l'éprouvette (figure 2.16b).

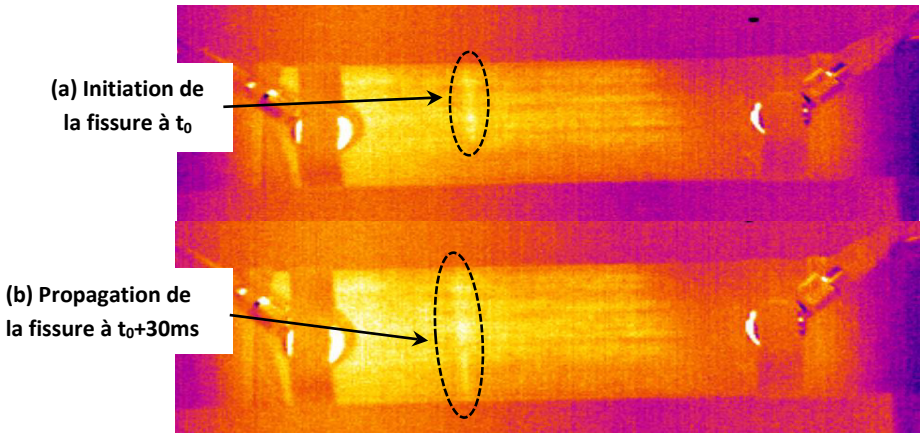


Figure 2.16 *– Identification de la nature, de la localisation (a) et de la propagation (b) d'une fissure intralaminaire dans les plis à 90° d'une éprouvette $[0_2,90_4]_S$.*

En revanche, pour des fissures apparaissant sous 3 plis ($[0_3,90_3]_S$), le dégagement de chaleur est trop faible pour être détecté en surface par la TIR. Cette technique ne pourra donc pas être utilisée dans la suite de notre étude.

➢ Seule alternative, l'observation microscopique sur la tranche de l'éprouvette, préalablement polie, comme le propose [73]. Ainsi, un système d'observation motorisé, composé d'un microscope

optique KEYENCE et de 2 platines de translation X, Z (figure 2.17), permet d'identifier la nature des dégradations qui prennent naissance au cours de la sollicitation, mais également de suivre leurs évolutions sur toute la tranche de l'éprouvette (soit 130 mm), sans aucune ambiguïté.

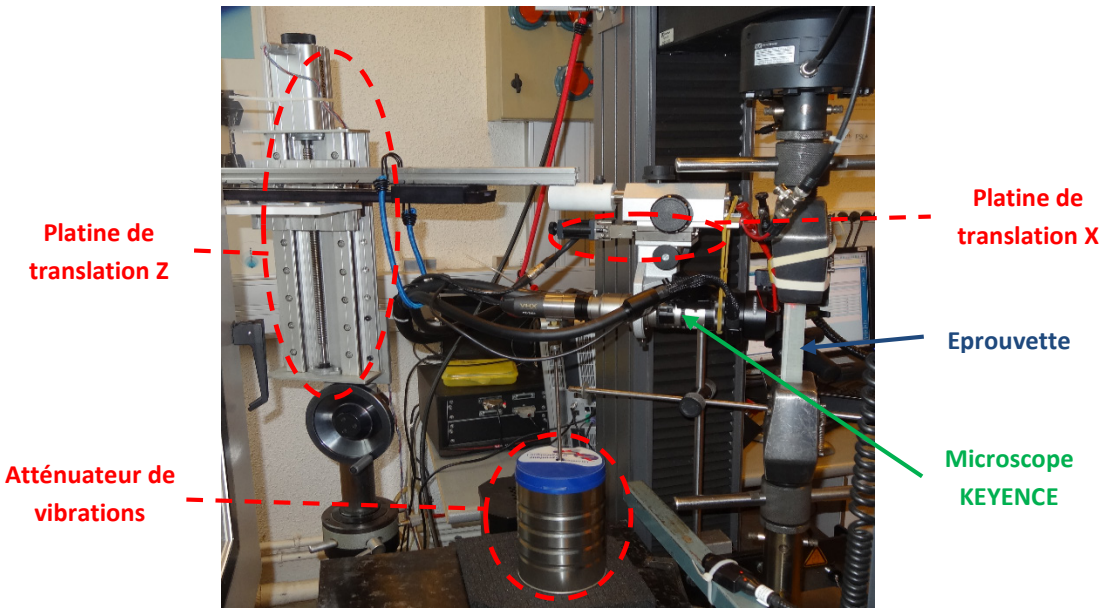


Figure 2.17 *– Illustration des fonctionnalités de pilotage du microscope et de l'atténuateur de vibration.*

Ces 2 platines motorisées permettent un repositionnement et un pilotage optimal afin d'assurer ce suivi à chaque step de chargement. Malheureusement, même pour de petits déplacements (environ 1 mm), il faut presque 10s pour que l'image se stabilise et devienne parfaitement nette. Aussi, pour pallier ce problème, nous avons mis au point un amortisseur hydraulique, qui nous permet de ramener ce délai à 2s, offrant ainsi une durée d'acquisition raisonnable.

Ainsi, à l'issue de chaque caractérisation modale, nous effectuons un **travelling** le long de la tranche **pour observer son état de dégradation**, sans oublier au préalable, de charger l'éprouvette afin « d'ouvrir » les fissures transversales. Ce sont donc 130 images/step qui sont ainsi acquises, concaténées puis visionnées afin d'établir un lien entre les processus de dégradation et l'évolution du comportement modal de l'éprouvette pour chaque step (figure 2.18).

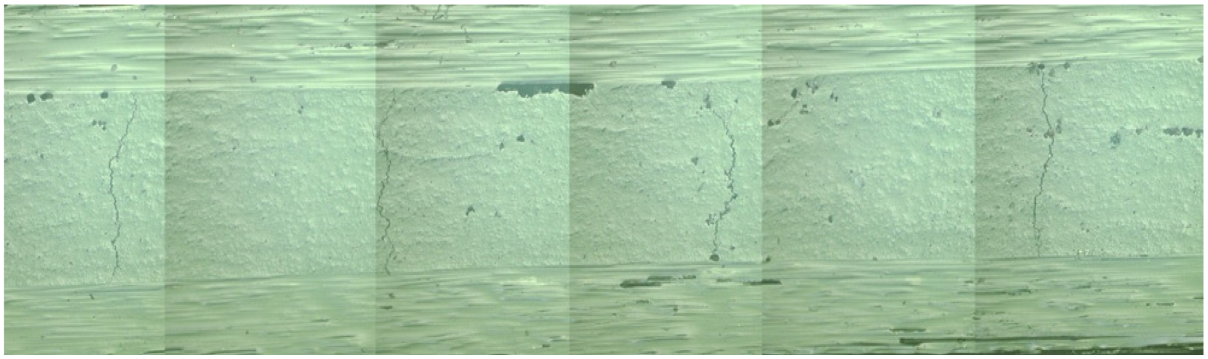


Figure 2.18 *– Illustration de la nature et de la propagation des dégradations sur une longueur de 5mm, à l'issue d'un step.*

Pour information, ce seuil de chargement, sous lequel nous observons l'état de fissuration, correspond aux 2/3 tiers de l'amplitude de la contrainte de chargement (ou de traction σ_T). Ce seuil évoluera en

fonction des différents steps, jusqu'à atteindre une valeur cible (où l'effort vaut 6000N) que nous conserverons jusqu'à la fin de l'essai.

A ce stade du protocole expérimental, les essais de traction monotone sont clairement définis tout comme la méthode de sollicitation qui sera plébiscitée tout au long de ces travaux, au même titre que l'utilisation d'éprouvettes « calibrées » puisque, de par leur design, elles permettent de cibler des dégradations spécifiques (fissurations intralaminaire et interlaminaire), dont nous identifierons, sans ambiguïté leur nature au travers d'un microscope optique motorisé. Il ne nous reste plus qu'à décrire la méthode et les moyens qui vont nous servir à caractériser le comportement modal in situ de ces éprouvettes calibrées.

2.2.4 Caractérisation de l'endommagement :

Le processus de caractérisation modal in situ que nous souhaitons développer est à mi-chemin entre l'analyse modale expérimentale, où l'excitation est artificielle et les conditions aux limites sont dites « libre-libre », et l'analyse modale opérationnelle, où l'excitation est réelle et les conditions aux limites représentatives de conditions d'encastrement observables sur une structure véhicule.
En effet, **pour élaborer ce critère vibratoire, il faut être capable d'identifier le contenu de la base modale de l'éprouvette à partir d'un stimulus, de reproduire et de maintenir des conditions aux limites en conservant l'éprouvette entre les mors lors des différentes caractérisations modales, et ce, à partir d'un montage propice à une sollicitation mécanique adaptée et progressive afin de faire apparaître les dégradations ciblées, observables et bien évidemment mesurables.** Le montage expérimental associé à ce protocole expérimental est décrit figure 2.19.

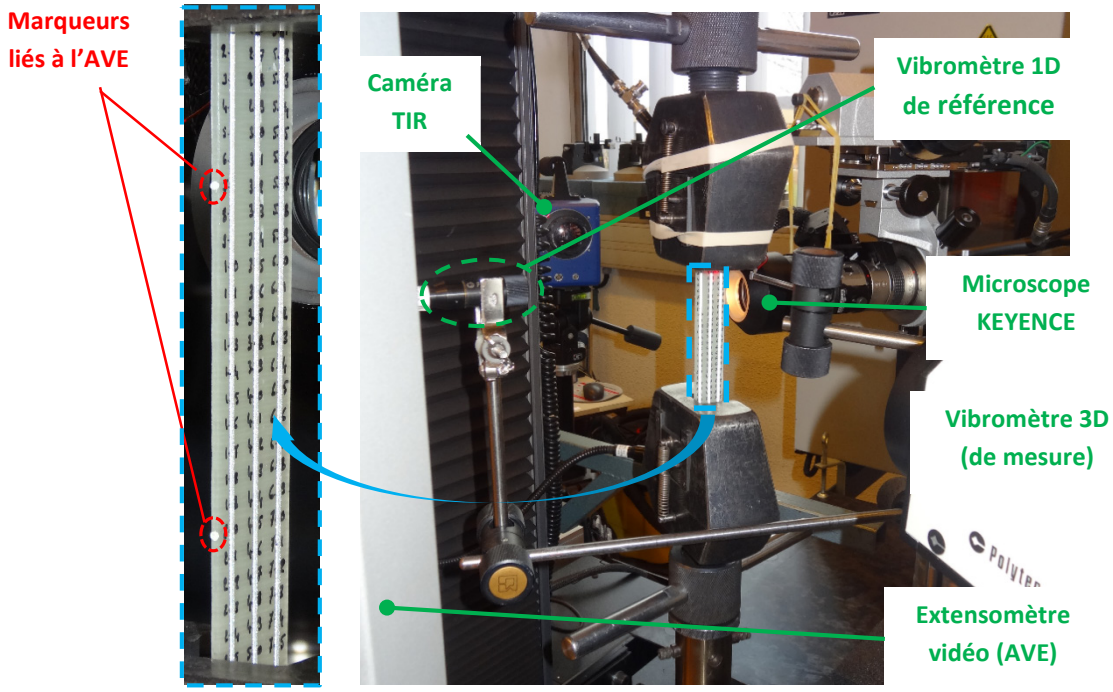


Figure 2.19 *– Illustration du montage expérimental.*

Le processus de caractérisation modal « in situ » est très proche de celui développé en « libre-libre »,

dans la mesure où le signal de référence correspond toujours à celui émis par l'actuateur, et les réponses de l'éprouvette sont toujours mesurées à l'aide du vibromère laser 3D, en chacun des 75 points de mesure. Seul changement notoire, le maintien de l'éprouvette entre les mors.

En conclusion, ce protocole expérimental permet de suivre l'évolution des déformations longitudinales ε_X (selon l'axe X de l'éprouvette) et, par conséquent, d'appréhender celle du module apparent E_0^* au travers de l'extensomètre vidéo (AVE), de caractériser l'évolution du comportement modal de l'éprouvette par vibrométrie laser, puis de suivre l'évolution des dégradations sur la tranche polie de l'éprouvette par l'intermédiaire du microscope motorisé KEYENCE, et ce pour chaque incrément de charge. Ainsi, après caractérisation des BM_0 et BM_D à l'issue de chaque step de chargement, il devient possible de comparer les paramètres modaux de chaque mode, afin d'identifier une variable au travers de laquelle il est possible de suivre l'évolution des dégradations à l'échelle de l'éprouvette. Dans ces conditions, le critère de santé vibratoire décrit bien l'état d'endommagement de l'éprouvette.

2.3 Facteurs influents liés aux contraintes industrielles

Bien que ces travaux se déroulent à l'échelle de l'éprouvette, il est aisé de transposer les contraintes du secteur automobile, en laboratoire. En effet, prenons par exemple, les contraintes techniques liées à la notion de contrôle santé produit, à savoir la quantité de pièces à tester, le temps d'immobilisation ou de préparation de l'organe pour le contrôle et enfin, le temps du diagnostic. Ces 3 facteurs sont tout à fait accessibles à l'échelle de l'éprouvette.

- Nombre d'organes véhicules produits : la question sous-jacente à cette notion de quantité, s'articule autour de la dispersion des caractéristiques mécaniques de l'organe véhicule en production (masse, géométrie, paramètres modaux, …). Il faut donc s'intéresser à ces notions de dispersions en caractérisant leurs impacts sur un lot d'éprouvettes.
- Préparation de l'organe véhicule pour le contrôle : idéalement, il ne devrait pas être nécessaire d'extraire l'organe du véhicule. En revanche, il faut être conscient des conséquences que cela peut provoquer sur la fiabilité du critère de santé vibratoire. En effet, cela nécessite de prendre connaissance de l'influence des conditions aux limites sur les éprouvettes.
- Durée du diagnostic : le diagnostic doit être le plus court possible, sans que son jugement n'en soit affecté. Un des leviers consiste à restreindre au juste nécessaire le nombre de capteurs. Pour cela, il suffit d'observer sur une éprouvette, l'écart en fréquence qu'implique la réduction du nombre de points de mesure sur l'estimation de la f_R de chaque mode.

2.3.1 Prise en compte de la variabilité des propriétés mécaniques des éprouvettes (f_R, masse, géométrie)

Comme évoqué en introduction §1.3.2, nous disposons de 4 configurations de plaque (hors UD 10 plis), dont l'orientation des plis est définie de manière à obtenir des dégradations ciblées. Sept éprouvettes sont alors extraites de chacune d'entre elles, puis rectifiées (une à une) de manière à garantir des cotes, dans le sens de la longueur et de la largeur, rigoureusement identiques, à

l'exception de celle liée à l'épaisseur puisqu'elle dépend de l'agencement des plis ainsi que des défauts d'aspects présents sur l'une des faces. C'est donc au travers de leur base modale saine respective que nous allons quantifier la variabilité fréquentielle associée à la f_R de chacun de leur mode propre (tableau 2.1).

Tableau 2.1 *– Caractérisation des écarts types en fréquence associés à la variabilité de la microstructure saine.*

Désignation du mode	Indice du mode	$[0_2,904]_S$	$[0_3,90_3]_S$	$[0_2,45_2,-45_2]_S$	$[0_2,+45,-45,90_2]_S$
		σ_M (%)	σ_M (%)	σ_M (%) *	σ_M (%)
Flexion HP_X	1	0,50	0,50	0,59	0,80
	2	0,55	0,55	0,52	0,87
	3	0,41	0,41	0,51	0,72
	4	0,39	0,39	0,54	0,85
	5	0,42	0,42	0,42	0,68
	6	0,33	0,33	0,46	0,53
	7	0,50	0,50	0,43	0,72
	8	0,34	0,34	0,43	0,77
Torsion	1	0,67	0,72	0,52	0,53
	2	0,40	0,66	0,61	0,45
	3	0,52	0,55	0,62	0,68
	4	0,61	0,46	0,58	0,53
	5	0,55	0,34	0,78	0,34
	6	0,47	0,43	0,51	0,53
	7	0,36	0,45	0,51	0,59
	8	0,44	0,39	0,55	0,42
Flexion DP	1	0,51	0,59	0,48	0,58
	2	0,47	0,63	0,40	0,62
	3	0,60	0,53	0,27	0,68
Flexion HP_Y	1	0,92	0,96	0,72	0,56
	2	0,81	0,86	0,70	0,47
	3	0,72	0,67	0,69	0,47
	4	0,69	0,60	0,63	0,51
	5	0,65	0,62	0,60	0,57

(*) Design d'éprouvettes non retenue dans la suite de ces travaux en raison d'une erreur d'élaboration.

Les résultats présentés ci-dessus montrent que l'écart-type en fréquence par rapport à la fréquence moyenne de chaque mode, associé à chaque configuration d'éprouvettes, n'excède pas 1%, et ce, quel que soit la nature du mode observé. Ce résultat paraît faible dans l'absolu, mais il sera nécessaire de le confronter aux variations fréquentielles imputables à l'apparition des dégradations pour s'en convaincre.

En revanche, sachant que les cotes géométriques des éprouvettes, notamment celles liées à la largeur et à la longueur, ont fait l'objet d'une attention toute particulière, il est fort probable que ces variations fréquentielles s'expliquent par une non uniformité de leur épaisseur respective.

Pour s'en convaincre, une trentaine de mesure d'épaisseur sur l'intégralité de chaque éprouvette ont été réalisées, ce qui a permis d'estimer leur épaisseur moyenne ainsi que l'écart-type associé (tableau 2.2).

Tableau 2.2 *– Variabilité de l'épaisseur des éprouvettes en fonction de leur agencement de plis.*

DESIGNATION	EPAISSEUR moyenne (mm)	σ_M (%)
$[0_2,90_4]_S$	1,67	0,6
$[0_3,90_3]_S$	1,65	0,7
$[0_2,+45_2,-45_2]_S$	2	2,1
$[0_2,+45,-45,90_2]_S$	1,68	1,1

Ce phénomène est également observable lorsqu'il s'agit d'observer leur dispersion respective en masse (Tableau 2.3).

Tableau 2.3 *– Variabilité de la masse des éprouvettes en fonction de leur agencement de plis.*

DESIGNATION	MASSE moyenne (g)	σ (%)
$[0_2,90_4]_S$	45,538	0,3
$[0_3,90_3]_S$	45,865	0,2
$[0_2,+45_2,-45_2]_S$	43,426	0,4
$[0_2,+45,-45,90_2]_S$	40,364	0,4

Ces derniers résultats illustrent parfaitement nos propos et mettent en exergue l'influence de l'élaboration artisanale de nos plaques sur le comportement modal de nos éprouvettes. Chacune d'entre elles présente un comportement modal qui lui est propre. L'élaboration artisanale (figure 2.20) de ces plaques génère localement des désalignements de renforts, des amalgames de matrice, des inclusions, des porosités (figure 2.21), …

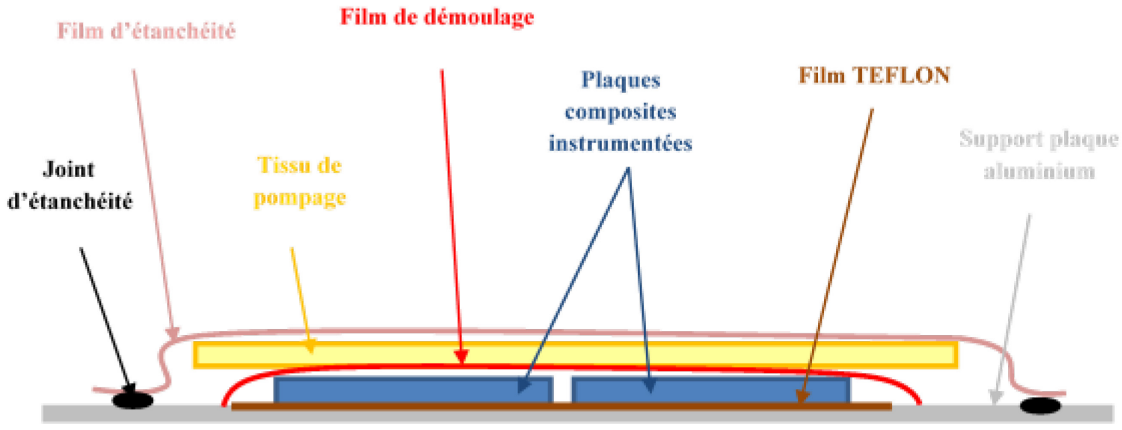


Figure 2.20 *– Conditionnement de plaques en composite.*

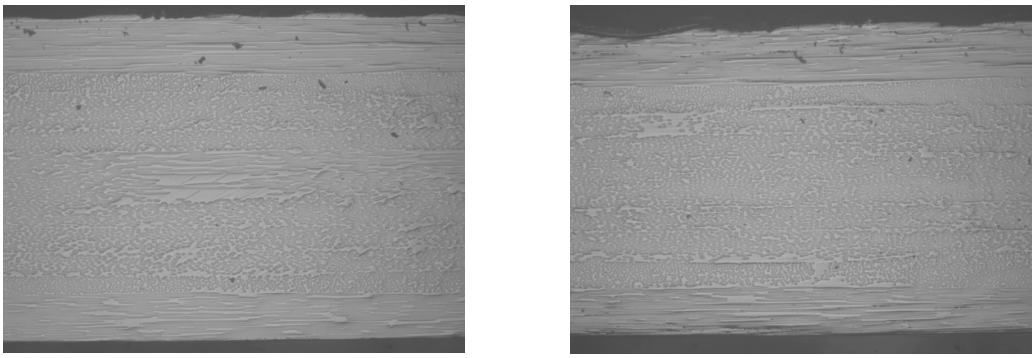


Figure 2.21 *– Illustration d'amalgames de résine, de concentrations de fibres et de porosités.*

A cela, s'ajoute la texture du film de démoulage (voire du tissu de pompage), dont les motifs vont s'imprimer sur l'une des faces du composite et ainsi lui donner cet aspect « peau d'orange » (figure 2.22).

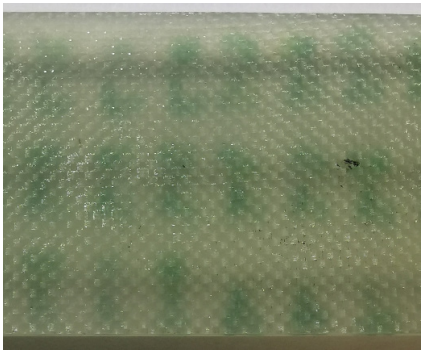


Figure 2.22 *– Illustration de l'aspect « peau d'orange ».*

Tous ces phénomènes se traduisent, d'un point de vue dimensionnel, par des variations d'épaisseur aléatoires que l'on peut difficilement éradiquer. Pour s'en convaincre, nous avons caractérisé l'état de surface d'une éprouvette en réalisant un profil 3D à l'aide d'une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT) (figure 2.23).

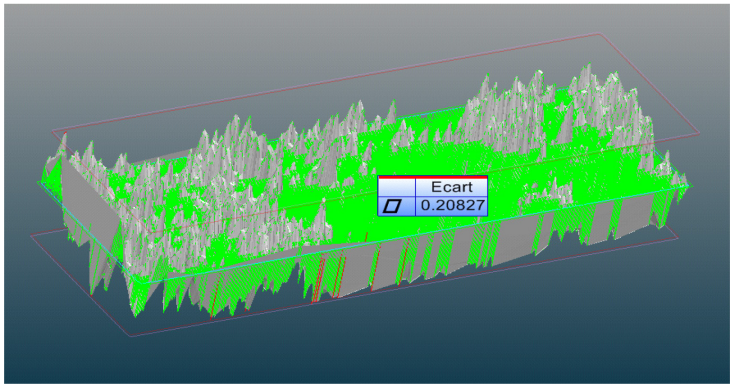


Figure 2.23 *– Etat de surface d'une éprouvette réalisé avec une MMT.*

On observe des variations locales d'épaisseur, aux reliefs très irréguliers, et on détecte un écart de forme de l'ordre de 0,2 mm. Du fait de ces écarts dans l'épaisseur, il n'y a aucune raison pour que les paramètres modaux, propres à chaque éprouvette, soient identiques. Pour information, les talons (CMO tissés) utilisés dans le cadre de ces travaux sont élaborés selon un procédé industriel, avec des faces parfaitement planes, et qui ne présentent aucune altération en surface.

Dans le cadre de notre étude, nous ne pouvons pas ignorer cette variabilité, mais il n'est pas exclu d'obtenir des dispersions de plus faible amplitude lorsque le procédé d'élaboration est maîtrisé. Quoi qu'il en soit, ce caractère dispersif n'est pas un problème en soi dans la mesure où, chaque structure peut être contrôlée unitairement.

2.3.2 Conditions aux limites liées à l'encastrement des structures sur véhicule

L'impact des conditions aux limites sur le comportement modal d'une structure est clairement établi. En effet, c'est l'un des paramètres les plus dimensionnant, notamment dans le cadre du critère de santé vibratoire que l'on souhaite développer. De ce fait, deux axes de réflexion sont envisageables :

- Soit l'ajout de conditions aux limites génère des variations de comportement modal bien inférieures à celles obtenues lors de l'apparition et de la propagation des dégradations ;
- Soit il est possible de contourner leur interaction sur l'évolution du comportement modal de la structure pour ne caractériser que l'endommagement lié aux dégradations.

Pour cela, 2 lots d'éprouvettes saines $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,+45,-45,90_2]_S$, constitués chacun de 6 à 7 éprouvettes, sont dédiés à cette étude. Mais sachant qu'à l'issue de chaque cas de chargement, il est nécessaire d'estimer la BM_{Di} de l'éprouvette en « libre-libre », alors qu'il faut ensuite la réinsérer entre les mors pour effectuer le step de chargement suivant, rien ne garantit le fait que l'éprouvette reprenne exactement sa place d'origine entre les mâchoires des mors. Dans ces conditions, notre jugement pourrait en être considérablement altéré, et ce, sans que nous puissions y remédier. Ainsi, pour contourner cette difficulté, il est convenu que chaque éprouvette ne subisse qu'un seul et unique cas de chargement. C'est donc pour cette raison que l'incrément de charge suivant s'effectue toujours à partir d'une éprouvette saine, mais issue de la même plaque. Chacune d'entre elles est alors positionnée, à tour de rôle, entre les mors du système de sollicitation mécanique (INSTRON) décrit §2.2.2, pour y subir un, et un seul, essai de traction monotone, dont le niveau de chargement est fonction des différents stades de dégradation que nous souhaitons qualifier. A ce titre, au moins 4 stades critiques de dégradations sont envisagés, comme l'apparition de la première fissure transversale, à $\sigma_{Ru}/4$, puis à $\sigma_{Ru}/2$ (à mi-parcours) et enfin un peu avant la contrainte à rupture, comme l'illustre la figure 2.24.

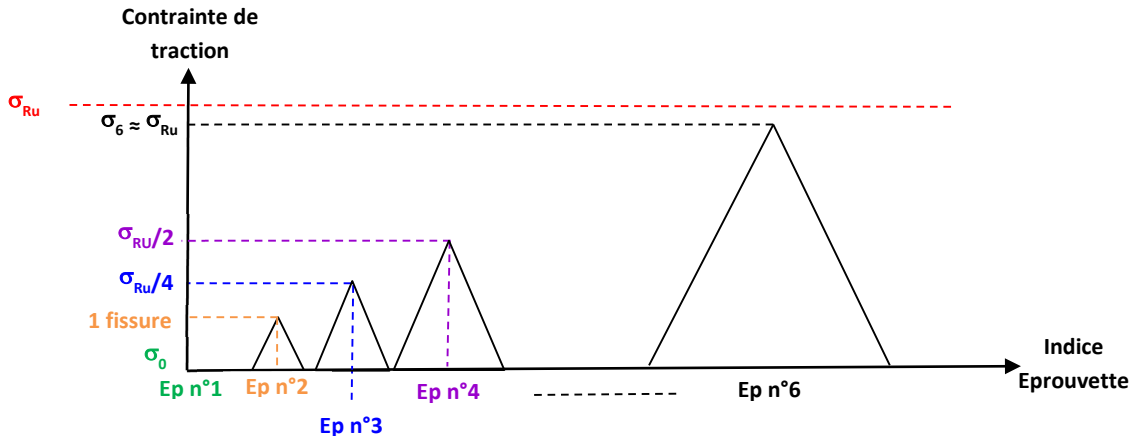


Figure 2.24 *– Illustration du protocole de qualification des conditions aux limites.*

Les caractérisations modales en « libre-libre » s'effectuent à l'aide du banc de caractérisation vibratoire (§2.2.1) alors qu'en configuration « encastré-encastré », elles sont réalisées in situ, à l'aide du montage expérimental décrit §2.2.4.

Ainsi, en comparant BM_R (Base Modale de Référence) et BM_{Di} (Base Modale Dégradée) en « libre-libre », à iso conditions, nous obtenons uniquement la contribution des dégradations sur le comportement modal des éprouvettes. En effet, seul l'état endommagé d'une éprouvette (quel qu'il soit) est comparé à son propre état de référence, ce qui permet de ne pas tenir compte de la dispersion entre éprouvettes. Grâce au banc de caractérisation vibratoire et à ce protocole (figure 2.24), les éventuelles sources d'erreurs sont réduites de manière drastique, mais cette méthode présente tout de même un inconvénient majeur : un faible jeu de données.

Si l'on compare ensuite BM_{Di} en « libre-libre » et BM_{Di} avec conditions aux limites, donc à iso dégradations, cela permet d'estimer l'impact des conditions aux limites sur leur comportement modal. Par souci de clarté, nous faisons le choix de les observer par type de modes, flexion (figure 2.25) et torsion (figure 2.26), au travers de leurs harmoniques respectives (F_2, F_3, F_4, F_5 et T_2, T_3, T_4, T_5) de la manière suivante :

A iso conditions,

$$\left[\frac{\Delta f_{F_i}}{f_{F_i}}(\varepsilon_j)\right]_{dégradation} = \left[\frac{\left(f_{F_i}(\varepsilon_0)_L - f_{F_i}(\varepsilon_j)_L\right)}{f_{F_i}(\varepsilon_0)_L}\right]_{dégradation} \quad (2.1)$$

$$\left[\frac{\Delta f_{Ti}}{f_{T_i}}(\varepsilon_j)\right]_{dégradation} = \left[\frac{\left(f_{Ti}(\varepsilon_0)_L - f_{Ti}(\varepsilon_j)_L\right)}{f_{T_i}(\varepsilon_0)_L}\right]_{dégradation} \quad (2.2)$$

A iso dégradations,

$$\left[\frac{\Delta f_{F_i}}{f_{F_i}}(\varepsilon_j)\right]_{encastrement} = \left[\frac{\left(f_{F_i}(\varepsilon_j)_L - f_{F_i}(\varepsilon_j)_E\right)}{f_{F_i}(\varepsilon_j)_L}\right]_{encastrement} \quad (2.3)$$

$$\left[\frac{\Delta f_{Ti}}{f_{T_i}}(\varepsilon_j)\right]_{encastrement} = \left[\frac{\left(f_{Ti}(\varepsilon_j)_L - f_{Ti}(\varepsilon_j)_E\right)}{f_{T_i}(\varepsilon_j)_L}\right]_{encastrement} \quad (2.4)$$

avec, i (= 2, 3, 4, 5) : indice de l'harmonique considérée
j (=0, 1, 2, ... n) : stade de dégradation observé.
L (« libre-libre ») et E (« encastré-encastré ») définissent les conditions d'encastrement

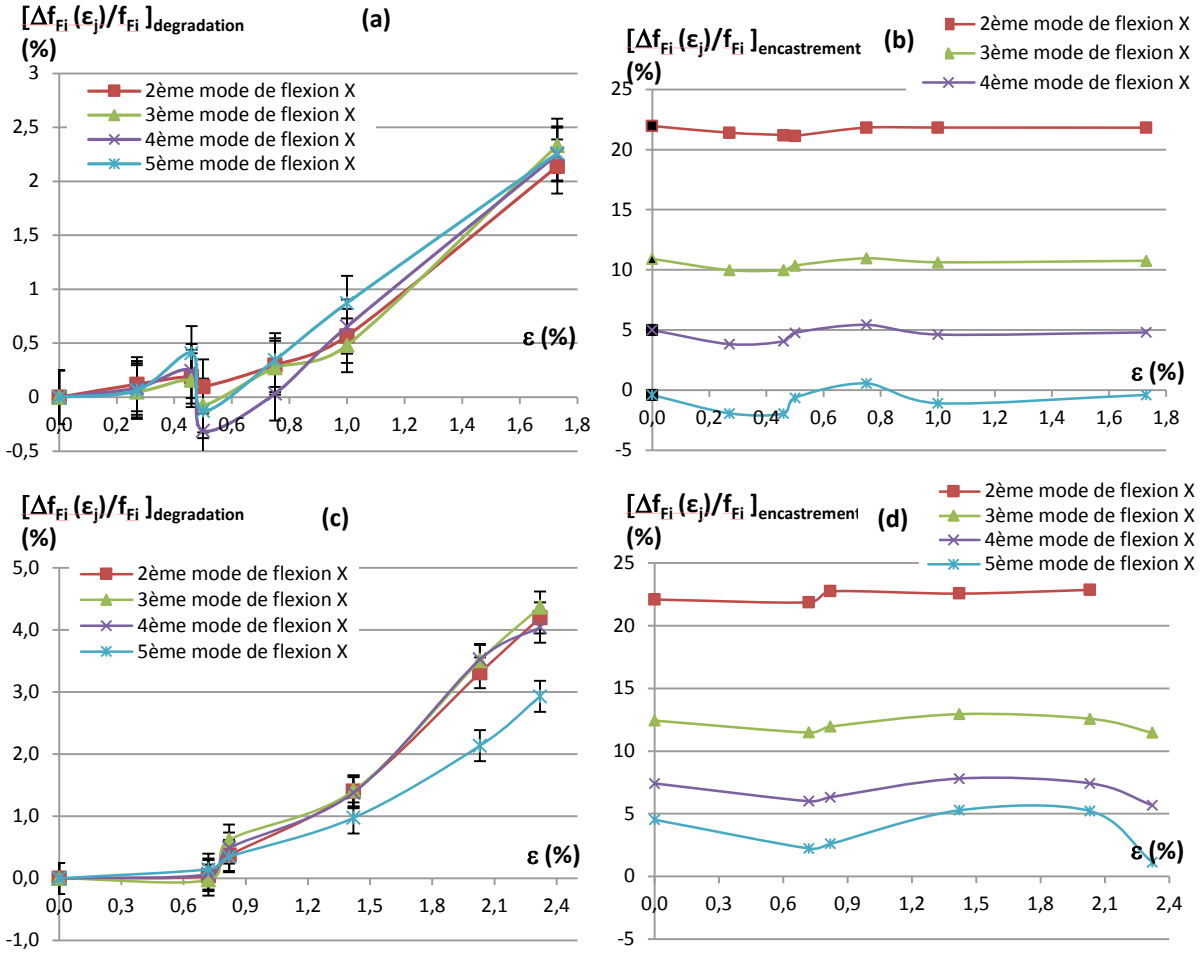


Figure 2.25 *– Evolution des modes de flexion F2, F3, F4, F5 des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ en fonction des dégradations uniquement (a)(c) et de l'encastrement uniquement (b)(d).*

Ces premiers résultats associés à l'évolution des modes de flexion mettent en évidence l'écart de sensibilité entre la détection à la dégradation (de l'ordre de 3,5% proche rupture – figures 2.25a et2.25c) et la détection de variations de conditions aux limites (jusqu'à 25% pour F_2 - figures 2.25b et 2.25d), et ce, quelle que soit la configuration d'éprouvette.

Ces résultats sont intéressants à deux titres.

- On constate qu'à iso-dégradation (figure 2.25b et 2.25d), les harmoniques d'ordre faible présentent des variations relatives de f_R plus importantes que celles d'ordre élevé (ces variations sont respectivement de 22% pour F_2 contre 6%, en moyenne, pour F_4). Cette remarque est valable pour les 2 configurations d'éprouvettes.
- Les courbes représentatives de l'harmonique F_2 traduisent l'équivalent d'une composante continue de l'ordre de 22% comme nous venons de le constater, mais présentent très peu de fluctuation autour de cette valeur (±0.5%), et ce, quel que soit le seuil de dégradation atteint. Par conséquent, F_2 présente une faible sensibilité à l'apparition des dégradations.

Deux questions se posent alors :

- Peut-on, a posteriori, privilégier l'utilisation d'une harmonique de flexion d'ordre élevé (F_5 par exemple, voire plus) pour accéder à une estimation « honorable » de l'état de dégradation de l'éprouvette ?
- Pourrait-on contrôler, à l'aide de F_2 par exemple (très sensible à ces variations) la présence d'éventuelles variations des conditions aux limites, aussi faibles soient-elles ?

Pour résumer, les conditions aux limites jouent un rôle primordial sur l'évolution des modes de flexion des éprouvettes, et il semble que les premières harmoniques soient plus sensibles à ce paramètre qu'aux phénomènes de dégradations. Il n'est donc pas exclu de penser que les harmoniques d'ordre égal ou supérieur à 5 pourraient être de bonnes candidates pour établir un meilleur diagnostic de l'état de santé d'une structure, en les combinant astucieusement à un mode de flexion d'ordre inférieur ou égal à 2 (uniquement sensible aux conditions aux limites) pour y apporter d'éventuelles corrections.
Fort de ce premier constat, nous allons, au même titre que les modes de flexion, nous intéresser à l'évolution des modes de torsion (figures 2.26).

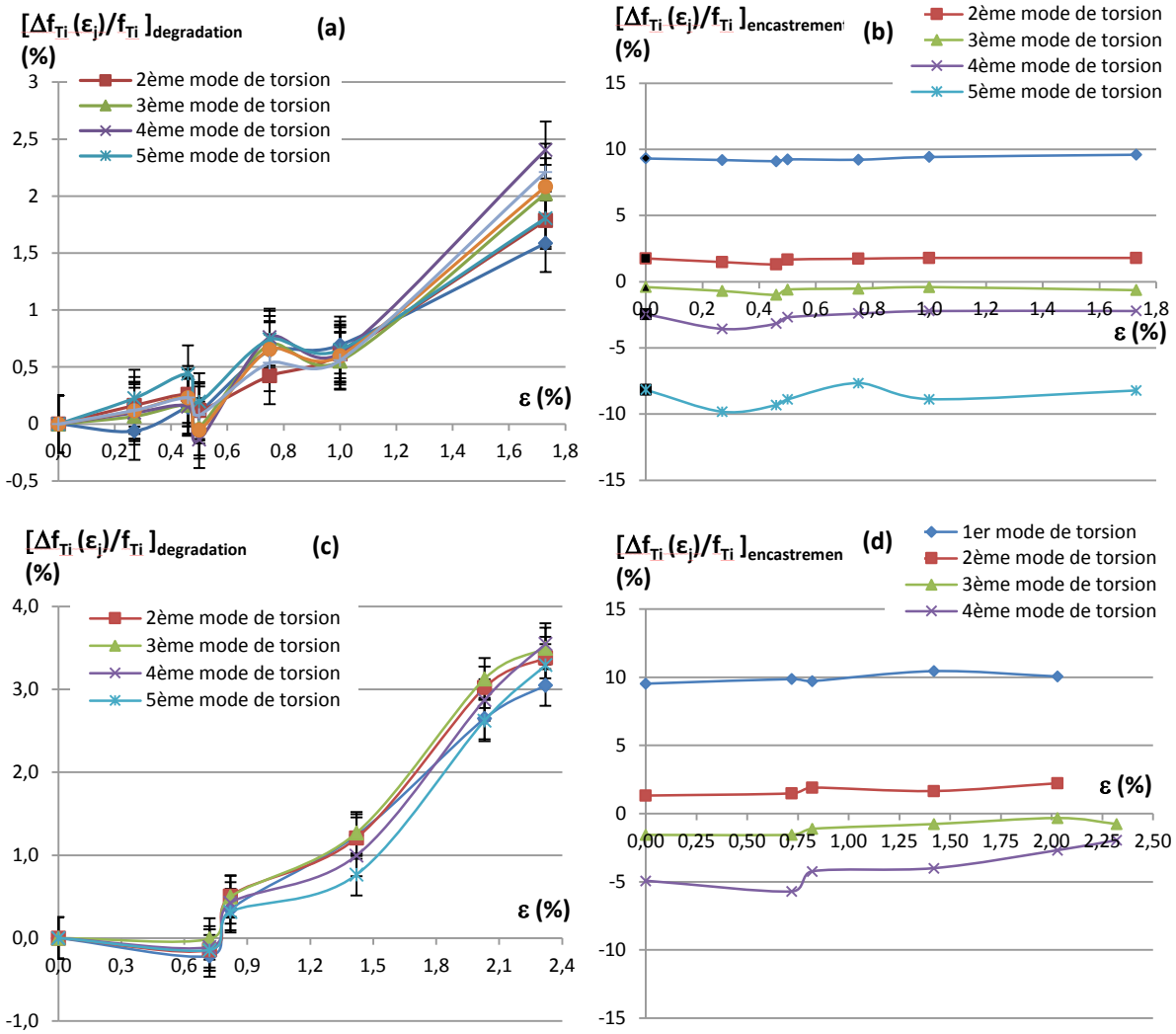


Figure 2.26 *– Evolution des modes de torsion T2, T3, T4, T5 des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ en fonction des dégradations uniquement (a)(c) et de l'encastrement uniquement (b)(d).*

L'évolution des modes de torsion est bien plus contrastée que celle des modes de flexion. En effet, le premier mode de torsion T_1, mais également T_4 et T_5 présentent une importante sensibilité à l'encastrement, respectivement de 10%, -4% et -8% ce qui n'est pas le cas pour les modes de flexion. Cela étant, nous pourrions, ici, nous contenter du mode T_3 qui présente une sensibilité intéressante aux dégradations, et très faible aux variations de conditions aux limites. Ou bien, avec le même raisonnement que celui exposé pour les modes de flexion, privilégier T_3 pour sa sensibilité aux dégradations en le combinant à T_1, pour sa sensibilité aux variations des conditions aux limites (et inversement sa faible sensibilité aux dégradations).

Quoi qu'il en soit, ces constatations ne sont applicables qu'au couple de serrage des mors que nous nous sommes imposés. Il est fort probable que nous ne retrouvions pas ces comportements pour d'autres couples de serrage. Il paraît difficile, en l'état, d'extraire de ces variations de f_R monomodes, tant en flexion qu'en torsion, une variable robuste qui permettrait d'annihiler l'influence des conditions aux limites sur le comportement modal de l'éprouvette afin de rendre compte de son véritable état de santé. Cela étant, il pourrait être intéressant de combiner ces 2 types de modes, puisqu'ils sont omniprésents, pour en exploiter leur potentiel respectif.

Ce paramètre lié aux conditions de mesure (et par conséquent à l'encastrement des structures dans leur environnement) représente donc un enjeu majeur dans l'élaboration du critère de santé vibratoire, mais il n'est pas le seul puisqu'il en existe un autre, tout autant rédhibitoire, lié à la durée du diagnostic.

2.3.3 Optimisation du nombre de degré de liberté (global – réduit – ponctuel)

L'utilisation d'un vibromètre laser 3D monopoint nous permet d'accéder aux 225 FRF issues des 75 points de mesure. Cela permet d'apprécier confortablement les déformées modales propres aux mode de flexion et de torsion. Malheureusement, ce nombre d'informations impose une durée d'essai de 90 minutes, ce qui transforme cet atout en contrainte. En effet, si l'on projette cette méthode sur une application industrielle automobile, il faut absolument conserver à l'esprit que ce diagnostic doit être fiable, robuste et rapide. Il convient donc de s'interroger sur la pertinence d'un tel nombre de points de mesure et surtout quantifier le ratio optimal « nombre de points/temps d'acquisition » sans que notre jugement n'en soit altéré.

Pour cela, nous avons caractérisé la BM_0 (base modale à l'état sain) d'une éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$. A partir de cette base modale « globale », issue des 75 points de mesure, nous avons cherché à en réduire le nombre de FRF au travers de certains paramètres de qualité (émergence des modes, rapport signal sur bruit, représentativité sur la bande de fréquences [500-16000]Hz, …), ce qui nous a conduit à ne conserver que 6 points de mesure (figure 2.27).

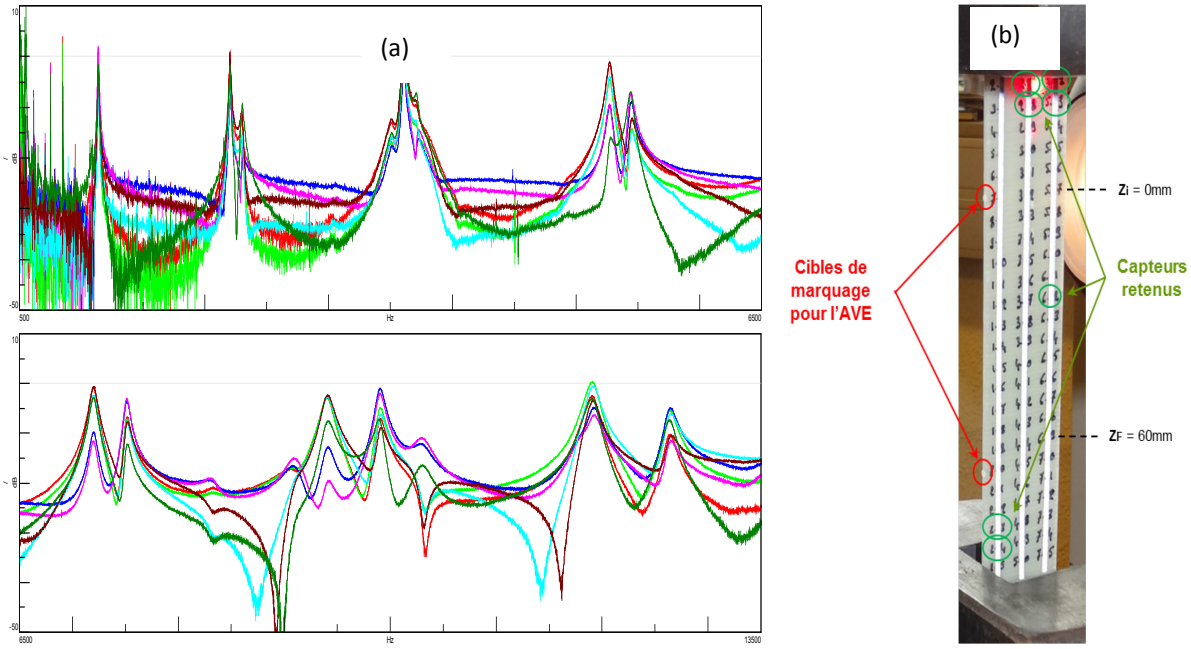


Figure 2.27 *– Illustration des FRF (a) associées aux 6 points de mesure retenus (b) selon la direction X (fibres orientées 0°).*

C'est donc à partir de ces 18 FRF (issues des 6 capteurs sélectionnés, à raison de 3 vecteurs vitesse/capteur) que nous avons estimé la base modale « réduite ». Puis nous avons poussé l'exercice jusqu'à ne retenir que « LE » point le plus dimensionnant pour établir, en quelque sorte, une base modale « monopoint ». La comparaison issue de ces 3 bases modales est présentée dans le tableau ci-dessous (Tableau 2.4).

Tableau 2.4 *– Comparaison des bases modales dont le degré de liberté est global (75 points), réduit (6 points) et monopoint pour une éprouvette saine* $[0_2,+45,-45,90_2]_S$.

	BASES MODALES EXPERIMENTALES					
	Fréquence			Amortissement (%)		
Désignation	Globale (Hz)	Réduite (%)	Monopoint (%)	Globale (Hz)	Réduite	Monopoint
FLEXION 2	1137	0,03	0,02	0,22	0,23	0,18
FLEXION 3	2201	0,00	-0,02	0,24	0,25	0,24
TORSION 2	2300	0,00	-0,03	0,48	0,43	0,37
FLEXION 4	3607	0,00	-0,01	0,25	0,24	0,26
TORSION 3	3712	-0,09	-0,11	0,46	0,62	0,65
FLEXION DP	3799	-0,01	-0,56	0,77	0,4	0,17
TORSION 4	5272	0,00	-0,02	0,43	0,43	0,42
FLEXION 5	5442	0,01	-0,01	0,4	0,42	0,41
TORSION 5	7199	0,00	-0,01	0,47	0,48	0,47
FLEXION 6	7511	0,00	-0,02	0,37	0,39	0,36
FLEXION Y1	8327	0,10	-0,16	0,53	0,47	0,34
FLEXION Y2	9111	0,18	0,69	0,69	0,48	0,09
TORSION 6	9405	0,00	-0,02	0,56	0,56	0,57
FLEXION 7	9902	0,00	-0,02	0,39	0,56	0,38
FLEXION Y3	10301	0,10	0,22	0,64	0,7	0,7
TORSION 7	11906	-0,01	0,00	0,47	0,43	0,41
FLEXION 8	12634	-0,02	0,03	0,3	0,34	0,42

Pour rappel, les paramètres modaux associés aux f_R et aux ξ (tableau 2.4), sont obtenus à partir de l'extraction d'une base modale comportant 225 FRFs (75 points de mesure x 3 vecteurs vitesse), puis 18 FRFs (6 points x 3) et enfin 3 FRFs (1 point x 3). Ces résultats indiquent clairement que la réduction

du nombre de degré de liberté n'altère en rien notre jugement, puisque l'écart maximal en fréquence, pour un mode de flexion ou de torsion donné, entre ces 3 configurations (globale, réduite, monopoint) est inférieur à 0,1%. En revanche, on observe une variation un peu plus marquée sur leur facteur d'amortissement respectif. Par conséquent, il semble plus judicieux de développer le critère de santé vibratoire autour de l'évolution des fréquences de résonance.

Ainsi, il suffit donc de quelques points, judicieusement choisis, pour estimer, sans ambiguïté, les fréquences de résonances associées à chacun de ces modes propres, ce qui rend ce processus peu coûteux en temps. Il est toutefois important de noter qu'en configuration réduite ou monopoint, il n'est plus envisageable d'accéder visuellement aux déformées modales. Il est donc nécessaire d'estimer au préalable la base modale globale, puis de ne conserver que le(s) point(s) dimensionnant(s) pour suivre l'évolution du paramètre modal lié à la fréquence de résonance et ainsi élaborer notre critère de santé.

En conclusion de cette partie liée à l'étude des paramètres influents, et au regard des exigences que nous nous sommes fixées quant à l'élaboration de cette méthode, il est impératif que notre critère de santé s'appuie sur les constatations suivantes :

- **il n'est pas envisageable de comparer la base modale dégradée d'une éprouvette à une base modale saine générique, commune et applicable à toutes les éprouvettes.** En effet, bien que la variabilité fréquentielle associée à la fréquence de résonance de chaque mode soit inférieure à 1%, il important de souligner que les variations relatives de ces f_R liées à l'apparition de dégradations (BM_R/BM_{Di}) sont inférieures à 4%. Par conséquent**, il est indispensable de suivre l'évolution des paramètres modaux d'une éprouvette à partir de sa propre base modale saine**.
- **Les modes de flexion et de torsion sont, pour certains, plus sensibles aux conditions d'encastrement qu'aux phénomènes de dégradations observables sur ce type de matériau**. **Toutefois, leur sensibilité à l'encastrement peut être minimisée en fonction de l'harmonique considérée, voire de la combinaison entre modes envisagée**.
- **Le nombre de degré de liberté n'altère en rien le jugement à condition qu'il soit identifié à partir d'une base modale qui permette d'observer, sans ambiguïté, la nature des déformées modales associée à chaque mode et que le critère vibratoire soit porté par le décalage fréquentiel des modes**.

2.4 Diagnosticabilité de l'état de santé :

L'engouement porté, depuis des décennies, au diagnostic de l'état de santé d'une structure a permis d'alimenter plusieurs axes de réflexion, et notamment celui lié à l'analyse vibratoire [74]. L'intérêt pour ce domaine provient très certainement du fait qu'il est possible de recueillir et d'appréhender des informations à l'échelle de la structure, provenant d'évènements locaux apparus à cœur ou en surface. Ces informations, accessibles à l'échelle macroscopique, se traduisent par des variations du comportement modal de la structure.
Bon nombres de méthodes se sont alors orientées vers le suivi ou l'évolution des fréquences de résonance [75], [76], [77], du facteur d'amortissement [78], [79], [80], des déformées modales (soit en comparant l'évolution de leur forme soit en élaborant des critères de similitude de type MAC [81] ou

COMAC[82]) ou de leur dérivée [83], [84], des FRFs et de leurs dérivées [85], etc ..., où chacune d'entre elles présente donc un intérêt marqué pour atteindre, en partie, cet objectif. Certaines sont sensibles à l'apparition d'une dégradation spécifique [86] (de taille plus ou moins conséquente), d'autres à la localisation (en surface ou dans l'épaisseur du matériau), ou bien encore à un stade de dégradation critique, à partir duquel l'intégrité de la structure peut être compromise.
Mais depuis une quinzaine d'années, on observe l'émergence de méthodes de traitement plus spécifiques axées sur l'exploitation de signaux temps réels (utilisation de la transformée en ondelettes [87], [88], abordant l'aspect des non-linéarités [89]), à partir de la collecte d'informations issues d'une multitude de capteurs. Dès lors, le diagnostic peut être envisagé comme un recueil de signaux, collectés par un réseau de capteurs, dont les informations qu'ils contiennent vont être extraites, disséquées et analysées, pour alimenter des lois statistiques, et dont la criticité sera hiérarchisée par des algorithmes de plus en plus élaborés et performants qui permettront, in fine, d'approcher l'état de santé d'une structure à partir de son vécu. L'objectif ne consiste plus seulement à détecter, à localiser, et à quantifier le niveau de dégradation, mais véritablement à suivre son état d'endommagement tout au long de sa vie, voire de le prédire. Mais bien que tous s'accordent à dire qu'il est absolument indispensable de déterminer l'état d'endommagement d'une structure, il n'en reste pas moins que la majeure partie de ces méthodes expérimentales, numériques ou hybrides sont aujourd'hui, au moins en phase d'élaboration (en laboratoire) voire en cours de déploiement. Deux raisons permettent d'expliquer cela. La première concerne l'utilisation d'une flotte de capteurs, ce qui nécessite de les conditionner d'une part, et d'orchestrer la récupération (filaire ou non filaire) des données d'autre part, ce qui se traduit bien souvent par des coûts conséquents et des instrumentations complexes. La seconde s'attache au fait qu'elles ne permettent pas encore de prendre en considération toute la réalité de terrain, tant au niveau des conditions environnementales (T°, hygrométrie, …) qu'au niveau de la fonctionnalité (dimensions, conditions aux limites réelles et fonction de l'organe) des structures qu'elles doivent contrôler.

De toute évidence, ces méthodes sont complémentaires les unes des autres, puisqu'elles véhiculent chacune une partie de l'information. Au même titre que les travaux menés dans le cadre de cette étude. En effet, bien que l'objectif porte davantage sur l'élaboration d'une méthode de monitoring d'une structure de liaison au sol, les informations ainsi récoltées pourraient également contribuer à enrichir ces banques de données et par conséquent, accroître la qualité du diagnostic. Quoiqu'il en soit, il n'existe pas, à ce jour, de méthode générique qui permette de contrôler l'état de santé de n'importe quel type de structure dans la mesure où chaque secteur d'activité possède ses exigences et ses propres contraintes dont il faut impérativement tenir compte pour élaborer un diagnostic fiable et robuste. C'est donc pour apporter une réponse adaptée au contrôle de ces structures en composite dans le secteur automobile que nous avons choisi d'investiguer l'aspect fréquentiel, en partant du principe que ce paramètre modal, lié à la f_R d'un mode, est une grandeur physique facilement accessible et peu coûteuse à mesurer, tant en ressources qu'en moyens. Ainsi, fort des travaux précédemment menés sur cette grandeur physique [90], nous avons souhaité caractériser l'évolution du comportement modal de 3 lots d'éprouvettes $[0_2,90_4]_S$, $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,+45,-45,90_2]_S$, soumises chacune à un cas de chargement unitaire et dont les spécificités d'essais sont les suivantes :

- Mise en œuvre du protocole (figure 2.24) et des montages associés pour ne pas subir l'influence de conditions aux limites ;

- Utilisation d'une excitation ponctuelle (9 mm^2) de très faible masse (<200mg) et d'un moyen de mesure optique 3D sans contact, pour ne pas interférer avec l'éprouvette ;
- Réalisation d'un maillage expérimental suffisamment dense (75 points de mesure) au regard de la zone utile de l'éprouvette pour observer finement les déformées modales associées aux modes propres ;
- Caractérisation sur une bande passante de [500-16000]Hz, ce qui permet d'accéder à plus de 20 modes propres où les modes de flexion et de torsion sont omniprésents ;
- Tout en contrôlant les conditions ambiantes puisque ces essais ont lieu en laboratoire.

Les résultats sont représentés à la figure 2.28.

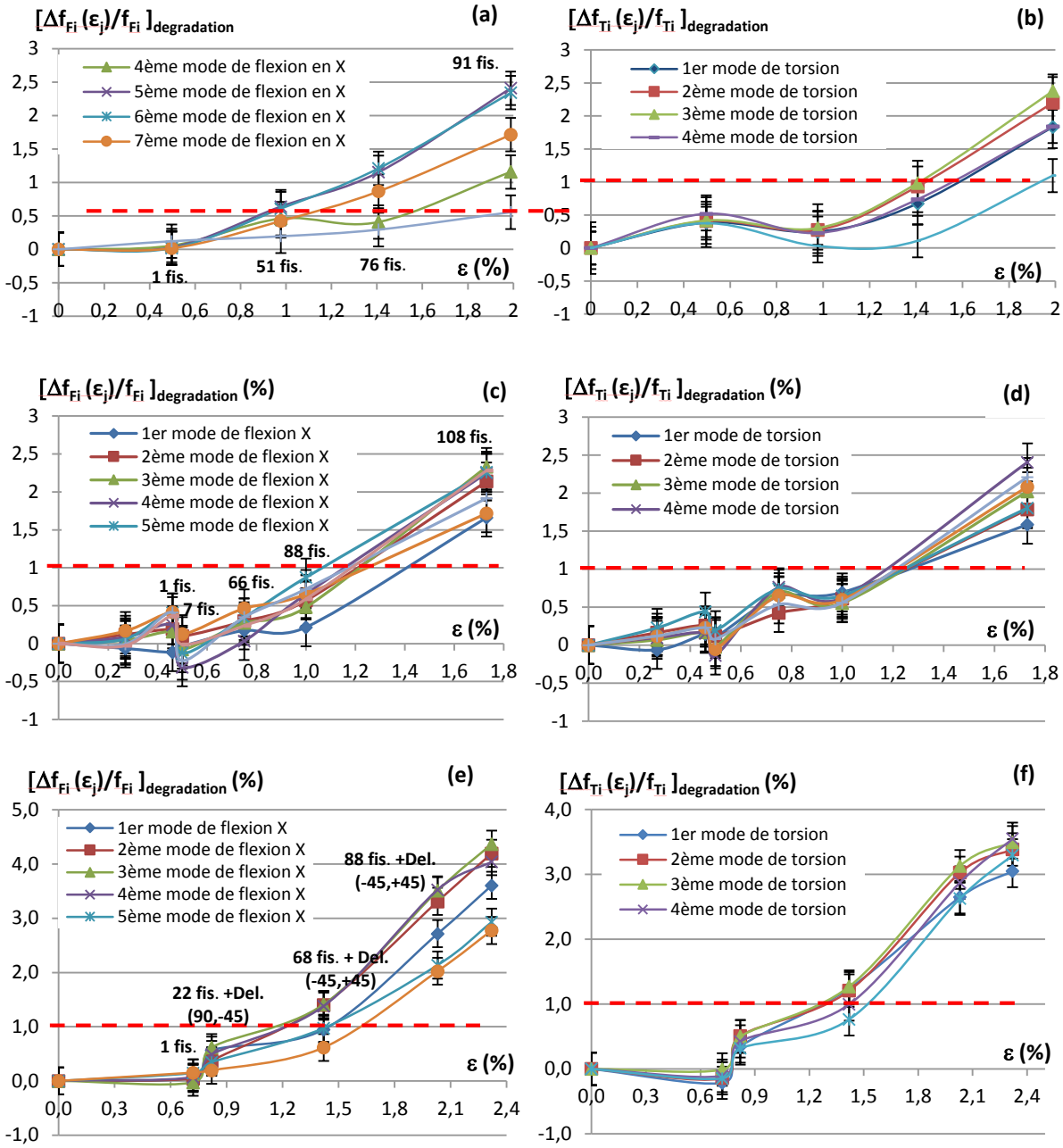


Figure 2.28 *– Evolution des modes de flexion (F1 à F6) et de torsion (T1 à T5) pour les éprouvettes $[0_2,90_4]_S$ (a),(b), $[0_3,90_3]_S$ (c) (d), et $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ (e) (f) en fonction des déformations.*

Dans le cas de la fissuration intralaminaire seule, associée au lot d'éprouvettes $[0_2,90_4]_S$ (figures 2.28a et 2.28b), l'amplitude des variations fréquentielles constatée sur chaque mode est très faible, et ce, malgré la présence de 91 fissures à l'issue du chargement final. Si l'on prend en considération l'incertitude type relative (avec K=2), soit ± 0.5 %, et que l'on définit le seuil de détection à 1% environ, il semble peu crédible d'apporter un jugement fiable en dessous de 1,4% de déformation.

Dans le cas d'un composite $[0_3,90_3]_S$, où l'épaisseur totale des plis orientés à 90° correspond à celle des plis orientés à 0°, le constat est quasi similaire (figures 2.28c, 2.28d), à l'exception du fait qu'il devienne possible d'émettre un jugement un peu plus tôt, dès 1.2% de déformation.
Les variations fréquentielles associées aux fréquences de résonance de chacun des modes observés (flexion ou torsion), sont de très faibles amplitudes (inférieures à 2,5% dans le cadre de nos essais), ce qui tend à corroborer la littérature. **Dans le cas présent, où seule la fissuration transversale est prise en compte, il paraît évident que cette approche mode-à-mode, présente peu d'intérêt, et ce, malgré toutes les précautions prises au préalable.**

Enfin, les derniers résultats concernant les éprouvettes $[90_2, +45, -45, 90_2]_S$ (figures 2.28e et 2.28f) ne laissent guère plus d'optimisme puisque les variations d'amplitudes n'excèdent pas 4,5% d'une part, et que ces courbes ne présentent pas véritablement de sursauts significatifs qui trahiraient l'apparition soudaine d'un mode de dégradation spécifique (délaminage) d'autre part. Si l'on ajoute à cela l'influence des conditions aux limites sur l'évolution du comportement modal, **il apparaît tout naturellement que cette première approche ne peut aboutir à l'élaboration d'un critère pertinent**. **Il est donc nécessaire de repenser cette approche vibratoire tout en conservant cette grandeur physique, liée à la fréquence de résonance, comme paramètre « clé » dans l'élaboration de ce critère vibratoire.**

2.4.1 Appariements naturels à fort couplage de modes

Pour rappel, l'observation du contenu spectral de chaque lot d'éprouvettes, a permis d'identifier plus d'une vingtaine de modes propres, dont les 2/3 tiers sont imputables aux modes de flexion et de torsion. Ils sont omniprésents sur la bande de fréquences [1000-14000]Hz et très facilement exploitables sur l'intervalle [2000-7500]Hz comme nous avons pu le constater précédemment. Il est par ailleurs, souvent fait mention dans la littérature des modes de flexion Hors Plan (HP : normal aux faces de l'éprouvette), un peu moins des modes de torsion, et très rarement des modes de reptation (voire d'autres modes à plus haute fréquence). Il est évident que plus l'harmonique du mode observé est élevée, plus la fréquence de résonance qui lui est associée l'est aussi, ce qui conduit à des déformées modales de plus en plus complexes, des déplacements de plus en plus petits et par conséquent de moins en moins accessibles expérimentalement. Cela signifie qu'**il peut être intéressant de considérer certains modes de flexion et de torsion, d'ordre plus ou moins élevé, pour bénéficier de leur faible sensibilité à l'encastrement (§2.4.2) ainsi que de leur prépondérance sur la bande de fréquences utile [2000-7500]Hz**. Pour illustrer ces propos, il est nécessaire de repartir d'une courbe illustrant la moyenne arithmétique des 225 FRF (figure 2.29).

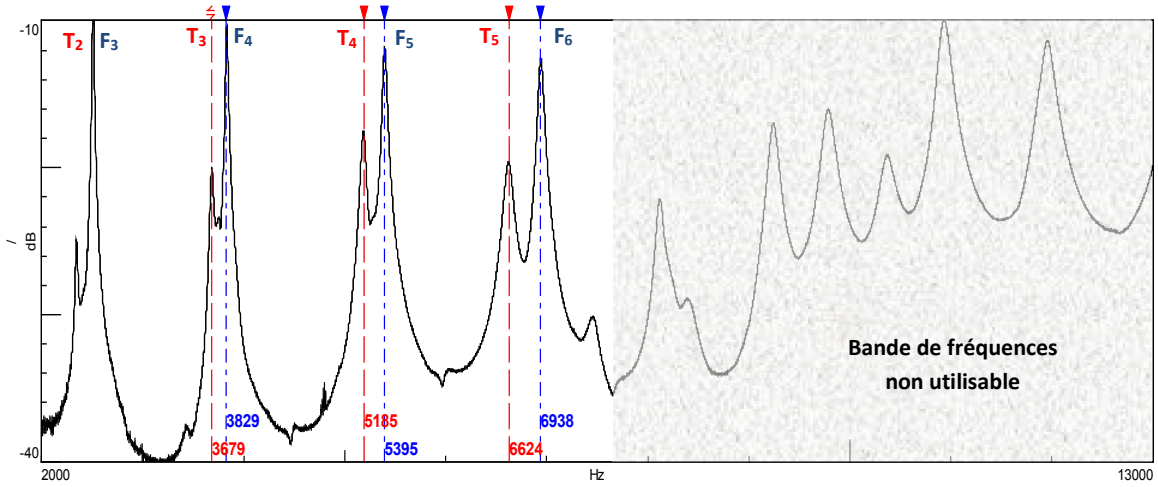


Figure 2.29 *– Illustration du phénomène de couplage entre modes de flexion et modes de torsion.*

Cette courbe met en évidence la présence de 4 couples de modes à fort couplage, T_2F_3, T_3F_4, T_4F_5 et T_5F_6, où chacun d'entre eux est constitué d'un mode de torsion et d'un mode de flexion, dont les harmoniques respectives sont d'ordre « i » et « i+1 ». En les observant avec attention, on constate que l'interaction entre le mode de flexion et le mode de torsion est vraiment importante tant ils sont proches l'un de l'autre. En revanche, chaque couple de modes se distingue très nettement de ses voisins.

Ces constations sont intéressantes pour 3 raisons :

- Il y a peu de risque d'obtenir un chevauchement de couple de modes, comme l'illustre la figure 2.30.

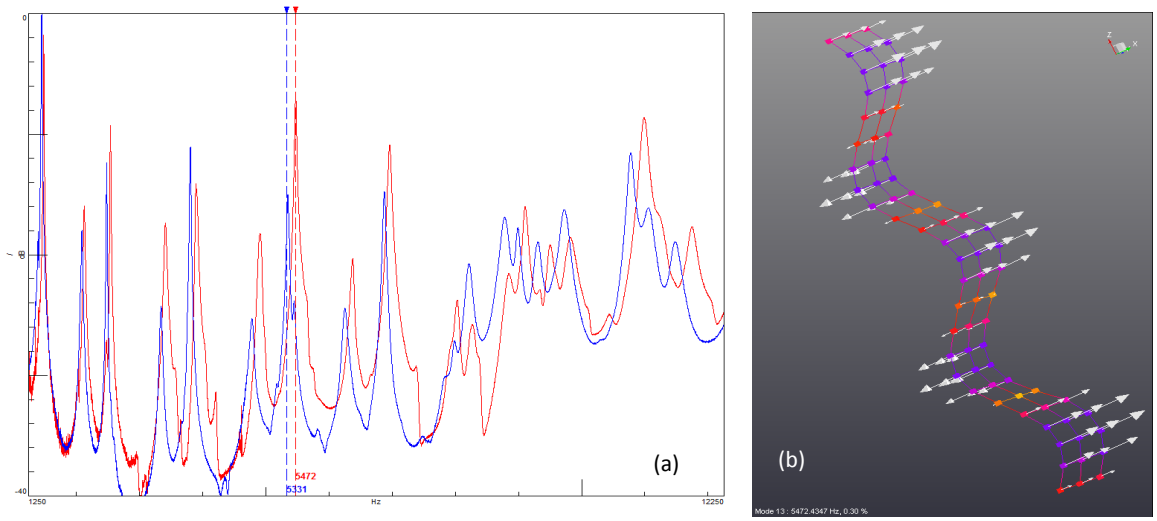


Figure 2.30 *– (a) Illustration de l'évolution du comportement modal d'une éprouvette $[0_3,90_3]_S$ de l'état sain (rouge) jusqu'à un stade d'endommagement proche rupture (bleu). (b) illustration de la déformée modale du 5ème mode de flexion.*

  En effet, si l'on compare l'évolution d'un couple en T_iF_{i+1} au cours d'une sollicitation, donc d'un état faiblement dégradé à un état fortement dégradé (proche rupture) on constate qu'il ne se chevauche jamais avec les couples de modes voisins.
- Chaque couplage de modes fait intervenir un mode de flexion et un mode de torsion avec une interdépendance forte.

- Certains de ces couples de modes sont observables à des ordres d'harmonique élevés, ce qui permettrait d'utiliser des modes peu influencés par les conditions d'encastrement.

Au regard de ces nouveaux éléments, il paraît intéressant, pour chaque couple de modes, de suivre l'évolution mutuelle de leurs f_R (écart fréquentiel entre mode de torsion et mode de flexion) en fonction des différents stades de dégradations observés, de l'état sain jusqu'à proche rupture.

2.4.2 Vers un critère de santé simplifié

Au regard de l'intérêt porté aux couplages de modes précédemment décrits, nous proposons le critère de santé ci-dessous :

$$CS_{T_iF_{(i+1)}}(\varepsilon_j) = \left[\frac{\left(T_i(\varepsilon_0)-F_{(i+1)}(\varepsilon_0)\right)-\left(T_i(\varepsilon_j)-F_{(i+1)}(\varepsilon_j)\right)}{\left(T_i(\varepsilon_0)-F_{(i+1)}(\varepsilon_0)\right)}\right] \qquad (2.5)$$

Où,

- T_i (ε_0) correspond à la i^{ème} harmonique du mode de torsion associée à une éprouvette saine,
- $F_{(i+1)}$ ε_0 correspond à la (i+1)^{ème} harmonique du mode de flexion associée à une éprouvette saine,
- T_i (ε_j) correspond à la i^{ème} harmonique du mode de torsion associée à une éprouvette dégradée,
- $F_{(i+1)}$ (ε_j) correspond à la (i+1)^{ème} harmonique du mode de flexion associée à une éprouvette dégradée.

Sur la base de ce critère vibratoire, nous analysons les résultats (figures 2.28c, 2.28d, 2.28e et 2.28f) obtenus à partir des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,45,-45,90_2]_S$. La figure 2.31 présente les résultats obtenus dans le cadre de la fissuration transversale (éprouvettes $[0_3,90_3]_S$).

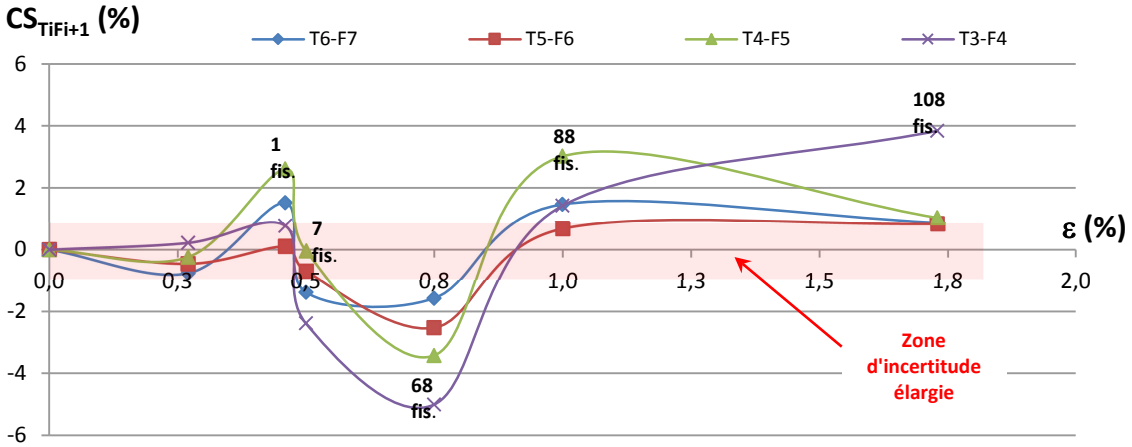


***Figure 2.31** – Critère de santé mesuré sur éprouvette $[0_3,90_3]_S$, avec fissuration transversale uniquement.*

Au premier abord, ces courbes présentent des amplitudes plus marquées qu'un simple suivi mode-à-mode, mais elles permettent surtout de traduire plus justement l'impact des dégradations sur le comportement modal des éprouvettes, dans la mesure où ce critère rend compte simultanément de l'interaction entre ces 2 modes prépondérants, que sont la flexion et la torsion. On observe par ailleurs, d'importantes variations du critère entre 0,45% et 1% de déformation, soit de l'apparition de la première fissure jusqu'aux 88 fissures suivantes.

Penchons-nous à présent sur le cas de l'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$, en observant les résultats de la figure 2.32.

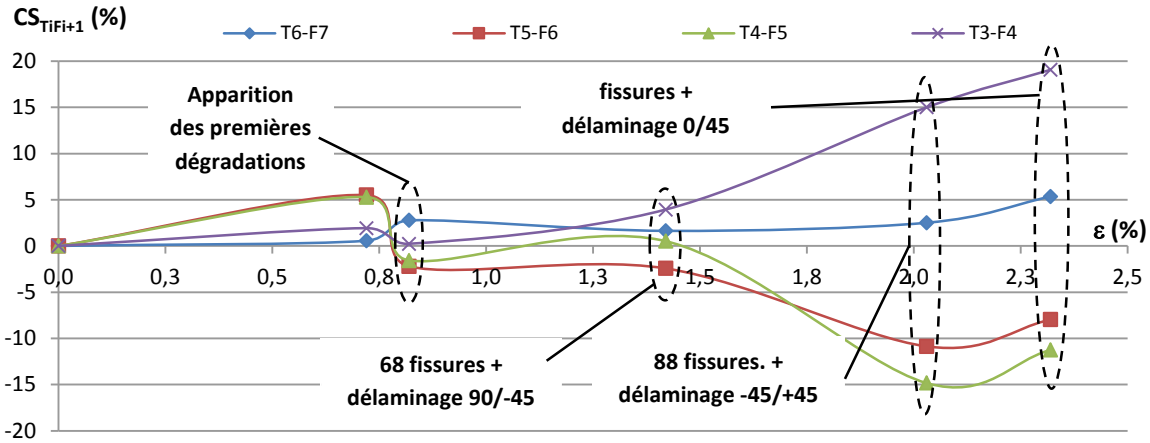


***Figure 2.32** – Critère de santé mesuré sur éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$, associé à la fissuration transversale et aux délaminages (90,-45) et (-45/+45).*

Les variations d'amplitudes sont bien plus conséquentes qu'auparavant, entre 5% et 20% en fonction du couplage de modes observé, et les courbes qui en découlent ne sont pas monotones. **Ce critère de santé semble donc prometteur d'un point de vue quantitatif et qualitatif**. **Dès lors, il devient envisageable d'établir un lien entre la nature des dégradations et l'état de santé de l'éprouvette, à condition qu'il soit possible de minimiser l'impact des conditions aux limites.**

Pour ce faire, l'éprouvette saine est repositionnée entre les mors de la machine de traction et nous appliquons un couple de serrage de 20 N.m (au niveau de chaque mors). Le comportement modal de l'éprouvette est alors caractérisé in situ. Cette opération est répétée à 30, 40 puis 50N.m (couple de serrage référent dans le cadre de ces travaux), ce qui permet de tracer, à iso dégradation, l'évolution du critère de santé en fonction du couple de serrage des mors (figure 3.4).

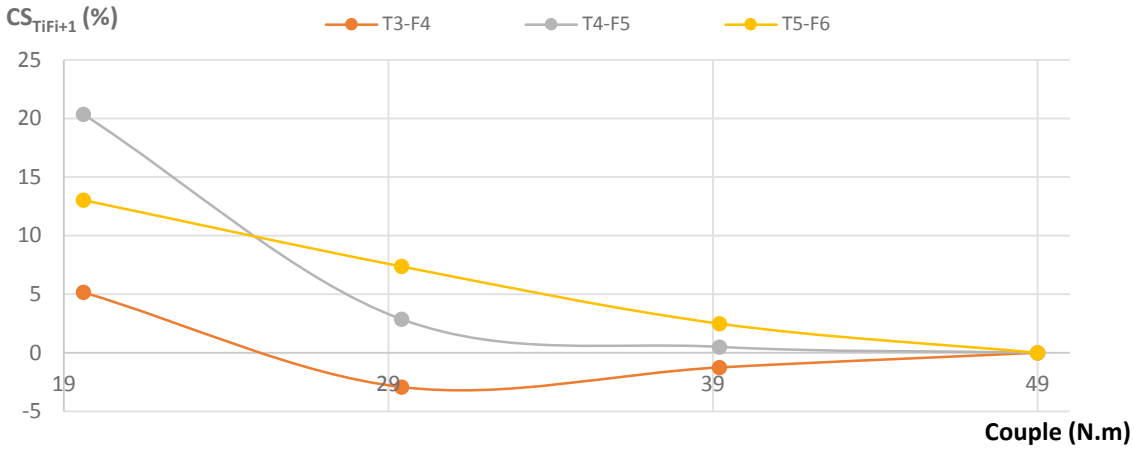


***Figure 3.4** – Evolution du critère de santé, associé aux couples de mode T_3F_4, T_4F_5, T_5F_6, en fonction du couple de serrage des mors.*

L'objectif de cet essai consiste à estimer l'impact de la plus petite variation de conditions aux limites sur le comportement modal de l'éprouvette, au travers du critère de santé. Cette notion de

« plus petite variation » se quantifie au travers de l'incertitude liée au couple de serrage appliqué à l'aide de notre clé dynamométrique. Au regard de la résolution de lecture de notre outil, il nous semble raisonnable de lui attribuer la valeur de 2,5N.m dans la mesure où les graduations sont indiquées par tranche de 5N.m. De ce fait, nous obtenons une incertitude de l'ordre de 2,5% pour le couple T_3-F_4, de 1% pour le couple T_4-F_5 et de 4% pour le couple T_5-F_6, et ce, pour un facteur d'élargissement de K=2.
Le post-traitement associé à l'élaboration de ce critère permet de réduire de manière drastique l'impact des conditions aux limites. Cela signifie que les variations de f_R propres aux modes de flexion et de torsion de chaque couple de modes, se compensent. Et c'est donc autour de ces possibles variations de couple de serrage que nous définissons l'incertitude du critère de santé expérimental.

2.4.3 Conclusion

L'association d'un protocole expérimental spécifique à la caractérisation vibratoire du comportement dynamique d'éprouvettes standards et d'éprouvettes représentatives en termes de dégradations ciblées (fissurations intralaminaire et interlaminaire) a permis d'apprécier l'interaction de ces dégradations sur l'évolution de leur comportement modal, au travers de l'évolution de la f_R des modes de flexion et de torsion sur la bande de fréquences [2000-7500]Hz. Les premiers résultats sont en accord avec la littérature, et montrent que **l'exploitation mode-à-mode des f_R n'est pas envisageable. Son extrême dépendance aux variations des conditions aux limites et sa faible sensibilité aux dégradations mésoscopiques font de ce paramètre modal un piètre candidat.**
En revanche, **au regard de l'imposante densité modale que revêtent ces éprouvettes et surtout des forts couplages de modes qui existent entre modes de flexion et modes de torsion, il paraît opportun de les combiner, en élaborant un critère vibratoire qui s'appuie sur l'évolution des f_R associées à leurs harmoniques d'ordres élevés.** Cela permettrait entre autre de **minimiser l'impact des conditions aux limites** d'une part et **d'accroître le niveau de détection des endommagements** d'autre part. C'est donc autour de ce critère de santé que nous allons poursuivre nos investigations, notamment au travers de caractérisations « encastré-encastré » puisque c'est l'un des points clés de cette approche vibratoire, et surtout juger de sa pertinence à la détection et au suivi de l'endommagement.

Chapitre 3 :

Caractérisations expérimentales de l'endommagement à partir d'éprouvettes calibrées en dégradations ($[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,+45,-45,90_2]_S$)

Prise en compte des phénomènes de fissuration

Comme évoqué au chapitre 2, l'analyse modale pourrait être un bon candidat en termes d'outil de diagnostic pour établir, sous certaines conditions, l'état de santé d'une éprouvette en composite thermodurcissable. Si nous ajoutons à cela notre intérêt pour la détection de dégradations précoces, notamment à l'échelle mésoscopique avec l'apparition des premières fissures intralaminaires, alors il paraît opportun d'aborder l'impact de la fissuration intralaminaire sur l'évolution du comportement modal d'une éprouvette $[0_3,90_3]_S$.

Mais bien qu'elle soit considérée comme l'un des premiers phénomènes de dégradation dimensionnant pour comprendre la mécanique de rupture de ces matériaux composites, elle n'est pas forcément considérée comme une dégradation critique à l'échelle de toutes les industries. En effet, pour certains, cette dégradation n'est pas suffisamment préjudiciable parce qu'elle n'est pas encore détectable, voire observable visuellement. Il faut donc franchir l'échelle du pli pour aborder la notion de fissuration interlaminaire qui intervient à l'interface entre 2 plis. Cette dégradation devient plus accessible, plus rapidement identifiable avec des moyens moins coûteux ou bien des réglages moindres, à partir du moment où ses dimensions avoisinent le cm^2. Il n'est pas rare, alors, d'utiliser la TIR active, la tomographie RX, les méthodes ultrasons pour la qualifier. C'est donc en majeure partie pour suivre l'aspect de cette dégradation, qui s'inscrit dans la continuité de la fissuration intralaminaire, que nous avons choisi de suivre l'évolution du comportement modal d'une éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$, mais également pour appréhender la capacité de ce critère vibratoire à distinguer :

- ✓ la fissuration transversale,
- ✓ le délaminage en bord d'éprouvette entre les plis 90° et -45° ;
- ✓ la fissuration intralaminaire dans les plis orientés à -45° ;
- ✓ le délaminage en bord d'éprouvette entre les plis -45° et +45° ;
- ✓ voire la fissuration intralaminaire dans les plis à 45°.

Pour ce faire, nous utilisons à la fois le montage mais également le protocole expérimental décrit §2.2, sans pour autant négliger les « contraintes » auxquelles nous serons soumis dans le cas du contrôle d'une structure automobile ou aéronautique. Mais avant d'entrer dans le vif du sujet, il convient de rappeler ce que sont ces contraintes, derrière lesquelles se cache une notion fondamentale, liée aux conditions aux limites.

En effet, quelle que soit l'industrie considérée, les organes ou structures que nous souhaitons « monitorer » sont liés à d'autres éléments par vissage, rivetage, collage, soudage …. Dès lors, on comprend aisément que la notion « d'encastrement » joue un rôle déterminant sur la durée de vie du produit, puisqu'elle régit l'intégrité fonctionnelle de cet assemblage multiéléments, mais également son comportement modal, ce qui n'est pas, dans une moindre mesure (§2.4.2), sans conséquence sur la fiabilité de notre critère vibratoire.

Ce troisième chapitre sera, par conséquent, exclusivement consacré à la caractérisation de l'endommagement des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,+45,-45,90_2]_S$, maintenues encastrées à leurs extrémités, afin d'éprouver la robustesse et la fiabilité du critère de santé vibratoire avec des conditions aux limites dignes de celles appliquées sur des structures automobiles.

3.1 Sensibilité du critère de santé à l'apparition et à la propagation des fissures intralaminaires : $[0_3,90_3]_S$

La fissuration transversale, qui s'inscrit dans la continuité de dégradations initiées à l'échelle microscopique, est une dégradation qui interpelle dans l'industrie automobile parce qu'elle devient visuellement accessible. Il est par conséquent nécessaire d'éprouver la sensibilité de notre critère de santé à cette dégradation mésoscopique, d'autant qu'il est aisé de la faire apparaître, et surtout de suivre sa progression de manière quasi unitaire, à partir d'éprouvettes. Pour autant, il est indispensable de respecter scrupuleusement les préconisations faites au chapitre 2.

3.1.1 Evolution de la rigidité de l'éprouvette et de la densité de fissuration :

Mais au préalable, il est indispensable de définir le cadre de nos investigations quant à la fissuration intralaminaire. Afin de minimiser les aléas liés à l'élaboration des plaques calibrées, 2 éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ sont extraites au centre d'une plaque, puis rectifiées. Leurs cotes géométriques (230 mm x 25.4 mm) sont donc parfaitement respectées et en parfait accord avec la largeur des mâchoires des mors. Un soin tout particulier est accordé au collage des talons (50 mm x 25.4 mm x 2.02 mm) de manière à ce que la colle bi-composants ne migre pas sur la partie utile de l'éprouvette. D'autre part,

le parallélisme entre les faces supérieures des talons est également contrôlé afin que les conditions aux limites soient optimales. De cette manière, l'effort est uniformément réparti par les mâchoires sur les talons.

Fort de toutes ces précautions, l'une des éprouvettes est insérée dans les mors afin d'y être sollicitée, caractérisée puis inspectée in situ, et ce, à chaque step de chargement. En effet, chaque step est constitué de 3 étapes (a, b et c décrites §2.2), dont chacune nous informe de la valeur du module d'Young E_{0i} (a), de la BMD_i (b), ainsi que de son état de dégradation (c). Puis nous déployons ces étapes sur une trentaine de steps de chargement, jusqu'à un stade de chargement proche de la contrainte à rupture, afin d'obtenir une discrétisation accrue de la courbe contrainte de traction (σ_T)/déformation (ε). Enfin, c'est en comparant, au travers du critère de santé (§2.4.2), les BMD_i respectives de chaque step à la BM_0, que nous estimons l'état d'endommagement de l'éprouvette.
De ce fait, le diagnostic n'est pas sensible aux disparités (d'élaboration) entre éprouvettes puisqu'il s'appuie sur les caractéristiques initiales de l'éprouvette considérée, à l'état sain. Il prend en compte la notion de conditions aux limites, puisque l'éprouvette reste positionnée entre les mors d'une part, et que l'effort appliqué sur les talons est identique avant chaque caractérisation d'autre part. Enfin, la réduction du nombre de degré de liberté permet de réduire considérablement la durée des caractérisations vibratoires puisque 6 points de mesure suffisent.

Notons toutefois, avant d'initier ces essais, et au regard des perturbateurs locaux (porosités, amalgames de résine, inclusions, …) dont l'impact sur la dispersion du comportement modal des éprouvettes utilisées dans cette étude est estimé à moins de 1% (§2.3.1), qu'il ne paraît pas judicieux d'appliquer à chacune de ces 2 éprouvettes des incréments de charge identiques puisqu'il sera impossible de les comparer à iso-fissures et iso-localisation.
Il semble donc plus intéressant d'accroître la quantité d'informations en augmentant artificiellement le nombre de steps. Pour cela, il suffit, pour l'une d'entre elle, de décaler ses incréments de charge d'environ un demi-incrément (figure 3.1).

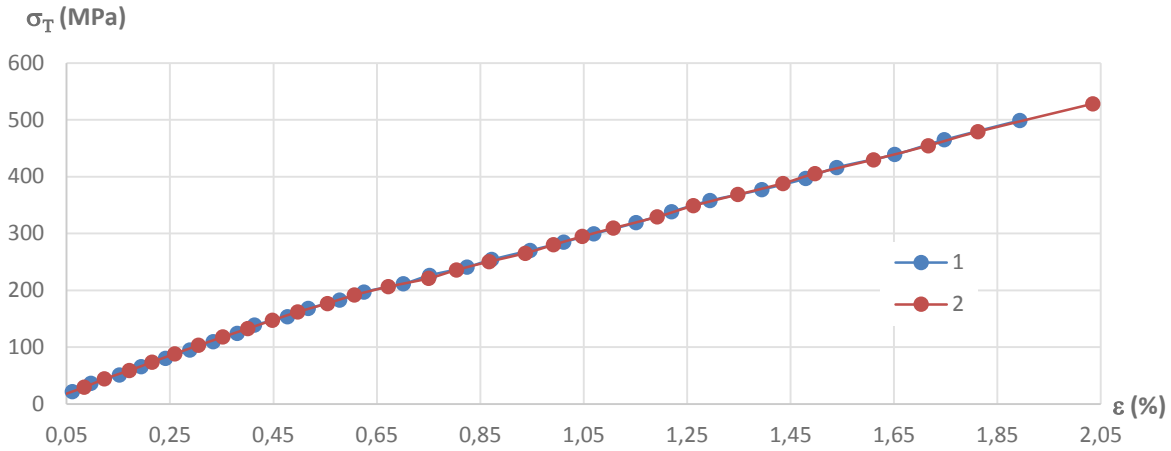


***Figure 3.1** – Augmentation artificielle de la discrétisation sous la forme de 60 steps de chargement.*

Cette approche permet d'accéder à l'évolution du module apparent (figure 3.2a) ainsi qu'à l'augmentation du nombre de fissures transversales (figure 3.2b) avec une finesse accrue.

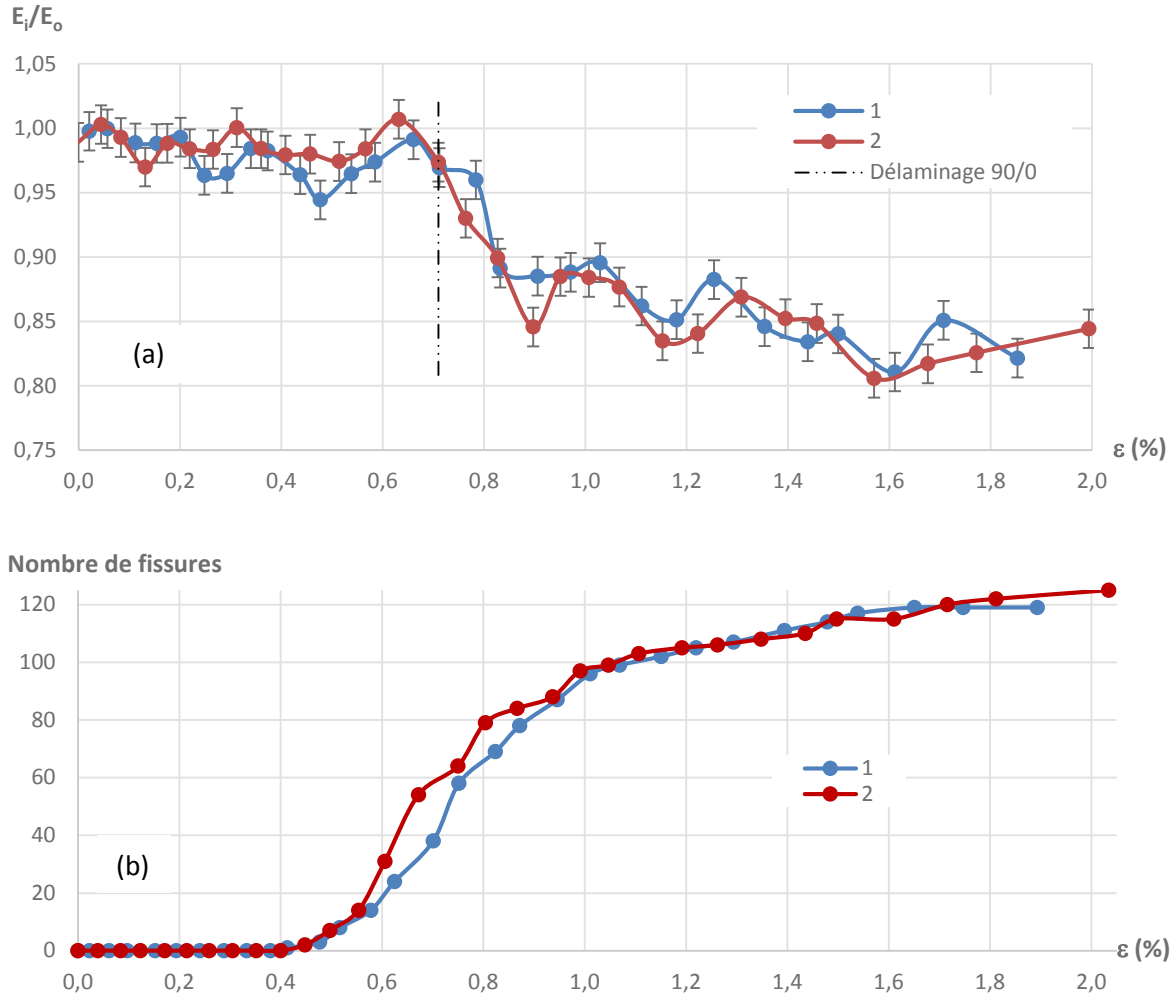


Figure 3.2 *– Evolution du module apparent (a) et du nombre de fissures (b) au cours de la sollicitation pour 2 éprouvettes* $[0_3,90_3]_S$.

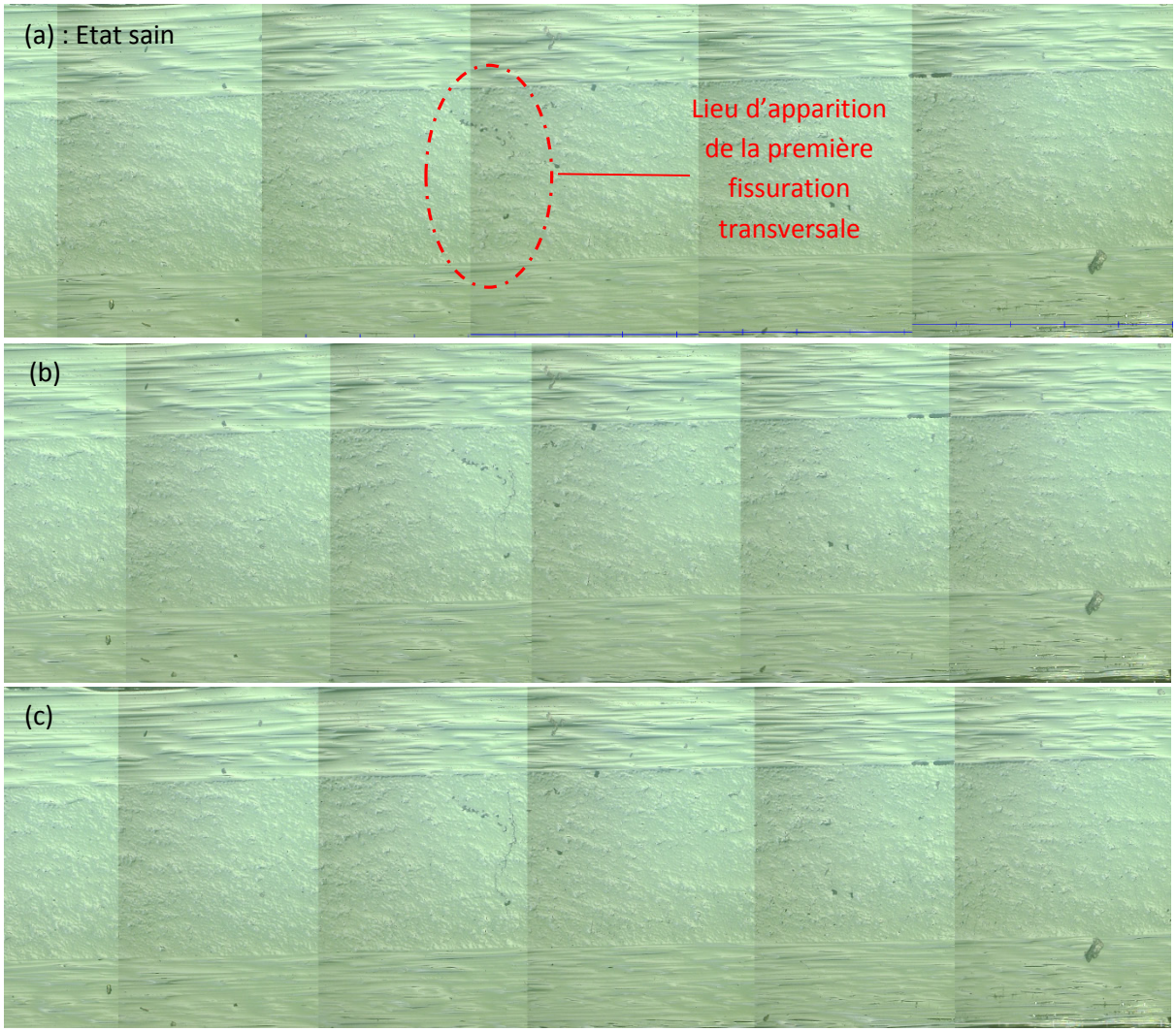
On observe distinctement (figure 3.2a) une chute de rigidité des éprouvettes, de 15 à 20%, dès lors que le nombre de fissures est à saturation, ce qui, à ce stade correspond à un intervalle entre fissures de l'ordre d'1 mm. L'apparition des premières fissures (<20) ne contribue pas à faire infléchir de manière significative les courbes de rigidité. Pour cela, il faut atteindre (vers 0.7% de déformation) une cinquantaine de fissures intralaminaires (ou transversales), et voir apparaître (en bord d'éprouvette) quelques fissures interlaminaire (ou délaminage) entre les plis à 0° et 90°.

Ces résultats illustrent parfaitement la notion de sigmoïde si souvent décrite dans la littérature d'une part, mais également la cinématique de dégradation propre aux éprouvettes $[0_x,90_x]_S$, où le délaminage s'inscrit véritablement dans la continuité des fissures transversales puisque l'on observe son apparition à l'aplomb de ces dernières d'autre part.

Jusqu'à présent, nos résultats corroborent la littérature [91]. Ces constatations valident en partie notre protocole, et notamment la pertinence de nos choix concernant l'utilisation d'éprouvettes calibrées en termes de dégradations ainsi que le mode de sollicitation progressif retenu. Il reste à nous assurer, par l'observation des dégradations (initiées à l'échelle microscopique) qui est faite sur la tranche polie de l'éprouvette, que le caractère aléatoire de l'apparition des dégradations, à partir des défauts présents dans les éprouvettes, est bien respecté.

3.1.2 Suivi des dégradations :

Comme explicité à plusieurs reprises au cours de ces 2 derniers chapitres, l'observation des dégradations s'effectue sur la tranche polie de l'éprouvette, au travers d'un traveling réalisé d'une extrémité à l'autre de la zone utile de l'éprouvette, soit sur 130mm, à l'aide d'un microscope optique motorisé KEYENCE à fort grossissement. Ces prises de vue s'effectuent à l'issue de chaque caractérisation et surtout sous chargement afin d'ouvrir les « fissures intralaminaires ». Cela permet d'apprécier, à l'issue de chaque step de chargement, 130 images à partir desquelles nous observons l'apparition et le suivi des fissures, avec une attention toute particulière pour la première fissure. En effet, l'idée consiste à observer son apparition et surtout sa propagation sur une longueur de 5 mm. Ces quelques images sont alors concaténées, à partir de singularités observables sur chacune d'entre elles, pour former un panoramique propre à chaque step de chargement. Ces panoramiques sont ensuite agencés les uns à la suite des autres pour former un film, représentatif de la cinématique de dégradations. Pour illustrer ces propos, nous avons fait le choix de représenter la naissance de la première fissure transversale (figure 3.3), l'apparition de délaminage (90,0) en bord d'éprouvette (figure 3.5) et l'état de dégradation proche rupture, où la distance entre fissures transversales consécutives est de l'ordre de 1mm (figure 3.6).



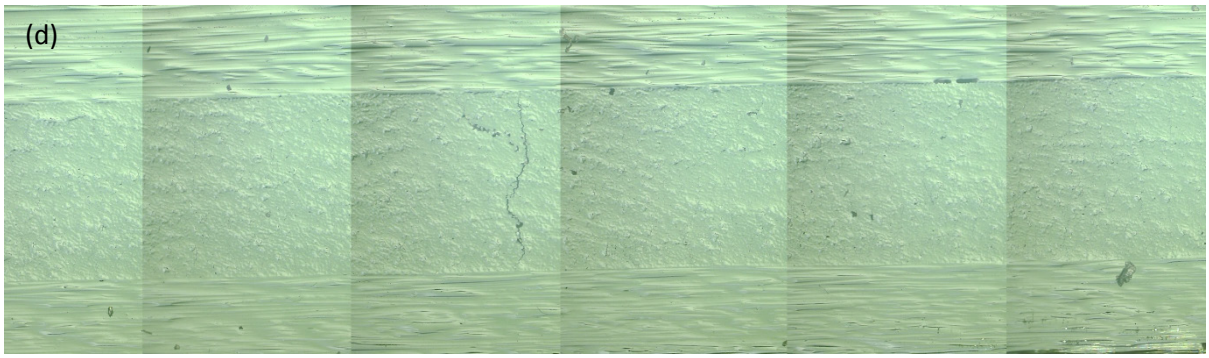


***Figure 3.3** – Eprouvettes $[0_3,90_3]_S$ n°2 : De l'apparition au step 8 à ε=0.35% (b), jusqu'à la propagation de la première fissure transversale, aux steps de chargement 10 à ε=0.45% (c) et 11 à ε=0.50% (d).*

Cette première fissure transversale décrit bien le caractère aléatoire de son lieu d'apparition puisqu'elle prend véritablement naissance à partir d'une porosité, mais également la cinématique de ce type de dégradation, dans la mesure où elle puise ses origines de la coalescence des mécanismes présents à l'échelle microscopiques (décohésion fibre/matrice associée à la rupture matricielle).
Bien qu'il faille plusieurs incréments de charge entre l'initiation, la propagation et le fait que cette première fissure intralaminaire s'établisse, il n'en est rien pour le reste de ce processus, puisqu'il n'a fallu qu'un seul step de chargement pour faire apparaître une seconde fissure (figure 3.4).

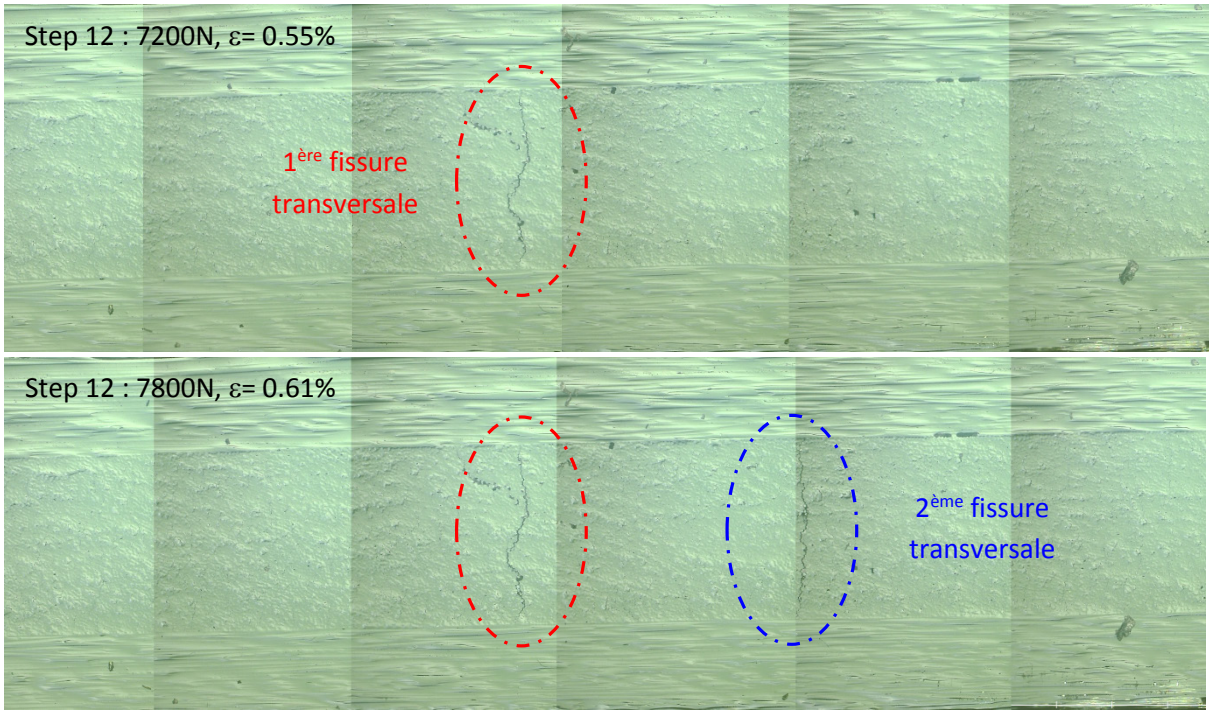


***Figure 3.**4 – Eprouvettes $[0_3,90_3]_S$ n°2 : illustration du caractère quasi-instantané lié à l'apparition d'une fissure intralaminaire.*

Au fil de la sollicitation, ce phénomène de dégradation s'étend à toute la zone utile de l'éprouvette, et laisse apparaître vers ε=0.75%, l'apparition d'une fissure interlaminaire (ou délaminage), qui de par le fait qu'elle soit accessible sur la tranche, correspond au délaminage en bord d'éprouvette (figure 3.5).

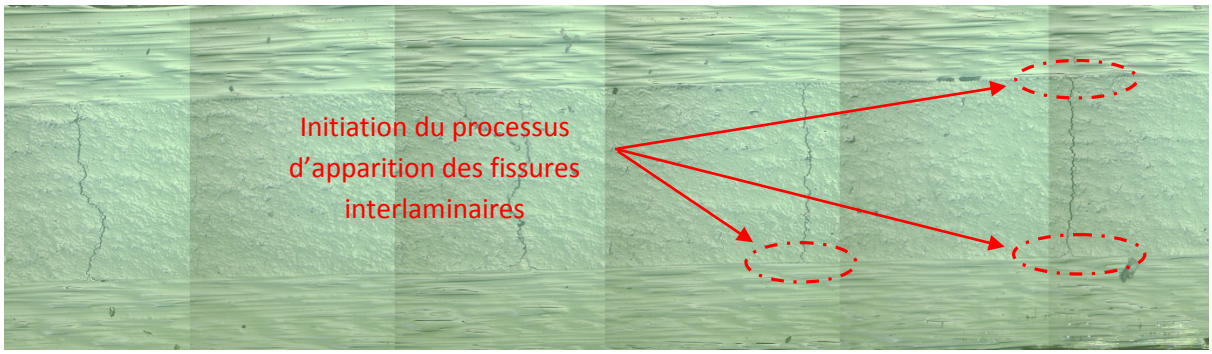


Figure 3.5 *– Illustration du processus d'initiation du délaminage en bord d'éprouvette.*

Enfin, ce processus s'étend à l'aplomb de toutes les fissures transversales puis se propage de part et d'autre (figure 3.6), pour atteindre un stade ultime, où ces fissures interlaminaires vont se rejoindre, et provoquer la ruine de l'éprouvette.

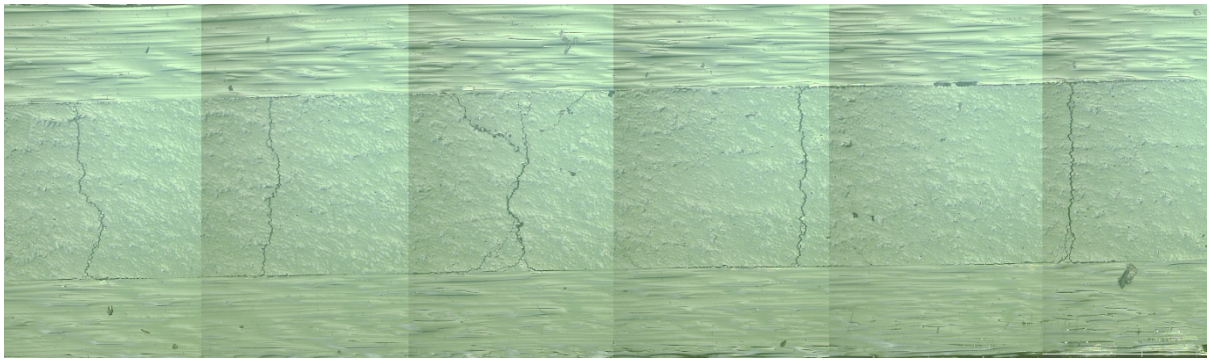


Figure 3.6*– Illustration du délaminage en bord d'éprouvette étendu à toutes les fissures transversales.*

Ainsi, les différents stades de dégradations observables sur la tranche polie de chacune de ces 2 éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ corroborent parfaitement la cinématique décrite dans la littérature, et ces observations permettent également de valider le bien fondé de notre protocole expérimental ainsi que des montages qui y sont associés.

Fort de ce constat, il ne nous reste plus qu'à apprécier l'endommagement au travers du critère de santé.

3.1.3 Caractérisation de l'endommagement :

Comme énoncé au §3.1.1, le comportement modal de chaque éprouvette a été caractérisé in situ, à l'état sain (BM_0) puis à l'issue de chaque step de chargement/déchargement (BM_{Di}), après vérification et ajustement (consigne 50N.m) des conditions aux limites, et ce, pour une trentaine d'incréments de charge (≈600 N). Pour information, la Base Modale saine (BM_0) ainsi que les Bases Modales Dégradés $BMD_{(\sigma Ru/2)}$ et $BMD_{(\sigma Ru)}$, sont estimées à partir de 225 FRFs de manière à accéder aux déformées modales de chaque mode, et ainsi s'assurer de l'inexistence de recouvrement entre couples de modes. Les BM_{Di} intermédiaires sont quant à elles obtenues à partir de 18 FRFs correspondant aux points prépondérants identifiés lors de la caractérisation de la BM_0 (démarche d'identification décrite §2.3.3).

Au regard de la quantité d'informations recueillies, il est indispensable de définir la bande de fréquences utile à partir de laquelle nous allons appliquer le critère de santé tel qu'il est décrit §2.4.2. Pour cela, nous proposons de prétraiter ces données à l'aide du protocole suivant :

1 - **Identifier les bornes inférieure et supérieure de la bande de fréquence utile**, au travers de toutes les courbes illustrant la moyenne des FRF mesurées/step.
2 - Conserver les modes où le ratio signal/bruit est optimal, et privilégier les modes dont les ordres sont élevés (au regard de leur sensibilité à la dégradation). Cela revient à **affiner la borne inférieure (BI)**.
3 - Limiter l'accès aux modes dont les ordres sont trop élevés, ou qui présentent des interactions avec d'autres modes que ceux de flexion et de torsion. Pour rappel, plus leur fréquence de résonance est élevée, plus leur longueur d'onde est petite, et plus il devient difficile d'y accéder expérimentalement, mais également numériquement. En effet le recalage des modes devient quasi inatteignable à trop haute fréquence (au-delà de 6000Hz). Ce qui consiste à **affiner la borne supérieure (BS)**.
4 - Privilégier les couples de modes dont les incertitudes, liées aux variations de couple de serrage, sont les plus faibles (§2.4.2).

Pour cela, reprenons pour chaque éprouvette, quelques courbes illustrant la moyenne des FRF mesurées pour un step donné, à des stades de dégradations représentatifs de l'aspect progressif de la sollicitation (sain puis 1, 24, 57, 77, 111 et 121 fissures).

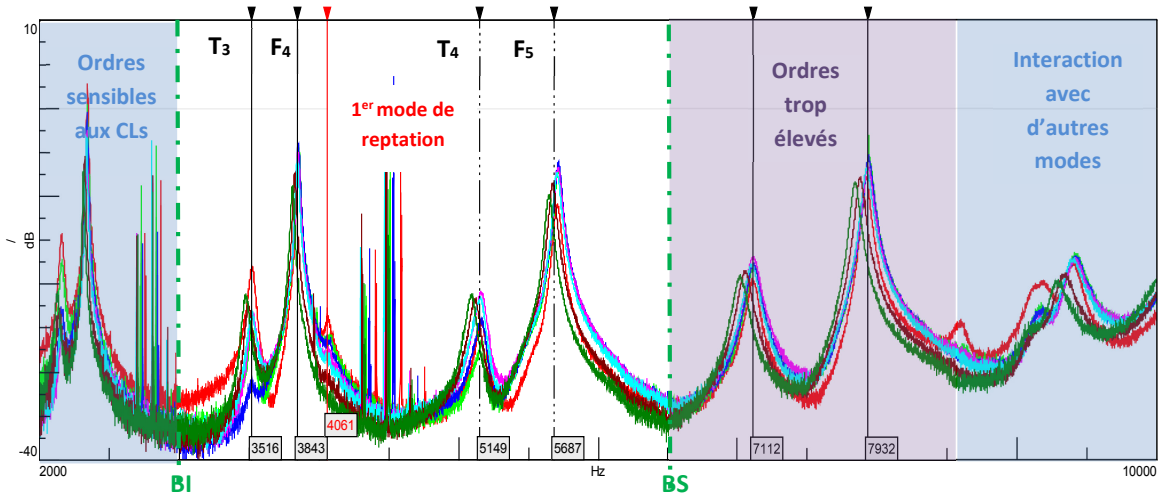


***Figure 3.7** – Illustration du protocole de prétraitement des données, à partir des courbes représentatives de la moyenne des FRFs mesurées, à différents stades de dégradations, sur l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°1.*

A l'aide des courbes représentées à la figure 3.7 et du soin apporté à l'identification des bornes inférieure et supérieure du domaine d'étude, les couples de modes T_3F_4 et T_4F_5 sont les plus à même de représenter le critère de santé vibratoire.
Pour conforter notre choix, ce protocole de prétraitement est redéployé sur la seconde éprouvette $[0_3,90_3]_S$ (figure 3.8).

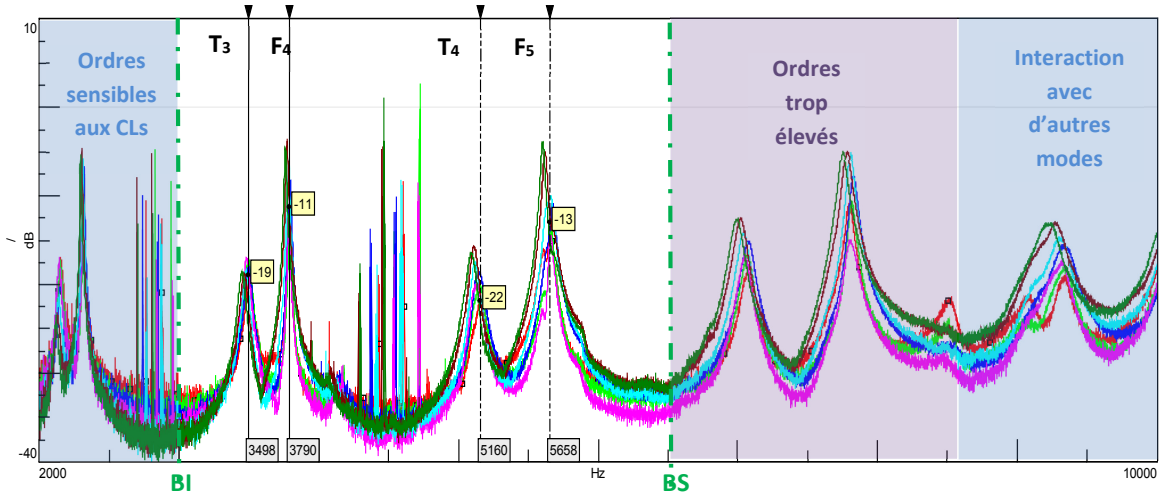


Figure 3.8 *– Illustration du protocole de prétraitement des données, à partir des courbes représentatives de la moyenne des FRFs mesurées, à différents stades de dégradation, sur l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°2.*

Le constat est le même que pour l'éprouvette n°1, les couples de modes T_3F_4 et T_4F_5 sont de nouveau plébiscités. Il convient donc à présent de comparer chaque BMDi avec la BM0 de l'éprouvette concernée pour appréhender l'évolution de l'endommagement au travers du critère de santé respectif (figure 3.9a et 3.9b).

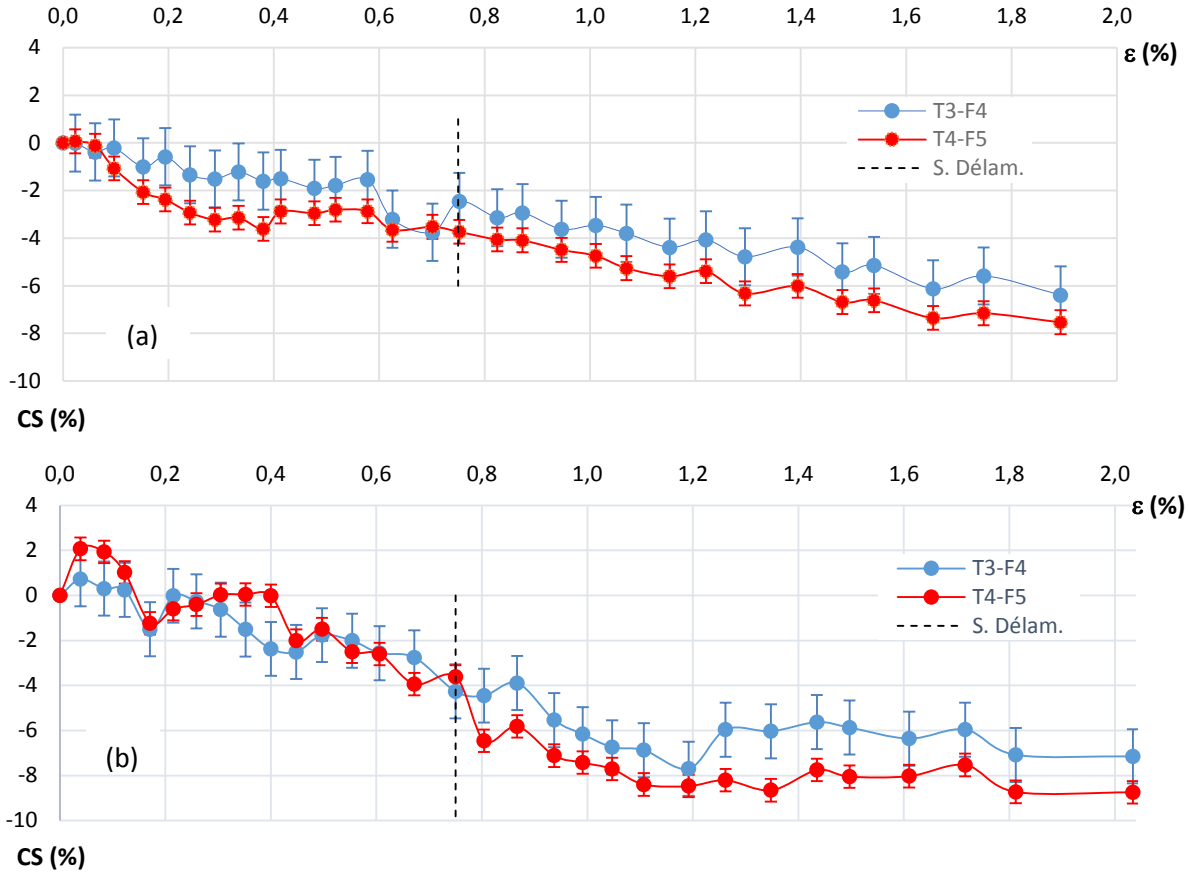


Figure 3.9 *– Evolution du critère de santé associé à l'éprouvette 1 (a) et à l'éprouvette 2 (b) : $[0_3,90_3]_S$.*

Les résultats obtenus sur les 2 éprouvettes sont quasiment équivalents. En effet, on observe une chute continue du critère de santé, tout au long de la sollicitation, qui atteint une variation de 6 à 7 % pour le couplage de modes T_3-F_4 et 8 à 9 % pour le couplage de modes T_4-F_5, quasiment à rupture. Pour rappel, les incertitudes associées à chacun de ces critères de santé sont définies à partir des variations de conditions aux limites acceptables, et décrites au §2.4.2. Contrairement à ce que nous aurions pu penser en observant les figures 3.2a et 3.2b, ces critères de santé ne présentent aucune inflexion sur l'intervalle [0.5, 1]% de déformation, zone sur laquelle la densité de fissuration transversale augmente de manière drastique. De même que l'apparition du délaminage en bord d'éprouvette dès 0,75% de déformation ne semble pas l'affecter outre mesure. Cela peut s'expliquer par le fait que ces fissures interlaminaires se propagent sur la tranche de l'éprouvette (dans le sens des plis orientés selon X), mais ne pénètrent pas ou très peu dans sa largeur (dans le sens des plis orientés selon Y). On peut tout juste noter la présence d'un palier de stabilisation vers 1.2 % de déformation mais seulement pour l'une des 2 éprouvettes.

Ainsi, l'apparition de fissures transversales, l'accroissement de leur nombre et la présence de délaminage en bord d'éprouvette, se traduit par une chute de la rigidité du composite de 15 à 20% d'une part, et par une décroissance monotone du critère de santé de l'ordre de 9% (proche rupture) d'autre part. Malheureusement, la monotonie de ces courbes ne permet pas de dissocier la fissuration intralaminaire de la fissuration interlaminaire. Il n'est donc pas possible d'associer la nature d'une dégradation à une brutale inflexion du critère puisqu'il n'y en a pas. En revanche, il est fort probable qu'à l'échelle macroscopique, ce critère de santé soit majoritairement porté par la densité de fissuration, et c'est ce qu'il nous faudra prouver par simulation (chapitre 4).

Fort de ce constat, une réflexion s'impose : en partant de ces résultats et de la cinématique des dégradations que nous nous imposons par l'intermédiaire des éprouvettes « calibrées » en dégradations**, il est légitime de dire que l'orientation des plis de ces éprouvettes, au design symétrique, conditionne la nature des dégradations tout comme il est légitime de dire que la géométrie de ces éprouvettes pilote en grande partie la nature de leurs modes propres.**

Une question se pose alors : **peut-on penser qu'en fonction de l'orientation que prend la dégradation, la sensibilité des modes prépondérants n'est pas la même ?**

Si tel est le cas, cela signifie, par exemple, que les modes de torsion pourraient être plus sensibles à l'apparition de fissures intralaminaires dans des plis orientés θ, où $\pm 20° < \theta < 70°$. De même qu'il pourrait être envisageable que ces 2 modes évoluent de pair lorsque θ prend des valeurs en dehors de cet intervalle. Ainsi, en fonction des variations fréquentielles associées à un mode plutôt qu'à un autre et par conséquent imputables à l'orientation d'une dégradation (donc à sa nature voire à son design), il pourrait être envisageable d'identifier l'origine de l'endommagement en fonction des potentiels points d'inflexion que pourrait prendre le critère de santé.
Malheureusement, cette hypothèse est mise à mal dans la mesure où aucune inflexion notable du critère de santé n'a été détectée lors de l'apparition du délaminage en bord d'éprouvette.
En réalité, ce constat n'est pas tout à fait juste. En effet, ce délaminage, ou cette fissure interlaminaire, croît au fur et à mesure de la sollicitation, sur le bord de l'éprouvette, mais ne pénètre pas dans

l'interface (entre les plis à 90° et 0°, selon l'axe Y). Or, le délaminage devient critique lorsqu'il est observable, c'est-à-dire lorsque la surface représentative du décollement à l'interface des 2 plis, et en pointe de fissure intralaminaire, atteint une taille suffisante à l'échelle de l'éprouvette, soit quelques mm^2. Dans le cadre de ces essais, son impact en bord d'éprouvette est visuellement insignifiant au regard de la surface de l'éprouvette.
Par conséquent, la monotonie du critère de santé vibratoire associée à ces premiers résultats n'invalide pas l'hypothèse selon laquelle les modes de torsion et de flexion n'évolueraient pas forcément à l'unisson en fonction de la nature des dégradations présentes dans l'éprouvette.

Afin d'étayer cette hypothèse, penchons-nous sur les éprouvettes $[0_2,+45,-45,90_2]_S$, estampillées multi dégradations.

3.2 Cas d'un composite soumis à de multiples dégradations : [02,+45,-45,902]S

Le choix de ce design est à la fois porté par la richesse des dégradations qu'il peut générer, mais également par l'aspect progressif de leur apparition et de leur propagation. En effet, il devient possible d'apprécier la fissuration intralaminaire dans les plis orientés à 90°, -45° et +45°, ainsi que la fissuration interlaminaire aux interfaces (90,-45) et (-45,+45), privilégiant ainsi le délaminage en modes II et III (§1.1.2).

3.2.1 Prise en compte du délaminage

A l'identique des essais menés sur les éprouvettes $[0_3,90_3]_S$, 2 éprouvettes sont extraites au centre d'une plaques représentative de l'agencement de plis $[0_2,+45,-45,90_2]_S$, puis préparées selon les spécificités rappelées §3.1.1. Malgré l'attention portée à cette étape préalable, les éprouvettes présentent des disparités plus ou moins marquées en fonction du caractère observé (tableau 3.1).

Tableau 3.*1 – Disparités intrinsèques entre les éprouvettes $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1 et n°2.*

	1	2	$\Delta_{1\text{-}2}$ (%)
L (mm)	230	230	0
l (mm)	25,50	25,44	0,6
e (mm)	1,71	1,76	4
Masse (g)	41,950	42,085	0,3

En effet, bien que l'aspect dimensionnel (éprouvettes et talons) soit scrupuleusement respecté, il subsiste un écart non négligeable entre leurs épaisseurs respectives. Comme nous l'avons évoqué à maintes reprises tout au long de ces chapitres, l'origine de ces écarts est connue, et provient de la phase d'élaboration. Cette constatation n'est pas sans conséquence sur les f_R de chacun des modes propres (tableau 3.2).

***Tableau 3.2** – Variabilité du contenu fréquentiel associée aux éprouvettes $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1 et n°2.*

	EE/AVS (Hz)	
Mode	**1**	**2**
Torsion 1	1094,0	1097,9
Flexion 2	1145,8	1173,7
Torsion 2	2230,1	2247,9
Flexion 3	2306,9	2336,6
Torsion 3	3671,0	3674,3
Flexion 4	3716,7	3743,0
Flexion DP 1	3922,9	3890,6
Torsion 4	5323,9	5342,1
Flexion 5	5440,3	5462,8

Δ_{T3-F4} (Hz)	45,7	68,7
Δ_{T4-F5} (Hz)	116,4	120,7

Les écarts fréquentiels relatifs entre éprouvettes (par couples de modes), sont respectivement de 33,4% pour T_3F_4 et de 3,5% pour T_4F_5. Dans ces conditions, il n'est pas judicieux d'appliquer sur ces 2 éprouvettes des niveaux de chargement identiques en termes d'amplitude, puisqu'il ne sera pas possible de les comparer à iso dégradations et à iso localisation. De ce fait, nous préférons accroître artificiellement la discrétisation « globale » de la courbe $\sigma_T=f(\varepsilon)$ en décalant, pour l'une d'elle, ses incréments de charge d'un demi-incrément, soit 500N (figure 3.10).

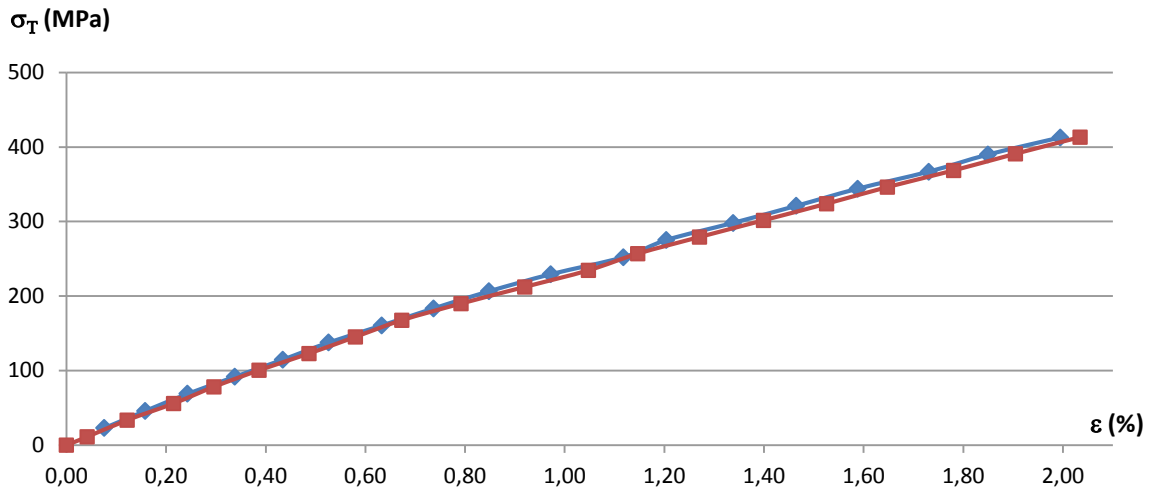


***Figure 3.10** – Augmentation artificielle de la discrétisation sous la forme de 40 steps de chargement (soit 20 par éprouvette).*

Cette approche permet d'accéder à l'évolution du module apparent (figure 3.11a) ainsi qu'à l'accroissement du nombre de fissures transversales (figure 3.11b) avec une finesse accrue (soit 20 incréments de charge de 1000N).

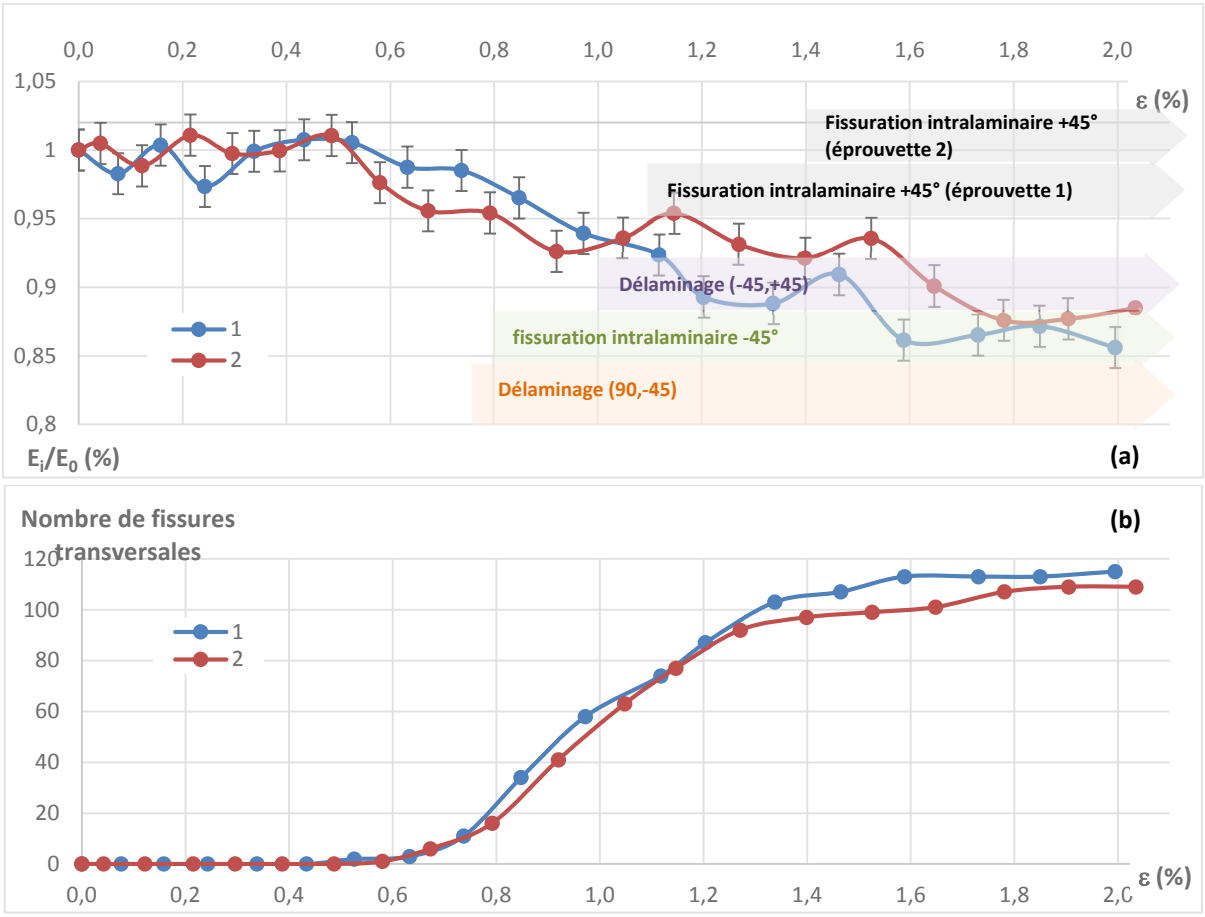


Figure 3.11 *– Evolution du module apparent (a) et du nombre de fissures transversales (b) au cours de la sollicitation pour 2 éprouvettes* $[0_2,+45,-45,90_2]_S$.

On observe (figure 3.11a) une chute de rigidité des éprouvettes d'environ 12% en moyenne, dès lors que le nombre de fissures est à saturation. La distance interfissure est alors de l'ordre de 1 mm. Leur module apparent respectif s'infléchit dès l'apparition des premières fissures transversales (contrairement aux éprouvettes $[0_3,90_3]_S$), puis décroît au fil de la sollicitation, mais de manière non monotone. Ces fluctuations, observables sur leur courbe de rigidité, s'expliquent par la présence de nouvelles dégradations telles que la fissuration interlaminaire (ou délaminage) aux interfaces (90,-45) et (-45,+45), et l'apparition de la fissuration intralaminaire dans les plis -45° et +45°. Il semble que la cinématique de dégradation, entre ces 2 éprouvettes, ne soit pas exactement comparable, dans la mesure où l'on observe un décalage important (environ 0,3% de déformation) concernant l'apparition des fissures intralaminaires dans les plis à +45° (dès 1.05% pour l'éprouvette n°1 contre 1.4% pour l'éprouvette n°2). Ce constat est également observé, au regard du délaminage (-45,+45), mais dans une moindre mesure (environ 0.05% de déformation). Il est donc fort probable que les disparités d'épaisseur, voire d'orientation des renforts (fibres de verre E) à l'intérieur des plis puissent expliquer ces observations. Cela conforte notre position quant au fait qu'il faille impérativement suivre l'évolution du comportement modal d'une éprouvette à partir de sa propre base modale saine, et non à partir d'une base modale saine générique.

Fort de ce constat, intéressons-nous à la cinématique de dégradation à partir des observations effectuées, à l'issue de chaque step de chargement, sur la tranche polie des éprouvettes (figure 3.12).

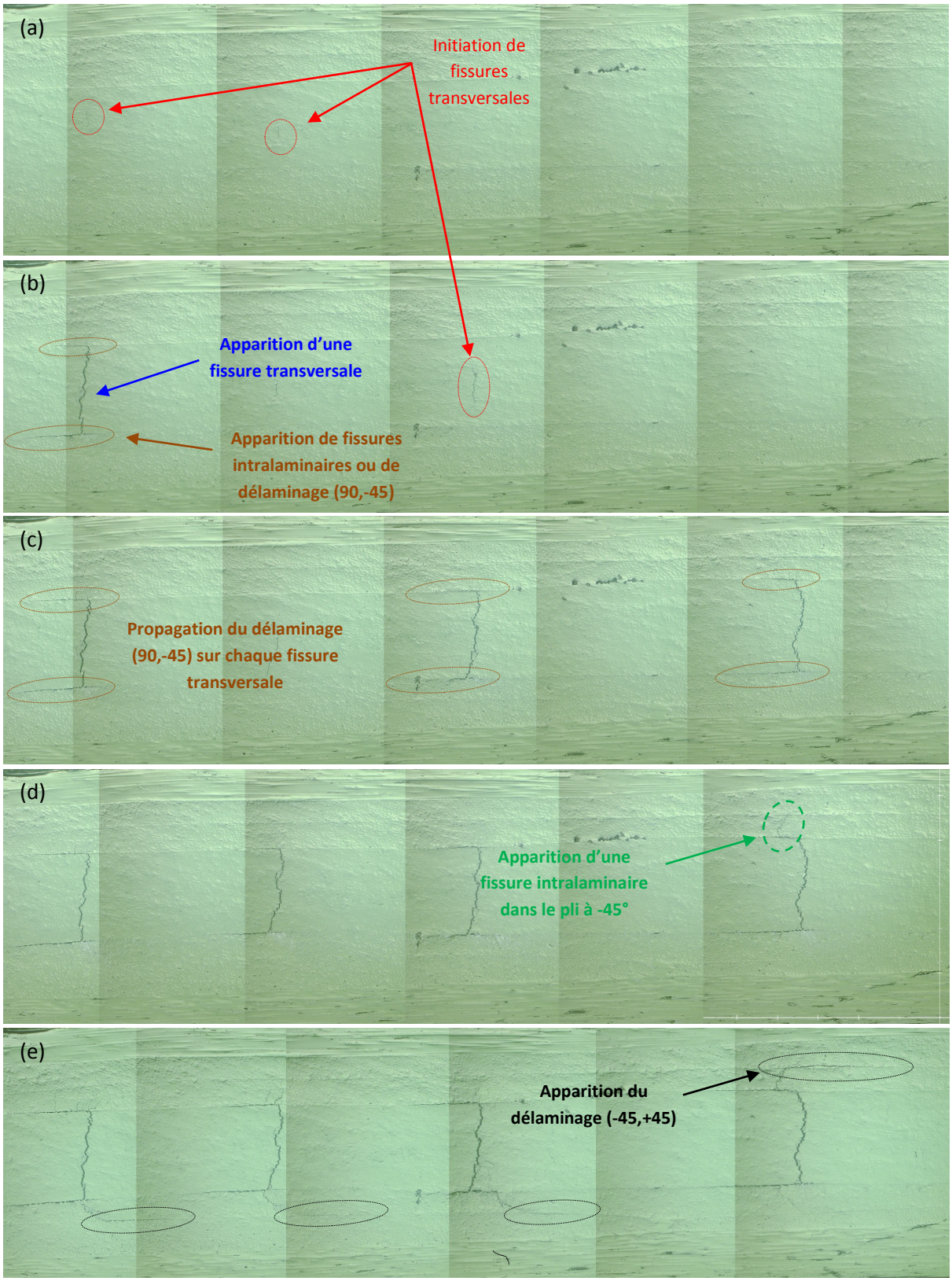


Figure 3.12 *– Eprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1 : (a) initiation de fissures intralaminaires dans les pli à 90° au step 7 à ε=0.67%, (b) apparition d'une fissure transversale et du délaminage (90,-45) au step 8 à ε=0.79%, (c) propagation du délaminage (90,-45) au step 9 à ε=0.85%, (d) apparition d'un fissure intralaminaire dans les plis à -45° au step 10 à ε=0.97%, (e) apparition du délaminage (-45,+45) au step 11 à ε=1.15%.*

La cinématique de dégradation observée figure 3.12, corrobore la littérature [92]. Elle met également en évidence le fait qu'il soit relativement difficile d'identifier un seuil à partir duquel une fluctuation du module apparent, par exemple, permettrait de déterminer un stade critique d'apparition ou de propagation d'une dégradation spécifique, tant ces dégradations évoluent conjointement. Notons que ce constat reste vrai uniquement dans le cas d'une sollicitation progressive (sous forme de traction monotone) comme nous l'avons souhaité, et pour cette valeur d'incrément spécifié (soit 1000N). Si l'on étend à présent le processus de dégradation au-delà de 1% de déformation, les fissures transversales atteignent progressivement leur seuil de saturation, tandis que la propagation des autres mécanismes de dégradation croît (figure 3.13).

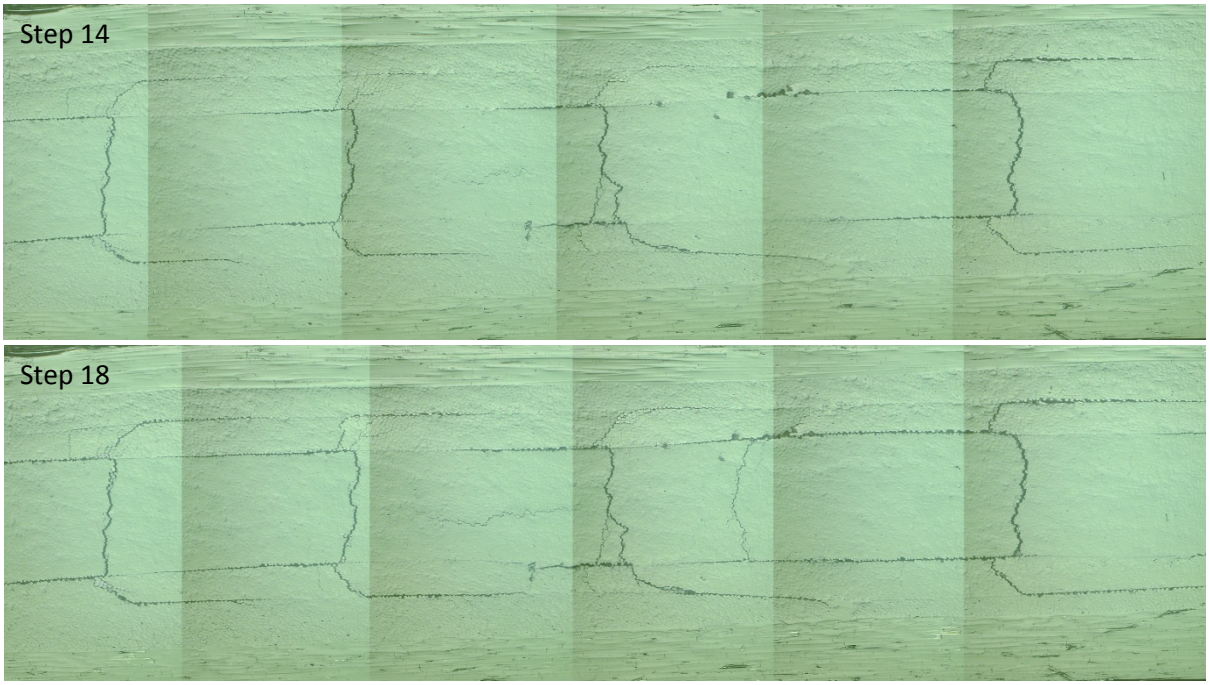
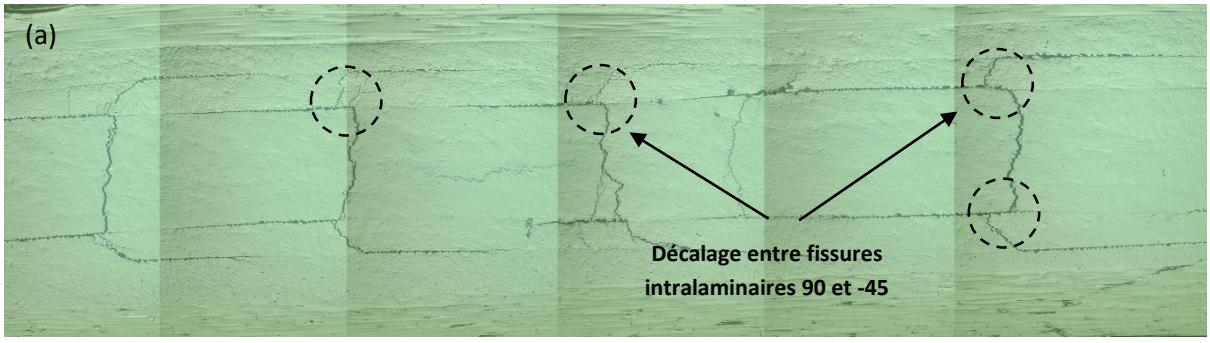


Figure 3.13 *– Eprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1 : expansion des mécanismes de dégradations du step 14 à ε=1.47% (a), jusqu'au step 18 à ε=2,00%, proche rupture (b).*

Bien que la fissuration interlaminaire (-45,+45) s'inscrive dans la continuité de la fissuration interlaminaire (90,-45) par l'intermédiaire de fissures intralaminaires à -45°, cette dernière n'apparaît pas systématiquement à l'aplomb des fissures transversales. On observe un léger décalage comme l'illustre la figure 3.14.



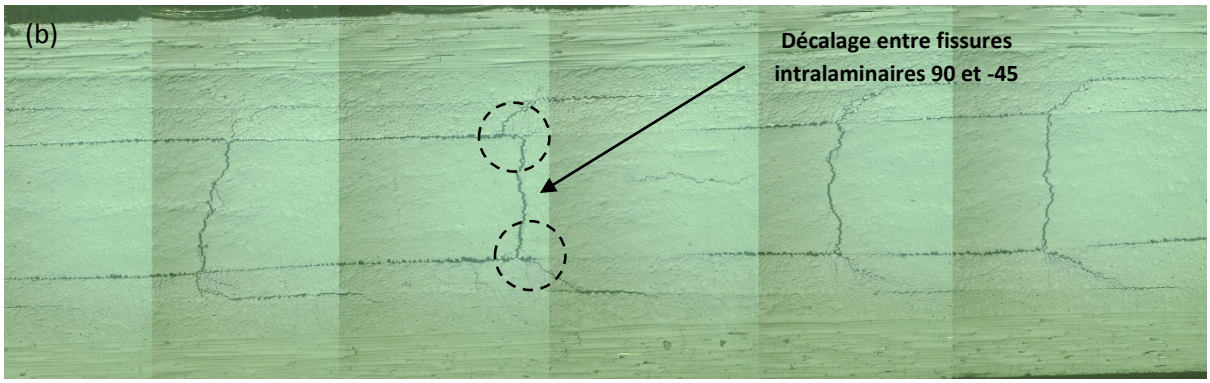


***Figure 3.14** – Illustration du décalage entre fissures intralaminaires à 90° et -45°, obtenu sur éprouvettes $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1 (a) et n°2 (b).*

En résumé, **les différents stades de dégradation observables sur la tranche polie de chaque $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ corroborent, à bien des titres, la cinématique de dégradation décrite dans la littérature, et nous confortent, une fois de plus, dans le choix du protocole et de ces éprouvettes calibrées en dégradations**. Il nous reste à présent à qualifier l'endommagement de ces éprouvettes à l'aide de notre critère de santé, en confrontant ces observations aux variations de comportement modal de chaque éprouvette.

3.2.2 Elaboration du critère de santé

La caractérisation du comportement modal des éprouvettes $[0_2,+45,-45,90_2]_S$, s'effectue conformément au protocole défini §2.2. La démarche, détaillée §3.1.3, qui a été appliquée aux éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ est donc redéployée dans son intégralité, exception faite du nombre de step de chargement et de l'incrément de charge, qui sont, dans le cas présent, d'une vingtaine de steps pour un incrément de 1000N. Les FRFs sont acquises après vérification et ajustement (consigne 50N.m) des conditions aux limites. Enfin, les BM_{Di} sont estimées puis comparées à leurs BM_0 respectives, afin d'alimenter le critère de santé (décrit §2.4.2).
Mais avant cela, les données sont prétraitées suivant le canevas détaillé §3.1.3, de manière à identifier les couples de modes les plus propices à la détection de l'endommagement, et synthétisées comme suit :

1 – Identification des bornes inférieure et supérieure de la bande de fréquence utile.
2 - Ajustement de la borne inférieure (BI).
3 - Ajustement de la borne supérieure (BS).
4 – Privilégier les couples de modes dont les incertitudes sont les plus faibles (§2.5.3).

Ainsi, pour chacune des éprouvettes $[0_2,+45,-45,90_2]_S$, nous utilisons quelques courbes illustrant la moyenne des FRFs mesurées pour un step donné, à des stades de dégradations représentatifs de la cinématique des dégradations observées figures 3.12 et 3.13.

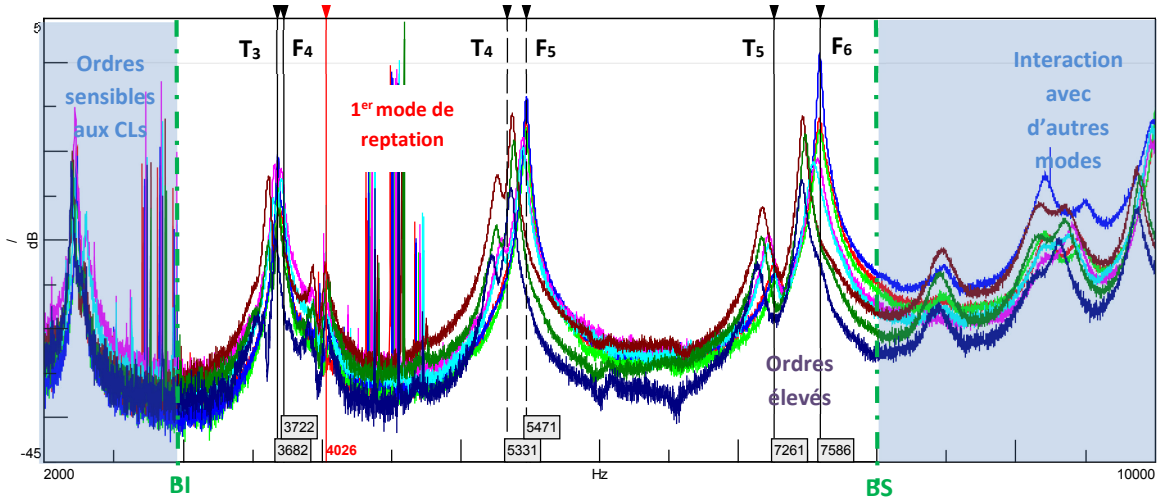


Figure 3.15 *– Illustration du protocole de prétraitement des données, à partir des courbes représentatives de la moyenne des FRFs mesurées, à différents stades de dégradations, sur l'éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1.*

De toute évidence, les couples de modes T_3F_4 et T_4F_5 (figure 3.15) semblent les plus adaptés, mais en observant attentivement chacun d'entre eux, on constate qu'ils sont très fortement couplés, tant le mode de flexion et de torsion qui les composent sont très proches. De plus, la présence du 1er mode de reptation à 4026 Hz pourrait être pénalisante, de par son interaction sur T_3F_4. Nous privilégions donc les couples de modes T_4F_5 et plus modestement T_5F_6 (pour illustrer différemment l'endommagement).

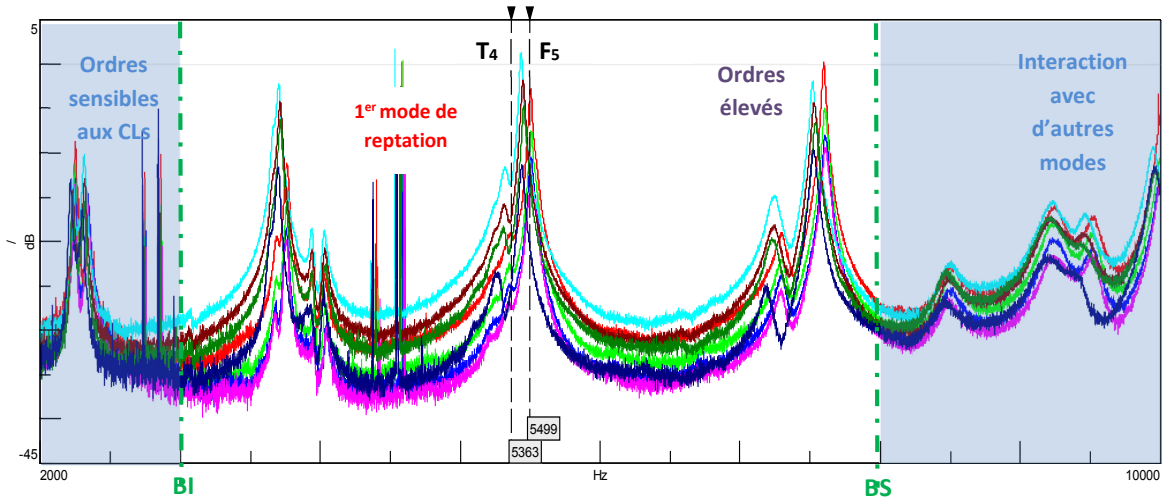


Figure 3.16 *– Illustration du protocole de prétraitement des données, à partir des courbes représentatives de la moyenne des FRFs mesurées, à différents stades de dégradations, sur l'éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°2.*

Le constat est identique pour l'éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°2 (figure 3.16). Comparons à présent chaque BM_{Di} avec la BM_0 de l'éprouvette concernée afin d'appréhender l'évolution de son endommagement au travers de son critère de santé (figures 3.17 et 3.18).

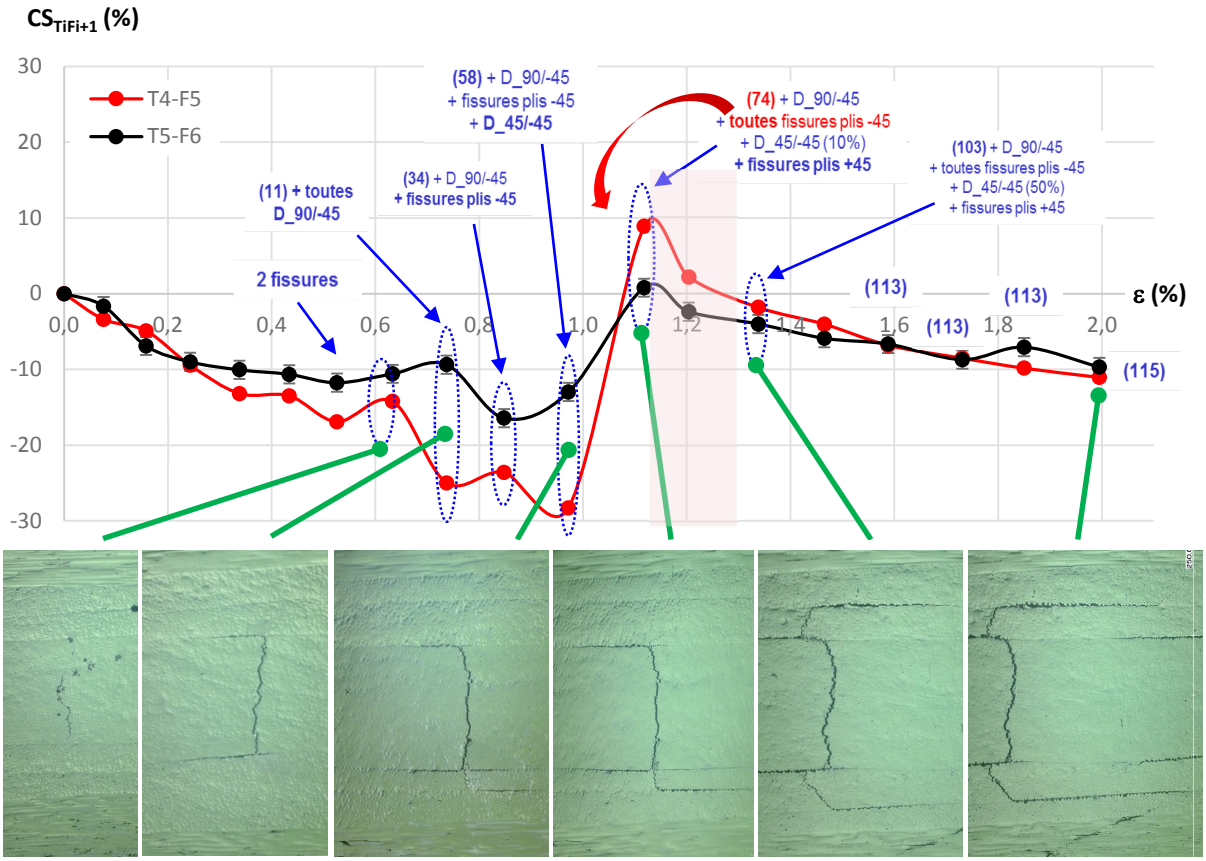


Figure 3.17 *– Evolution du critère de santé associé à l'éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°1.*

Les variations du CS, associées à l'éprouvette n°1, sont très importantes (40% d'amplitude aux maxima de la courbe) et l'on observe une rupture brutale de la courbe entre 0.97% et 1.12% de déformation. Au regard du descriptif associé à chacun de ces steps de chargement, ce phénomène pourrait être imputable :

- ✓ à l'initiation du délaminage à l'interface (-45,+45),
- ✓ à l'apparition de fissures intralaminaires dans les plis à +45,
- ✓ à l'augmentation des fissures transversales qui passent respectivement de 58 à 74,
- ✓ ou bien au fait que toutes les fissures transversales présentes, quasiment à leur aplomb, une fissure intralaminaire dans les plis à -45.

Puis, à la suite de cette fluctuation, la courbe tend à décroître lentement sans laisser apparaître d'autres sursauts. Observons à présent le CS associé à l'éprouvette n°2 (figure 3.18).

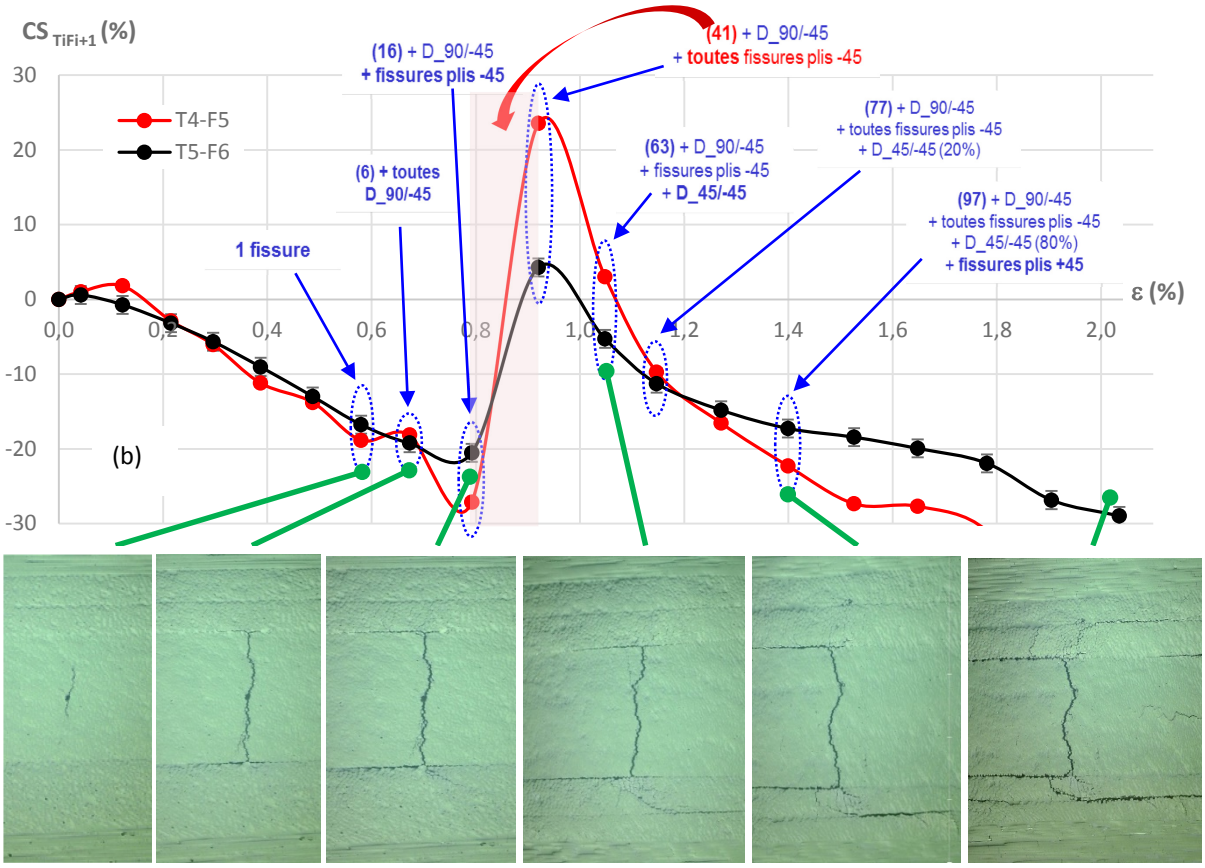


Figure 3.18 *– Evolution du critère de santé associé à l'éprouvette $[0_2,+45,-45,90_2]_S$ n°2.*

On observe de nouveau d'importantes variations du critère de santé, de l'ordre de 50% aux maxima de la courbe, entre 0.79% et 0.92% de déformation, ainsi qu'une augmentation importante du nombre de fissures transversales et l'omniprésence des fissures intralaminaires dans les plis à -45° (à l'aplomb des premières). En revanche, le délaminage (-45,+45) et la fissuration intralaminaire des plis à +45° ne sont pas encore apparus.

D'un point de vue général, les 2 critères de santé se ressemblent sur bien des points, tant par l'allure de leur couple de modes que par la présence de ce sursaut. On observe ainsi sur chaque CS :

- une chute de 15% environ jusqu'à ε= 0.55%, avant que n'apparaisse la première dégradation observable,
- qui s'étend jusqu'à 30% (0.8%<ε<1% en fonction de l'éprouvette), période pendant laquelle la fissuration transversale, le délaminage (90,-45) se propagent alors que la fissuration intralaminaire à -45° apparaît,
- puis, présence d'un sursaut sur chaque CS, d'amplitude comprise entre 40% et 50%,
- enfin, décroissance des CS au fur et à mesure que ces dégradations se propagent et que d'autres, comme le délaminage (-45,+45) s'installent.

Mais quelle pourrait être l'origine de ce sursaut ? Afin d'apporter un début de réponse, observons les faits :

- ✓ le nombre de fissures transversales ne peut pas conduire à ce sursaut, puisqu'elles sont au nombre de 58 sur l'éprouvette n°1 avant qu'il n'apparaisse, alors qu'elles ne sont qu'au nombre de 16 sur l'éprouvette n°2.
- ✓ Il en est de même pour le délaminage (-45,45) et la fissuration intralaminaire (+45) puisque ces 2 dégradations n'apparaissent pas sur l'éprouvette n°2.
- ✓ Concernant l'interaction des délaminages (90,-45) et (-45,+45) présent sur l'éprouvette n°1, leur présence est uniquement observable en bord d'éprouvette, et il y a fort à penser, qu'à l'identique du délaminage (90,0) observé sur les éprouvettes $[0_3,90_3]_S$, ces dégradations ne sont pas prépondérantes tant qu'elles ne se propagent pas à l'intérieur de l'interface (selon Y). Pour s'en convaincre, leur propagation et par conséquent la superficie que représente ces délaminages n'est pas suffisante pour être observable par des techniques comme la TIR active ou bien comme la vibrothermographie (§3.3.2), propices à la visualisation de ces dégradations.

Ce qui est sûr, c'est que chaque dégradation apporte sa contribution sur l'évolution du CS, à une échelle moindre lorsque leur caractère ne s'est pas entièrement dévoilé, comme le délaminage en bord d'éprouvette. En revanche, il est possible **que ce phénomène soit lié**, non pas uniquement à l'apparition des fissures intralaminaires dans les plis à -45°, mais véritablement **au fait qu'elles s'accordent en lieu et en nombre avec les fissures transversales** présentes à ce stade de dégradation. Ainsi, la combinaison de ces dégradations (à partir d'un certain nombre) se traduit par une variation brutale et conséquente du CS. Si la preuve de cette interaction est apportée par la simulation (chapitre 4), ce sursaut pourrait correspondre à la définition d'un seuil de détection dans le processus d'endommagement de ces éprouvettes.

Quoi qu'il en soit, ces résultats s'accordent parfaitement sur un point, **le couple de modes T_4F_5 est le mieux adapté pour suivre l'endommagement de ces éprouvettes**. Mais ils s'accordent également sur le fait qu'il pourrait être problématique de subir ce sursaut. Pour s'en convaincre, reprenons le CS associé au couple de modes T_4F_5 de la seconde éprouvette (figure 3.19).

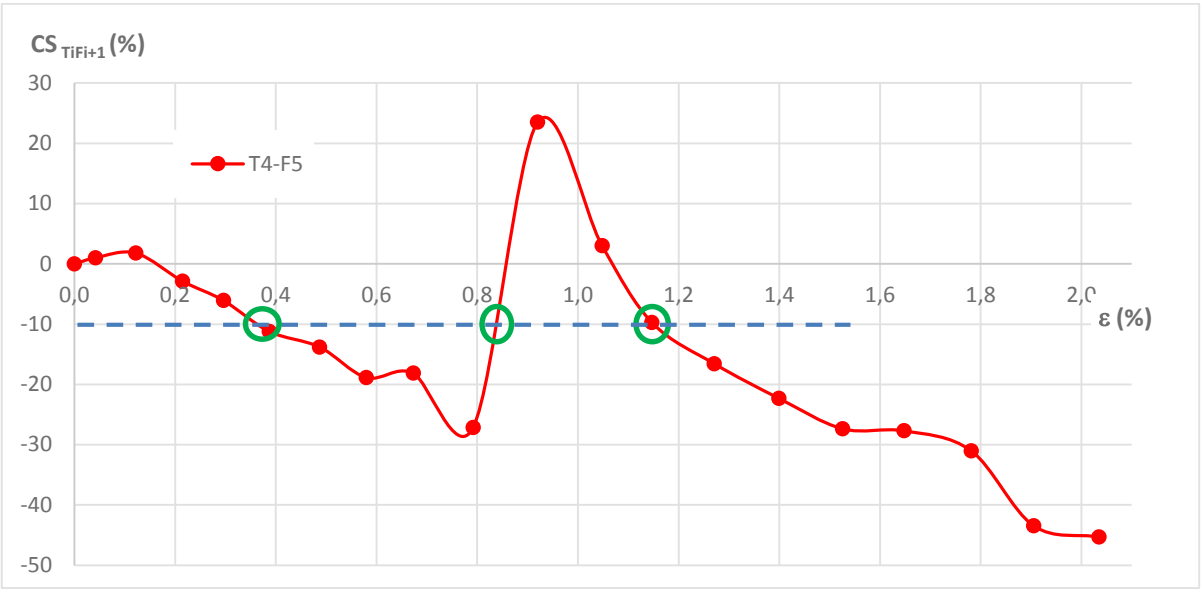


Figure 3.19 *– Illustration du dilemme associé à la présence de ce sursaut.*

Dans l'hypothèse d'une interrogation ponctuelle de l'éprouvette, sans avoir accès à l'historique de son CS, la valeur obtenue pourrait être, par exemple, de -10%. Si l'on positionne cette valeur sur le graphe de la figure 3.19, il est impossible de définir l'état d'endommagement dans lequel elle se trouve réellement puisqu'il est possible de lui associer au moins 3 états de dégradations.

Afin de contourner cette difficulté, il pourrait être intéressant d'observer l'évolution mode-à-mode des modes de torsion T_4 et de flexion F_5 qui constituent ce critère de santé.

3.2.3 Identification d'un seuil de décision :

Au regard de l'amplitude du sursaut constaté sur la figure 3.19, et de l'hypothèse émise §3.1.3, concernant le fait que les modes de flexion et de torsion pourraient être sensibles à l'orientation des dégradations, il est intéressant de voir si cette hypothèse se confirme avec cet agencement de plis d'une part et d'apprécier la manière dont ces 2 modes, pris séparément l'un de l'autre, pourraient apporter un complément d'information d'autre part.
Pour cela, observons-les au travers de la figure 3.20.

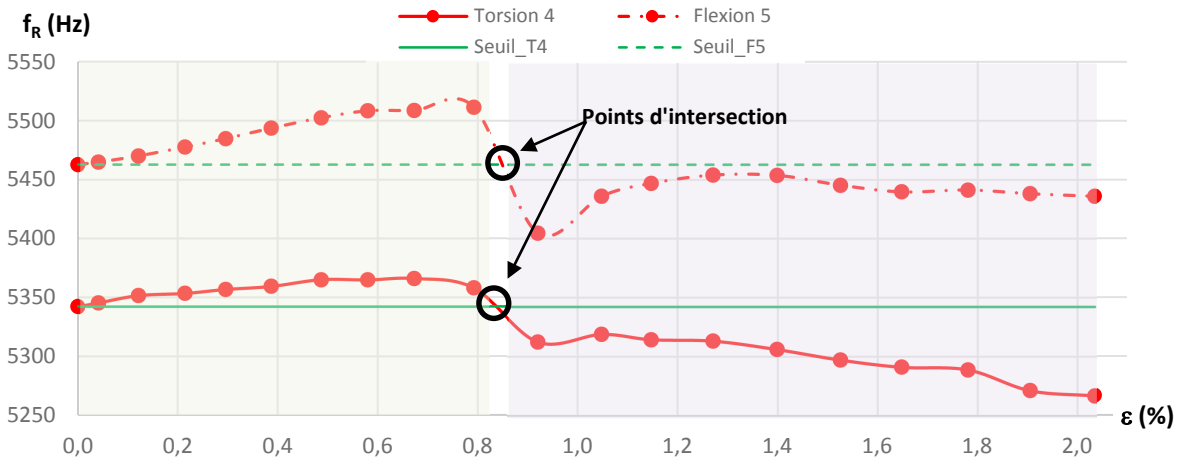


Figure 3.20 *– Evolution monomode des modes de torsion T4 et de flexion F5.*

Ces résultats illustrent par la rupture de leur courbe respective l'apparition d'un phénomène, plus dimensionnant sur le 5ème mode de flexion que sur le 4ème mode de torsion. Ce mode F_5 semble donc être plus sensible à ce phénomène, que pourrait être la propagation de fissures intralaminaires dans les plis à -45°, si toutefois cela se vérifie ou s'explique par la simulation.

En traçant une droite parallèle à l'axe des abscisses, dont l'ordonnée à l'origine pourrait être la f_R (paramètre pertinent, facile d'accès, à l'équivalent de la détection de sirène de boite de vitesses) de chacun de ces modes à l'état sain (seuil T_4 et seuil F_5), on distingue alors 2 zones, de part et d'autre des points d'intersection.

L'idée consiste alors à utiliser la fonction « signe » associée à chacun de ces modes :

- ✓ soit en tant que complément d'information, où l'on affine notre jugement quant au niveau d'endommagement, en comparant la f_R de l'un des 2 modes au moment du diagnostic avec la f_R initiale du mode concerné (figures 3.21a et 3.21b). Ce qui revient à identifier la zone pré ou post sursaut au moment du diagnostic.

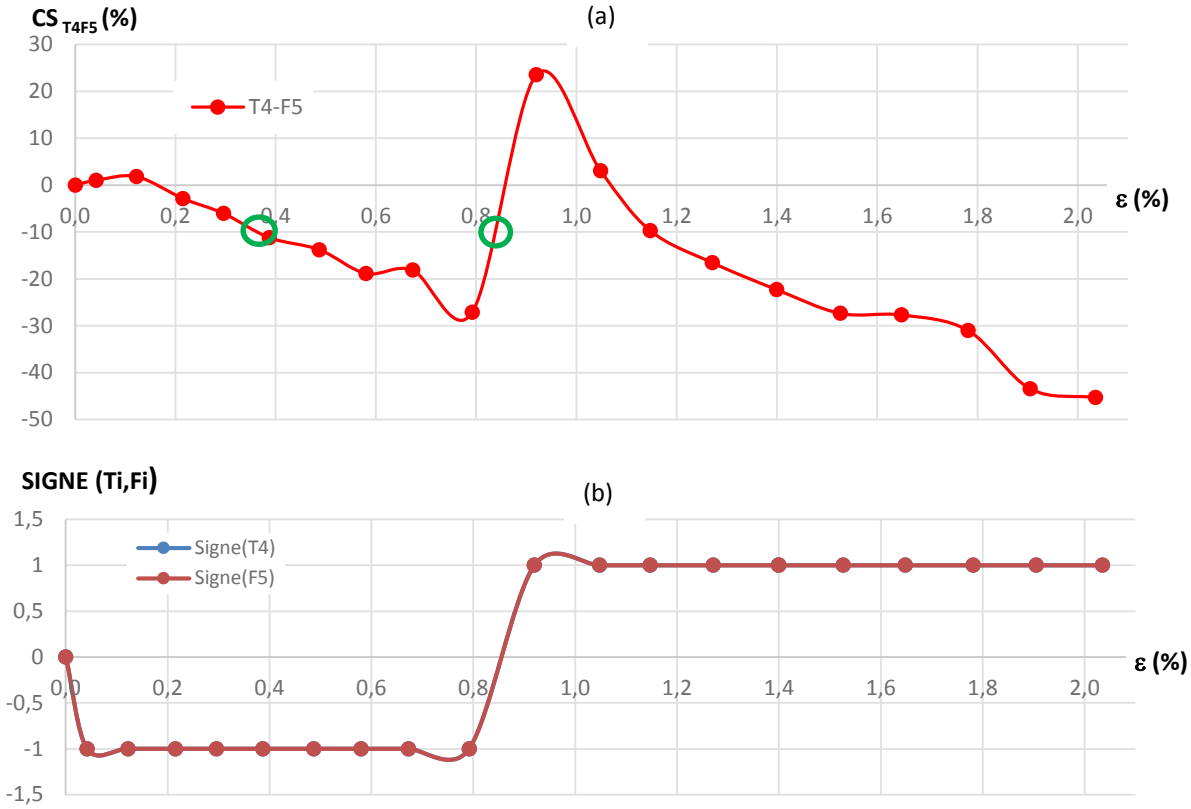


Figure 3.21 *– Interprétation du critère de santé (a) à l'aide des fonctions « signe » des modes de torsion T4 et de flexion F5.(b).*

- ✓ Soit en intégrant directement cette information dans l'élaboration du critère de santé (figure 3.22).

$$CS_{T_iF_{(i+1)}}(\varepsilon_j) = Sign(T_i) \times \left[\frac{\left(T_i(\varepsilon_0) - F_{(i+1)}(\varepsilon_0)\right) - \left(T_i(\varepsilon_j) - F_{(i+1)}(\varepsilon_j)\right)}{\left(T_i(\varepsilon_0) - F_{(i+1)}(\varepsilon_0)\right)}\right] \quad (3.1)$$

Ou

$$CS_{T_iF_{(i+1)}}(\varepsilon_j) = Sign(F_{i+1}) \times \left[\frac{\left(T_i(\varepsilon_0) - F_{(i+1)}(\varepsilon_0)\right) - \left(T_i(\varepsilon_j) - F_{(i+1)}(\varepsilon_j)\right)}{\left(T_i(\varepsilon_0) - F_{(i+1)}(\varepsilon_0)\right)}\right] \quad (3.2)$$

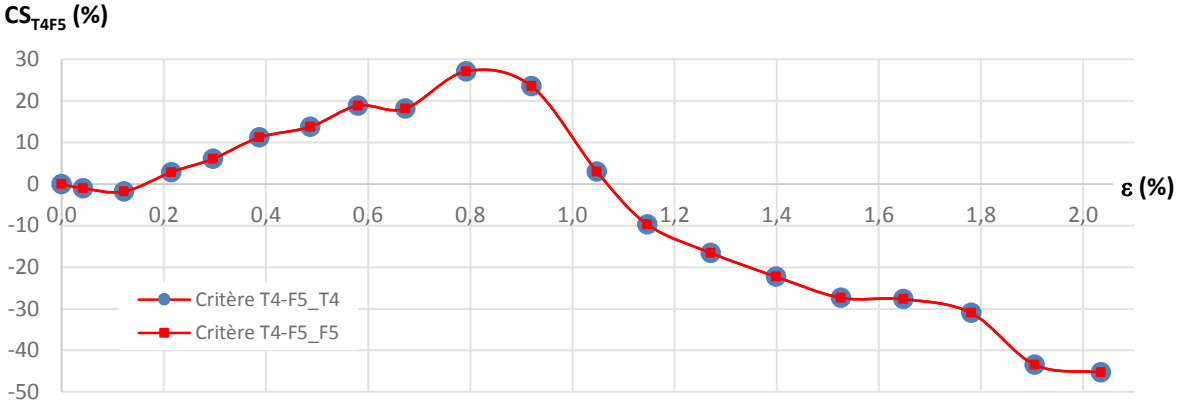


***Figure 3.22** – Evolution du critère de santé optimisé.*

Le critère de santé présenté au §2.5.3, peut ainsi être amélioré en tenant compte de l'évolution des modes de flexion et de torsion qui le constituent. En revanche, il est préférable d'interroger la structure, non pas à intervalles réguliers, mais plutôt rapprochés. Si nous devions déployer ainsi cette méthode sur une structure véhicule, cela signifierait qu'il ne suffit pas de diagnostiquer son état de santé (ou son endommagement) à chaque contrôle technique (soit tous les 2 ans), mais davantage toutes les semaines (avec des conditions extérieures figées et mesurées par les capteurs du moteur ou véhicule) afin d'affiner notre jugement.

Quel que soit le degré d'évolution de ce critère de santé, **les variations associées au couple de modes le plus sensible aux dégradations permettent d'apprécier l'endommagement de manière significative**. Voire d'identifier l'apparition ou la propagation d'une dégradation dimensionnante avant d'atteindre une phase critique (au regard de la perte d'intégrité de la structure, proche rupture) où la superficie d'une zone délaminée est telle, qu'elle en devient observable par des moyens industriels (TIR active, B-Scan, C-scan, tomographie, vibrothermographie, …).

Jusqu'à présent nous avons pu juger de la pertinence de ce critère de santé à :

- ✓ détecter l'évolution de fissures transversales ;
- ✓ suivre l'apparition et la propagation d'autres dégradations en bordure d'interface ;
- ✓ suivre la propagation de fissures intralaminaires dans les plis à -45°, ce que nous supposons être dû au fait que les modes de flexion ou de torsion sont sensibles à l'orientation que prennent certaines dégradations.

Par ce critère de santé porté par l'évolution du comportement modal de l'éprouvette, il paraît possible de détecter, de suivre, voire de « monitorer » l'endommagement de l'éprouvette. Mais une question reste en suspens : est-il possible d'accéder à la localisation de ces dégradations ?

3.3 De la détection à la localisation

La localisation des dégradations s'inscrit véritablement dans la continuité de ce critère de santé, puisqu'il faut **pouvoir observer pour rendre compte de la zone impactée**, et **intervenir pour réparer** la structure le cas échéant. Plusieurs moyens sont disponibles pour y accéder, mais il est peut-être possible d'utiliser d'autres paramètres modaux, estimés lors des différentes caractérisations vibratoires in situ, comme les déformées modales par exemple.

3.3.1 Par l'évolution des déformées modales

A bien des titres, l'analyse vibratoire a fait l'objet de travaux concernant son aptitude à traduire la présence de dégradations, en comparant déformée modale dégradée et déformée modale saine (§2.4). L'idée étant d'identifier d'éventuelles variations de forme à leur surface. Malheureusement, la détection de dégradations à partir de l'observation des déformées modales expérimentales nécessite un maillage expérimental extrêmement dense, qu'il est quasiment impossible d'atteindre. Comme l'illustre la figure 3.23, l'utilisation d'un maillage expérimental de 300 points, pourtant dense, ne permet pas d'apprécier distinctement l'effet des 91 fissures sur la déformée modale associée au 5ème mode de flexion d'une éprouvette $[0_2,90_4]_S$.

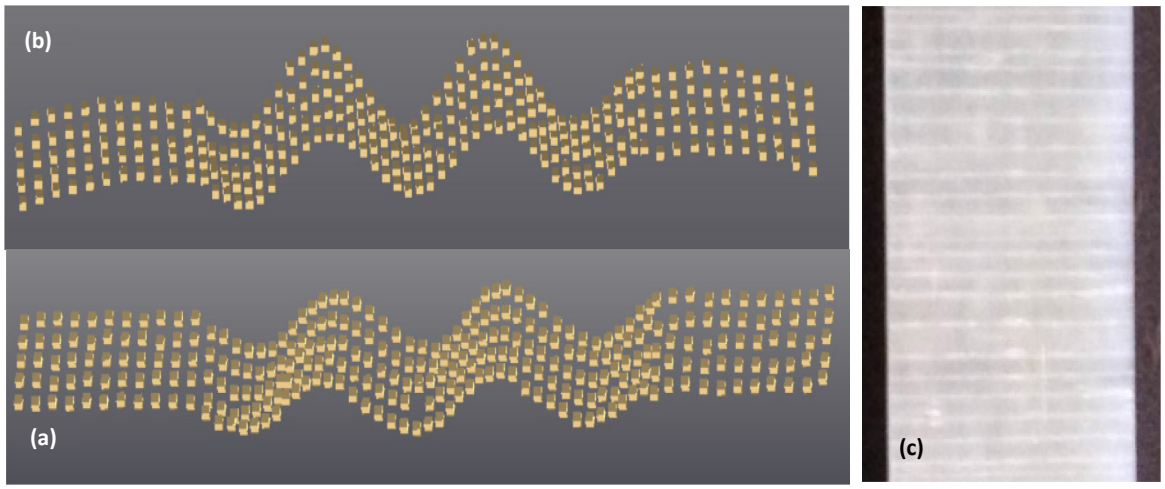


***Figure 3.23** – Illustration des déformées modales associées au 5ème mode de flexion, obtenues aux états (a) sain et (b) dégradée proche rupture (91 fissures transversales), à l'aide d'un maillage expérimental constitué de 300 points de mesure. L'intervalle interfissure est de l'ordre de 1.5 mm (c).*

Et même si les moyens de mesure associés à la vibrométrie laser, tel qu'un vibromètre laser 3D à balayage, ont considérablement évolué ces dernières années, il n'en reste pas moins que les durées d'acquisition sont rédhibitoires pour un maillage d'un millier de points. A cela s'ajoute également la notion de ratio signal/bruit, qui même s'il a été optimisé, pourrait faire apparaître quelques « irrégularités » sur les déformées modales et ainsi induire en erreur notre jugement.

Cette approche modale pour distinguer d'éventuelles dégradations ne peut être menée qu'en laboratoire. Elle n'est absolument pas dédiée aux observations de terrain, contrairement à d'autres méthodes, comme la TIR active, les ultrasons, la shearographie, ou bien encore la vibrothermographie.

3.3.2 Par vibrothermographie associée au mode de Lamb A0

La vibrothermographie est une déclinaison de la thermographie active. Elle s'appuie sur l'utilisation d'une caméra de TIR pour observer les gradients de température, liés à la présence de défauts ou de dégradations, à la surface d'une structure, sollicitée à l'aide d'un excitateur ultrason (piézoélectrique). Ainsi, sous l'action des vibrations mécaniques, les défauts se comportent comme des sources de

chaleur internes suite à leur interaction avec les ondes élastiques. La dissipation d'énergie au niveau des singularités relève essentiellement des pertes par friction [93], [94].

Le procédé de mesure que nous avons développé (et breveté) s'appuie sur l'activation du mode de Lamb A_0, à partir duquel nous allons focaliser toute l'énergie de notre actuateur piézoélectrique pour révéler sa déformée modale, en observant l'échauffement de l'éprouvette au travers d'une caméra de thermographie infrarouge. Ainsi, l'évolution de la répartition des gradients thermiques nous permet de détecter et de localiser les délaminages dès quelques mm^2, tandis que l'accroissement de la période spatiale des motifs mesurés nous informe de l'augmentation du nombre de fissures transversales.

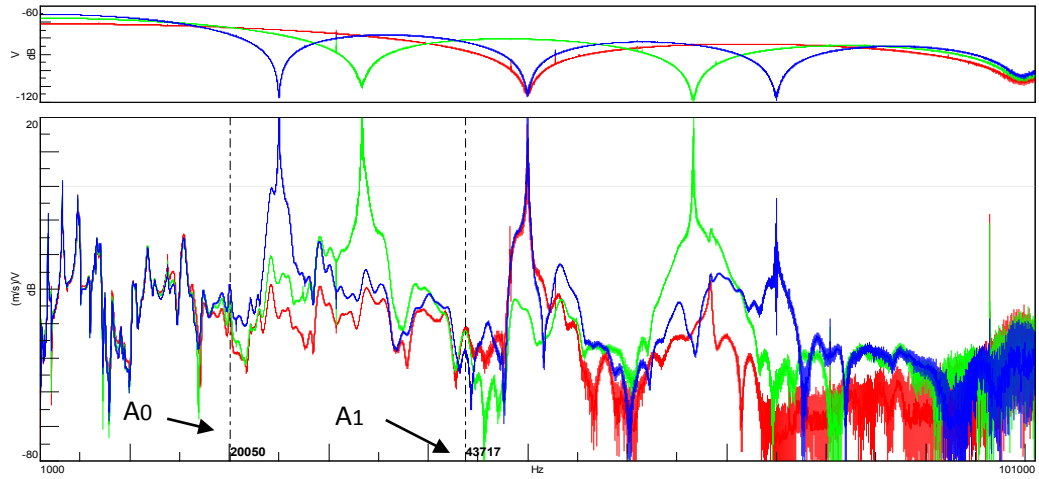
Ce procédé se décompose en 4 étapes :

- **Etape 1** : Identification de la fréquence de résonance associée au premier mode de Lamb Antisymétrique A_0 de l'éprouvette.

  Pour ce faire, nous caractérisons de nouveau le comportement vibratoire de l'éprouvette à l'aide du banc de caractérisation vibratoire (§2.2.2), mais sur une bande passante beaucoup plus conséquente, de l'ordre de 80kHz. L'excitation est toujours assurée par l'actuateur piézoélectrique PI, collé au sommet de la partie utile de l'éprouvette, et les spectres mesurés proviennent également de l'utilisation du vibromètre laser CLV-3D.

  Dans le cas présent, nous ne cherchons pas à accéder à la déformée modale du mode A_0, mais uniquement à identifier sa fréquence de résonance. C'est donc pour cette raison que seuls les spectres suffisent (figure 3.25).

Figure 3.25 *– Identification de la fR du mode de Lamb antisymétrique A0.*



L'excitation réalisée par cet actuateur correspond à une salve d'impulsions dont la durée, l'amplitude et la période font que nous sommes dans des conditions optimales de détection, ce qui nous a permis de qualifier les modes A_0 et A_1.

- **Etape 2** : Choix et optimisation de l'orientation de l'excitateur par rapport à l'éprouvette :

  Il nous faut à présent révéler la déformée modale associée à ce mode A_0. Pour cela, nous utilisons un second actuateur, plus apte à fournir l'énergie nécessaire à l'activation de ce mode, que nous positionnons à l'arrière de l'éprouvette, afin qu'il ne gêne pas l'observation au travers de la

caméra de TIR. L'éprouvette est alors mise sous contrainte, comme l'illustre la figure 3.26, par l'intermédiaire d'une adaptation spécifique de notre banc de caractérisation vibratoire.

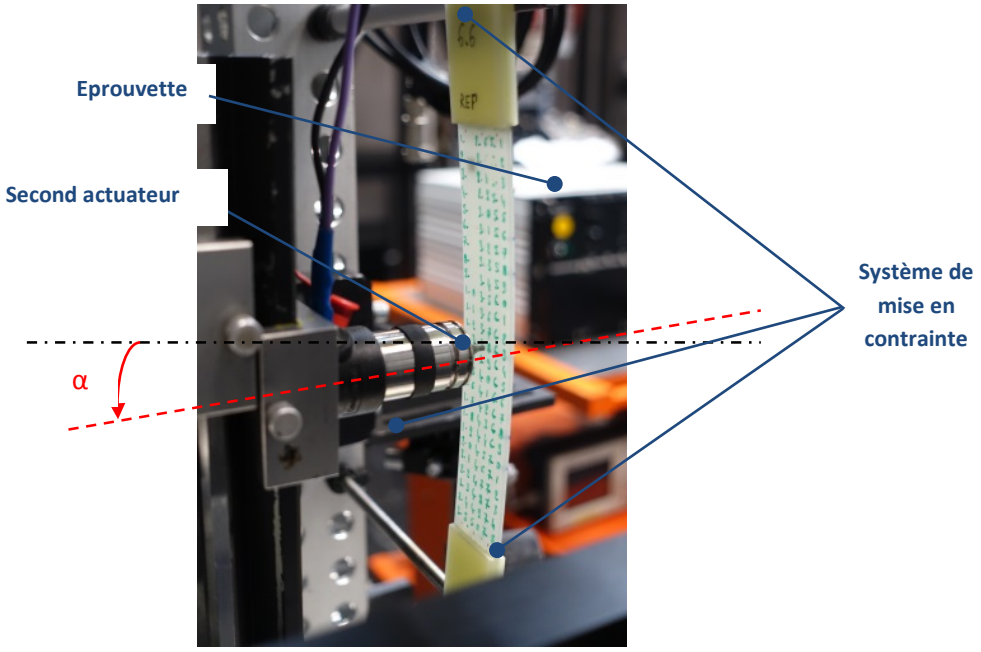


Figure 3.26 *– Identification expérimentale de la valeur optimale de l'angle α.*

L'angle α, que fait l'axe de l'actuateur avec la normale à l'éprouvette, est optimisé de manière expérimentale. L'optimisation de certains paramètres, tels que le type de signal, l'amplitude, la durée, la fréquence, la période, voire l'impédance de l'actuateur ainsi que l'angle d'incidence, contribue de manière drastique à la qualité de l'interprétation des résultats.

- **Etape 3 :** Acquisition de la déformée modale de l'éprouvette à l'aide de la caméra de thermographie infrarouge (figure 3.27).

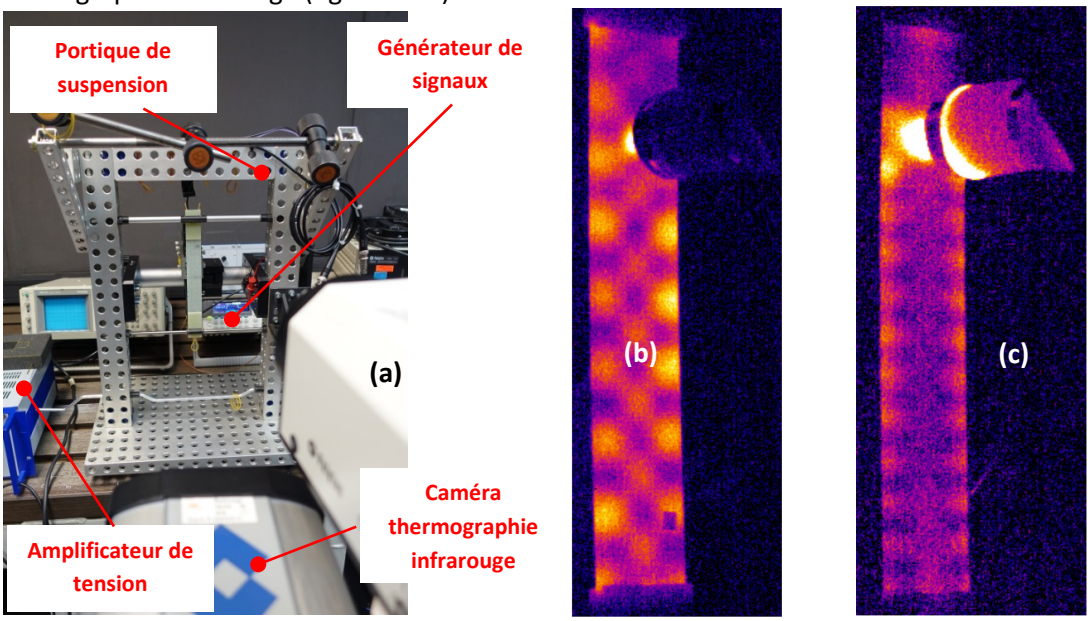


Figure 3.27 *– Observation de la déformée modale du mode A_0 au travers de la caméra de TIR (a). Illustration des modes de Lamb antisymétriques A_0 (b) et A1 (c).*

Dans le cadre de ces travaux, nous ne nous intéressons pas au mode A_1, dont l'illustration (figure 3.27c) n'est là qu'à titre d'information. Ce qui nous intéresse véritablement, ce sont les déformées modales associées au mode A_0 dans une configuration initiale, donc à l'état sain, puis dans un état dégradé.

- **Etape 4 :** Visualisation de l'état d'endommagement de la structure après post-traitement des images acquises par thermographie infrarouge.
  Il est important de bien comprendre qu'à l'inverse de la vibrothermographie classique, qui se rapproche de par les moyens utilisés (générateur ultrasons, caméra de thermographie infrarouge) de notre procédé de mesure, nous **ne cherchons pas à révéler la présence de défauts ou d'endommagements (sous forme de frottement ou de friction) en faisant coïncider la fréquence d'excitation avec la taille des éléments à caractériser** (longueur, largeur ou épaisseur). **Notre procédé s'appuie sur l'évolution de la déformée modale du premier mode de Lamb Antisymétrique de l'éprouvette pour localiser la présence de délaminages de faible et de grande envergure** (figure 3.28)**.**

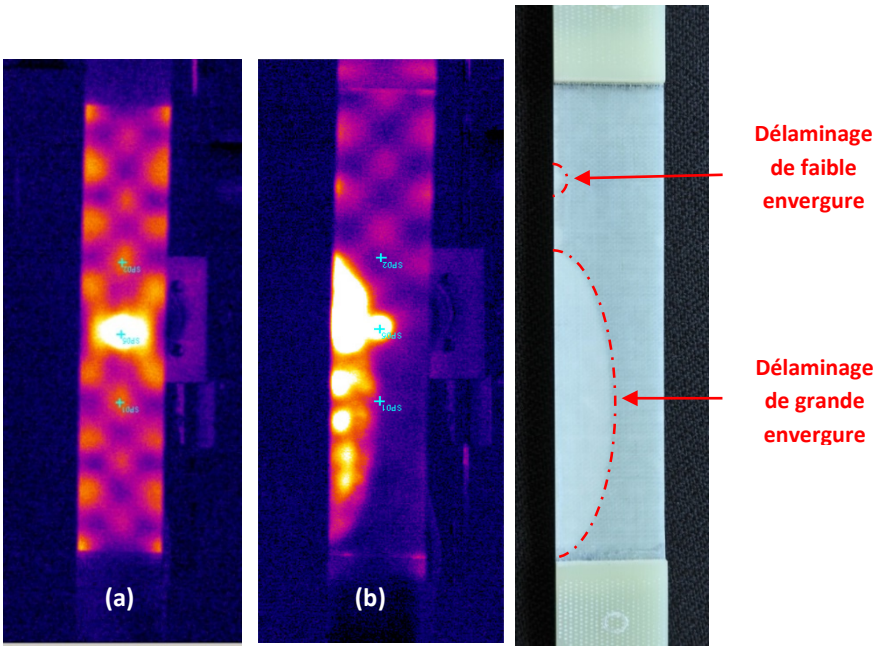


Figure 3.28 *– Localisation de délaminages, de faible et grande envergure sur une éprouvette* $[0_2,+45,-45,90_2]_S$*. De l'état sain (a) à l'état endommagé (b).*

Ce procédé ne s'arrête pas simplement à la localisation de délaminages. En effet, nous avons souhaité l'étendre à la localisation des fissures transversales (ou intralaminaires dans les plis à 90°) à partir d'une éprouvette $[0_3,90_3]_S$. Malheureusement, le résultat obtenu n'a pas été celui escompté, dans la mesure où nous n'avons pas pu localiser les fissures sur l'éprouvette. En revanche, les résultats obtenus à l'issue de cette observation nous fournissent une autre information (figure 3.29).

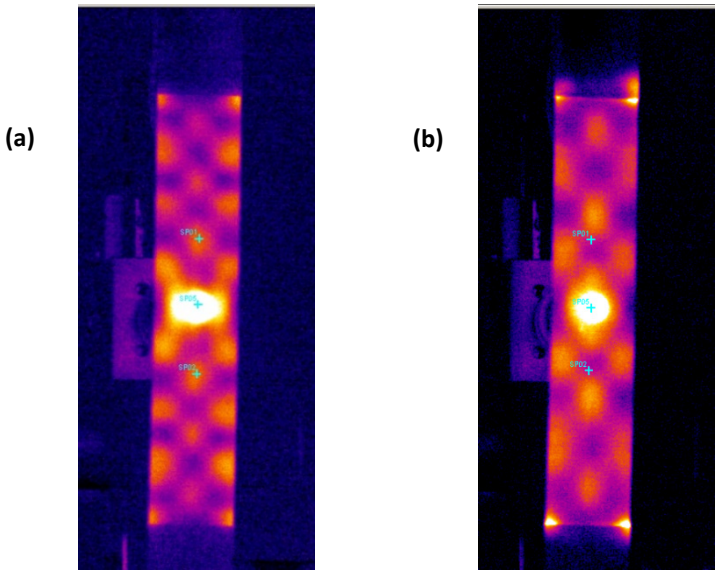


***Figure 3.29** – Illustration de cartographies de température issues d'une éprouvette $[0_3,90_3]_S$ à l'état sain (a) puis comportant 91 fissures transversales (b).*

Outre le fait qu'il ne soit pas possible d'identifier (en termes de localisation), la présence de fissures transversales, on observe distinctement l'évolution de la période spatiale des motifs constituants la déformée modale de ce mode A_0.

En réalisant un profil thermique au centre de l'éprouvette, entre l'état sain et endommagé, à partir des cartographies de la figure 3.29, il devient possible de quantifier l'évolution de la période spatiale au cours de la sollicitation (figure 3.30).

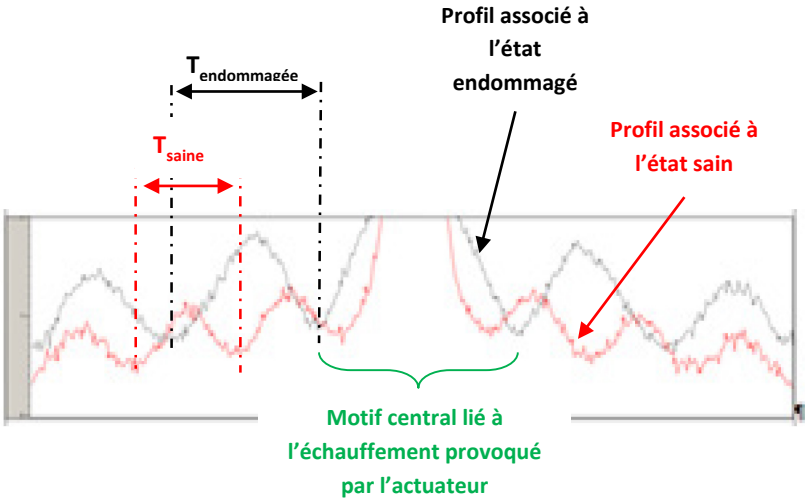


***Figure 3.30** – Illustration de la détection de fissures transversales sur une éprouvette $[0_3,90_3]_S$ proche saturation.*

Ce traitement de données nécessite une durée d'acquisition équivalente entre ces 2 états, soit 4s, ainsi qu'un état thermique initial, identique avant chaque caractérisation thermique. Les variations thermiques obtenues à l'issue de l'acquisition sont de l'ordre de 6°C.

Ce procédé de mesure ne se substitue en rien au critère de santé développé dans le cadre de ces travaux, puisqu'il ne permet pas d'accéder finement à l'endommagement de l'éprouvette. Il s'inscrit

davantage en complément d'information, dans la mesure où il est possible de localiser le lieu d'un délaminage, tout du moins lorsque ce dernier est suffisamment conséquent pour être observé, ce que ne permet pas l'observation des déformées modales, même avec une résolution spatiale du maillage expérimental conséquente.

3.3.3 Conclusion

L'élaboration d'un critère de santé (ou d'endommagement) suscite bien des difficultés, tant dans la mise en œuvre des essais qu'il nécessite que sur le principe sur lequel il s'appuie. En effet, bien qu'il faille juger de sa faisabilité à l'échelle d'une éprouvette, il se doit de prendre en considération quelques réalités de terrain, sans lesquelles il perdrait toute légitimité. Cela commence avant tout par une cinématique de dégradation réaliste et en accord avec la littérature. Ainsi, **l'utilisation d'éprouvettes calibrées en termes de dégradations, associée à des essais de traction monotone, ont permis d'observer leur apparition et leur propagation de manière naturelle** (à partir de singularités présentes au sein du matériau) **et surtout progressive**, ce qui a permis de les associer aux évolutions de comportement modal des éprouvettes en fonction de leurs paramètres modaux respectifs.
Ainsi, le fort couplage de modes constaté entre les modes de flexion et de torsion, ainsi que leur omniprésence sur la bande de fréquences [1000-15000]Hz, sont à l'origine de ce critère de santé vibratoire, fondé sur l'évolution de leur fréquence de résonance. Après éviction de modes « parasites » tels que les modes de reptation, ou de flexion dans la largeur, ainsi que ceux présents à trop basses ou trop hautes fréquences (au regard des limites de fonctionnement de l'actuateur piézoélectrique), 2 voire 3 couples de modes (T_3F_4, T_5F_6 mais surtout T_4F_5) sont pressentis pour étayer la pertinence de ce critère de santé.
Au regard des résultats obtenus à partir des éprouvettes $(0_3,90_3]_S$, **le critère de santé paraît sensible à l'apparition et à la propagation de fissures transversales**, avec une évolution de l'ordre de 8%. L'utilisation d'éprouvettes $[0_2,-45,+45,90_2]_S$, dont l'objectif était de mettre à l'épreuve la robustesse de ce critère à l'égard d'autres types de dégradations, a suscité notre intérêt a bien des égards. En effet, nous avons pu **constater une fluctuation d'amplitude du CS, de l'ordre de 40% à 50%, dont l'origine provient vraisemblablement de l'association d'un nombre suffisant de fissures intralaminaires dans les plis orientés à -45, à l'aplomb des fissures transversales**.
De même qu'en observant individuellement l'évolution de ces modes T_4 et F_5, nous avons pu constater un écart de sensibilité à l'apparition de cette dégradation. Il paraît alors légitime de penser que **ces modes de flexion et de torsion sont sensibles à l'orientation que peuvent prendre certaines dégradations.**

Il nous faut à présent nous assurer que ce que nous observons s'explique par la physique que nous mettons en œuvre au travers de simulations numériques, de manière à valider nos hypothèses et nos interprétations.

Chapitre 4 :

Légitimité du critère de santé à la détection et au suivi de dégradations

4.1 Introduction

Les résultats expérimentaux, obtenus tout au long de ces travaux, mettent en exergue le potentiel de certains couple de modes, dont les modes sont omniprésents sur la bande de fréquence [1000-6000]Hz, à suivre l'évolution des fissurations intralaminaires et interlaminaires. Cela a permis d'élaborer un critère vibratoire qui lie l'évolution des fréquences de résonance de ces modes propres à l'évolution des mécanismes de dégradations (identifiées à partir d'observations microscopiques), et dont l'objectif est de traduire l'état de santé de la structure. Tout du moins, ce sont les conclusions auxquelles nous aboutissons à la lumière des résultats expérimentaux obtenus au chapitre 3. Mais bien que ces résultats soient factuels, comment s'assurer de l'origine des variations du critère de santé physique, et par conséquent de la pertinence de nos interprétations (figure 4.1).

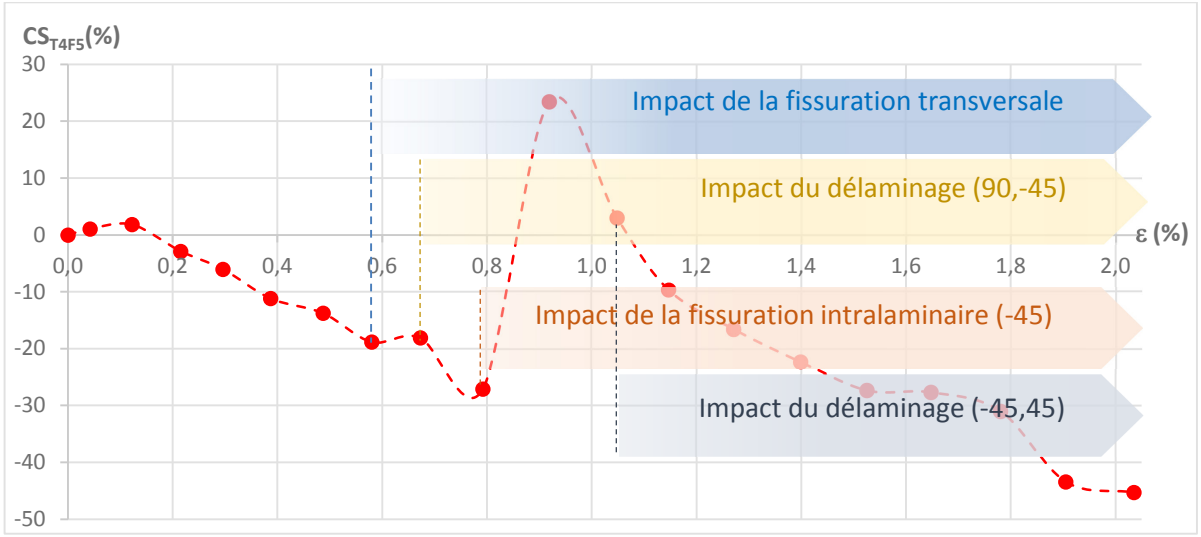


***Figure 4.1** – Hypothèses émises à partir d'observations effectuées sur une éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$ multidégradations.*

En effet, la complexité des phénomènes physiques mise en œuvre d'une part et le caractère artisanal que revêt l'élaboration de ces éprouvettes d'autre part font qu'il est absolument nécessaire de les confirmer ou de les infirmer au travers d'une approche numérique.

4.1.1 Démarche de la validation numérique

Pour cela, il est indispensable d'élaborer un support absolument sain (sous la forme d'une éprouvette « idéale »), exempt de tous défauts (ou non-conformités), dans lequel nous allons reporter, en lieu et en nombre, les différentes dégradations observées sur les éprouvettes physiques $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,45,-45,90_2]_S$. Cette validation ne peut donc s'effectuer qu'au travers de simulations numériques.

Comme nous l'avons évoqué à maintes reprises, **l'objectif visé n'est pas de prédire mais véritablement de décrire l'état d'endommagement de la structure**. Par conséquent, **ces travaux numériques n'ont pas vocation à développer une loi de comportement avec prise en compte des endommagements, mais davantage à utiliser une loi décrivant le matériau à l'état initial non dégradé associée à une description géométrique des endommagements expérimentalement observés.**

Notre démarche de validation numérique se compose de 3 parties :

- Représentativité des éprouvettes « Numérique/Physique » saines : initier cette démarche numérique à partir de supports numériques équivalents aux éprouvettes physiques saines. Il n'est évidemment pas possible et surtout inenvisageable d'obtenir numériquement, une copie conforme de chaque éprouvette expérimentale, mais il est possible de s'en approcher, tout du moins jusqu'à une certaine échelle, pour que leurs bases modales respectives se ressemblent. Nous estimons que le critère de ressemblance « à iso déformée modale » est atteint dès lors que l'écart entre fréquences de résonance « Numérique/Physique » est inférieur à 1%.
- Représentativité des mécanismes de dégradation : la pertinence du type d'élément, de la taille des mailles et du modèle doivent être en lien avec la nature des dégradations que l'on souhaite caractériser. Cela signifie qu'il va falloir mettre en œuvre plusieurs tailles de maille au sein d'un même modèle pour retranscrire au mieux l'interaction des fissures intralaminaires et interlaminaires sur le comportement modal de l'éprouvette numérique.
- Validité du critère de santé : cela signifie que pour chaque configuration d'éprouvette testée expérimentalement, il va falloir insérer au sein de son homologue numérique chacune des dégradations observées, et ce à chaque niveau de chargement pour apprécier l'évolution du critère de santé numérique, et ainsi juger de la pertinence de nos interprétations.

Bien que cette démarche puisse paraître au premier abord simple, elle est en réalité bien plus complexe qu'il n'y paraît et surtout extrêmement chronophage :

- en termes de temps de calcul puisque les modèles qui vont être employés seront de taille variable en fonction du type de dégradation insérée ;
- mais plus encore en termes de mise en données puisque le nombre de cas à traiter par éprouvette est en moyenne de l'ordre d'une vingtaine, pour lesquels le nombre de fissures intralaminaires et/ou interlaminaires à insérer dans le modèle dépend directement de la charge

appliquée. Cela signifie qu'il faudra insérer 1 fissure dans le cas le plus simple, et jusqu'à 110 fissures lors du dernier chargement (proche rupture).

Pour pallier ce problème, nous utiliserons une routine spécifique PSA (développée par Benoit DELATTRE) dédiée à l'insertion automatique de ce type de dégradations.

Mais avant d'approfondir ces considérations liées à l'insertion des fissures, penchons-nous d'abord sur l'élaboration du modèle d'une éprouvette, à l'état sain.

4.2 Modélisation des éprouvettes numériques saines et des dégradations associées

Comme évoqué précédemment, le comportement modal des éprouvettes est majoritairement porté par leur géométrie puis par le matériau qui les constitue. S'il est aisé de modéliser des éprouvettes numériques aux cotes de leurs homologues physiques, il est moins évident de reproduire la nature exacte du matériau qui leur donne corps. En effet, il est inconcevable d'insérer numériquement des disparités d'élaboration propres aux éprouvettes expérimentales (porosités, inclusions, défauts d'alignement des renforts, amalgames de résine…), tant leur nombre, leur taille, leur localisation, leur forme ou leur orientation revêtent un caractère aléatoire à l'échelle microscopique. Cela n'a par ailleurs aucun intérêt dans le cadre de ces travaux puisque l'objectif n'est pas de modéliser la propagation d'une fissure (où ces singularités définissent le lieu de l'amorçage de fissuration) mais véritablement de détecter son apparition au travers de l'évolution de la base modale. Par conséquent, nous faisons délibérément le choix de ne pas tenir compte de ces disparités dans nos modèles, ce qui permet d'assimiler les éprouvettes numériques saines à des éprouvettes « idéales », régies par une loi élastique, linéaire et orthotrope pour décrire leur comportement modal respectif, à l'état sain.

4.2.1 Préambule à l'élaboration des modèles d'éprouvette numérique saine

L'exercice peut paraître simple, mais il est en réalité bien plus complexe qu'il n'y paraît. En effet, bien que la longueur et la largeur des éprouvettes physiques soient très proprement définies (u_L et u_l inférieurs à 0.05 mm) puisqu'elles font toutes l'objet d'une phase de rectification, il reste à estimer, pour chacune d'entre elles, leur épaisseur « moyenne » au regard des défauts d'aspects de surface décrit §2.2.2. Cela va naturellement générer des écarts de masse plus ou moins conséquents entre éprouvettes numérique et physique. Or, il faut nécessairement que leurs paramètres modaux à l'état sain soient comparables, puisque le critère de santé s'appuie sur l'évolution des fréquences de résonance de certains modes propres. Sans chercher pour autant à obtenir des écarts en fréquences qui soient inférieurs au dixième de Hz, nous exigeons qu'ils n'excèdent pas 1% de la fréquence de résonance de chaque mode expérimental. Cela signifie donc que pour atteindre ce résultat, il est indispensable, avant toutes choses, d'effectuer **le recalage en masse** de chacun de nos modèles numériques (connaissant $\rho_{composite}$) et d'identifier les **paramètres de maillage optimaux** (type d'éléments, taille de maille, nombre d'éléments) pour nous assurer, qu'au travers de leur comportement modal, ils sont bien en cohérence avec leurs homologues physiques.

Ce n'est qu'à ce prix qu'il deviendra possible de rendre compte de la pertinence de nos interprétations quant à l'interaction des dégradations observées sur le comportement modal des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,45,-45,90_2]_S$.

➢ Mais avant d'appréhender la modélisation d'éprouvettes encastrables telles que nous les avons expérimentalement caractérisées, elles doivent être, au préalable, considérées comme un assemblage de 2 sous-ensembles (corps de l'éprouvette et talons) en composite, bien distincts, dont les constituants diffèrent de par leur nature et leur architecture (ou design). Cela permet d'attribuer à chacun d'entre eux, ses propres paramètres matériau (au travers des constantes de l'ingénieur), sa masse volumique (ρ_c : ρ composite et ρ_T : ρ talons), ainsi que les cotes géométriques (L_c, l_c, e_c et L_T, l_T, e_T) correspondant à sa désignation. Mais comme évoqué §2.3.1, chaque plaque élaborée, à partir desquelles les éprouvettes sont extraites, présente sur l'une de ses faces un aspect de surface irrégulier (lié au processus d'élaboration), ce qui rend l'estimation de l'épaisseur complexe et surtout entache ρ_c d'une incertitude conséquente. Notons que ce phénomène n'est pas observable sur les talons dans la mesure où les faces sont parfaitement planes et parallèles, ce qui permet de figer leurs dimensions L_T, l_T et e_T respectivement à 50 x 25,4 x 2 mm ainsi que ρ_T à 2056 kg.m^{-3} (chapitre 1). Aussi, pour corriger ce problème et par conséquent estimer ρ_c avec la meilleure exactitude qui soit, nous faisons le choix d'extraire du centre d'une plaque UD_{10} (configuration d'éprouvette présentant un alignement des renforts optimal), une éprouvette rectifiée dans le plan (250 x 25 mm), et dont les irrégularités de surface illustrent bien ces variations d'épaisseur.

Ceci fait, l'éprouvette numérique est modélisée à l'aide d'un « maillage primitif », dont les cotes (L,l) correspondent à celles du modèle physique, tout en agissant sur son épaisseur « e_c » et donc indirectement sur sa masse volumique ρ_c, pour obtenir sa masse $M_{Modèle}$ (où $M_{Modèle}=f(e_c, \rho_c)$). Cette démarche est réitérée pour différente valeur de « e » jusqu'à obtenir un écart en masse, entre éprouvettes numérique et physique, qui soit le plus faible possible. Pour information, nous nous interdisons d'apporter des ajustements dimensionnels, selon l'épaissseur, inférieurs à 0,05 mm, dans la mesure où cette valeur correspond à l'incertitude de mesure liée aux outils de métrologie dimensionnelle utilisés. A l'issue de cette première étape, le recalage en masse est de 0,2% pour une valeur de $\boldsymbol{\rho_c = 2250 \pm 12\ kg.m^{-3}}$, ce qui lui confère des « caractéristiques géométriques équivalentes » qui s'accordent en tous points avec les caractéristiques géométriques de l'éprouvette physique UD_{10}.

Dorénavant, et ce ***quel que soit l'agencement de pli considéré, nous conserverons cette valeur « ρ_c » comme acquise***. Ainsi, dès qu'il sera nécessaire d'élaborer le pendant numérique des éprouvettes physiques $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,45,-45,90_2]_S$, il suffira d'estimer convenablement son épaisseur, en répartissant son évolution sur tous les plis de manière uniforme, pour obtenir un recalage en masse adéquat, puisque **la longueur (230 mm) et la largeur (25,4 mm) de chaque éprouvette caractérisée sont maîtrisées et figées**. **L'épaisseur du corps de l'éprouvette devient ainsi la seule et unique variable d'ajustement** pour minimiser l'écart en masse entre éprouvettes numérique et physique, **puisque les cotes géométriques (L_T, l_T, e_T), ρ_T et les paramètres matériau des talons sont également figés**.

➢ A l'issue de ces premiers résultats géométriques et matériau, il devient possible d'effectuer, en première approche, le **comparatif fréquentiel**, ou plus exactement modal, au travers des bases modales saines numérique et expérimentale, afin d'estimer l'écart entre fréquences de résonance associées à chacun des modes présents sur la bande passante de 6kHz.

Pour cela, nous utilisons l'éprouvette UD_{10} précédemment décrite (exempte de talons), et caractérisée en « libre-libre » à l'aide du banc de caractérisation vibratoire, pour comparer le contenu de sa base modale (§2.5.1) à celui de son homologue numérique. Ainsi, nous nous affranchissons des paramètres expérimentaux non contrôlés, tels que l'encastrement des talons, leur encollage, leurs paramètres matériau, et ainsi des conditions aux limites difficilement maîtrisables.

Ce modèle d'éprouvette est donc représenté, sous ABAQUS, par un empilement (stack) de 10 plis UD (composite layup) constitué d'éléments hexaédriques de type continuum Shell (SC8R), à raison de 5 points d'intégration par élément sous répartition de Simpson, et par conséquent mieux adaptés au maillage de ce type de structure parallélépipédiques, à faible épaisseur (figure 4.2).

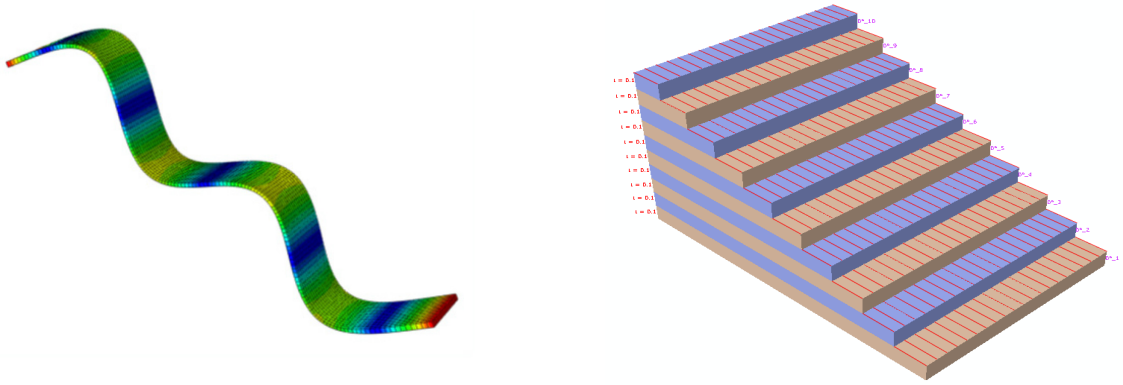


***Figure 4.2** – Illustration de l'éprouvette numérique UD10, représentée sous la forme d'un stack de 10 plis (1S).*

Enfin, pour ne pas commettre d'erreur quant à la nature des modes (modes de flexion, de torsion, …) numériques et expérimentaux à comparer, ils sont identifiés au travers de leurs déformées modales respectives (figure 4.3).

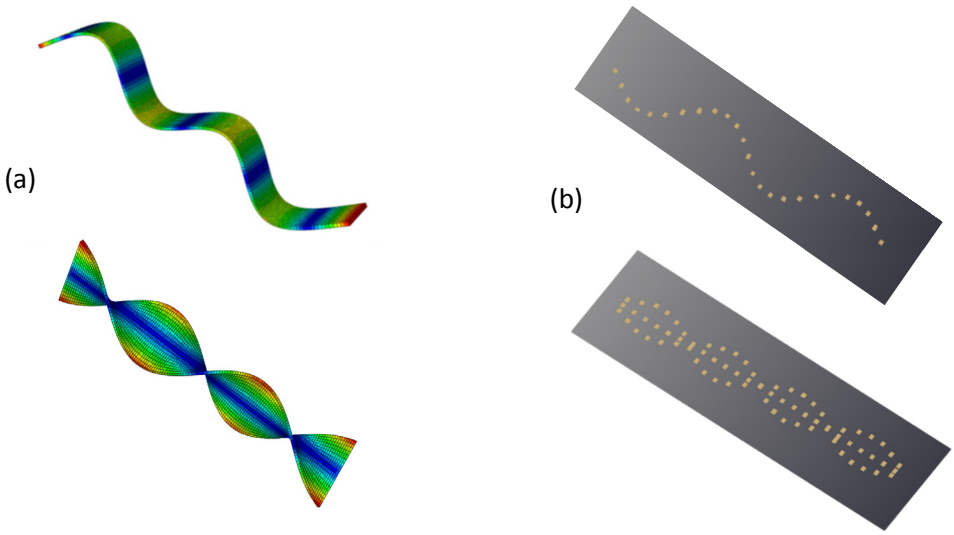


***Figure 4.3** – Illustration de quelques déformées modales issues (a) de l'éprouvette numérique et (b) de l'éprouvette physique.*

A l'issue de ces comparaisons, et malgré toutes les attentions portées à l'élaboration de cette éprouvette numérique, il subsiste des écarts significatifs, de l'ordre de 1 à 2Hz dès les premiers modes de flexion contre 4 à 5 Hz pour les premiers modes torsion. Ces écarts, certes minimes, sont tout de même non négligeables. Il est probable qu'ils proviennent des paramètres intrinsèques de l'éprouvette physique (amalgame de résine, de porosités, ou bien encore une orientation des renforts mal maîtrisée). Et c'est précisément ce que nous allons essayer d'appréhender, à l'aide d'un modèle de comportement orthotrope, paramétré par les modules d'Young et de cisaillement (dans les 3 directions principales matérielles) et les coefficients de Poisson interdirectionnels, en **recalant ces modes en fréquence** puisqu'il n'est absolument pas envisageable d'intégrer unitairement ces singularités au sein de l'éprouvette numérique. Pour cela, il faut nécessairement ajuster certains paramètres matériau comme les modules d'élasticité E_1, E_2, E_3, les modules de cisaillement G_{12}, G_{13}, G_{23} ou bien encore les coefficients de Poisson υ_{12}, υ_{13} et υ_{23}.

Ainsi, après ajustement (tableau 4.1), l'écart moyen en fréquence observé sur la bande passante de 6 kHz est inférieur à 0.5%, et ce quel que soit le mode considéré. De plus, nous avons constaté que ***les modes de flexion et de torsion sont sensibles aux variations du module d'élasticité E_1*** *(à un facteur 2 près), alors que* ***seuls les modes de torsion sont sensibles aux variations du module de cisaillement G_{12}.***

Tableau 4.1 *– Ajustement des paramètres matériau.*

	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	E_3 (GPa)	G_{12} (MPa)	G_{13} (MPa)	G_{23} (MPa)	υ_{12}	υ_{13}	υ_{23}
Valeurs expérimentales (*)	47.2	13.7	13.7	7100	5500	5500	0.28	0.28	0.28
Valeurs numériques	49	14	14	7650	5500	5500	0,28	0,28	0,28

(*) Pour rappel, E_1, E_2, υ_{12} sont estimés à partir d'essais mécaniques normés (type traction), G_{12} est obtenu à partir de 3 méthodes différentes alors que G_{23} est extrait de la littérature.

De plus, Il est intéressant de noter que ces ajustements n'excèdent pas l'incertitude type composée (expérimentale) associée à chacun d'entre eux. Ainsi, au regard de ces résultats, il ne paraît pas inopportun d'attribuer ces écarts fréquentiels à la présence de défauts apparus au sein de l'éprouvette physique lors de son élaboration, et par conséquent non retranscris sur son homologue numérique.
Fort de toutes ces constatations, il ne reste plus qu'une ultime étape pour aboutir à l'élaboration de « l'éprouvette numérique représentative » qui servira, aux agencements de plis près, de support dans la suite de ces travaux : **l'insertion des talons**.

- La prise en compte des talons n'est pas simple puisqu'ils sont constitués d'un matériau composite « tissé – équilibré » différent de celui qui fait l'objet de cette étude. Il est donc nécessaire de le caractériser afin d'estimer les paramètres indispensables à sa mise en œuvre, à savoir :

- Sa fraction volumique : V_f=51.5%
- Sa masse volumique : ρ_T = 2056 ± 11 kg.m^{-3}

Ainsi que ses constantes de l'ingénieur, dont les résultats issus de cette caractérisation matériau sont indiqués dans le tableau ci-dessous (Tableau 4.2).

Tableau 4.2 *– Estimation des 9 constantes de l'ingénieur associée au matériau des talons.*

E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	E_3 (GPa)	G_{12} (GPa)	G_{13} (GPa)	G_{23} (MPa)	υ_{12}	υ_{13}	υ_{23}
29,0(1)	27,2(1)	14*	6,4(2)	4,9*	4,9*	0,21(1)	0,3*	0,3*

(*) E_1, E_2, υ_{12}, G_{12} sont estimés à partir d'essais mécaniques normés (type traction), alors que E_3, G_{13}, G_{23}, υ_{13}, υ_{23} sont extraits de la littérature.

La combinaison de ces différents éléments, tant au niveau des paramètres matériaux du corps de l'éprouvette que ceux des talons, permet enfin d'aboutir à la construction des éprouvettes numériques $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,45,-45,90_2]_S$ complètes saines, dont les dimensions géométriques du corps de l'éprouvette resteront figées à 230 x 25,4 mm, et celles des talons à 50 x 25,4 x 2 mm tout au long de ces travaux.

Ainsi, pour rendre compte de la pertinence de notre modèle d'éprouvette avec talons, nous avons choisi d'initier cette démarche numérique au travers d'un modèle d'éprouvette $[0_3,90_3]_S$. Il est constitué d'un empilement de 12 plis (à l'équivalent des 12 plis figurants sur son homologue expérimental). Les renforts des 3 premiers plis sont alignés suivant l'axe X de l'éprouvette, les 3 suivants selon l'axe Y, tandis que les plis 7 à 9 et 10 à 12, sont construits par symétrie. La géométrie de chaque maille est de forme cubique et de taille constante, ce qui permet d'obtenir un maillage régulier comme l'illustre la figure 4.4.

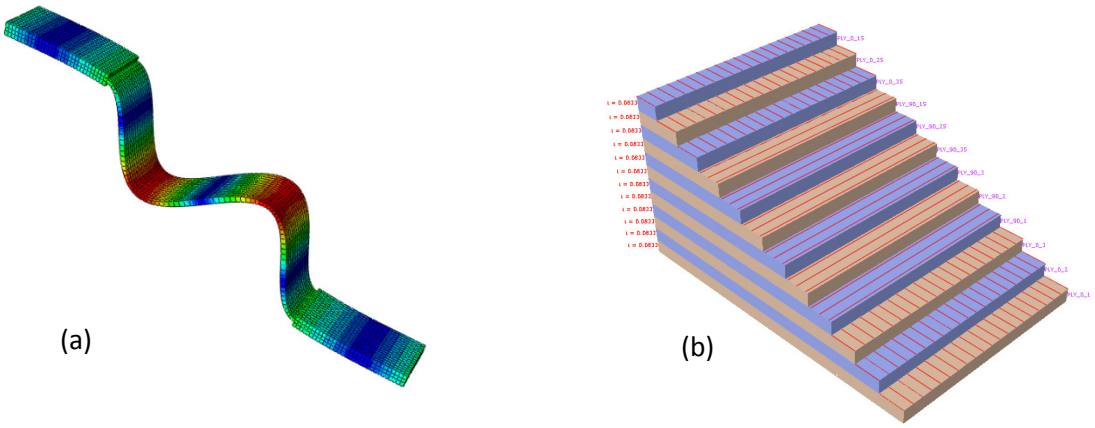


Figure 4.4 *– (a) Illustration de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ « complète » et (b) de sa représentation sous la forme d'un empilement constitué de 12 plis, avec un comportement homogénéisé.*

Les talons sont quant à eux liés à l'éprouvette par la mise en commun de leurs nœuds respectifs, aux 4 interfaces « éprouvette/talon ». Cette éprouvette numérique est alors comparée à son homologue

expérimentale (préalablement caractérisée à l'état sain en « libre-libre »), dont les conditions de prélèvement, de collage des talons et de rectification ont fait l'objet d'une attention particulière. Ainsi, après ajustement de l'épaisseur du corps de l'éprouvette numérique, l'écart de masse entre ces 2 éprouvettes est inférieur à 1%. Cela conduit, en comparant les fréquences de résonance de chaque mode, à des écarts fréquentiels <0,5% pour les modes de flexion et <2% pour les modes de torsion. Bien qu'il soit encore possible de minimiser ces écarts en faisant varier l'épaisseur de l'éprouvette de 0,02 mm, nous n'en ferons rien puisque nous nous sommes interdits d'agir sur cette grandeur physique en deçà de 0,05 mm.
Ces résultats semblent donc prometteurs, mais il reste un dernier point, qui pourrait s'apparenter aux conditions d'encastrement, et ce malgré le fait que nos caractérisations physiques et numériques s'effectuent, jusqu'à présent, en « libre-libre ». En effet, puisqu'il est fait mention de talons pour assurer « une bonne exécution » des essais de traction, bon nombre d'articles font référence, et à juste titre, à la décohésion de l'interface entre les talons et le corps de l'éprouvette au fur et à mesure des chargements. Il paraît donc judicieux de s'attarder sur ce phénomène parasite, puisqu'il pourrait conduire à une estimation erronée du critère de santé et par conséquent être à l'origine d'une erreur de jugement.

Pour se convaincre de la pertinence de notre critère de santé à l'égard de ce phénomène, l'idée consiste à initier cette phase de décohésion en partant des angles, puis de l'étendre d'un bout à l'autre des talons (dans la largeur de l'éprouvette) avec un incrément de profondeur d'une maille (soit environ 1,6 mm), l'équivalent de l'épaisseur de l'éprouvette, pour finalement aboutir à deux mailles (soit environ 3,3 mm). Pour cela, les nœuds des éléments concernés sont dédoublés de manière à ce que ces 2 sous-ensembles puissent agir indépendamment l'un de l'autre comme l'illustre la figure 4.5.

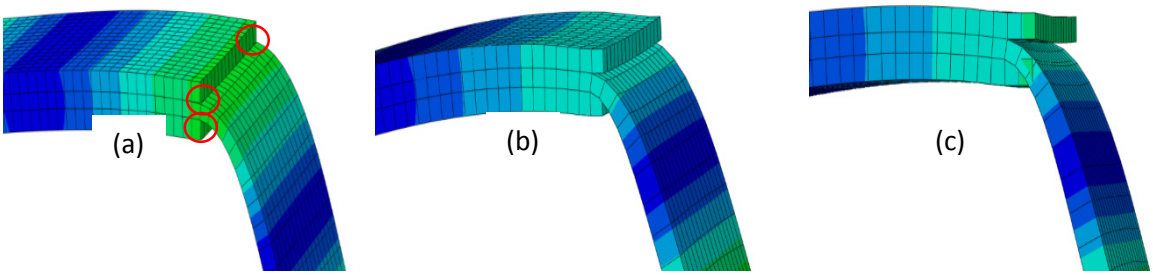


Figure 4.5 *– Illustration du décollement des talons (a) aux 4 coins, (b) sur toute leur largeur avec un incrément de profondeur d'une maille, (c) puis de 2 mailles.*

L'objectif consiste alors à comparer, pour chaque configuration, l'évolution des f_R (fréquence de résonnance) associées aux harmoniques des modes de flexion et de torsion, en prenant comme valeurs de référence leur f_R en configuration « sans décollement de talons ». Cela permet de caractériser l'écart relatif en fréquence de chacun de ces modes en fonction de leurs harmoniques (figure 4.6). Les courbes en traits pleins représentent l'évolution des harmoniques de flexion (F_1, F_2, F_3, F_4, F_5, F_6 et F_7) et les courbes en traits pointillés correspondent aux harmoniques de torsion (T_1, T_2, T_3, T_4 et T_5).

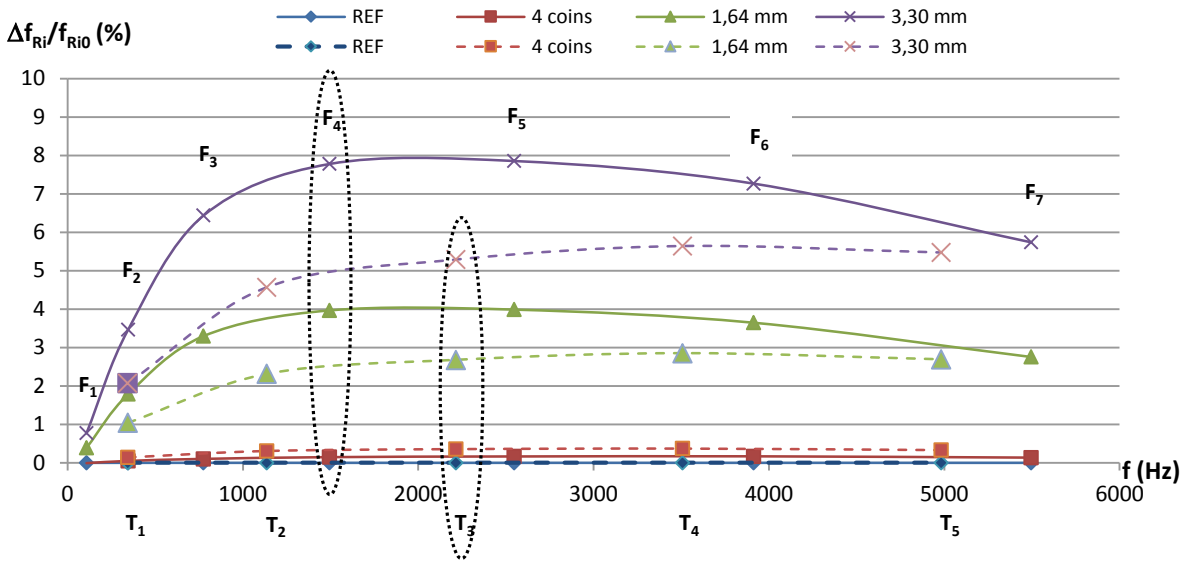


Figure 4.6 *– Evolution des fR associées aux harmoniques des modes de flexion (traits pleins) et de torsion (traits pointillés) en fonction de l'état de décohésion de l'interface talons/éprouvette.*

Ainsi, dès que cette décohésion atteint une profondeur de l'ordre de 1,65 mm, on observe des variations de f_R de l'ordre de 4 % pour les modes de flexion F_4, F_5, F_6 et de l'ordre de 2,5 % pour les modes de torsion T_2, T_3, T_4. Dans le cas d'une comparaison mode-à-mode, ce phénomène revêt un caractère préoccupant quant à notre capacité de distinguer une décohésion avérée des talons, de la nature des dégradations que nous cherchons à détecter.

En revanche, si on s'intéresse à caractériser la sensibilité du critère de santé à l'apparition de ce phénomène, le constat est tout autre (figure 4.7).

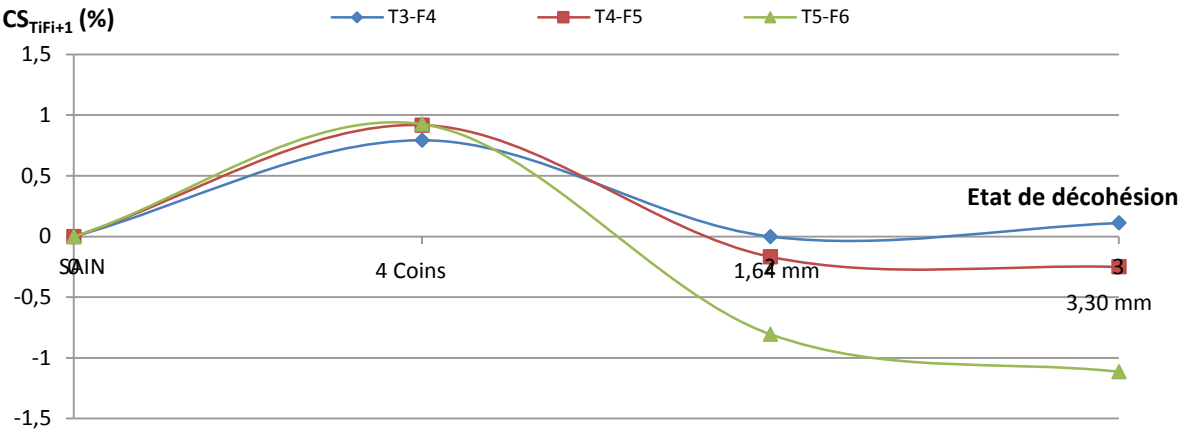


Figure 4.7 *– Evolution des couple « TiFi+1 » en fonction de l'état de décollement des talons.*

En effet, ces résultats illustrent la **pertinence du critère de santé** dans la mesure où sa sensibilité **au décollement des talons** reste faible (<1%).Toutefois, il est important de noter que cette représentation numérique du décollement des talons n'est certainement pas l'exact reflet de la réalité puisqu'ils restent physiquement au contact du corps de l'éprouvette lors des différentes caratérisations modales physiques. Il n'est donc pas impensable que ce phénomène soit de moindre importance sur l'éprouvette physique, même si nous ne sommes pas en mesure de le prouver.

De plus, il est important de rappeler que ce critère de santé a pour vocation de transcrire l'état de santé d'une structure **en conditions réelles d'encastrement**, ce qui, à l'échelle de l'éprouvette, revient à la maintenir *encastrée* à chacune de ses extrémités (par l'intermédiaire de ses talons). Il y a donc fort à penser que l'impact de ce phénomène, sur l'évolution du comportement modal de l'éprouvette, soit négligeable voire imperceptible au regard des multiples dégradations qui vont prendre naissance au cours des sollicitations.

En conclusion, ce maillage initial relativement simple a permis de quantifier un certain nombre de paramètres nécessaires à la bonne élaboration d'une éprouvette numérique en composite constituée de plis UD, d'apprécier la non prise en compte d'éventuels défauts présents dans l'éprouvette physique, et de définir la capacité du critère de santé à minimiser l'interaction du décollement des talons sur le comportement modal de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$.
Mais bien que la géométrie de ces éléments hexaédriques épouse au mieux les contours de ces éprouvettes, ils ne permettent pas de rendre compte, avec fidélité, des phénomènes de flexion et de torsion, ce qui tend à augmenter artificiellement la rigidité du modèle, d'où l'intérêt de représenter chaque pli avec un nombre d'élément conséquent (tant dans le plan que dans l'épaisseur). Il est par conséquent indispensable d'identifier le modèle optimal pour chaque dégradation, de manière à ce que le critère de santé numérique soit indépendant du maillage. L'idée consiste dès lors à **mettre en œuvre une démarche constructive de modélisation, qui doit permettre d'obtenir**, in fine, **la représentation optimale des éprouvettes, à moindre coûts**. Pour cela, différents modèles sont élaborés, du plus simple au plus complexe, afin d'identifier la modélisation nécessaire et suffisante pour rendre compte d'un maximum de résultats expérimentaux observés dès l'échelle mésoscopique (pas de représentation des dégradations microscopiques). Les limites de chaque modélisation y sont également abordées.

4.2.2 Modèle homogénéisé :

Comme nous venons de l'évoquer, il faut à présent définir un maillage qui soit en adéquation avec la représentativité des dégradations que nous souhaitons prendre en compte, aux échelles mésoscopique voire macroscopique, sans qu'il n'interagisse sur le comportement modal des éprouvettes à l'état sain. Cela nécessite donc la mise en œuvre d'un maillage suffisamment dense pour que les fissures intralaminaires et interlaminaires puissent s'exprimer librement d'une part et qu'il soit possible d'accéder aux déformées modales des modes propres jusqu'à 6kHz d'autre part, tout en conservant des temps de calcul acceptables (de l'ordre de 5 à 6 heures). Cette étape est primordiale puisqu'elle doit conduire, au travers d'une étude de convergence, à identifier la taille du modèle, donc à spécifier le nombre d'élément/pli, où la taille de chaque maille/pli doit être en accord avec un critère de qualité Abaqus (« Aspect ratio ») fondé sur le rapport « plus grande cote/plus petite cote » de l'élément choisi, et dont le résultat doit être idéalement <10.

Pour initier cette étude de convergence, le modèle retenu sous ABAQUS est un **modèle de comportement homogénéisé dans l'épaisseur,** et représenté par le terme de « stack ». Les plis sont agencés sous forme de « stacks », où le nombre d'éléments n'est pas corrélé au nombre de plis. Trois configurations de modèles sont ainsi comparées :

- l'empilement complet est intégré pour être représenté par un seul élément (figure 4.8a);
- chaque empilement de plis UD de même orientation est représenté par un seul élément (soit 4 éléments pour l'empilement complet) comme l'illustre la figure 4.8b;
- Chaque pli UD est représenté par un élément (soit 12 éléments pour l'empilement complet) comme l'illustre la figure 4.8c.

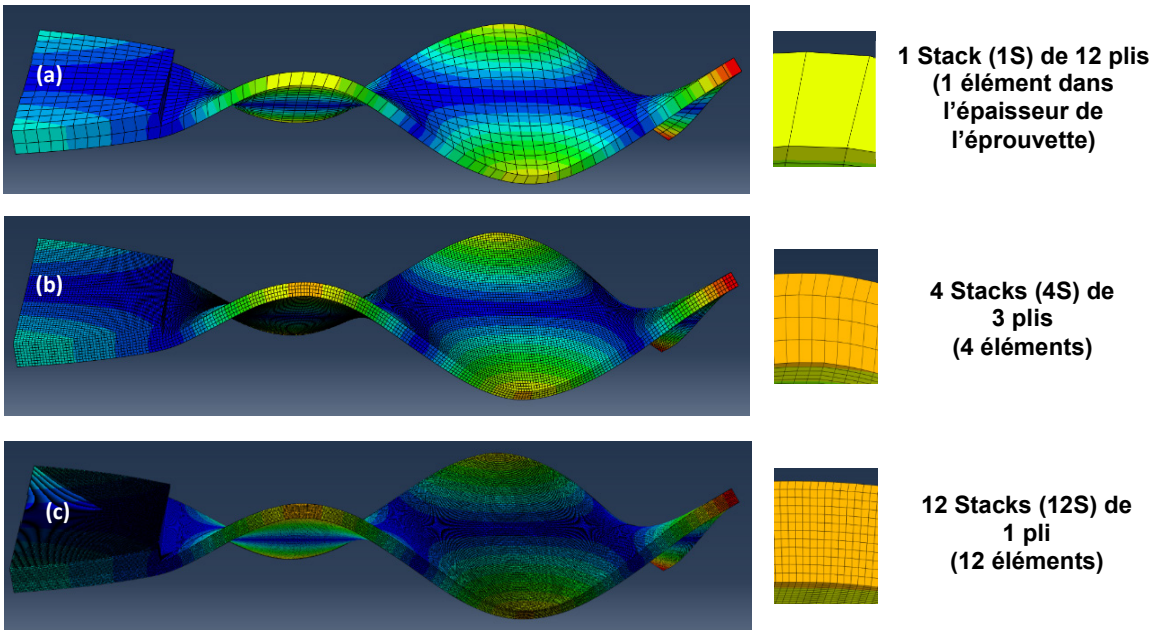


Figure 4.8 *– Illustration du composite $[0_3,90_3]_S$ sous forme de stacks.*

Toutes discrétisations dans l'épaisseur sont a priori envisageables, mais celles qui respectent les empilements des plis UD (figures 4.8b et 4.8c) pourraient permettre d'attribuer le comportement des plis UD aux éléments au lieu du comportement homogénéisé de l'empilement. C'est donc pour cette raison que nous avons fait le choix de représenter l'empilement complet à partir de 4 puis de 12 éléments, de manière à comparer ce type de modèle homogénéisé à un modèle discrétisé, où chaque pli (ou chaque empilement de plis UD) est représenté séparément avec un matériau et une orientation spécifique.

Nous observons alors l'évolution de la fréquence de résonance de chaque mode (torsion et flexion) en fonction du nombre d'éléments présent dans le modèle (maillage régulier), en partant du principe que le rapport « nombre d'éléments/temps de calcul » est optimal lorsque ces f_R atteignent un seuil de convergence. Ce qui semble être le cas lorsque le modèle est constitué de 12 stacks (ou 12S). Aussi, pour simplifier cette représentation, nous prenons comme référence les f_R associées aux 3 premiers modes de flexion et de torsion de cette configuration 12S, que nous comparons à leurs homologues respectifs en configuration 1S et 4S. Ceci permet d'obtenir l'écart relatif en fréquence de chacun de ces modes/configuration en fonction du temps de calcul (figure 4.9).

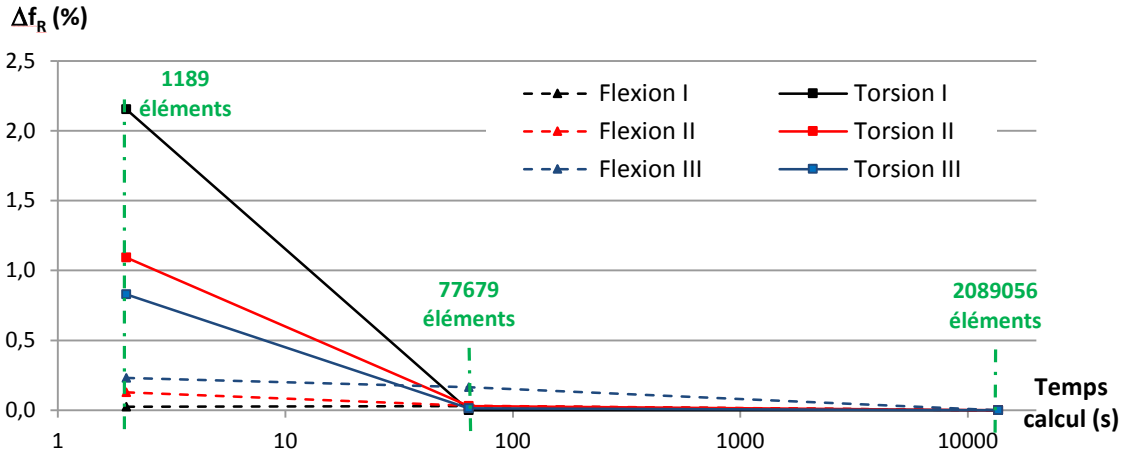


Figure 4.9 *– Etude de convergence associée aux 3 premiers modes de flexion et de torsion.*

Ces résultats montrent que l'élaboration d'un maillage à l'aide de 77679 éléments, soit 4 stacks (ou 4S), suffit à décrire convenablement le comportement modal de l'éprouvette à l'état sain. En effet, les écarts fréquentiels obtenus entre les configurations 4S et 12S (considérée comme référente) n'excèdent guère 0,2%, et ce pour chacun des modes considérés. A cela s'ajoute un temps de calcul optimal puisqu'il existe un facteur 100 entre ces 2 configurations.

Dans ces conditions, cette éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ saine s'apparente donc très fortement à son homologue physique, avec une densité de maillage telle, que l'estimation de la base modale est indépendante du maillage.

C'est donc à partir de ce modèle d'éprouvette simple que nous allons caractériser la pertinence du critère de santé à diagnostiquer l'apparition et la propagation des fissures transversales en fonction de la chute de rigidité des modules d'Young E_1 et de cisaillement G_{12} dans les plis à 90°.

Mais cette approche n'est pas la seule envisagée. En effet, il n'est pas certain que les seules variations de ces modules permettent d'aboutir à un critère de santé numérique qui soit comparable au critère de santé physique. D'où l'idée d'insérer ces dégradations au sein du modèle numérique, en lieu et en nombre de celles observées sur son homologue physique.

4.2.3 Modèle raffiné d'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ dédié à l'insertion de fissures transversales

Il existe une autre manière d'envisager cette modélisation, et qui consiste à décrire géométriquement les fissures observées expérimentalement. Pour cela, il devient nécessaire de conceptualiser la représentation d'une fissure transversale afin d'**élaborer un maillage suffisamment raffiné au regard de la taille de ces fissures intralaminaires**, principalement au niveau des plis à 90°. Ainsi, plus le nombre d'éléments présents dans l'épaisseur des plis à 90° sera élevé, meilleure sera la description du comportement modal de l'éprouvette numérique en présence de cette dégradation, mais avec un risque important de tendre vers des temps de calculs importants voire rédhibitoires. A ce titre, les calculs sont effectués sur serveur de calcul multiprocesseur à 24 CPU avec le logiciel ABAQUS. Le temps de calcul retenu pour la comparaison est le temps CPU total qui peut être impacté par la méthode de découpage entre processeur. Ce choix est retenu pour être représentatif des configurations de calculs industrielles utilisées au sein du groupe PSA. Quoi qu'il en soit, il est indispensable, avant de les insérer physiquement au sein de l'éprouvette numérique (§4.2.5), d'étudier

la convergence du maillage de l'éprouvette saine pour d'une part comparer les résultats avec le modèle homogénéisé précédent, et d'autre part identifier les limites de cette nouvelle modélisation. Dès lors, ce modèle n'est plus représenté sous forme de stacks mais véritablement en fonction d'un nombre d'éléments par pli ou par groupe de plis (figure 4.10), suffisamment bien défini pour que le comportement modal de l'éprouvette soit indépendant du maillage qui le constitue, et que la représentativité de cette dégradation soit proche de la réalité.

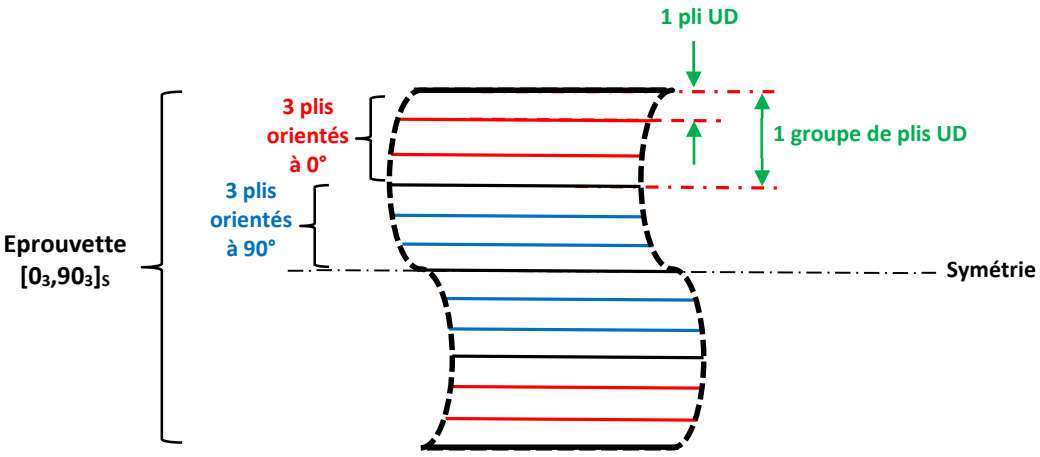


Figure 4.10 *– Illustration d'un groupe de plis UD associé au design d'éprouvette* $[0_3,90_3]_S$.

Pour ce faire, nous proposons d'étudier l'impact du nombre d'éléments/groupe de plis UD, ainsi que celui de la taille de maille (tableau 4.3).

Tableau 4.3 *- Illustration de l'évolution des paramètres géométriques des éléments présents dans les plis à 0° et 90°.*

Nbre d'élts /P 0°		3	3	3	6	6	1	3	3	3	3
Nbre d'élts /P 90°		3	3	3	6	6	3	6	9	12	18
Désignation		4x(3) élts	4x(3) élts	4x(3) élts	4x(6) élts	2x(6)+2(x6) élts	2(x1)+2(x3) élts	2x(3)+2(x6) élts	2x(3)+2(x9) élts	2x(3)+2(x12) élts	2x(3)+2(x18) élts
Cub/nCub		Cub	nCub	nCub	nCub	nCub	nCub	nCub	nCub	nCub	nCub
Côtes (mm)	X, Y	0,13	0,40	0,20	0,13 + 0,06	0,4	0,13	0,4	0,4	0,4	0,4
	Z	0,13	0,13	0,13	0,06	0,07	0,4 + 0,13	0,133 + 0,066	0,133 + 0,044	0,133 + 0,033	0,133 + 0,022
Nbre d'éléments/axe	X	975	325	650	975	365	975	365	365	365	365
	Y	187	62	125	375	62	187	62	62	62	62
	Z	12	12	12	24	24	8	18	24	30	42
Nbre d'éléments total		2,E+06	2,E+05	1,E+06	9,E+06	5,E+05	1,E+06	4,E+05	5,E+05	7,E+05	1,E+06
Aspect Ratio		1	3,1	1,5	2,2	6,1	3,1	6,1	9,1	12,1	18,2
			Groupe 1			Groupe 2	Groupe 1	Groupe 2/Groupe 3	Groupe 3		

Pour informations :

- « **Désignation** » : représente le « **Nbre d'éléments** » selon l'axe Z de l'éprouvette (donc dans l'épaisseur) et s'exprime en multipliant le nombre de groupe de plis identiques (ou non) par le nombre d'élément/groupe de plis.

- « **Cub/nCub** » : décrit la géométrie de la maille, soit « Cub » pour cubique (ou régulière) et « nCub » pour non cubique. Il s'articule autour de l'item « **Cotes** » qui spécifie les dimensions (X, Y, Z en mm) de la maille.

A titre d'exemples :

4x(3) élts : 4 groupes de plis (2 groupes de plis à 0° et 2 groupes de plis à 90°) constitués chacun de 3 éléments dans l'épaisseur/groupe de plis.

2x(3) + 2x(12) élts : 2 groupes de plis orientés à 0° et constitués de 3 éléments/groupe de plis puis 2 groupes de plis orientés à 90° et constitués de 12 éléments/stack.

C'est donc au travers de ces différentes configurations de maillage (figure 4.11) que sont identifiés les paramètres optimaux nécessaires à l'étude de la fissuration transversale des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$.

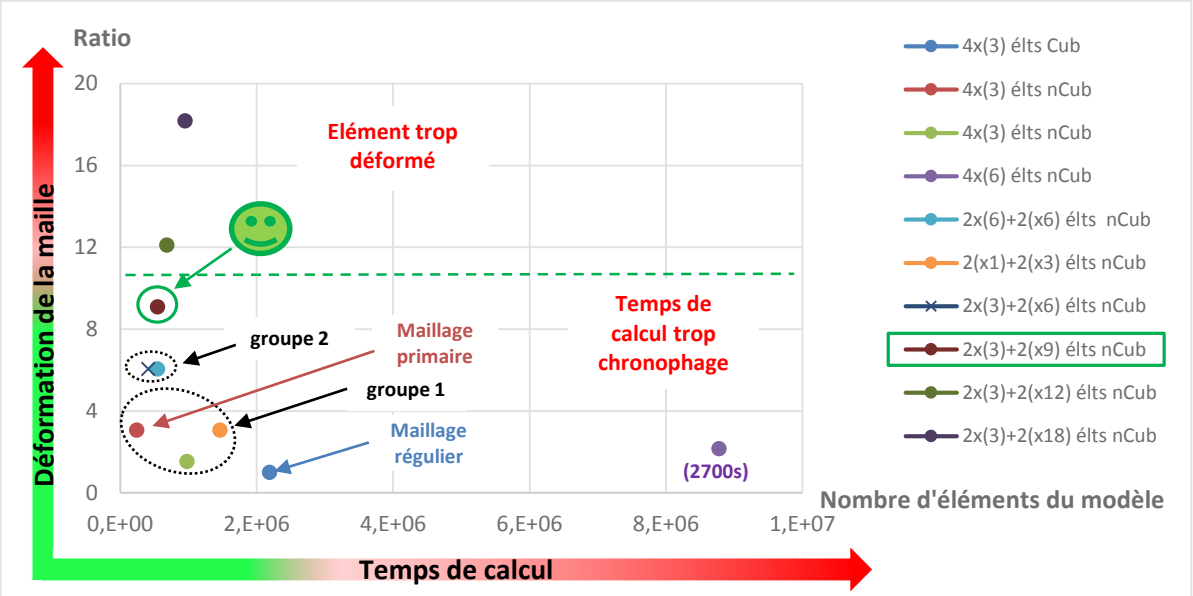


Figure 4.11 *– Etude de convergence associée à la fissuration intralaminaire.*

Cette étude de convergence nous amène à statuer sur le fait que :

- les maillages représentatifs du Groupe 1 pourraient être de bons candidats, mais ils ne permettent pas de décrire la fissuration transversale avec suffisamment de finesse.
- les maillages associés au Groupe 2 se révèlent plus pertinents quant à cet aspect, et mettent également en exergue le fait qu'il n'est pas nécessaire d'accroitre le nombre d'élément de chaque groupe de plis à 0° au-delà de 3.
- Enfin, le nombre d'éléments/pli orienté 90° peut être de 2, 3 ,4 ou 6, mais au regard de la figure 4.11, seules les représentations à 2 ou 3 éléments/pli_90° semblent appropriées.

Leur Aspect Ratio est inférieur à 10, pour un temps de calcul identique de 300s environ. Ainsi, nous choisissons de décrire ces plis à l'aide de 3 éléments/pli_90°, d'où la configuration de maillage retenue : « 2(x3)+2(x9) élts », soit 18 éléments dans l'épaisseur de l'éprouvette pour décrire les plis à 90° (figure 4.12).

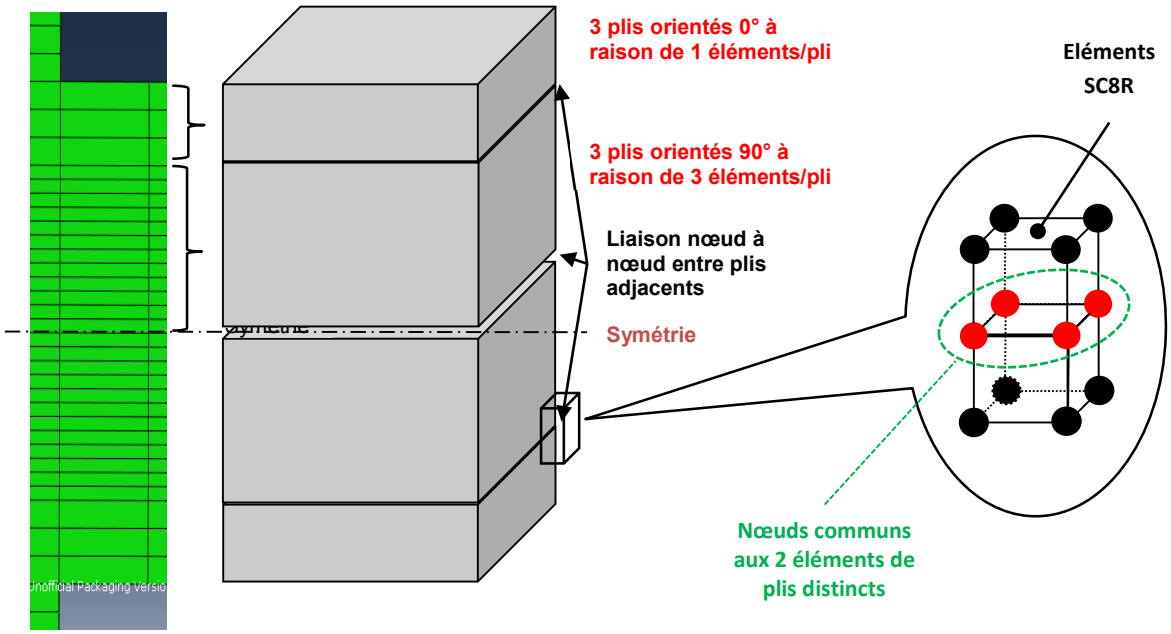


Figure 4.12 *– Illustration du maillage associé aux éprouvettes numériques [03,903]S.*

Avec cette représentation, la liaison entre deux plis est alors considérée comme une interface « parfaite » au sens d'HADAMARD, ce qui signifie que 2 nœuds positionnés en vis-à-vis, à la frontière de deux plis adjacents (n et n-1), ne forment plus qu'un et un seul nœud. Par conséquent, les déplacements et les forces normales à chaque nœud de cette interface sont transmis intégralement.
Ce maillage numérique (figure 4.12) est donc représentatif des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ saines, au sein duquel nous pourrons insérer les fissures transversales observées lors des essais mécaniques. Ceci fait, il nous faut réitérer ce travail de manière à construire une nouvelle éprouvette numérique qui soit en mesure d'illustrer les multiples dégradations observables sur son homologue expérimentale $[0_2,45,-45,90_2]_S$ et ainsi prendre en considération la fissuration interlaminaire (ou délaminage).

4.2.4 Modèle raffiné d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$ dédié à l'insertion de fissures intralaminaires et interlaminaires :

L'exercice est bien plus complexe que précédemment, puisque ce nouvel agencement de plis $[0_2,45,-45,90_2]_S$ fait apparaître une nouvelle dégradation, la fissuration interlaminaire (ou délaminage), sous la forme d'une fissure horizontale observable sur les éprouvettes expérimentales à l'interface des plis (90,-45) et (-45,+45).

Il faut donc élaborer une nouvelle stratégie de maillage, de manière à :

- ne pas rigidifier artificiellement les plis à 0°, +45° et -45°, ce qui revient à définir une taille de maille et un nombre d'élément dans l'épaisseur du pli qui soient en adéquation avec la plus petite longueur d'onde observable, sans perdre de vue l'aspect chronophage d'un maillage trop dense ;
- favoriser l'insertion de fissures interlaminaires, sans créer de singularité à l'aplomb des fissures transversales ;

- offrir une représentation de cette fissuration interlaminaire en bord d'éprouvette qui soit en accord avec celles observées sur l'éprouvette physique (d'aspect semi-elliptique) ;
- garantir l'insertion de fissures intralaminaires dans les plis à 90°, tel que précédemment, ainsi qu'à -45°.

Plusieurs représentations de ces interfaces interlaminaires sont alors possibles, en utilisant :

1 – des **interfaces parfaites** (comme utilisées précédemment), mais elles posent 2 problèmes. Elles imposent que la discrétisation de la surface se propage dans l'épaisseur de chaque pli, ce qui rend impossible l'utilisation simultanée d'un maillage régulier dans les plis sains et d'un maillage surfacique adapté à la forme des fissures intralaminaires d'une part, et que l'éprouvette soit maillée d'une seule pièce, ce qui limite le nombre maximal de nœud du modèle d'autre part.

2 – des **liaisons cinématiques**, mais, avec des orientations contigües différentes (-45/90 par exemple), le logiciel ABAQUS induit une raideur infinie dans la liaison parce qu'il ne sait pas gérer en même temps la relation entre les directions matérielles et géométriques d'un côté, et la liaison cinématique entre les plis de l'autre.

3 – des **éléments cohésifs** qui représentent géométriquement l'interface (ici d'épaisseur nulle) avec des éléments spécifiques. C'est cette représentation qui est retenue ici car c'est la moins contraignante et la plus efficace pour répondre à notre problématique. Elle permet également d'attribuer à l'interface un comportement matériau spécifique, tel que le comportement isotrope de notre résine époxy afin de supprimer l'interaction entre orientation matérielle et liaison cinématique qu'ABAQUS ne sait pas gérer correctement.

En conséquence, chacun des plis de l'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$ reste constitué d'éléments hexaédriques de type Continuum Shell (SC8R), et nous insérons entre 2 plis adjacents, dont l'orientation des renforts diffère, une interface constituée d'éléments cohésifs. Mais pour pouvoir utiliser des maillages non coïncidents entre les plis et les interfaces, une liaison cinématique (de type « Tie » sous ABAQUS) est nécessaire. Les nœuds de la surface esclave voient leur cinématique imposée par la projection linéaire de celle des nœuds maitres. Le maillage de l'interface pourra ainsi rendre compte de la forme des fissures interlaminaires sans affecter le maillage des plis. Les éléments cohésifs ont par ailleurs la particularité d'autoriser un volume élémentaire nul mais aussi de proposer une formulation du comportement dans un repère local orienté par la direction de l'épaisseur (qui peut être nulle), ce qui les rend particulièrement adaptés pour la représentation d'une interface. Par contre, cette formulation impose que la surface esclave de la liaison cinématique soit forcément celle des éléments cohésifs. En conséquence, il est préférable d'avoir, pour la stabilité numérique du modèle, un maillage de l'interface plus fin que celui du pli au niveau de leurs surfaces antagonistes.

C'est donc muni de cette représentation et d'une densité de maillage de l'interface égale à 3 fois celle de chaque pli, qu'il devient possible de représenter la fissuration interlaminaire en bord d'éprouvette entre les plis (90,-45) et (-45,45), de manière plus réaliste d'une part, et sans craindre l'apparition d'une singularité à l'aplomb d'une fissure transversale d'autre part.

En effet, lorsqu'une fissure intralaminaire est installée, on observe l'apparition d'une fissure interlaminaire en front de fissure, ce qui, du point de vue de la modélisation, crée une singularité en ce point, empêchant ainsi le calcul d'aboutir. La présence de cette interface permet, entre autre, de contourner cette difficulté. Le maillage ainsi constitué est représenté figure 4.13.

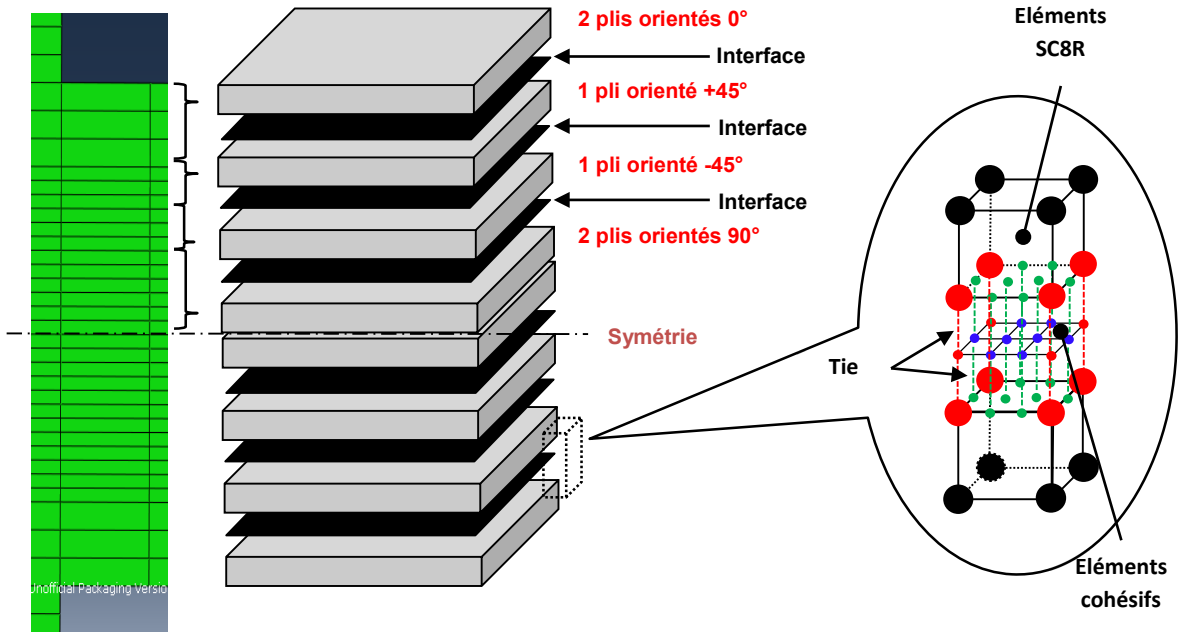


Figure 4.13 *– Illustration du maillage associé aux éprouvettes numériques $[0_2,45,-45,90_2]_S$.*

La constitution du maillage étant à présent figée, il reste à définir le nombre d'éléments/pli ainsi que leur taille de maille, de manière à ce que le comportement modal des éprouvettes ne soit pas influencé par le maillage.

Pour cela, nous prenons le parti de réduire le nombre d'éléments pour l'ensemble des plis à 90° de 18 à 12 éléments, au regard des résultats de la figure 4.11. L'ouverture des fissures transversales sera donc un peu moins bien décrite, mais ne présentera pas de réelle interaction sur l'évolution des modes propres. Ce compromis entre précision et coût de calcul doit permettre d'augmenter la densité de maillage dans les autres plis (0°, 45° et -45°) sans altérer la durée de calcul outre mesure.

Quatre tailles de maille surfacique sont alors envisagées, 0.4 x 0.4 mm^2, 0.3 x 0.3 mm^2, 0.25 x 0.25 mm^2 et 0.2 x 0.2 mm^2 comme l'illustre la figure 4.14.

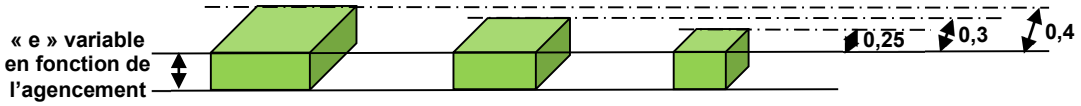


Figure 4.14 *– Représentation de l'évolution des tailles de maille envisagées pour le maillage des éprouvettes $[0_2,45,-45,90_2]_S$.*

L'épaisseur de chaque maille est ajustée en fonction du nombre d'éléments/pli, ce qui conditionne le critère d'aspect des éléments fondé sur l'aspect ratio. L'étude de convergence attenante à ces divers maillages est représentée à la figure 4.15. A titre d'exemple, la configuration « 5556 : 0,3 x 0,3 mm » correspond à 5 éléments dans l'épaisseur des plis à 0°, 5 éléments dans l'épaisseur des plis à 45°, 5 éléments dans l'épaisseur des plis à -45°, 6 éléments dans l'épaisseur des plis à 90° avec une taille de maille surfacique de 0,3 x 0,3 mm^2.

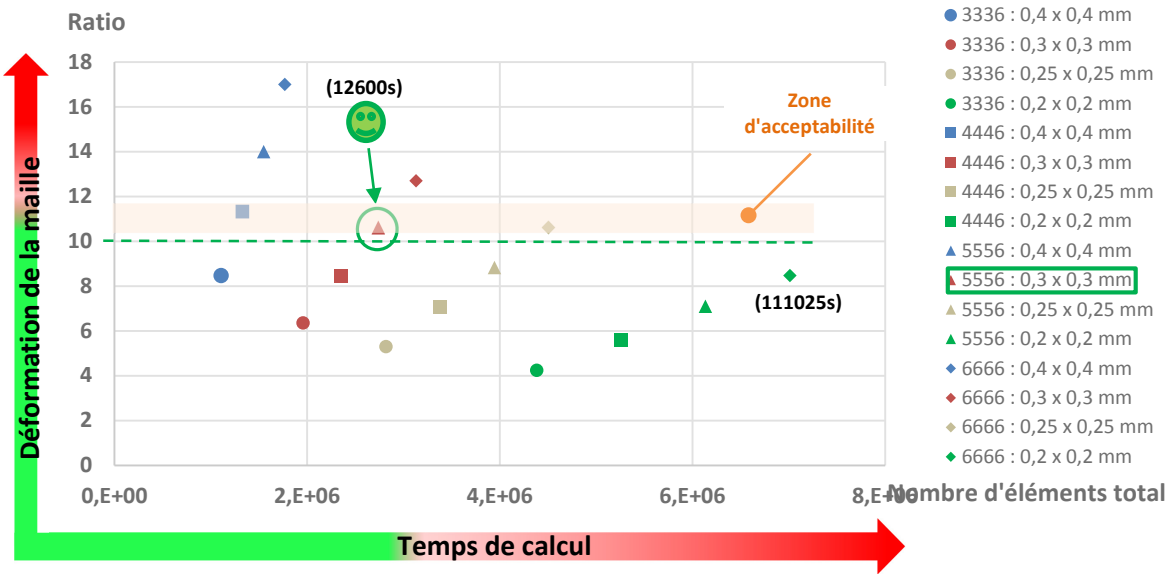
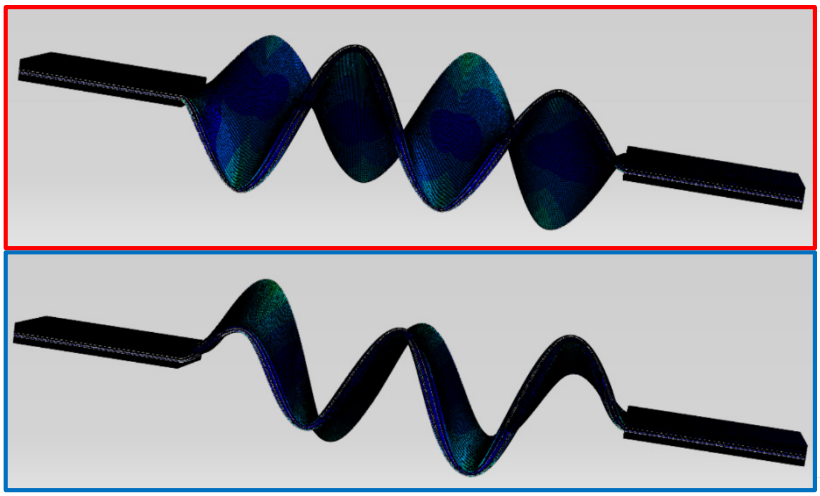


Figure 4.15 *- Etude de convergence associée aux différents maillages d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$. La zone d'acceptabilité des modèles est fondée sur l'aspect ratio maximal, un nombre maximal (taille du modèle) et minimal (déformée modale) d'éléments.*

Au regard du ratio, du temps de calcul et du fait qu'il faille un maximum d'élément/pli pour décrire les déformées modale à si haute fréquence, le maillage identifié par « 5556 » et constitué d'une taille de maille de 0,3 x 0,3 mm^2 est le mieux adapté pour représenter les éprouvettes $[0_2,45,-45,90_2]_S$. Dans ces conditions, l'évolution des modes propres de cette éprouvette numérique ne devrait pas être tributaire, de manière significative, du maillage.

Enfin, Il est important d'apporter des garanties quant à l'interaction de ces interfaces sur le comportement modal de l'éprouvette numérique saine. Pour cela, nous comparons les f_R de chacun des modes obtenues en configuration « sans interface » à celles obtenues en configuration « avec interface » (figure 4.16).



	f_R à l'état sain (Hz)	
Désignation des modes	Sans interfaces	Avec interfaces
Flexion 1	438,6	439,3
Torsion 1	1165,0	1164,6
Flexion 2	1206,4	1206,9
Flexion 3	2360,9	2361,0
Torsion 2	2454,5	2451,2
Flexion 4	3893,3	3890,9
Torsion 3	3959,6	3951,7
Flexion DP 1	4406,1	4405,1
Torsion 4	5731,4	5709,3
Flexion 5	5885,1	5883,3

Figure 4.16 *– Cohérence du comportement modal de l'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$. avec et sans interface.*

Cette étude préliminaire démontre que plusieurs modélisations équivalentes de notre éprouvette existent, avec des résultats satisfaisants concernant le comportement modal de l'éprouvette saine. Nous en avons retenu 3, de complexité progressive, qui vont nous permettre d'étudier l'influence des différents endommagements observés expérimentalement sur notre critère de santé. Nous verrons dans la suite que chacune de ces modélisations représentent un modèle suffisant lorsqu'on limite les endommagements modélisés avec le meilleur compromis pertinence /complexité du modèle.
Un premier modèle, dont l'architecture doit permettre de comprendre l'évolution du comportement modal de l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ en fonction des variations des modules d'élasticité E_{11} et de cisaillement G_{12} des plis orientés à 90°, significatives de l'apparition et de la progression des fissures transversales. Un second, propice à l'insertion de ces dégradations au sein de cette configuration d'éprouvette puis un troisième dédié à l'insertion de fissures intralaminaires et interlaminaires au sein d'une éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$. Fort de ces 3 modèles d'éprouvette à l'état sain, il nous reste à présent à décrire la manière dont vont être représentées ces dégradations.

4.2.5 Modélisation des dégradations associées aux fissurations intralaminaire et interlaminaire

Comme nous l'avons évoqué au début de ce chapitre, 2 pistes sont envisagées. La première consiste à faire varier les modules d'élasticité E_1 et de cisaillement G_{12} des plis orientés à 90° du modèle simplifié pour apprécier l'évolution des modes propres d'une éprouvette $[0_3,90_3]_S$. La seconde, de loin la plus complexe à mettre en œuvre, consiste à insérer au sein des 2 autres modèles, des fissures intralaminaires et interlaminaires à l'identique de celles observables sur leurs homologues physiques respectifs. Mais quelle que soit la solution envisagée, l'objectif est de quantifier la pertinence du Critère de Santé Numérique (CS_{NUM}) au regard du Critère de Santé Physique (CS_{PHYS}). Initions donc cette démarche à l'aide du maillage simplifié.

- Par une chute de rigidité

Afin d'explorer cette piste en toute quiétude, sans ajouter de facteurs influents non maîtrisés comme les conditions d'encastrement par exemple, il est préférable de repartir des essais menés en « libre-libre » sur les éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ (figures 2.28c et 2.28d). L'objectif consiste à faire varier, au sein de l'éprouvette numérique, les modules d'élasticité E_1 et de cisaillement G_{12} des plis orientés à 90°, de manière à ce que les f_R de ses modes soient comparables à celles des modes de l'éprouvette physique. Cette démarche est appliquée pour chaque état de dégradation observées soit 1, 7, 66, 88 et 108 fissures. Ce qui revient à dire que :

$$\Delta f_{R_i(Experimental)}(p) \approx \Delta f_{R_i(Numérique)}(p) \qquad (3.1)$$

Avec,

$$\Delta f_{R_i(Experimental)}(p) = f_{R_i(Expérimental)}(p_{=0}) - f_{R_i(Expérimental)}(p)$$

$$\Delta f_{R_i(Numérique)}(p) = f_{R_i(Numérique)}(p_{=0}) - f_{R_i(Numérique)}(p)$$

Où « i » correspond à l'indice de l'harmonique du mode concerné, « p » représente le nombre de fissures observé sur éprouvette.

Dès que cette équivalence est atteinte, l'objectif consiste à apprécier l'évolution de la f_R relative numérique,

$$\frac{\Delta f_{R_i(Numérique)}(p)}{f_{R_i(Numérique)}(p_{=0})} = \frac{f_{R_i(Numérique)}(p_{=0}) - f_{R_i(Numérique)}(p)}{f_{R_i(Numérique)}(p_{=0})}$$

en fonction de la chute du module élastique équivalent E_1(fissuré)/E_1(sain). Les résultats ainsi obtenus sont représentés par les figures 4.17 et 4.18.

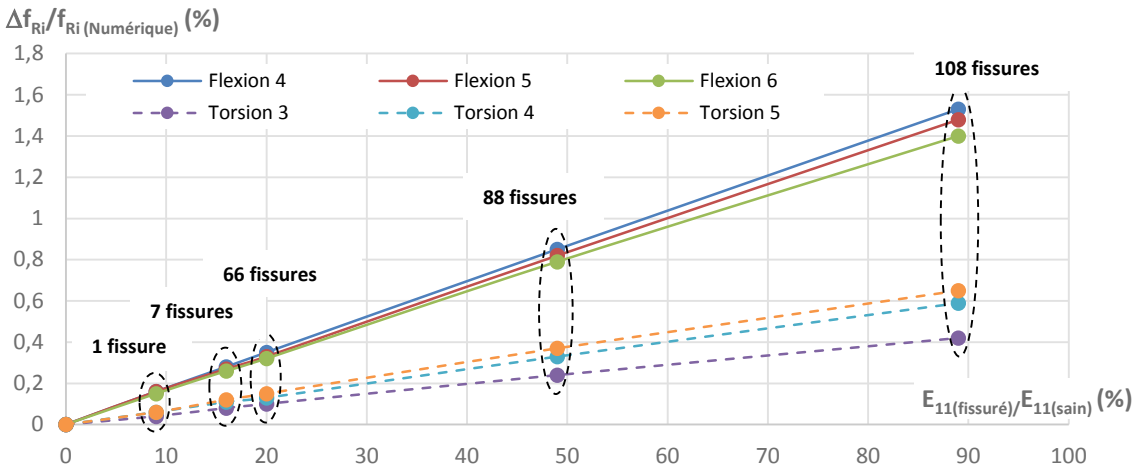


Figure 4.17 *– Illustration de la chute du module d'élasticité E_{11} des plis orientés à 90° de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ en fonction de la variation fréquentielle numérique de chaque mode aux différents stades de fissuration observés.*

Ces premiers résultats montrent qu'il est nécessaire de faire chuter le module d'élasticité E_1 des plis à 90° de manière drastique (quasiment 50%) pour rendre compte de l'apparition d'un grand nombre de fissures (dès 88 fissures). D'un point de vue général, on constate que les fréquences de résonance des modes de flexion évoluent 2,5 fois plus que celles des modes de torsion.

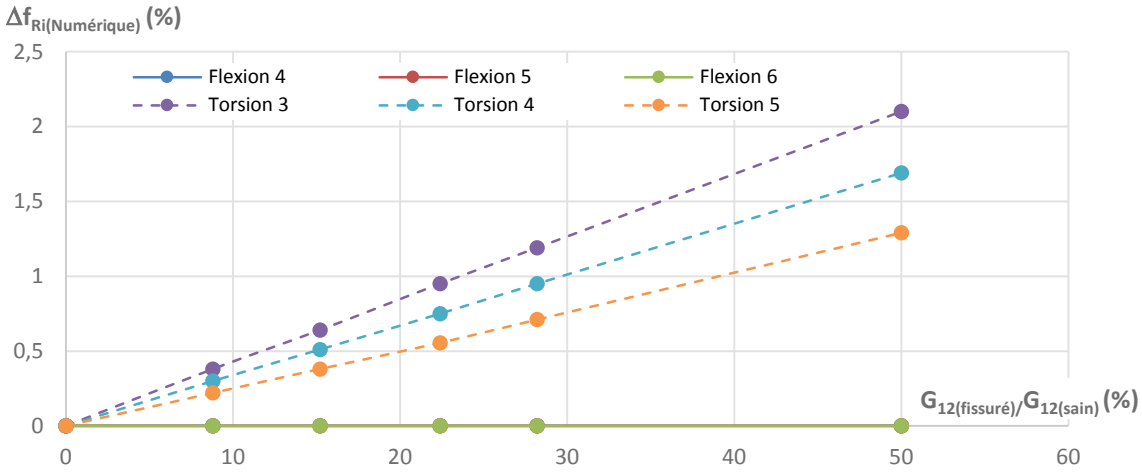


Figure 4.18 *– Illustration de la chute du module de cisaillement G12 des plis orientés à 90° de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ en fonction de la variation fréquentielle de chaque mode aux différents stades de fissuration observés.*

En revanche, lorsque l'on agit sur le module de cisaillement G_{12} des plis à 90° (figure 4.18), seules les f_R des modes de torsion évoluent. Par conséquent, pour obtenir un recalage numérique « optimal »

des modes de flexion et de torsion, il faut d'abord agir sur le module d'élasticité E_1 pour minimiser l'écart en fréquence des modes de flexion, puis sur leur module de cisaillement G_{12} pour affiner l'écart en fréquence des modes de torsion. Dès lors, il devient possible d'observer l'évolution du critère de santé numérique associée à l'apparition et au suivi des fissurations transversales (figure 4.19).

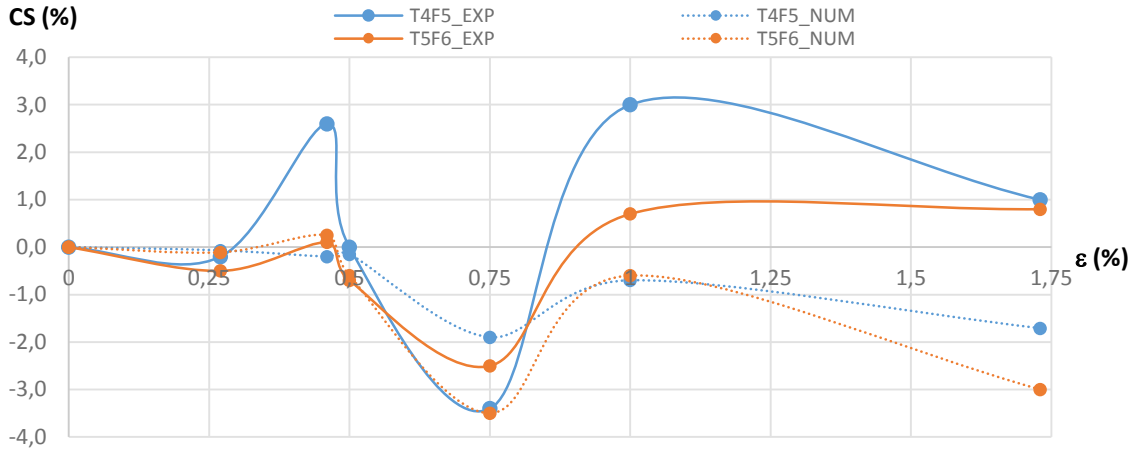


Figure 4.19 *– Comparaison des critères de santé numérique et physique associés aux couples de modes T_4F_5 et T_5F_6.*

Si l'on considère que l'éprouvette numérique est suffisamment représentative de celle expérimentale, aux erreurs d'état de surface et de matériau près, l'écart entre critères de santé numérique et physique devrait être faible, surtout à faible nombre de fissure puisque l'aspect « dégradation » à l'interface talon/composite n'existe pas ou très peu. Or, dès l'apparition de la première fissure (ε=0,45%), les critères de santé T_4F_5, numérique (NUM) et expérimental (EXP), diffèrent déjà de 3%. Au-delà de ce premier état de dégradation, leurs écarts d'amplitudes respectifs augmentent considérablement, bien que l'allure de leurs courbes (NUM vs EXP) se ressemblent. Au regard de ces premiers résultats, il paraît difficile de se contenter de cette approche, liée aux seules variations des modules d'élasticité E_1 et de cisaillement G_{12}, pour expliquer l'impact de la fissuration transversale sur l'évolution du comportement modal de l'éprouvette.

A cela s'ajoute un élément supplémentaire, bien plus important encore que ces écarts entre critères de santé numérique et physique, qui correspond au fait que nous ne sommes plus en mesure de faire varier les f_R des modes de l'éprouvette numérique à l'identique de celles des modes de l'éprouvette physique en agissant uniquement sur ces 2 modules, et ce, dès 1% de déformation.

Cette première approche ne convient donc pas, ce qui nous contraint à aborder l'impact de cette dégradation sous un autre angle, notamment en insérant physiquement ces fissures dans les plis à 90°.

- Par insertion de fissures intralaminaires

L'idée consiste alors à reproduire les fissures qui sont observables sur l'éprouvette physique. Cela revient, à l'issue de chaque cycle de charge/décharge, à quantifier et à localiser chacune des fissures transversales présentes au sein de l'éprouvette physique pour ensuite les reporter sur son homologue numérique. Et comme l'ont décrit bons nombres d'auteurs, la fissuration transversale est un phénomène quasi instantané, qui prend naissance à partir de défauts (ou de non-conformités) présents dans le matériau sain, et qui s'inscrit dans la continuité de dégradations microscopiques

(décohésion fibre/matrice, coalescence, rupture matricielle …) pour aboutir à une rupture des plis à 90°, dans la section de l'éprouvette. Le profil de chacune de ces fissures transversales est alors unique et très irrégulier comme en témoigne la figure 4.20.

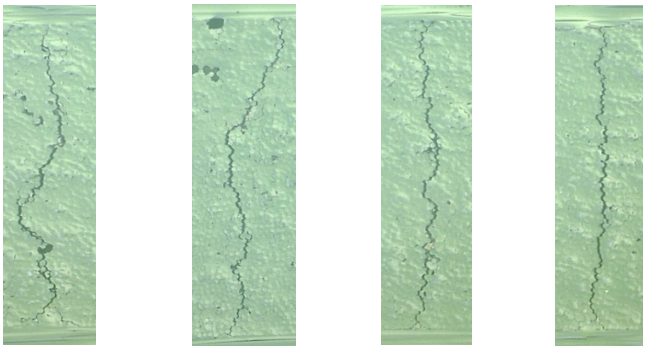


Figure 4.20 *– Illustration du profil de quelques fissures transversales observables sur une éprouvette* $[0_3,90_3]_S$.

D'un point de vue numérique, nous n'envisageons pas de représenter cette dégradation avec un tel niveau de détail, ni de définir son implantation avec une incertitude inférieure à l'épaisseur d'un pli (soit 125 µm). La fissure transversale, au sens numérique, est représentée par une rupture de la continuité de la section attenante aux plis à 90° (figure 4.21).

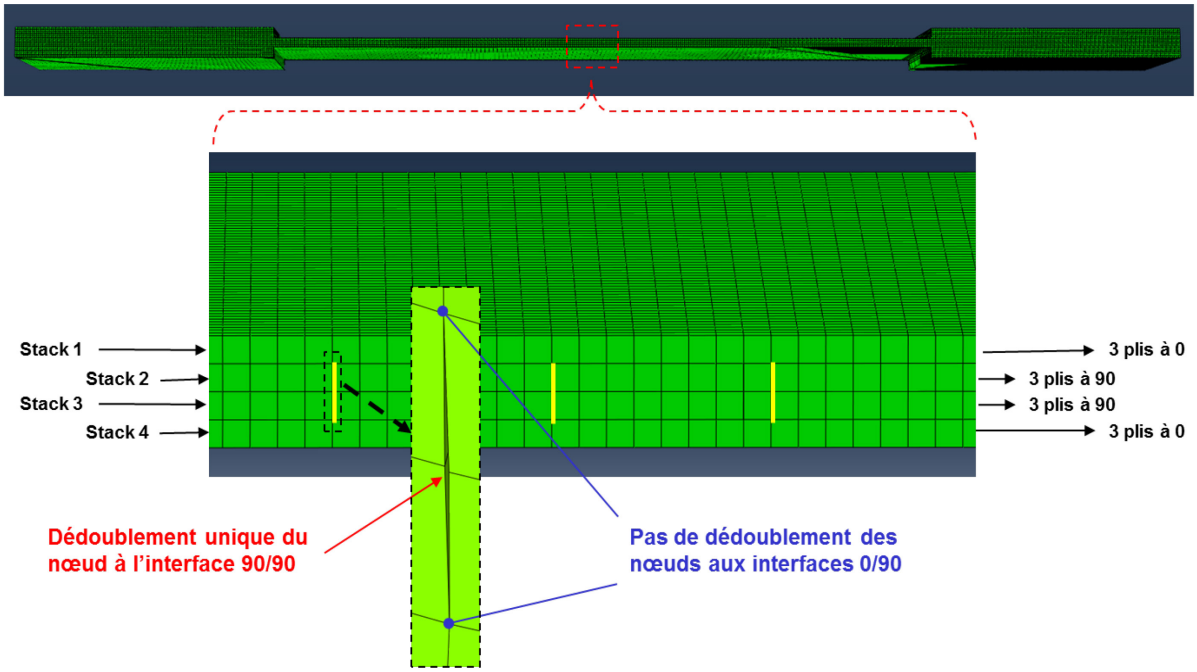


Figure 4.21 *– Représentation des fissures transversales dans les plis orientés à 90°.*

Ainsi, tous les nœuds appartenant aux éléments des plis à 90°, dont l'abscisse est commune, sont dédoublés dans la section de l'éprouvette, à l'exception de ceux qui sont en commun avec les éléments des couches à 0° (figure 4.22). Il est toutefois important de préciser que ces nœuds sont exactement à la même position. Au repos, les fissures ainsi modélisées sont fermées. Le zoom effectué sur la fissure de la figure 4.21, est obtenu à partir de l'éprouvette en flexion pour permettre l'ouverture de la fissure et ainsi mieux la visualiser. La modélisation de ces fissures n'inclut pas la modélisation du contact entre les lèvres de la fissure étant donné que l'étude se limite à une analyse modale.

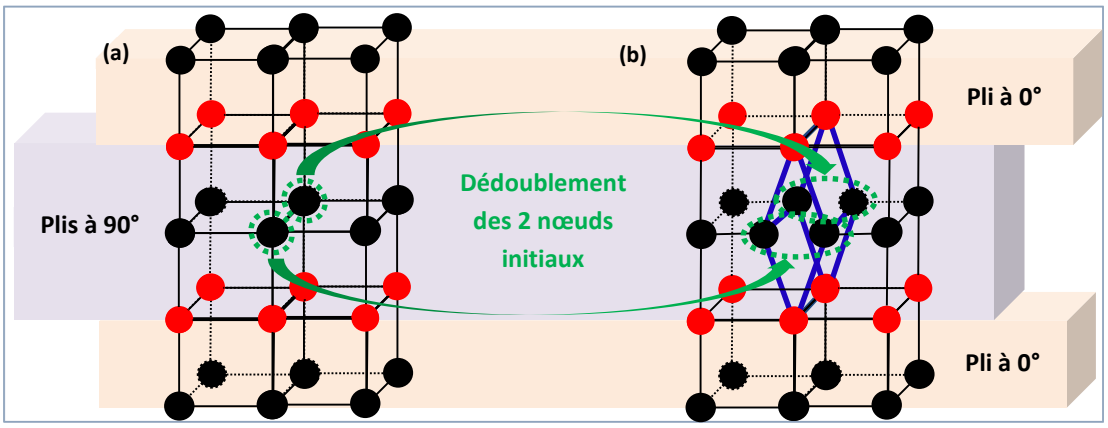


Figure 4.22 *– Illustration de la mise en forme d'une fissure transversale dans une éprouvette $[0_3,90_3]_S$, de l'état sain (a) à l'état fissuré (b).*

Au regard de la manière dont sont mises en forme ces dégradations, on comprend l'importance que revêt la discrétisation de leur contour. En effet, elles ne seront jamais l'exact reflet de leurs homologues physiques, mais l'ouverture de ces fissures transversales numériques doit tendre vers un comportement naturel. Le nombre d'élément qui définit l'épaisseur des plis à 90° ne doit donc pas pré contraindre ce mécanisme d'ouverture, au risque de rigidifier artificiellement l'éprouvette.
Afin d'apprécier la qualité d'ouverture d'une fissure transversale à partir d'un maillage optimal, 4 configurations d'éprouvette possédants une fissure transversale sont représentées à la figure 4.23.

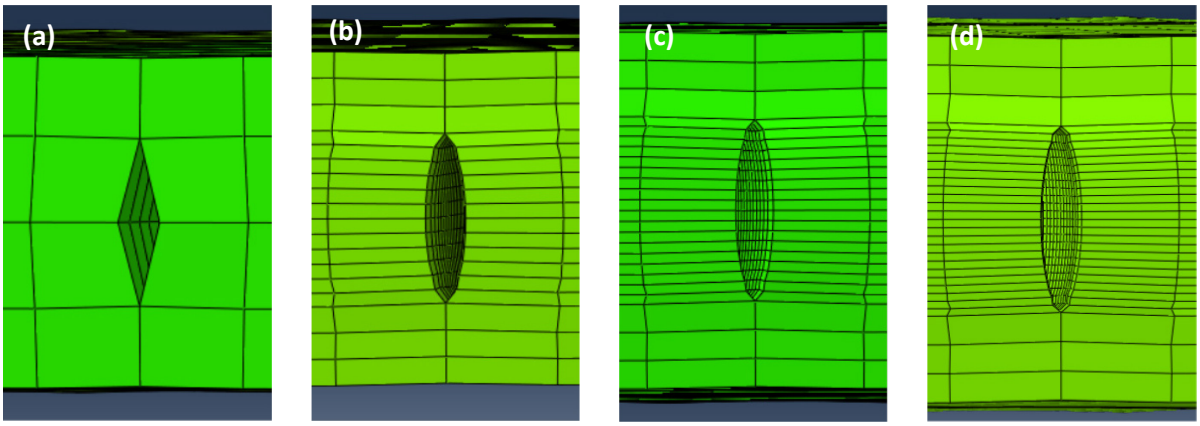


Figure 4.23 *– Illustration de l'ouverture d'une fissure (dans les plis à 90°) à l'aide de (a) 2 éléments, (b) 12 éléments, (c) 18 éléments et (d) 24 éléments.*

Comme évoqué §4.1.2 lors de l'élaboration du maillage de l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ saine (figure 4.8), l'utilisation de 12, 18 ou 24 éléments pour décrire l'épaisseur des plis à 90° permet de conserver le critère de qualité autour de 10, tout en conservant une durée de calcul acceptable au regard des exigences industrielles. En revanche, on constate que la représentativité de la fissuration transversale, notamment quant à son ouverture, est fortement tributaire de ce nombre d'éléments (figure 4.23).
Afin de conforter notre choix, nous réalisons 4 éprouvettes numériques, dont le maillage dans l'épaisseur des plis à 90° est constitué de 6, 12, 18 puis 24 éléments. Pour chacune de ces configurations, nous insérons respectivement 1, 32, 60 et 107 fissures dont les positions suivant l'axe

X sont celles identifiées sur une éprouvette physique. Nous relevons ensuite l'écart en fréquence associé aux modes T_3, T_4, F_4 et F_5, en comparant leur fréquence de résonance à chaque état fissuré par rapport à leur état sain respectif (figures 4.24a et 4.24b). Les harmoniques de ces modes correspondent aux choix de celles retenues dans le cadre de l'élaboration du critère de santé associé aux éprouvettes physiques $[0_3,90_3]_S$.

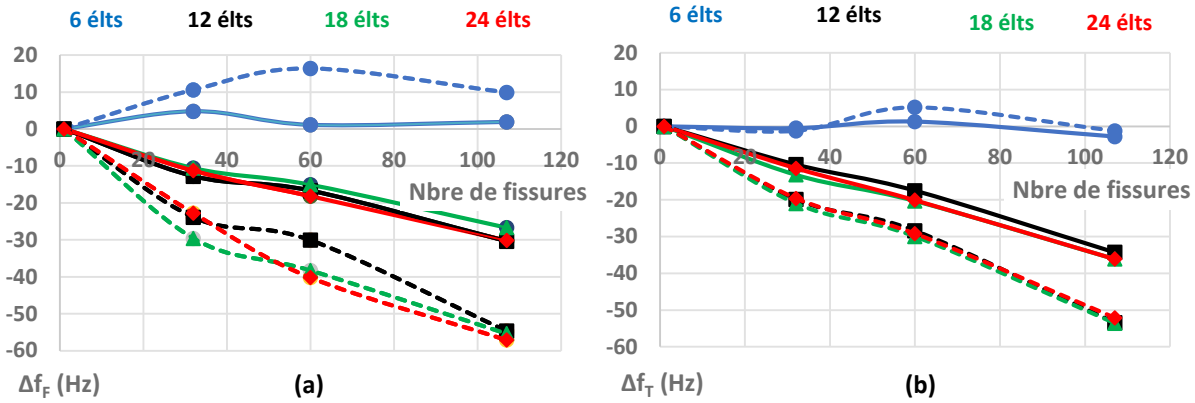


Figure 4.24 *– Evolution des fréquences de résonance associées aux modes F4 (trait plein) et F5 (trait pointillé) (a) - puis T3 (trait plein) et T4 (trait pointillé) (b) selon 4 états fissurés, en fonction du nombre d'éléments présents dans l'épaisseur des plis à 90°.*

Les résultats ainsi obtenus montrent qu'en configuration 12, 18 ou 24 éléments, les écarts en fréquence sont négligeables, et ce quel que soit le mode considéré. Par conséquent, la configuration à 18 éléments est de nouveau retenue, tant pour sa qualité d'ouverture des fissures que pour sa durée de calcul. Ceci fait, il reste à aborder la modélisation des fissures interlaminaires (ou de délaminage en bord d'éprouvette).

- Modélisation de la fissuration interlaminaire (ou délaminage)

Pour bons nombre de secteurs industriels, le délaminage (ou fissure interlaminaire) est considéré comme un indicateur de criticité puisqu'il rend compte de la décohésion entre plis et par conséquent de la perte d'intégrité de la structure. Mais en réalité, cette notion d'intégrité est intimement liée au seuil d'observabilité de cette dégradation, c'est-à-dire l'étendue de la surface de décohésion (figure 4.25).

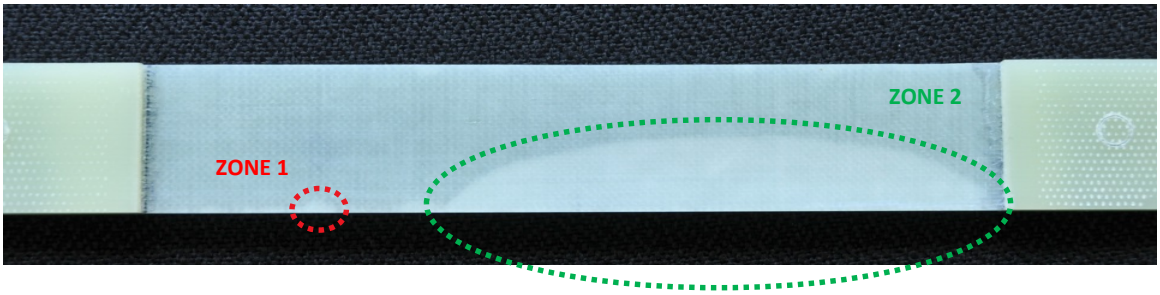


Figure 4.25 *– Illustration de délaminages.*

Cette figure permet d'illustrer ces propos dans la mesure où l'on observe 2 zones distinctes, représentatives de l'expansion de ce phénomène à des stades différents. La première zone, de petite taille (quelques mm^2), s'apparente davantage à l'apparition du délaminage à l'interface des plis (-45,45) alors que la seconde, de taille plus conséquente (plusieurs cm^2), correspond à un délaminage très prononcé, proche rupture. Dans le cas présent, on parle de délaminage en front de fissure puisque cette décohésion entre plis progresse dans le plan de l'éprouvette. C'est-à-dire, qu'il croît le long d'une fissure intralaminaire selon l'axe Y, tout en progressant selon l'axe X, fissure après fissure. Mais ce phénomène apparait tardivement dans le processus de dégradations, au-delà de 2,5% de déformation pour l'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$.. En réalité, cette notion de décohésion entre plis s'amorce bien plus tôt, sur le bord des éprouvettes, à l'aplomb de fissures intralaminaires comme en témoigne la figure 4.26.

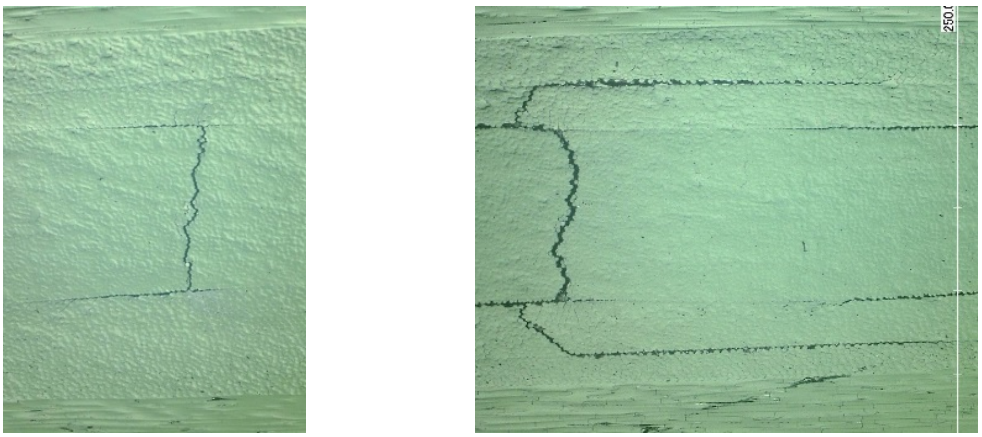


Figure 4.26 *– Observation des fissures interlaminaires en bord d'éprouvette.*

Sa propagation reste confinée sur les bords d'éprouvette, avec une pénétration selon l'axe Y très faible. On parle alors de délaminage en bord d'éprouvette. Comme nous l'avons évoqué §3.2.1, le délaminage en bord d'éprouvette (figure 4.26) précède celui en front de fissure, alors considéré comme un indicateur de criticité.

Pour information, ce délaminage en bord d'éprouvette est observable sur les éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,45,-45,90_2]_S$ dès l'apparition des premières fissures transversales (ε<0.8%), et ce jusqu'à un stade très avancé. Dans le cadre de ces travaux, notre objectif consiste donc à appréhender la contribution de ces fissures interlaminaires en bord d'éprouvette sur l'évolution du comportement modal d'une éprouvette numérique $[0_2,45,-45,90_2]_S$, en les insérant aux interfaces des plis (90,-45) et (-45,45). Ce qui nécessite de respecter scrupuleusement la cinématique de dégradation observée sur leurs homologues physiques (figure 4.27).

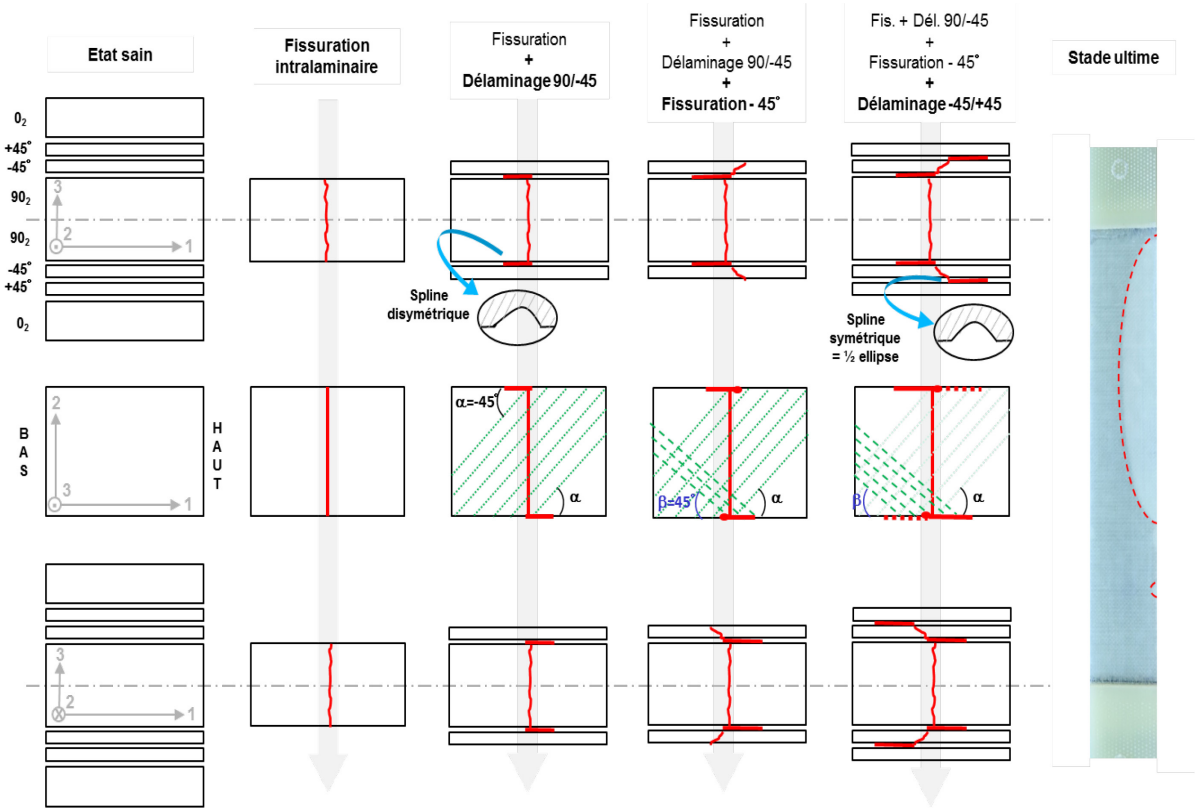


Figure 4.27 *– Retranscription de la cinématique de dégradation à partir des observations réalisées simultanément sur les bords d'une éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$.*

Les observations effectuées sur les bords polis de chaque éprouvette montrent que le sens de propagation des fissures intralaminaires (hors plis orientés à 90°) et interlaminaires est inversé d'un bord sur l'autre. De plus, les différences d'orientation des plis UD présents à chaque interface nous laissent à penser que le contour de la zone de décohésion ne sera pas le même à l'interface (90,-45) qu'à l'interface (-45,45). Comme pour les fissures intralaminaires, nous choisissons une forme standardisée régulière, paramétrable et simple de mise en œuvre. Etant donné l'outil ABAQUS utilisé, nous proposons de représenter le délaminage en bord d'éprouvette sous la forme de splines (courbe polynomiale par morceaux cubique C1) antisymétrique entre les plis (90,-45) et symétrique entre les plis (-45,45) comme l'illustre la figure 4.28.

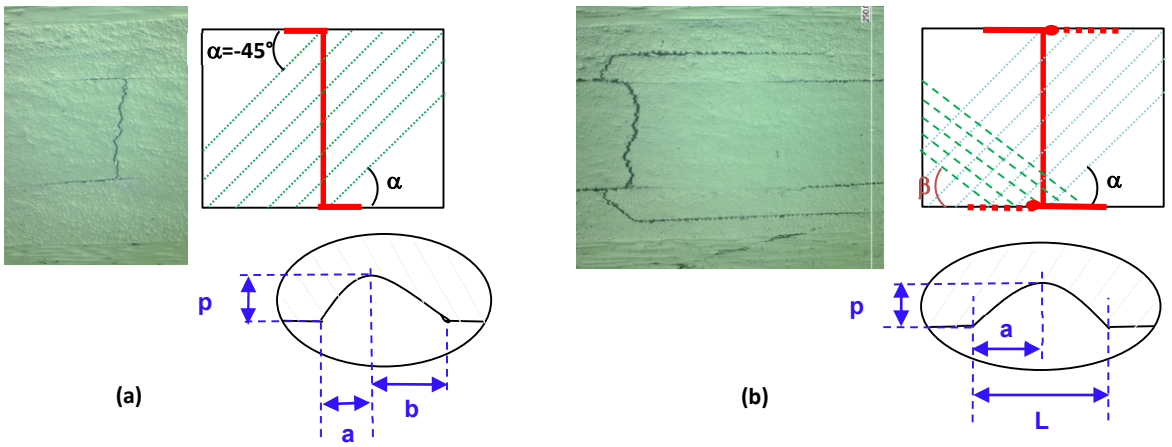


Figure 4.28 *– Représentation du délaminage en bord d'éprouvette associé aux interfaces (a) (90,-45) et (b) (-45,45).*

Les paramètres dimensionnels (a, b, L) associés à chacune de ces représentations correspondent aux mesures réalisées sur la tranche des éprouvettes physiques, à l'exception de la profondeur « p ». Cela signifie qu'à l'issue de chaque cycle de charge/décharge ces paramètres numériques respectent la progression des fissures interlaminaires aux interfaces concernées.
La représentation numérique de ces dégradations est alors portée par l'interface constituée d'éléments cohésifs au sein de laquelle sont reportées chaque spline (figure 4.29). Les spécificités liées aux maillage des plis et des interfaces sont quant à elles décrites au §4.2.4.

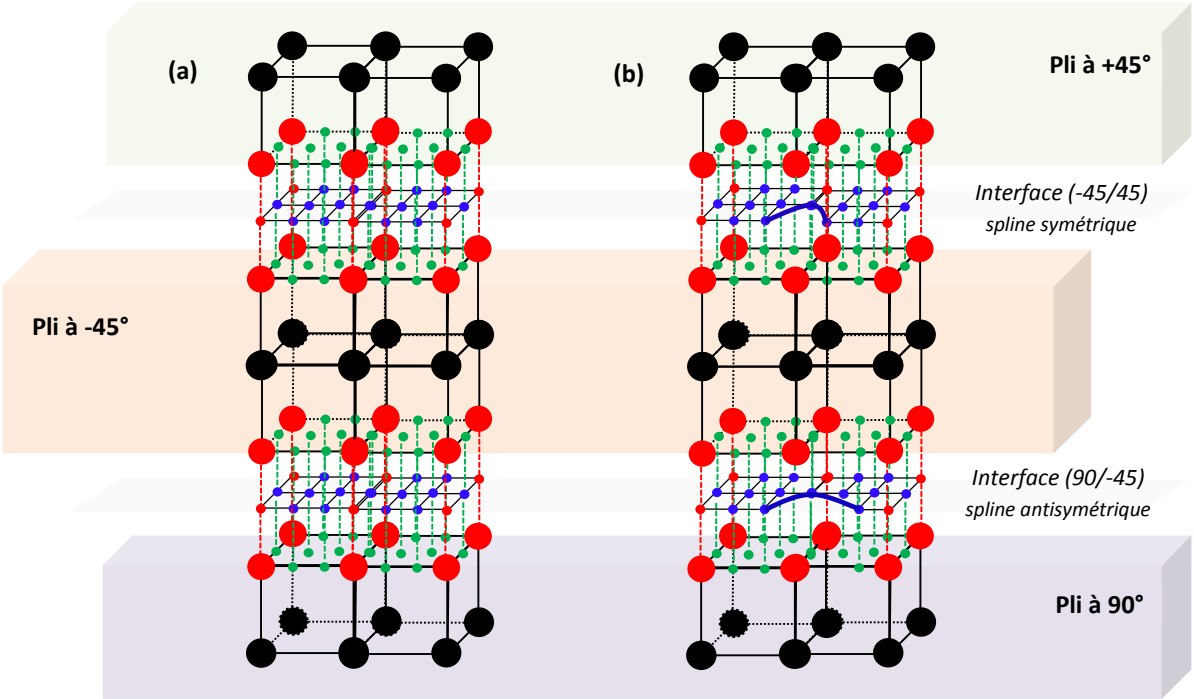


Figure 4.29 *– Illustration de la mise en forme du délaminage en bord d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$, de l'état sain (a) à l'état fissuré (b).*

De plus, en appliquant ce procédé de mise en forme du délaminage à chaque interface et en fractionnant l'éprouvette en 5 zones distinctes, nous conservons un critère de qualité <10. Pour cela, nous utilisons un maillage structuré et régulier loin des fissures générées (zones 1, 3 et 5), et une zone de transition restreinte (zone 2 et 4) pour minimiser la perturbation de ce maillage régulier au plus près des fissures comme en témoigne la figure 4.30. Les stries observées sur la figure 4.30a sont un effet de Moiré purement optique induit par la régularité du maillage.

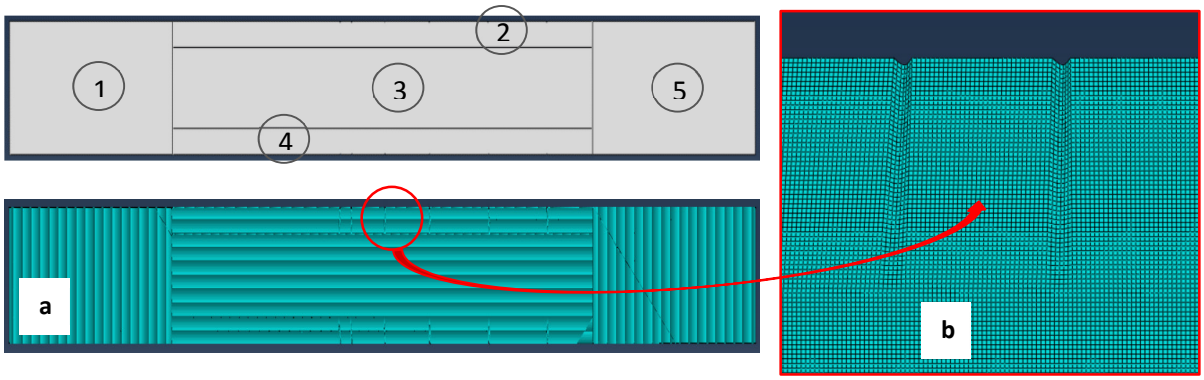


Figure 4.30 *– Illustration du maillage progressif d'une interface (a), notamment à l'aplomb de chaque spline (b).*

Ainsi, à l'issue de chaque niveau de chargement, les dégradations observées sur l'éprouvette physique sont cartographiées, puis dupliquées en lieu et en nombre au sein de son homologue numérique. Le raffinement du maillage et la mise en forme de ces dégradations permettent de rendre compte de la pertinence (ou de l'adéquation) de ces modèles endommagés vis-à-vis de leurs homologues physiques, et d'apprécier ainsi la capacité d'ouverture des fissures transversales et interlaminaires (figure 4.31).

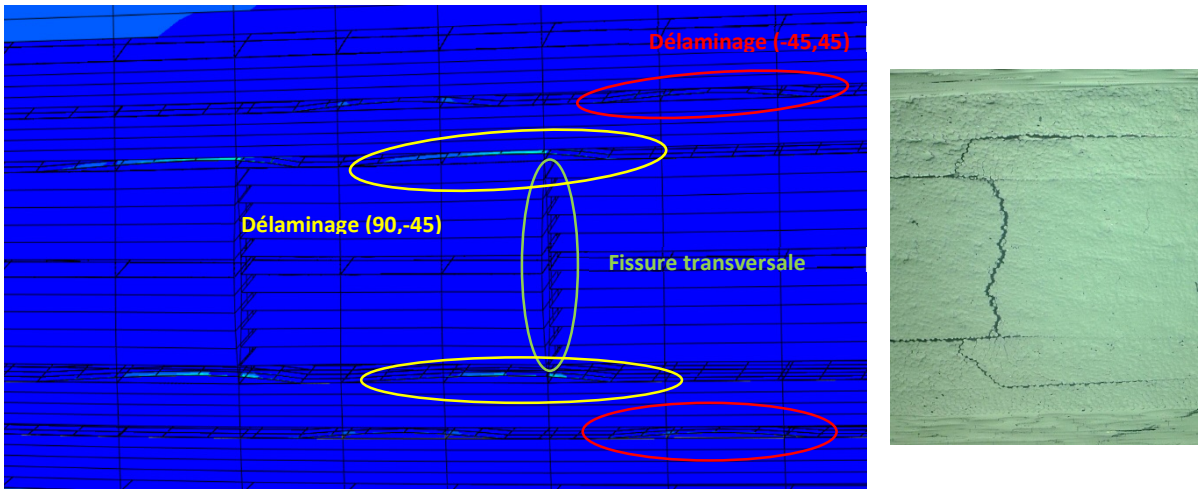


Figure 4.31 *– Représentativité et capacité d'ouverture des fissures transversales et du délaminage en bord d'éprouvette* $[0_2,45,-45,90_2]_S$ *aux interfaces (90,-45) et (-45,45).*

Cependant, l'insertion des fissures transversales et interlaminaire, telles qu'elles viennent d'être décrites, représente un travail de mise en donnée conséquent et d'autant plus chronophage que leur nombre est important. A cela s'ajoute le risque de commettre une erreur d'identification des nœuds lors de leur dédoublement.

Aussi, afin de minimiser tous risques d'erreurs liés à la manipulation des éléments, une routine MATLAB a été développée en interne PSA pour permettre l'automatisation de l'insertion de ces fissures, notamment à la position où elles ont été observées. Elle permet également d'apporter de la souplesse à notre mise en données tout en conservant des temps de calcul en adéquation avec le secteur industriel. Mais l'intérêt de cette routine s'étend au-delà de la simple comparaison entre modèle numérique et modèle physique. En effet, l'idée consiste à accroître notre compréhension quant à l'interaction de certains paramètres (propres à ces dégradations) sur le comportement modal de l'éprouvette, jusqu'alors inaccessibles par l'expérimentation.

4.3 Etude paramétrique

Nous avons vu au chapitre 3 que le phénomène de fissurations transversales, en tant que premières dégradations observables à l'échelle mésoscopique, s'initie à partir de défauts aléatoirement répartis au sein de l'éprouvette. Dans ces conditions, il paraît difficile d'un point de vue statistique d'appréhender l'impact du nombre de fissures ou de leur localisation sur l'évolution des modes propres, à moins de disposer de plusieurs populations d'éprouvettes représentatives d'un nombre spécifique de fissures transversales. De manière pragmatique, l'intérêt porté à la

compréhension de tels paramètres en lien avec la dispersion de production n'est pas envisageable dans le cadre de ces travaux, d'un point de vue expérimental.
En revanche, c'est en partie pour répondre à ce besoin d'appréhender et surtout de comprendre l'impact que représente :

- ✓ le nombre de fissures
- ✓ leur positionnement (répartition équidistante ou aléatoire)
- ✓ leur répartition (densité de fissure (x fissures/mm))
- ✓ La répartition en salve (x fissures /mm tous les x mm)
- ✓ La combinaison entre la position des fissures et la longueur d'onde du 5ème mode
- ✓ Le comportement local accessible uniquement par le calcul (singularité à l'aplomb des fissures),
- ✓ …,

sur le comportement modal des éprouvettes, que nous utilisons les modélisations numériques de nos éprouvettes, décrites aux paragraphes précédents.
Mais avant d'initier cette démarche au travers d'une étude paramétrique, il convient d'en définir le cadre. En effet, l'objectif n'est pas de comparer ces résultats numériques à des essais physiques, mais véritablement de comprendre comment certains de ces paramètres numériques interagissent sur l'évolution des modes propres de l'éprouvette. Il n'est donc pas nécessaire d'intégrer les talons à notre modèle. Ces paramètres sont en nombre suffisant et de natures suffisamment complexes, pour ne pas introduire une source d'erreur supplémentaire quant à l'interprétation d'éventuelles interactions que pourrait engendrer la présence de ces talons à proximité d'une fissure intralaminaire. Tout comme il n'est pas nécessaire de représenter l'éprouvette numérique avec une longueur totale de 230 mm, puisqu'elle ne s'exprime pas aux extrémités en raison de l'encastrement des talons. Par conséquent, seule sa partie utile (130 x 25.4 x 2 mm) servira de support à notre réflexion. Enfin, nous nous appuyons sur les résultats expérimentaux précédents pour réduire le champ de nos investigations aux 5ème modes de flexion et de torsion puisque nous avons montré que seules les harmoniques d'ordres élevées présentaient une sensibilité accrue à la détection des dégradations.

Débutons alors cette étude en caractérisant l'impact du nombre de fissures puisque les résultats obtenus §3.4.3 laissent à penser que la densité de fissuration conditionne de manière significative l'évolution du comportement modal de l'éprouvette. Augmenter le nombre de fissures correspond indirectement à faire varier l'intervalle entre chacune d'entre elles, de manière équidistante ou non, avec ou sans décalage vis-à-vis du bord de l'éprouvette, … ce qui n'apporte aucun éclairage quant à la prépondérance des paramètres qui pilotent ses variations fréquentielles, bien au contraire. Nous n'avons donc pas d'autre choix que d'initier cette approche à partir d'une faible densité de fissuration, de l'ordre de 7 fissures par exemple.

4.3.1 Caractérisation de la variabilité de l'intervalle interfissure :

Prenons le cas d'une éprouvette comportant 7 fissures, et dont la 4ème fissure est maintenue au centre de l'éprouvette puis faisons varier l'intervalle inter-fissures, ou entre fissures, comme en témoigne la figure 4.32.

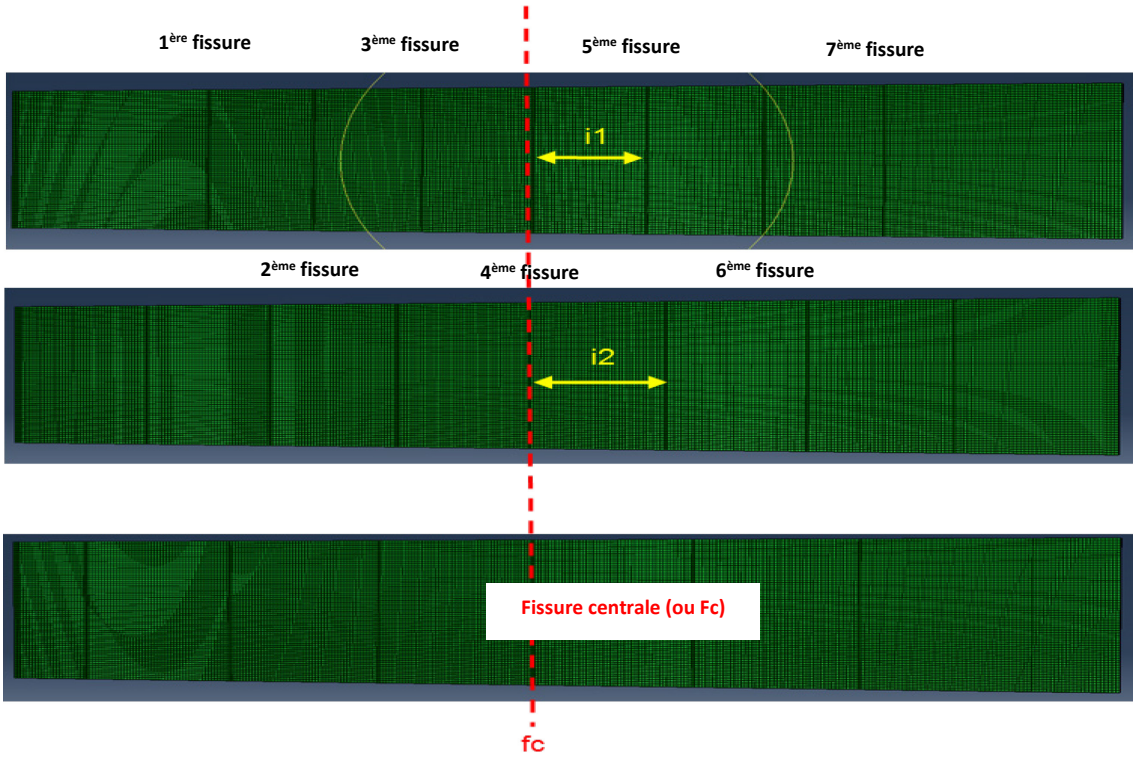


Figure 4.32 *– Illustration du principe de variation de l'intervalle inter-fissures à fissure centrale fixe.*

Afin d'éviter toute controverse au sujet de la distance entre fissures, elle est définie à partir d'un nombre d'éléments fixes plutôt qu'une distance fixe. Nous nous assurons ainsi de qualifier l'évolution de la fréquence de résonance des 5èmes modes de flexion et de torsion (modes les plus sensibles) en ne faisant varier qu'un seul et unique paramètre : « l'intervalle inter-fissures ». Les résultats issus de ces simulations sont présentés figure 4.33.

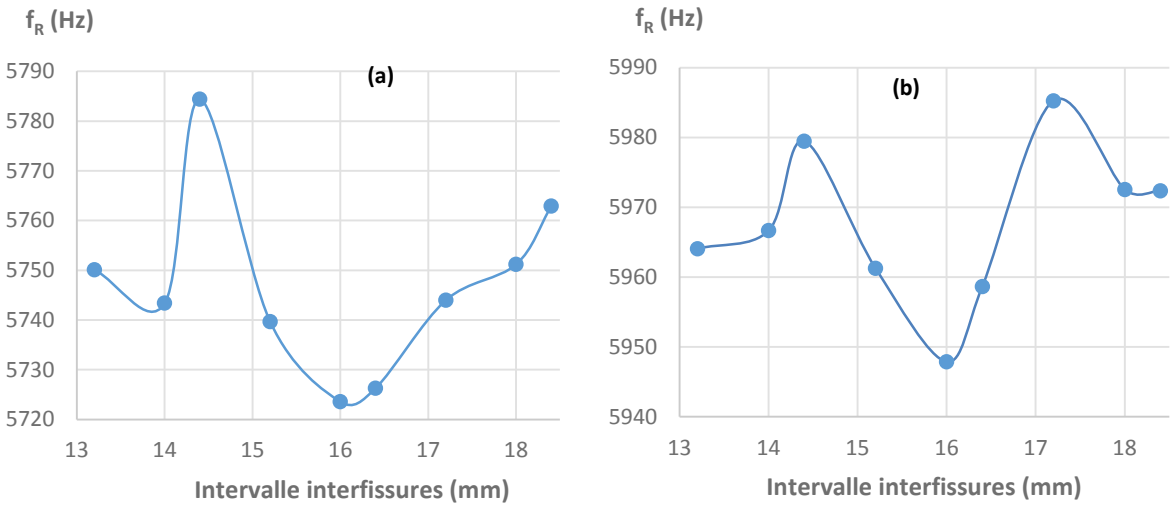


Figure 4.33 *– Evolution de la fR des 5èmes modes de flexion (a) et de torsion (b) en fonction de la variation de l'intervalle inter-fissure.*

Comme l'illustrent ces premiers résultats, la variation d'intervalle inter-fissure entraîne une variabilité de la f_R de plusieurs dizaines de Hz, soit 1% environ, et ce, quelle que soit la nature du mode considéré. Pour rappel, la variabilité de f_R associée au $5^{ème}$ mode de flexion, au sein d'un même lot d'éprouvettes est de l'ordre de 22 Hz, et sa variation de f_R entre l'état sain et en présence de 7 fissures est d'environ 24 Hz. On constate également, que ces 2 courbes n'évoluent pas véritablement en phase, ce qui laisse à penser que le positionnement des fissures n'a pas le même impact sur les modes de torsion que sur les modes de flexion. Ce paramètre semble donc influent quant à l'évolution de leur fréquence de résonance, mais au regard de la manière dont nous l'avons abordé, nous avons consciemment fait une seconde hypothèse selon laquelle nous souhaitions maintenir une condition de symétrie quant à l'implantation des fissures. Procédons différemment, et imposons plusieurs décalages à inter-fissure fixe.

4.3.2 Caractérisation du décalage synchrone des fissures avec intervalle inter-fissures fixe

L'objectif consiste à présent à décaler simultanément ces 7 fissures de plusieurs incréments de l'un des bords de l'éprouvette, tout en maintenant l'intervalle inter-fissure fixe (figure 4.34). Cela doit fournir une autre source d'information concernant l'impact du positionnement des fissures (à intervalle fixe).

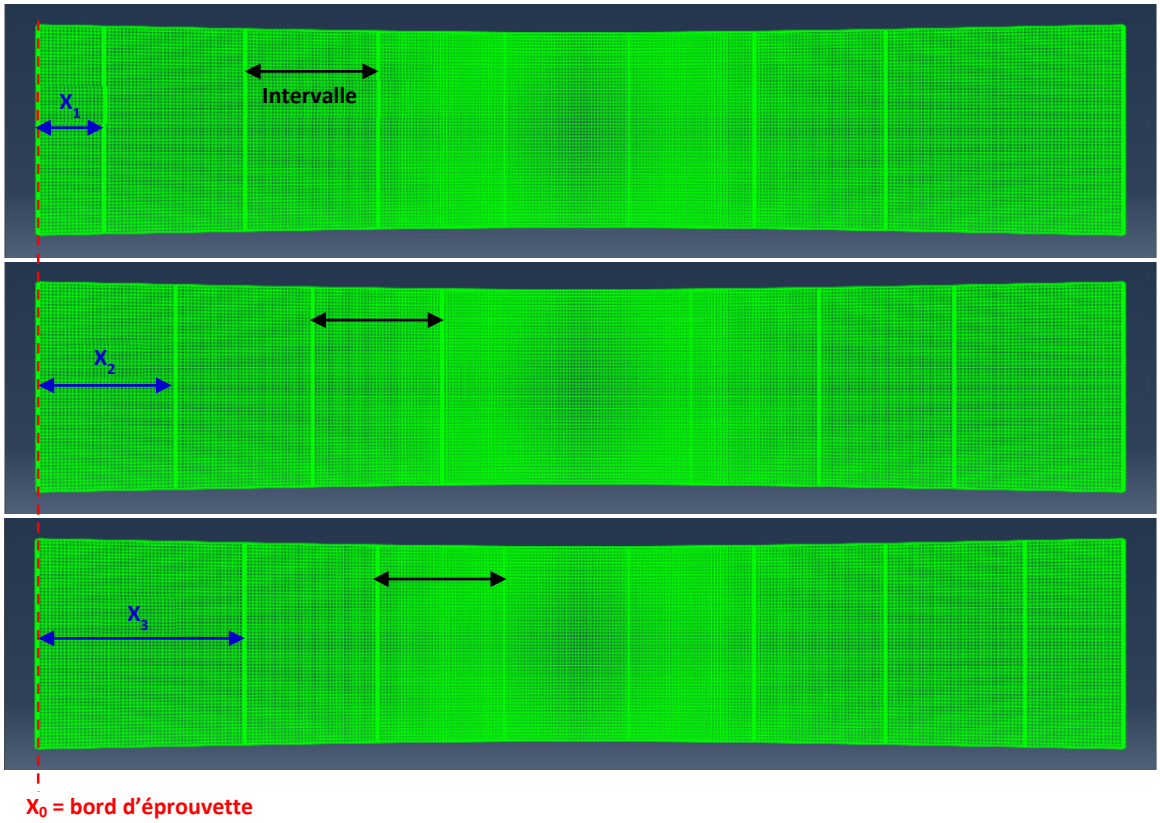


Figure 4.34 – *Illustration du principe du décalage simultané des fissures.*

L'incrément de décalage des fissures est défini à partir d'un nombre d'éléments fixe (et non en fonction d'une distance) et s'effectue avec un intervalle inter-fissure constant de 16 mm (soit 40 éléments). Ces résultats sont présentés à la figure 4.35.

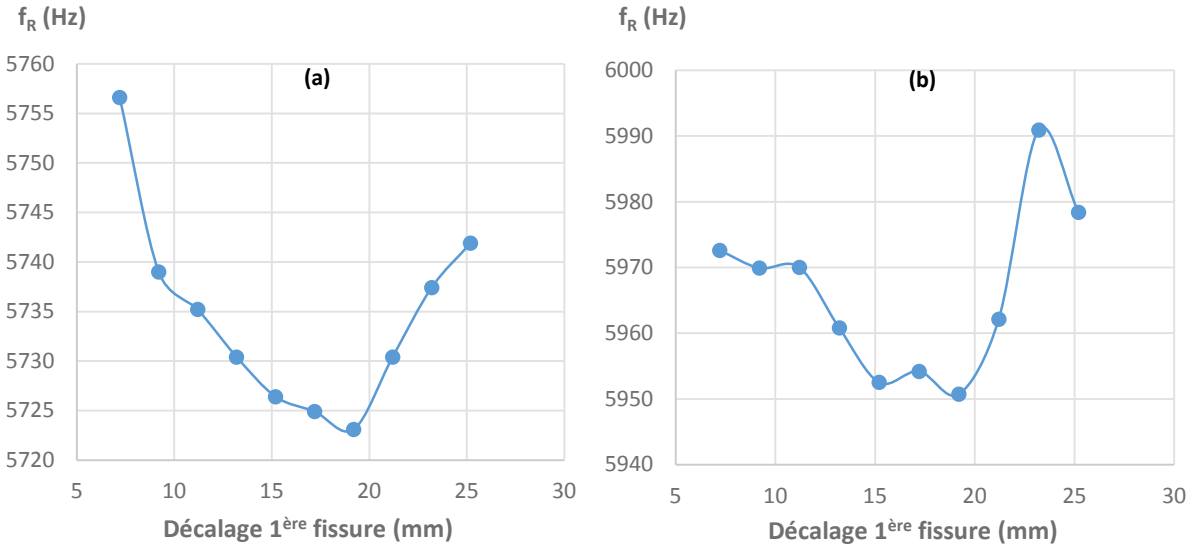


***Figure 4.35** – Evolution de la f_R des 5èmes modes de flexion (a) et de torsion (b) en fonction de l'incrément de décalage des 7 fissures.*

A l'identique des résultats obtenus dans le cadre de la variation de l'intervalle inter-fissure, le décalage simultané des fissures entraîne une variabilité de la f_R de plusieurs dizaines de Hz, et ce, quelle que soit la nature du mode considéré. A priori, ce paramètre semble tout autant influent que l'intervalle inter-fissure. En conséquence, l'intervalle inter-fissure et le positionnement des fissures sont deux facteurs qui interagissent de manière significative sur le comportement modal de l'éprouvette. Leurs conséquences sont particulièrement observables sur ces 5èmes modes de flexion et de torsion. Cela signifie donc qu'il existe possiblement un lien fort entre le positionnement des fissures (à intervalle inter-fissure fixe ou non) et la longueur d'onde des déformées modales associées à chacun de ces 2 modes propres.

4.3.3 Dépendance du Critère de Santé (CS) à la localisation d'une fissure en fonction de la longueur d'onde du mode observé

Pour s'en convaincre, intéressons-nous exclusivement au 5ème mode de flexion. Non pas que le 5ème mode de torsion soit dénué d'intérêt, au contraire, mais d'un point de vue conceptuel, il est plus simple de se représenter et d'appréhender le phénomène de flexion plutôt que celui lié à la torsion. Toujours dans l'objectif de faciliter notre compréhension, sans pour autant réduire l'impact de cette dégradation à la présence d'une seule fissure, chacun des 5 lobes accueille en son sommet une et une seule fissure. L'idée consiste ensuite à interagir sur la position de la fissure centrale (3ème fissure) pour observer son impact sur la variation de la f_R de ce mode (figure 4.36). En raison des effets de symétrie de ce mode, nous limitons son déplacement à ±λ/4, ce qui correspond à faire varier sa position « x_{f3} », initialement définie à l'abscisse 65 mm, entre 55 mm et 75mm.

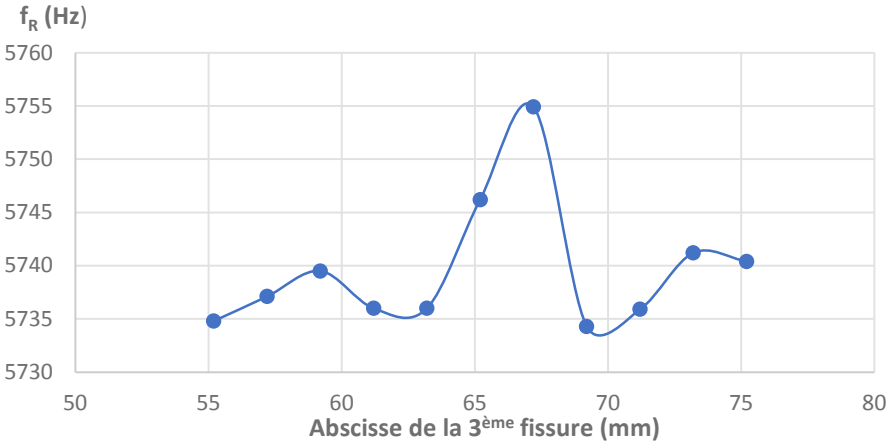


Figure 4.36 *– Evolution de la f_R du 5ème mode de flexion en fonction du décalage de la fissure centrale et en présence de 4 autres fissures positionnées à l'aplomb de chaque lobe.*

Ces derniers résultats font apparaître une certaine symétrie quant à l'évolution de la f_R par rapport à la localisation de la fissure centrale. Il suffit de l'écarter légèrement (±5 mm) de sa position initiale (au sommet du lobe central) pour obtenir une variation fréquentielle de l'ordre de 15 à 20 Hz. Passé cet intervalle, la sensibilité est moindre puisqu'elle n'est plus que de 5 Hz environ. Afin d'apprécier plus largement l'impact de ce phénomène, nous proposons d'observer, aux positions extrêmes et initiale de cette 3ème fissure, les champs de contraintes associés à leur déformée modale respective (figure 4.37).

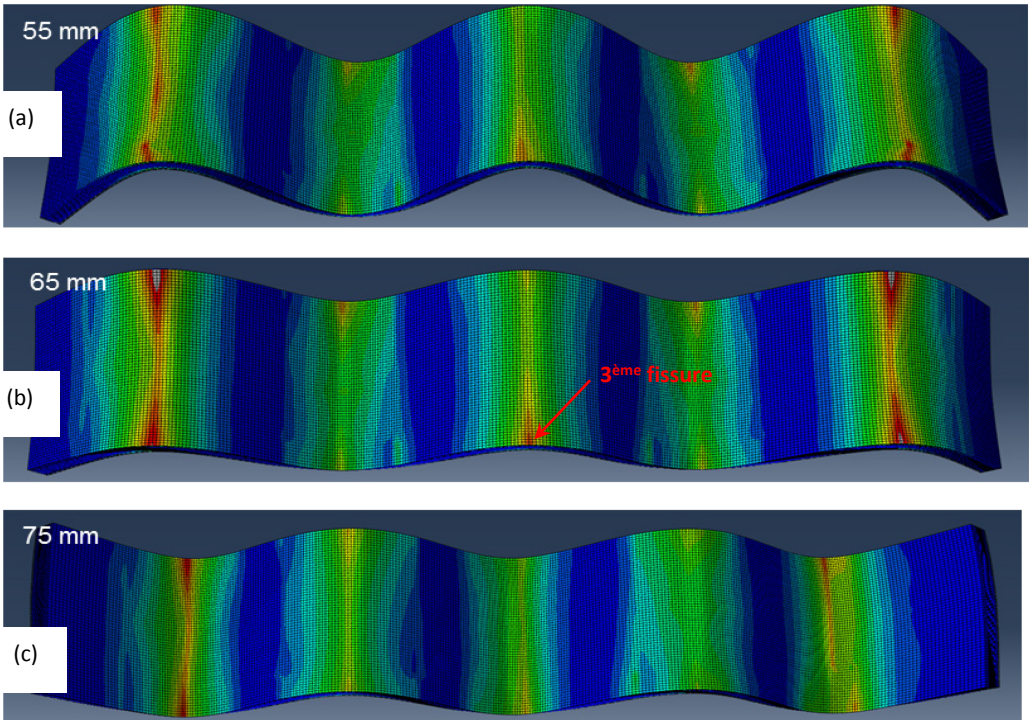


Figure 4.37 *– Evolution des champs de contraintes de Von Mises, sur une échelle commune, en fonction des positions extrêmes (a), (c) et initiale (b) de la 3ème fissure.*

Au regard de ces résultats, 2 constatations s'imposent :

- La présence de fissures se traduit par une augmentation locale du niveau de contrainte à l'aplomb de celles-ci.

- Le décalage de la fissure centrale interagit de manière significative sur le comportement modal de l'éprouvette puisque les niveaux de contraintes obtenus à l'aplomb des autres fissures chutent.

De manière légitime, une autre question se pose à nous : qu'en est-il lorsque l'on fait évoluer plusieurs fissures ?

Pour y répondre, considérons les fissures 2, 3 et 4, puis faisons-les évoluer d'une douzaine de mm de part et d'autres de leur position initiale (au sommet de leur lobe respectif).

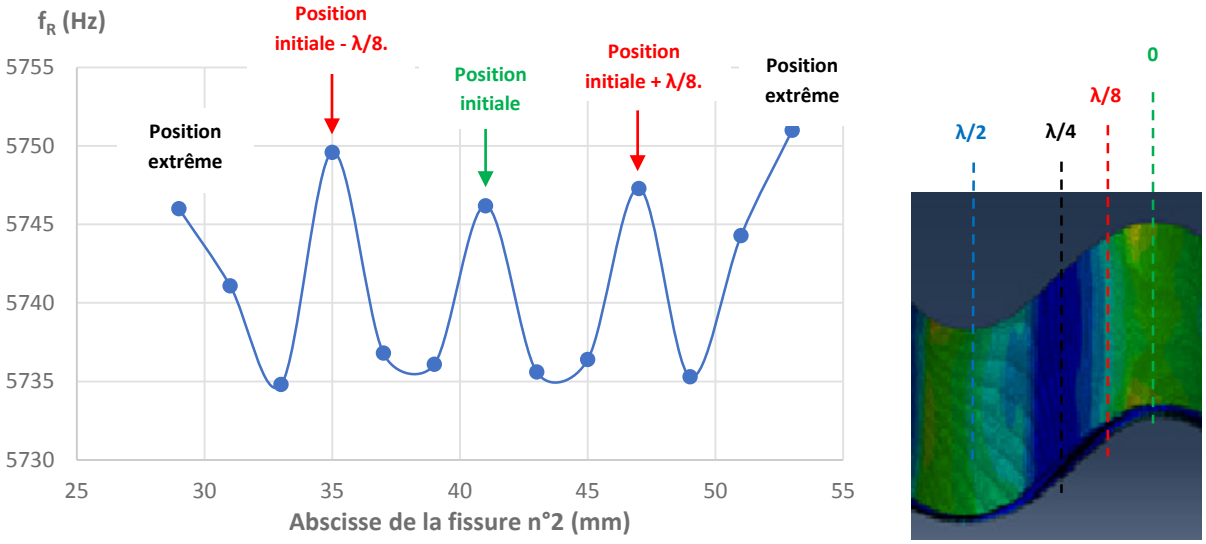


Figure 4.38 *– Evolution de la f_R du 5ème mode de flexion en fonction du décalage simultané des 2ème, 3ème et 4ème fissures. Ce décalage est indexé par rapport à la position initiale de la 2ème fissure (xf2=41mm).*

Si l'on considère à présent que la f_R prise comme « référence » est associée à la position initiale, alors on constate que :

- Lorsque le décalage simultané des 3 fissures atteint **ses positions extrêmes** (soient 29 mm et 51 mm pour la 2ème fissure), leur position respective **coïncide avec les lignes nodales de ce 5ème mode de flexion**. Ces 2 valeurs de f_R sont quasi identiques à celle de référence.
- Lorsque leur position varie dans un intervalle de ± 4mm autour de leur position initiale respective (au sommet de chaque lobe), La variation de f_R atteint son amplitude maximale (11 Hz).
- Lorsque le décalage atteint λ/8, ces variations de f_R redeviennent d'amplitude négligeable (3 Hz).
- Entre λ/8 et λ/4 (positions extrêmes), on observe de nouveau un écart fréquentiel, de l'ordre d'une dizaine de Hz.

Au regard de ces résultats, il paraît difficile de statuer sur la prépondérance des phénomènes qui sont à l'origine de ces fluctuations de fréquence de résonance. En effet, elles sont liées aux positions des fissures, à la dissymétrie qu'impose leur décalage, ainsi qu'au rapprochement de ces 3 fissures vis-à-vis de la fissure n°1 ou de la fissure n°5. Pour s'en convaincre, partons des gradients de contraintes présents naturellement à l'aplomb des lobes du 5ème mode de flexion (figure 4.39 « saine »), insérons ces 5 fissures au sommet de chacun d'entre eux (figure 4.39 « x_0 »), et observons l'évolution des gradients de contraintes aux positions -λ/4, -λ/8, λ/8, λ/4 ainsi qu'à une position intermédiaire x=33 mm (figure 4.39).

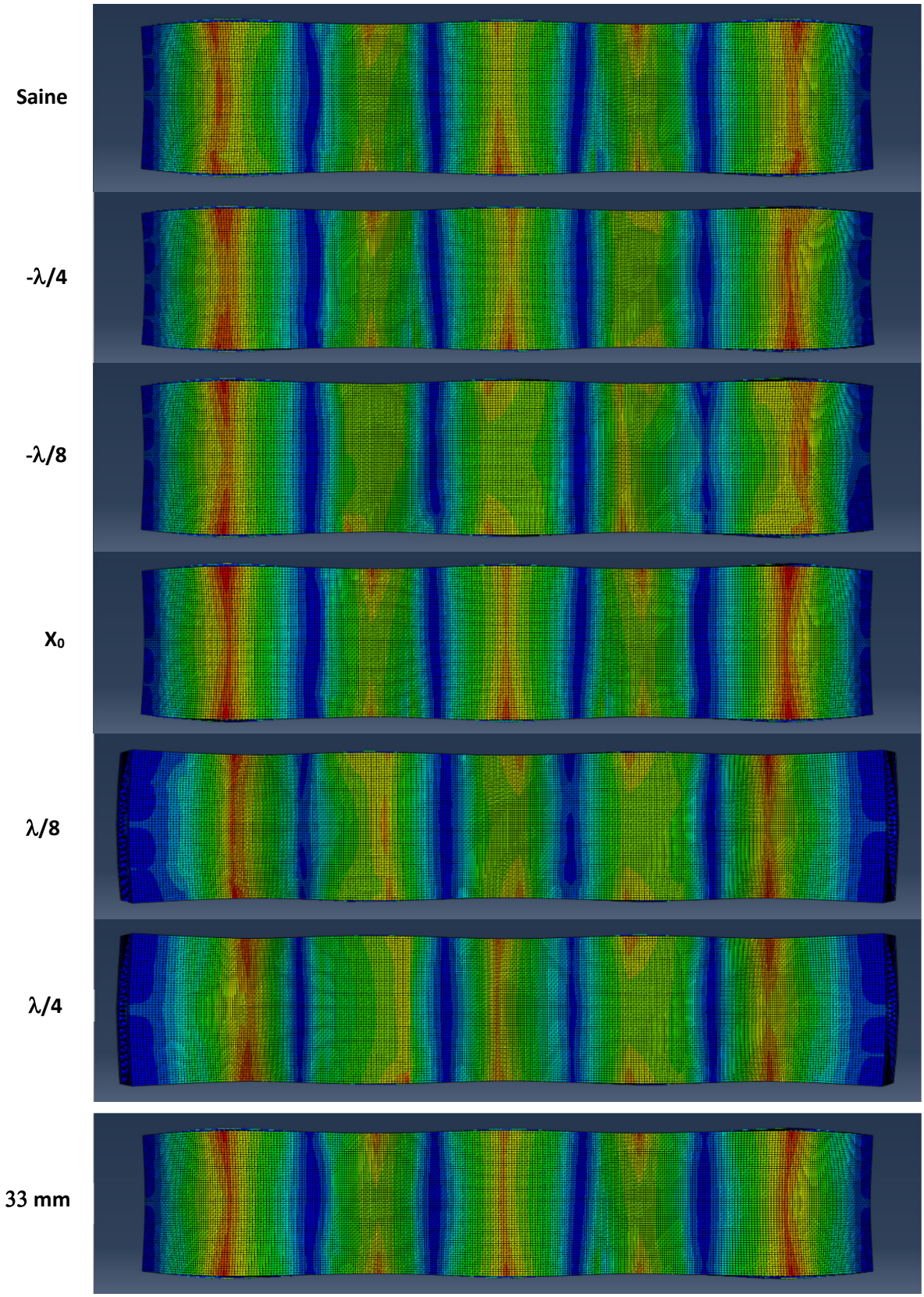


Figure 4.39 *– Evolution des champs de contraintes de Von Mises, sur une échelle commune, en fonction du décalage simultané des 2ème, 3ème et 4ème fissures aux positions -λ/4, -λ/8, λ/8, λ/4 et x=33 mm.*

La similitude des gradients de contraintes, en termes de localisation, en configuration -$\lambda/4$, x_0 et $\lambda/4$ laisse à penser que lorsque les positions respectives des 2ème, 3ème et 4ème fissures coïncident avec les lignes nodales de ce mode, sa f_R est majoritairement portée par sa déformée modale.
Aux positions $-\lambda/8$ et $\lambda/8$, il est possible que ces 3 fissures occupent une position d'équilibre, où la prédominance des fissures équivaut à celle du mode.
En revanche, aux positions intermédiaires (x=33mm), ces fissures jouent un rôle prédominant qui tend à faire chuter la rigidité de l'éprouvette, ce qui pourrait expliquer cette variation d'environ 15 Hz (figure 3.8).

En conclusion, ces résultats confirment bien le fait qu'il existe numériquement, à l'aplomb de chaque fissure, un gradient de contrainte locale qui, au gré de leur apparition et donc de leur localisation, interagit conjointement avec celui imposé naturellement par la déformée modale du mode considéré, ce qui conduit aux variations de f_R observées figure 4.38. Mais bien que ces variations ne soient pas négligeables au regard de celles liées à la variabilité inter-éprouvettes par exemple, elles restent tout de même faible (< 1%).
Cela signifie que pour un nombre de fissures donné, on admet une certaine variabilité de la fréquence de résonance des 5èmes modes de flexion et de torsion, qui s'explique par la distance entre fissure, par leur répartition le long de l'éprouvette, ainsi que par leur situation au regard de la longueur d'onde du mode considéré. Ces considérations s'étendent aux modes de plus bas degré tels que les 4èmes modes de flexion et de torsion, potentiellement utilisables dans l'élaboration du critère de santé, mais avec une variabilité moindre. Il existe donc plusieurs sources de dispersion, avec des effets numériques et/ou physiques. D'un point de vue numérique, il y a l'influence du maillage et son interaction avec les fissures, ainsi que les phénomènes de symétrie géométrique induits par la régularité du maillage. D'un point de vue physique, il y a la présence de défauts qui induisent des concentrations de contraintes et qui conditionnent l'apparition de fissuration. Puis de manière conjointe, il y a l'interaction entre la déformée modale et la position des fissures.

Comme la position (et la forme) des fissures est très dispersive, il n'est pas possible de les placer arbitrairement pour analyser directement, et de manière univoque, l'effet du nombre de fissure sur les fréquences de résonance. En conséquence, nous n'avons pas d'autres choix que d'implanter ces fissures numériques aux emplacements où leurs homologues physiques sont observés, dans la mesure où ces travaux n'ont pas pour objectif de prédire le comportement de l'éprouvette mais véritablement à expliquer ce qui est expérimentalement observé.

Fort de ces résultats obtenus à partir de 7 fissures, il est possible d'étendre ce raisonnement à un plus grand nombre de fissures en utilisant une répartition aléatoire. En effet, en partant du fait que l'on puisse atteindre plus d'une centaine de fissures dans les plis à 90°, on conçoit, d'un point de vue statistique, que le choix de la position d'une fissure va considérablement se restreindre, d'autant que la densité de fissuration à rupture est proche d'une fissure/mm. Nous devrions alors observer, au fil de l'apparition des fissures transversales, une variation progressive de la rigidité de l'éprouvette (via les f_R des modes considérés) ainsi qu'une dispersion fréquentielle plus faible.

4.3.4 Etude de la répartition aléatoire des fissures

Pour illustrer ces propos, 10 configurations d'éprouvettes constituées respectivement de 1, 3, 7, 10, 20, 30, 40, 60, 85 puis 104 fissures sont numériquement élaborées. Pour chacune d'entre elles, nous effectuons 30 tirages aléatoires selon la position des fissures le long de la partie utile de l'éprouvette. Ce nombre de tirages nous permet d'estimer la moyenne du critère de santé pour un nombre de fissures donné et nous donner une idée de sa dispersion. Une meilleure estimation statistique de ces grandeurs nécessiterait un plus grand nombre de tirages, ce qui n'est pas l'objet de la présente étude. Ainsi, pour chaque couple de modes, son critère de santé moyen, son écart type et ses valeurs extrêmes sont estimés en fonction du nombre de fissures présentes dans la zone utile de l'éprouvette (4.40).

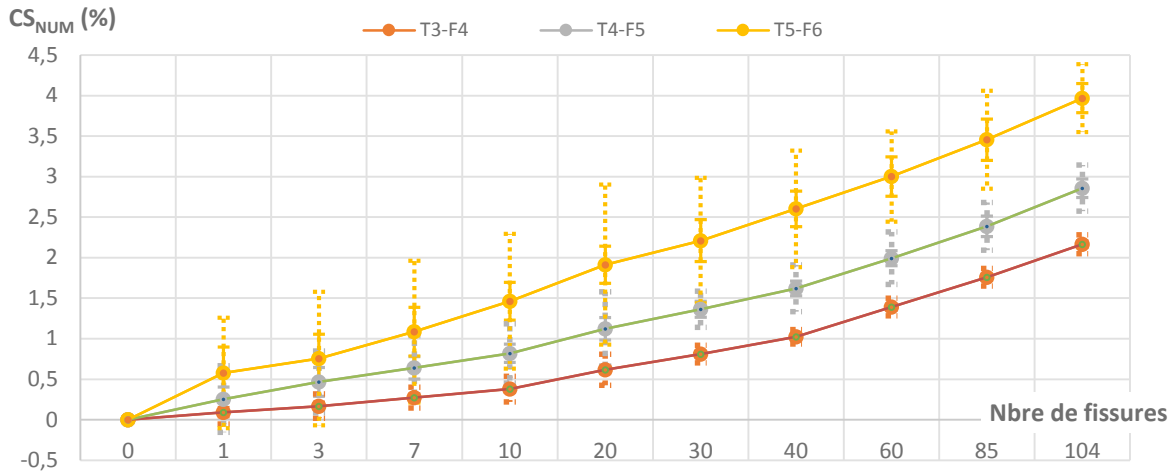


Figure 4.40 *– Illustration de la dispersion du critère de santé numérique en fonction du nombre de fissures présentes dans l'éprouvette. L'écart type est représenté par des barres d'erreur en trait plein alors que les valeurs extrêmes sont représentées par des barres d'erreur en trait pointillé.*

On observe alors :

- Une évolution de la composante continue du critère de santé au fur et à mesure de l'augmentation du nombre de fissures transversales ; jusqu'à 2,5% pour le couple T_4F_5 et jusqu'à 4% pour le couple T_5F_6 lorsque la densité de fissuration arrive à saturation.
- Une faible dispersion du critère de santé lorsque les indices des modes constitutifs d'un couple (par exemple T_3F_4) sont petits.
- Une diminution de la dispersion du CS dès lors que les 20 premières fissures sont atteintes.

Les résultats précédemment obtenus ont permis d'illustrer les difficultés d'interprétation auxquelles nous sommes confrontés pour apporter une explication tangible quant à la contribution de ces différents facteurs influents sur l'évolution du comportement modal de l'éprouvette numérique. En effet, leur nombre ainsi que leur dépendance vis-à-vis des uns et des autres, font qu'il est extrêmement complexe d'appréhender l'évolution de chaque mode, et ce, même à faible densité de fissuration. En revanche, à l'aide d'une approche statistique appropriée, il devient possible de quantifier l'incertitude de mesure du CS portée par l'élaboration artisanale des éprouvettes physiques. En effet, jusqu'alors

inaccessible en raison de la nécessité de disposer d'un jeu d'éprouvettes physiques considérable, il devient tout de même possible de l'appréhender numériquement comme nous venons de le faire, au travers de la répartition aléatoire de ces fissures numériques, soit 300 cas observés.

Quoiqu'il en soit, cette approche reste valable uniquement dans le cadre de la fissuration transversale, puisque nous n'avons pas pris en considération l'intégralité de la cinématique de dégradation propre à l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$, et dans la limite de la forme idéalisée « droite » choisie pour la fissure.
Le temps nécessaire à leur mise en données, à la réalisation des calculs ainsi qu'à leur post-traitement, ne permettent pas de prendre en compte le délaminage (90,-45) en bord d'éprouvette dans le cadre de ces travaux statistiques, puisqu'il faudrait analyser de nouveau 150 cas supplémentaires, combinant fissures transversales et délaminage.

Ceci étant, il reste un dernier élément à prendre en considération avant d'effectuer la comparaison entre critère de santé physique et critère numérique : la mise en donnée des conditions aux limites.

4.3.5 Prise en compte de l'encastrement : choix des conditions aux limites

Ces conditions aux limites représentent l'un des points clés de cette méthode puisque la notion d'encastrement de nos organes véhicule, auxquelles elles font référence, évolue au cours de la vie du véhicule. Il nous faut donc contrôler l'état d'encastrement, le maîtriser et par conséquent définir ces conditions aux limites, à l'échelle de l'éprouvette, afin de s'assurer de la représentativité entre modèle physique et modèle numérique. Contrairement à l'étude paramétrique menée précédemment, il nous faut à présent réintégrer les talons aux extrémités de l'éprouvette, puisque l'objectif final consiste à comparer le critère de santé physique au critère de santé numérique. Pour cela, il est indispensable de décrire la manière dont doivent être maintenus les talons de l'éprouvette numérique entre les mors, afin de reproduire l'état d'encastrement de l'éprouvette physique.
C'est donc en raison de la simplicité de son design, que l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ est privilégiée pour servir de support à cette étude. Nous nous appuyons, en partie, sur les résultats précédemment obtenus, tels que :

- les masses volumiques du composite et des talons (§4.1.1),
- les paramètres matériaux du composite et des talons, via les constantes de l'ingénieur précédemment identifiées (Tableaux 4.1 et 4.2),
- ainsi que le nombre et le type d'éléments définis dans chacun des plis (§4.1.2),

pour élaborer 2 éprouvettes numériques représentatives de leurs homologues physiques (§3.1.1).
Puis, il reste ensuite à ajuster leurs dimensions géométriques, notamment dans l'épaisseur, pour obtenir un recalage en masse optimal. Ceci fait, les écarts en masse, entre les modèles numériques et physiques, sont alors inférieurs à 0.5%. Notons toutefois qu'il est toujours possible de réduire cet écart, mais il faut pour cela définir l'épaisseur avec une précision micrométrique. Dès lors, on est en droit de s'interroger sur la pertinence de cette précision métrologique au regard des incertitudes associées aux paramètres matériau (élaboration artisanale des éprouvettes). En conséquence, nous faisons le choix de conserver ainsi ces 2 modèles d'éprouvettes saines.

➔ Mais comment représenter ces conditions aux limites de la manière la plus réaliste qui soit ?

D'un point de vue expérimental, les éprouvettes sont maintenues à leurs extrémités par des mors. L'encastrement est réalisé en appliquant un effort de serrage sur les mors qui appliquent une pression, supposée uniforme, sur la surface extérieure des talons. Par frottement, le glissement entre les mors et les talons sont supprimés. D'un point de vue numérique, il existe plusieurs méthodes (figure 4.41), de la plus proche des conditions réelles à la plus abstraite :

1 – Imposer une pression et des conditions de contact frottant entre la surface extérieure du talon et une surface rigide représentant les mors.

2 – Imposer une pression de contact et des conditions de glissement tangentiel nul sur la surface extérieure du talon.

3 – Imposer une condition de déplacements normal et tangentiel nuls (soit une condition d'encastrement) sur la surface extérieure du talon.

4 – Imposer un encastrement sur la totalité du talon.

5 – Imposer un encastrement sur la surface de contact entre l'éprouvette et le talon.

6 – Imposer un encastrement sur le bord de la zone utile de l'éprouvette.

7 – Imposer un déplacement nul uniquement dans le sens de la longueur de l'éprouvette au bord de la zone utile.

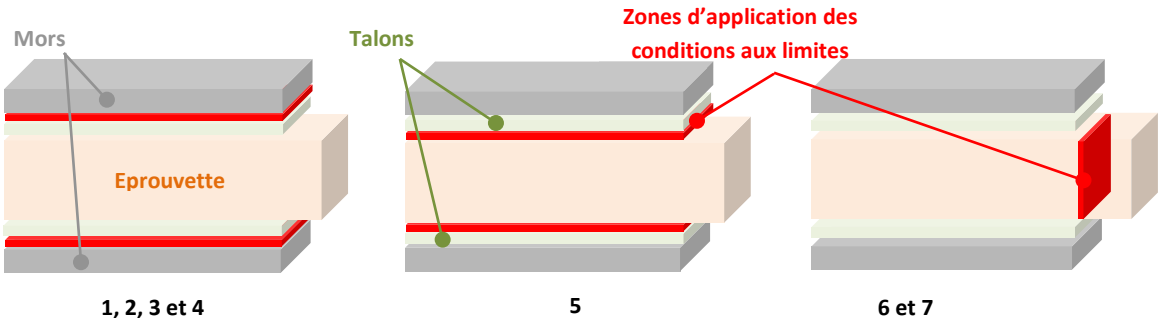


FIGURE 4.41 *- Illustration des zones de contact liées à la prise en compte de l'encastrement.*

Les méthodes 1 et 2, bien que proches des conditions physiques, posent des problèmes numériques de stabilité à cause des conditions de contact, induisant un calcul non-linéaire. Vu notre étude modale linéaire, ces conditions ont été écartées. Les méthodes 6 et 7 sont classiquement utilisées lorsque l'objet du calcul est de déterminer le comportement de l'éprouvette loin des mors (en appliquant le principe de Saint-Venant). Cependant, ici, cela revient à supposer que toute la matière comprise dans les mors n'influe pas sur les modes propres de l'éprouvette. C'est ce raisonnement qui a été utilisé pour justifier l'étude précédente sur la seule zone utile de l'éprouvette. La différence entre les méthodes 6 et 7 est la prise en compte de l'effet Poisson (7) ou non (6) au niveau du bord du mors. De manière similaire, les méthodes 4 et 5 supposent que la masse des talons ne joue pas a priori sur les modes de l'éprouvette mais que l'éprouvette elle-même peut cisailler dans les mors. C'est une possibilité, étant donné que les mors empêchent grandement la déformation des talons. Mais nous ne sommes pas obligés de faire cette hypothèse. Dans ce cas, il ne reste que la méthode 3 qui autorise le cisaillement dans les talons et la partie de l'éprouvette incluse dans les mors et prend en compte la masse et la déformation des talons. Pour notre étude, nous avons retenu la méthode 3, nommée

« Talon_Face_Supérieure » (ou TFS), et la méthode 4, nommée « Talon_Complet » (ou TC), ce qui nous permet de prendre en considération le cisaillement dans la totalité de l'éprouvette ainsi que sa masse totale (talons inclus). La comparaison entre les méthodes 3 et 4 permet de voir si la déformation des talons a une influence.

Pour répondre à ce dilemme, nous ne nous sommes pas contentés d'une simple comparaison entre éprouvettes physique et numérique saines. En effet, pour préjuger du potentiel de ces 2 solutions, chaque éprouvette numérique reçoit en nombre et en lieu les fissures transversales qui sont observées sur son homologue physique respectif, à l'issue de chaque cycle de charge/décharge. L'objectif étant d'apprécier la reproductibilité du critère de santé numérique en fonction des conditions aux limites, à l'aide des couples de modes T_3F_4 et T_4F_5 et en conditions réelles de dégradations.
Les résultats associés aux CS_{T3F4} et CS_{T4F5} de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ n°1 sont représentés figures 4.42 et 4.43.

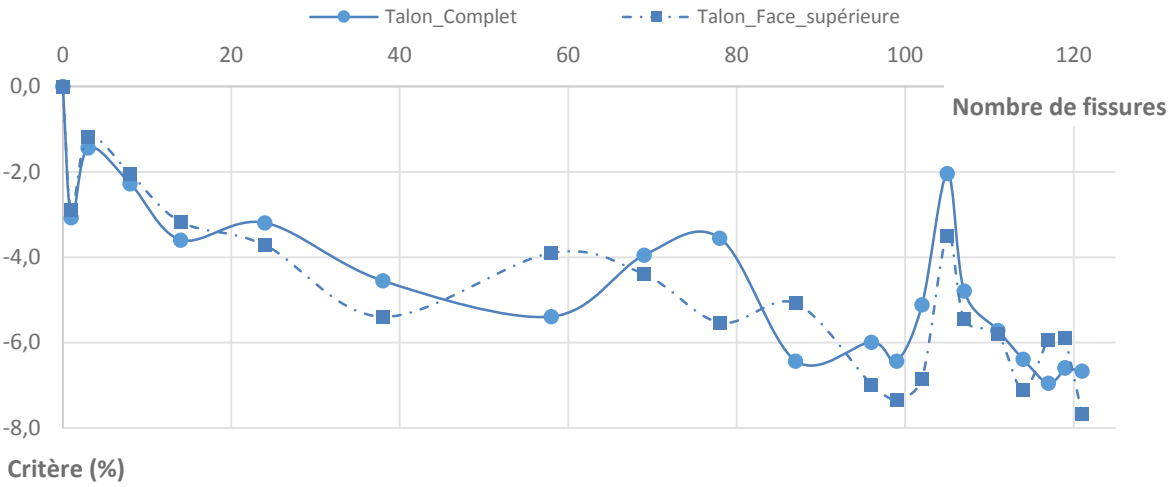


***Figure 4.42** – Impact de l'encastrement (a) Talon Complet (b) Talon Face Supérieure, sur l'évolution du critère de santé numérique associé au couple de modes T3F4 de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ n°1.*

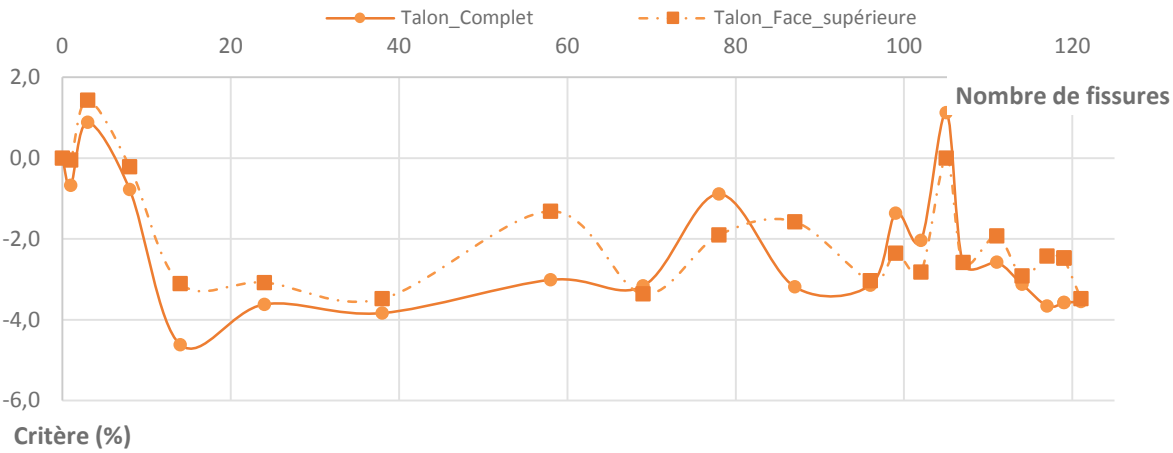


***Figure 4.43** – Impact de l'encastrement (a) Talon Complet (b) Talon Face Supérieure, sur l'évolution du critère de santé numérique associé au couple de modes T4F5 de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ n°1.*

Pour un couple de modes donné, les courbes ne sont pas parfaitement superposables, mais ne se distinguent pas non plus de manière significative. Il est fort probable que les écarts de CS observés proviennent de la proximité de certaines fissures avec les talons. A ce titre, si l'on observe les contraintes au sortir de l'interface éprouvette/talon, on constate une légère différence de comportement, qui se traduit par un gradient de contraintes plus élevé dans le cas de l'encastrement « Talon_Complet » que dans celui de l'encastrement « Talon_Face_Supérieure » (figure 4.44), induit par l'interaction entre l'effet Poisson et la présence d'une fissure dans la zone d'influence des mors.

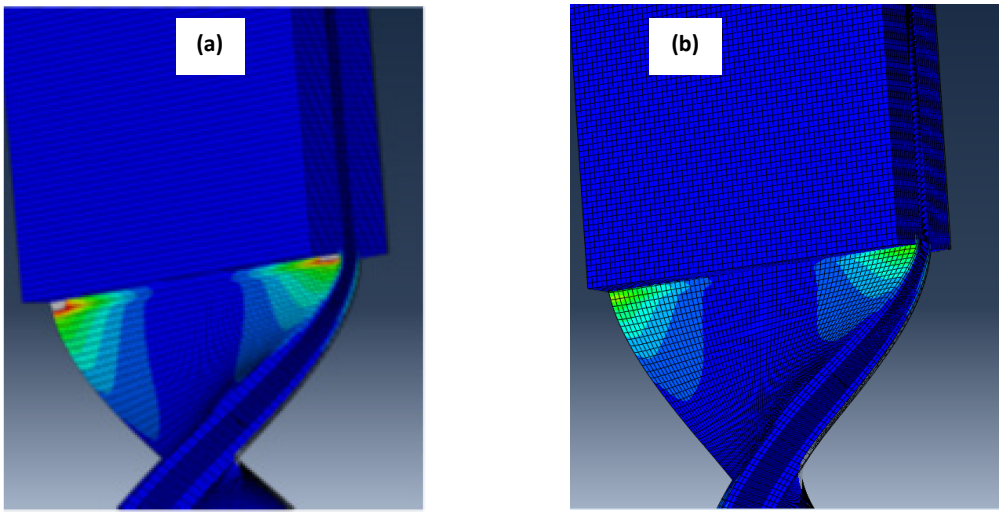


Figure 4.44– *Illustration des gradients de déformations présents au niveau de l'interface Eprouvette/Talon en configurations (a) Talon Complet (TC) - (b) Face Talon Supérieure (FTS).*

Afin de corroborer ces propos, observons à présent les résultats obtenus à partir de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ n°2 (figures 4.45 et 4.46).

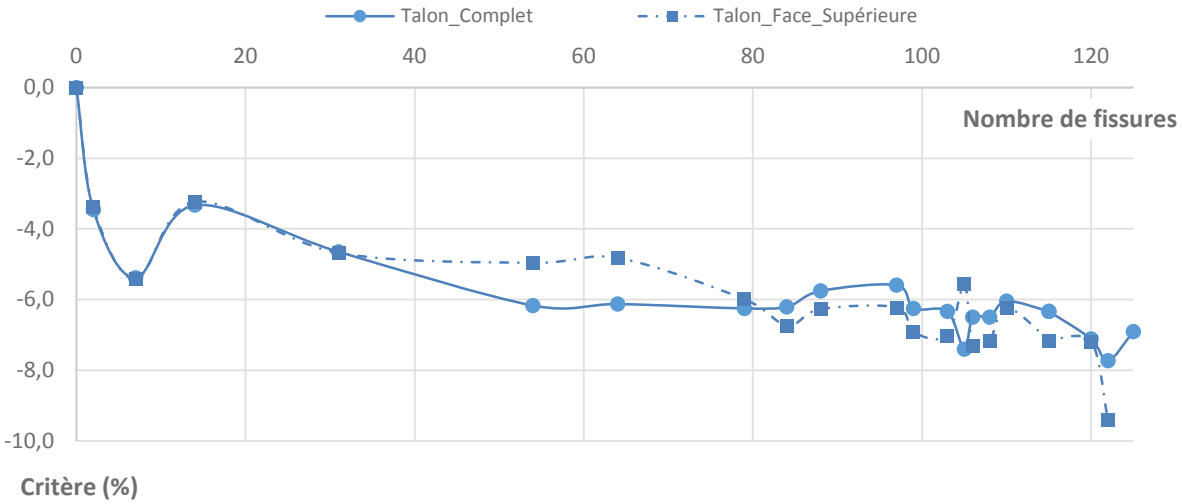


Figure 4.45 *– Impact de l'encastrement (a) Talon Complet (b) Talon Face Supérieure, sur l'évolution du critère de santé numérique associé au couple de modes T3F4 de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ n°2.*

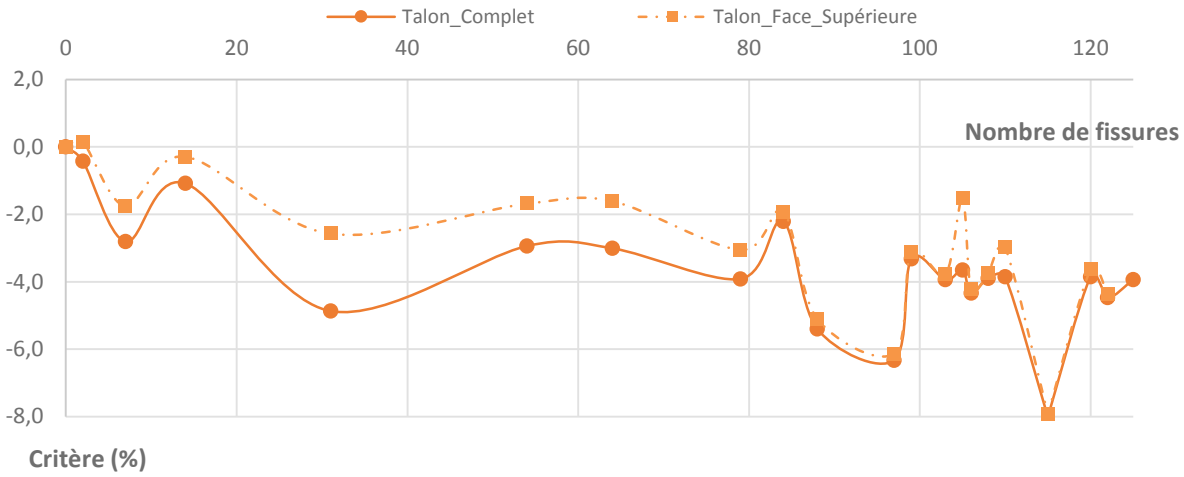


***Figure 4.46** – Impact de l'encastrement (a) Talon Complet (b) Talon Face Supérieure, sur l'évolution du critère de santé numérique associé au couple de modes T4F5 de l'éprouvette numérique $[0_3,90_3]_S$ n°2.*

Le constat est le même que pour l'éprouvette précédente. En effet, les différences entre ces 2 modes d'encastrement sont très faibles, et ce, quelle que soit l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ considérée. En revanche, si l'on compare les 2 éprouvettes, il existe ponctuellement, et ce, pour un mode d'encastrement fixé (TC ou TFS), des écarts un peu plus marqués, qui sont liés au fait que le nombre de fissures, et surtout leur localisation, ne sont pas comparables entre elles.

En conclusion, pour une étude qualitative du critère de santé, les deux modélisations donnent des résultats similaires et sont donc, toutes les deux, acceptables pour notre étude. Cependant, une interaction très locale à proximité des mors a été observée, ce qui est cohérent avec le principe de Saint-Venant qui ne peut s'appliquer à cette zone. Le problème est, que dans ce cas, les deux méthodes sont fausses a priori (les méthodes 1 et 2 étant plus proches de la réalité physique), ce qui nous autorise à choisir celle qui est la plus pratique pour nous, ici la méthode 4.

4.4 Impact de la fissuration intralaminaire sur éprouvette $[0_3,90_3]_S$

La mise en forme des éprouvettes numériques $[0_3,90_3]_S$ à l'état sain (§4.1.2), ainsi que la représentativité des conditions aux limites (§4.2.5), font de ces modèles numériques des répliques quasi parfaites de leurs homologues physiques. Même si elles ne sont pas leur exact reflet puisqu'elles ne rendent pas compte des « défauts » à l'échelle microscopique, leur comportement structurel respectif devrait être suffisamment proche de la réalité.
Toutefois, la prise en compte de la fissuration intralaminaire par insertion de fissures transversales dans les plis à 90° (§4.1.3) tend à dégrader leur ressemblance puisque cela nécessite de reproduire, au sein de chaque éprouvette numérique, le nombre exact de fissures observables sur leur homologue physique ainsi que leur emplacement avec une exactitude de l'ordre de ± 50 µm. Cet Intervalle de Tolérance (IT) se justifie par le fait que ces fissures ne soient pas parfaitement verticales, puisqu'elles apparaissent au gré des défauts, et se propagent suivant le contour des renforts (ou fibres de verre). De plus, à ce premier écart numérique lié à la représentation de la géométrie de la dégradation, s'ajoute la présence de gradient de contraintes en pointe de fissures (§4.2.3), ce qui tend à réduire un

peu plus le degré de similitude entre modèles physique et numérique, au risque de nuire à la qualité de notre jugement. Mais de toute évidence, la simulation permet de rendre compte de l'impact de ces phénomènes locaux à l'échelle macroscopique, alors que l'expérimentation ne permet pas d'accéder à l'échelle mésoscopique.
Ainsi, pour juger de la pertinence de nos interprétations quant à l'implication des fissures transversales sur la chute progressive du CS physique (§3.1.3), il est indispensable d'estimer la dispersion du CS numérique par rapport au positionnement aléatoire de ces fissures, et ce, pour chaque cas de fissuration observé. L'objectif consiste donc à reproduire le processus développé §4.2.4, mais cette fois-ci à partir du modèle d'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ abouti (éprouvette + talons en configuration encastrée « talon complet ») et en ne considérant que le nombre de fissures à l'issue de chaque cycle de charge/décharge.

4.4.1 Comparaison des critères de santé numériques et expérimentaux

A l'aide des résultats obtenus §3.1.3 (figures 3.13 et 3.14), et au regard des considérations liées à l'élaboration des éprouvettes numériques $[0_3,90_3]_S$, nous comparons le CS physique à son homologue numérique, à iso-fissures et à iso-localisation. En ajoutant un second CS numérique, dont la dispersion est représentative du caractère aléatoire de la répartition des fissures à iso-fissures, cela doit permettre de statuer définitivement sur l'origine de la chute du CS physique.
Pour rappel, à chaque cas de fissuration observé, 30 tirages représentatifs de la répartition aléatoire du nombre de fissures dans la partie utile de ces éprouvettes sont réalisés. Cela permet d'estimer pour chaque mode sa f_R moyenne, son écart type, ses bornes inférieures et supérieures, et ainsi d'établir l'incertitude associée au critère de santé numérique pour chaque cas de fissuration observé, avec un facteur d'élargissement K=2.
Afin d'étayer ces propos, intéressons-nous, à présent, aux résultats de cette première comparaison entre éprouvettes n°1, en fonction du couple de modes T_3F_4 (figures 4.47).

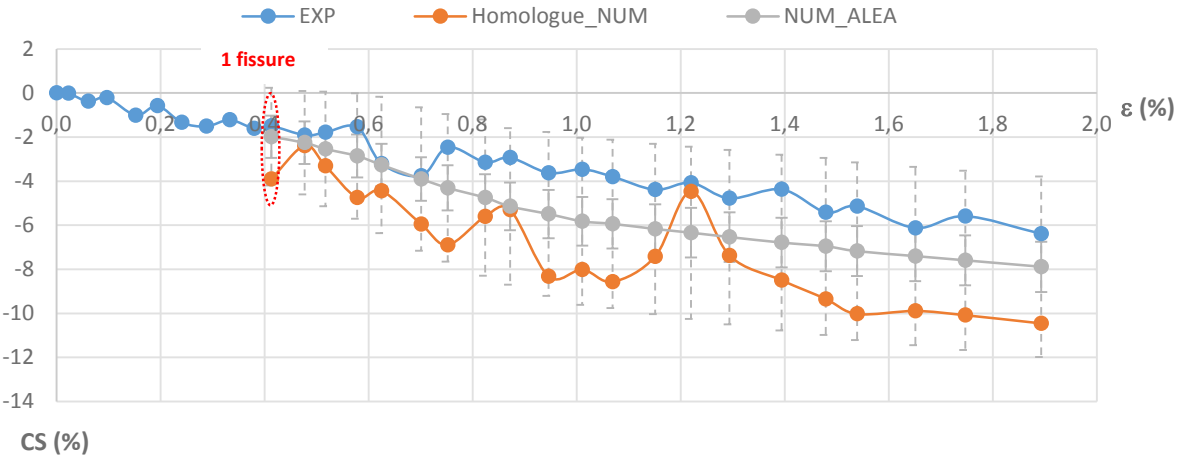


***Figure 4.47** – Evolution des critères de santé numérique et physique T_3F_4, associés à l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°1.*

Si l'on observe uniquement le critère de santé physique, on constate qu'il est composé de 2 parties. Une première partie qui s'étend de l'état sain jusqu'à 0.38% de déformation, pendant laquelle

aucune fissure transversale n'est apparue sur les tranches de l'éprouvette. Puis une seconde partie de 0.41% à 1.88% de déformation, au cours de laquelle ce phénomène de fissuration intralaminaire va croître jusqu'à atteindre son seuil de saturation. Pour comparer les critères de santé physique (EXP) et numérique (Homologue_NUM) à iso positionnement des fissures, il est nécessaire de prendre en considération cette chute de critère en début d'essai, en l'intégrant aux critères numériques (« Homologue_NUM » et « NUM_ALEA »).

On observe alors, dès 0.41% de déformation (stade à partir duquel la première fissure apparaît), un décalage de 2% du CS Physique (bleu) par rapport à son homologue numérique (orange). Cela s'explique par le fait qu'il existe un gradient de contrainte à l'aplomb de chaque fissure, ce qui rend le CS numérique sensible au positionnement des fissures, notamment lorsque l'indice des modes concernés est élevé. Pour s'en convaincre, il suffit d'observer la courbe « NUM_ALEA » (gris) qui rend, elle, compte de la moyenne des 30 critères de santé numériques élaborés autour du positionnement aléatoire de cette première fissure. On peut donc en conclure que ces premiers résultats sur le critère de santé T_3F_4 sont très encourageants dans la mesure où l'allure des courbes caractéristiques des CS physique et numérique se ressemble. En effet, bien qu'elles ne soient pas superposables, puisque l'éprouvette numérique n'est qu'une représentation idéalisée de l'éprouvette physique, on constate que le critère de santé physique (bleu) est inclus dans l'intervalle de tolérance du critère de santé numérique (gris), et ce, quel que soit le cas de fissuration observé.

On note également la présence d'un offset, de l'ordre de 2%, entre CS physique (bleu) et CS numérique (gris) dès 0,75% de déformation. A titre d'information, son apparition coïncide avec l'apparition d'une seconde dégradation : le délaminage en bord d'éprouvette.

Ce premier constat semble donc prometteur, mais qu'en est-il pour le couplage de mode T_4F_5 ?

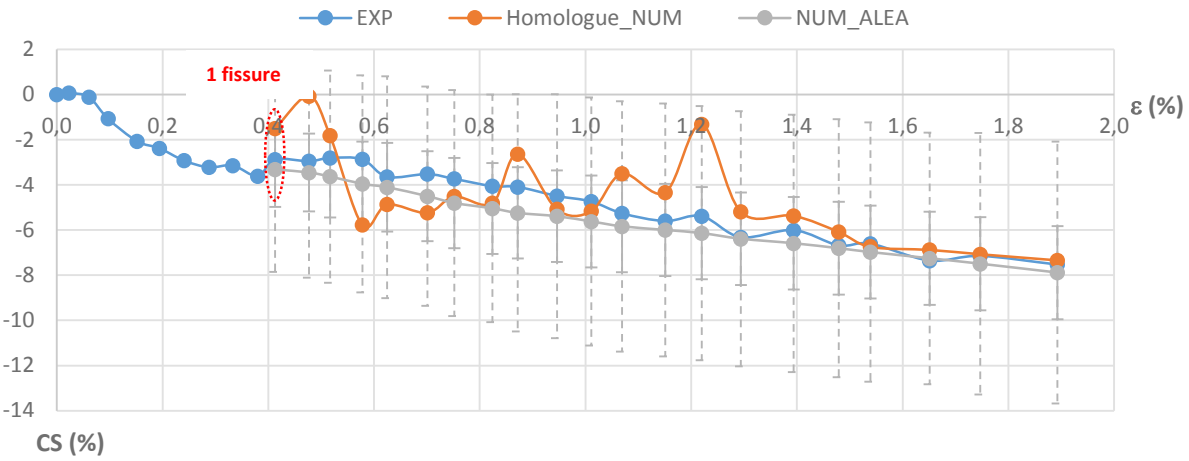


Figure 4.48 *– Evolution des critères de santé numérique et physique T_4F_5, associés à l'éprouvette $[0_3,90_3]_5$ n°1*

Outre une dispersion du critère de santé numérique T_4F_5 plus importante que celui associé au couple de modes T_3F_4, ces résultats (figure 4.48) semblent corroborer les précédents (figure 4.47) à une exception près, puisqu'il paraît beaucoup moins évident d'appairer le délaminage en bord d'éprouvette à d'éventuelles variations du critère de santé physique.

Il paraît donc difficile de statuer, sans aucune ambiguïté, sur l'origine exacte des écarts entre le CS Physique et son homologue numérique, dans la mesure où ces 2 modèles se distinguent très légèrement par la présence de défauts (amalgames de résine, variations locales de renforts …) pour

l'un et par l'apparition de singularités à l'aplomb des fissures pour l'autre. Mais malgré cela, **on observe de grandes similitudes quant à l'évolution de leur courbe respective, ce qui laisse à penser que la densité de fissures transversales est, en majeure partie, responsable des variations comportementales que ce critère de santé permet de détecter**.

Pour asseoir ces premiers résultats, observons ceux obtenus à partir de l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°2 (figures 4.49 et 4.50).

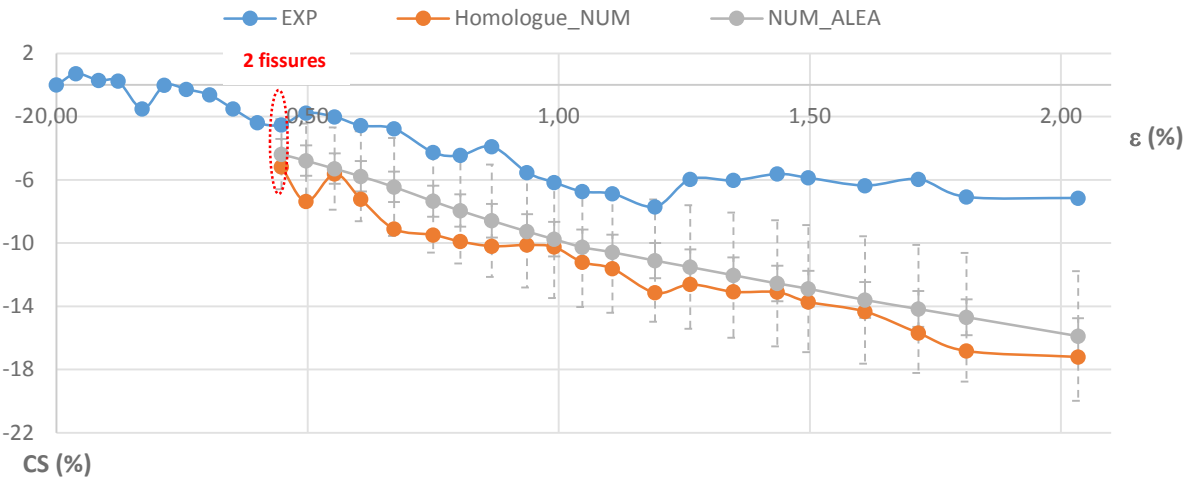


Figure 4.49 *– Evolution des critères de santé numérique et physique T_3F_4 associés à l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°2.*

A l'équivalent des résultats précédents, l'allure des courbes (figure 4.49) montre, une fois de plus, que les critères de santé chutent à l'unisson, et corroborent le fait que le comportement modal des éprouvettes semble majoritairement piloté par la densité de fissures transversales. Cela étant, on constate que ce CS physique se décompose à présent en 3 parties, les 2 premières étant semblables à celles de l'éprouvette n°1 alors que la troisième traduit un effet de seuillage à partir de 1,26% de déformation, non observable sur son homologue numérique. Si l'on s'intéresse à présent, au couple de modes T_4F_5 (figure 4.50), on constate une fois de plus que son allure est comparable à celui de l'éprouvette n°1, à l'exception de l'effet de seuillage précédemment observé.

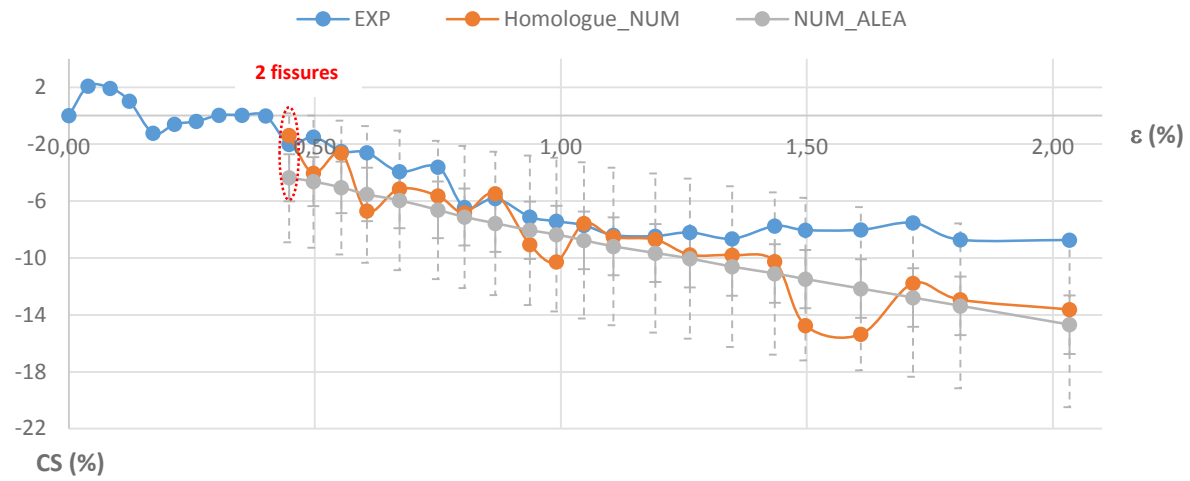


Figure 4.50 *– Evolution des critères de santé numérique et physique T_4F_5associés à l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ n°2.*

Si l'on reprend la cinématique de dégradation des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ telle que nous avons pu l'observer ou bien telle qu'elle est décrite dans la littérature, il est clairement admis que ce second phénomène de dégradation lié à l'apparition du délaminage en bord d'éprouvette, apparaît très tôt dans le processus de dégradation. Il débute à l'aplomb de quelques fissures transversales, puis gagne rapidement toutes les fissures, et finit par s'étendre d'une fissure à l'autre.
A cela s'ajoute un autre facteur, plus en lien avec la préparation de cette éprouvette physique n°2, notamment lors de l'étape de rectification des bords. En effet, on observe distinctement la présence de dégradations locales comme en témoigne la figure 4.51.

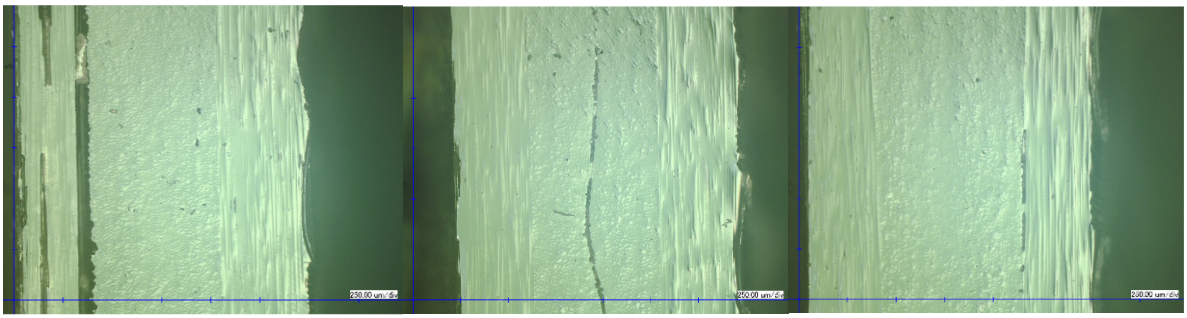


Figure 4.51 *– Illustration d'un problème de rectification sur la tranche de l'éprouvette n°2 : (a) arrachement de renforts sur la tranche et (b) présence de trous et d'amalgames dans la résine.*

Cette ultime constatation parachève notre interprétation concernant l'impact des fissures transversales sur l'évolution du comportement modal d'une éprouvette $[0_3,90_3]_S$. Ces comparaisons entre modèles physique et numérique **confirment la pertinence de notre critère de santé à la détection de fissures transversales,** et surtout **légitime la capacité de cette méthode vibratoire à suivre leur évolution.**
En effet, à l'inverse d'une exploitation mode-à-mode, bien plus sensible aux variations d'encastrement qu'aux dégradations elles-mêmes, la combinaison de modes propres de natures différentes, fortement couplés, et dont les harmoniques sont omniprésentes sur toute la bande passante du système, permet d'envisager avec optimisme l'élaboration d'un indicateur de santé à moindre coût.
Quoi qu'il en soit, les écarts observés entre les 2 critères ne s'expliquent pas uniquement par ces « accidents » d'élaboration, de rectification ou bien encore par les singularités qui apparaissent à l'aplomb des fissures présentes dans le modèle numérique. En effet, l'impact du délaminage en bord d'éprouvette, notamment à l'interface des plis 90° et -45°, ne peut être négligé, et c'est précisément ce que nous allons chercher à investiguer numériquement dans ce qui suit.

4.4.2 Limite de validité du modèle « à insertion de fissures transversales » dans les éprouvettes $[0_3,90_3]_S$

En effet, très tôt dans le processus de dégradation, apparaît le délaminage en bord d'éprouvette. Ce phénomène se traduit par la décohésion de l'interface entre les plis à 90° et 0° (§1.3). D'un point de vue expérimental, il commence à apparaître timidement vers une soixantaine de fissures (soit à 0,75% de déformation), sans qu'il ne soit pour autant perceptible sur chacune d'entre elles, puis il s'étend au fur et à mesure de la sollicitation (figure 4.52).

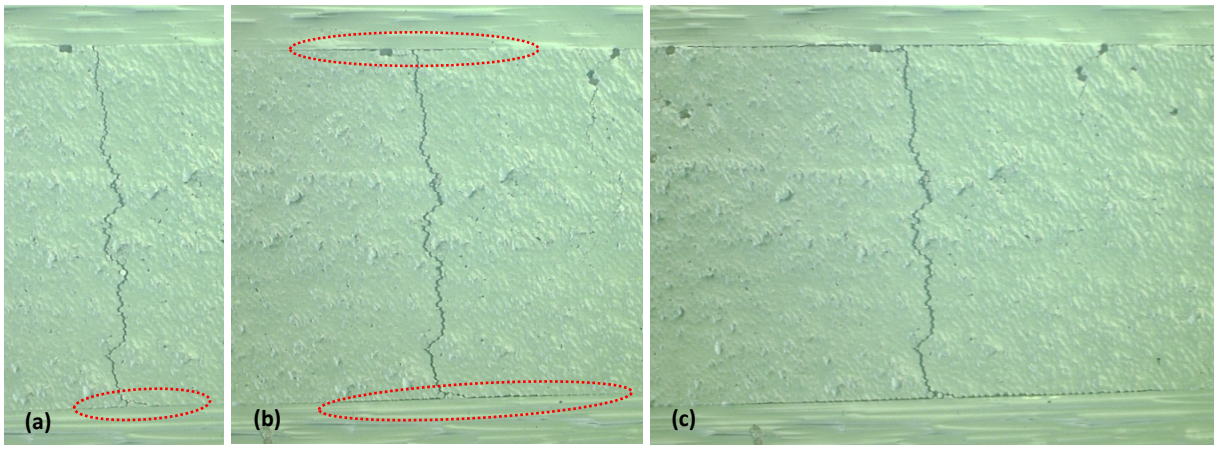


Figure 4.52 *– Evolution du délaminage (90°,0°) en bord d'éprouvette à 0,75% (a), 1,29 % (b) et 1,89% (c) de déformation.*

Dans le cadre de ce chapitre, nous avons fait le choix de ne tenir compte que de l'impact de la fissuration transversale sur le comportement modal de l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$. Cela est dû au fait que les orientations de ces plis conditionnent majoritairement l'apparition de cette dégradation. Aussi, nous négligeons volontairement l'apparition du délaminage en bord d'éprouvette dans la modélisation en faisant l'hypothèse, à raison ou à tort, qu'il ne sera prédominant qu'à partir du seuil de saturation des fissures, soit vers 2% de déformation environ.

C'est donc en majeure partie pour rendre compte de cette autre mode de dégradation, que nous allons étendre nos investigations au design d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$.

4.5 Etude de l'impact de multiples dégradations sur éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$

A l'identique des travaux menés sur les éprouvettes $[0_3,90_3]_S$, l'objectif consiste une fois de plus à étayer nos interprétations à l'aide de la simulation numérique. Pour ce second design d'éprouvette, les essais expérimentaux ont permis d'apprécier l'évolution du critère de santé au regard de multiples dégradations observables au sein de chaque pli, mais également à leurs interfaces (figure 4.53).

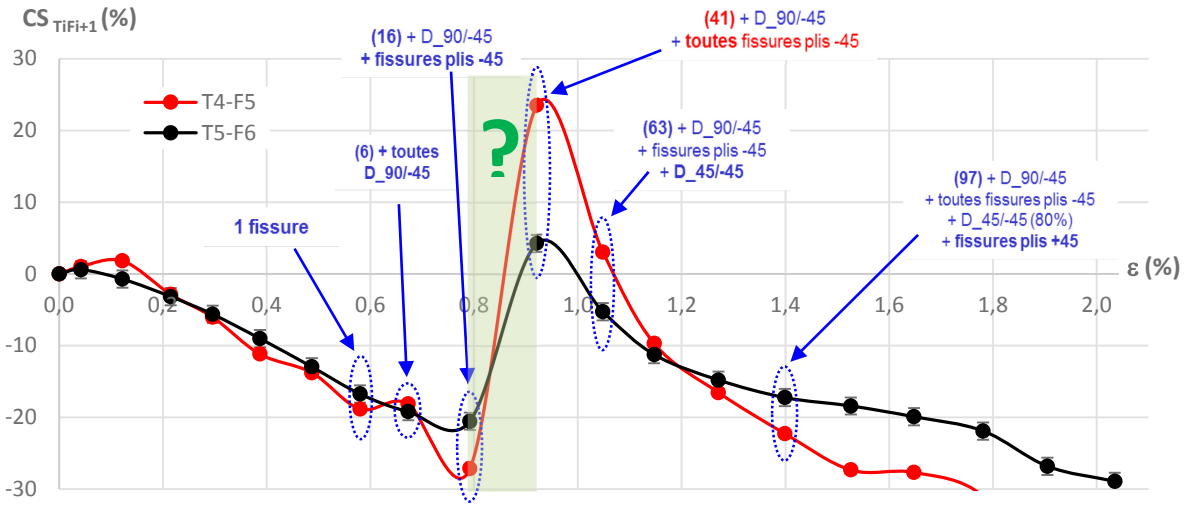


Figure 4.53 *– illustration du CSPHYS des couples T_4F_5 et T_5F_6 associés au design d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$, au regard de multiples dégradations.*

Et c'est avant tout pour expliquer la présence de ce sursaut du CS_{PHYS}, que nous imputerions expérimentalement à l'apparition des fissures intralaminaires dans les plis à -45°, qu'il va falloir intégrer au sein de son homologue numérique les différentes dégradations, par ordre d'apparition et ce jusqu'à la prise en compte de cette dégradation ciblée.
Par conséquent, le scénario de dégradations se décompose en 4 parties :

- L'insertion des fissures transversales : 1, 6, 16 et 41 fissures,
- L'insertion du délaminage (90,-45) : en supplément des 6, 16 et 41 fissures transversales,
- L'insertion des fissures intralaminaires dans les plis à -45° : soit à 16 et 41 fissures,
- La prise en compte du délaminage (-45,45) à l'aplomb de chacune des 41 fissures transversales.

Initions donc cette démarche par l'apparition puis la propagation des fissures transversales à partir du modèle d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$ développé §4.2.4.

4.5.1 Caractérisation des fissures transversales

L'insertion des fissures transversales, observées sur cette architecture d'éprouvette, respecte scrupuleusement le protocole établi §4.2.5. Elles sont donc dupliquées sur son homologue numérique, en lieu et en nombre. Aussi, afin d'illustrer la dispersion de la variabilité du CS_{NUM} au regard du positionnement de ces fissures, ou plus simplement de rendre compte de l'aspect aléatoire que revêt le lieu d'apparition de ce type de dégradation, 4 éprouvettes numériques constituées respectivement de 1, 6, 16 et 41 fissures sont réalisées. Puis nous effectuons pour chacune d'entre elles, 30 tirages représentatifs du positionnement aléatoires des fissures qui les constituent (figure 4.54).

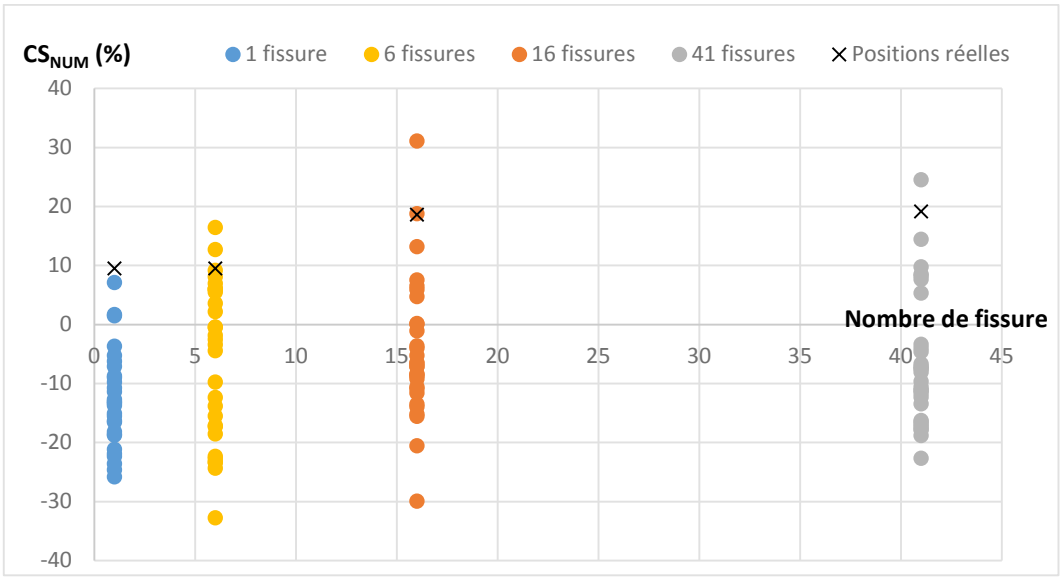


Figure 4.54 *– Illustration de la dispersion du CSNUM en fonction du caractère aléatoire que revêt l'emplacement des fissures transversales.*

Au premier abord, les dispersions observées pour chaque configuration s'apparentent peu à des distributions normales, mais il n'est pas impossible que ces 30 tirages aléatoires ne suffisent pas à représenter convenablement leur distribution. Si l'on considère à présent les valeurs extrêmes

EMaxO (Ecart Maximal Observé) et EMinO (Ecart Minimal Observé) du CS_{NUM} pour chaque configuration, on constate que la valeur du CS_{NUM} associée à la position réelle des fissures transversales est très proche de son EMaxO. Il est donc fort probable, à l'identique de l'étude précédemment menée sur l'interaction de la localisation des fissures transversales sur le comportement modal, qu'il existe un lien de dépendance entre leur positionnement et la longueur d'onde des modes considérés.
Pour s'en convaincre, il pourrait être intéressant d'identifier la position des fissures à EMaxO et EMinO. Or, nous avons vu §4.2 que l'écart entre fissures, leur distance par rapport au bord de l'éprouvette, ainsi que la manière dont elles pouvaient être réparties, complexifiaient la compréhension de leurs interactions sur le comportement modal de l'éprouvette. Pour ces raisons, il semble préférable de ne considérer qu'une et une seule fissure, à partir du couple de modes dont le CS_{PHYS} est le plus pertinent, comme celui associé au couple T_4F_5 par exemple (figure 4.55).

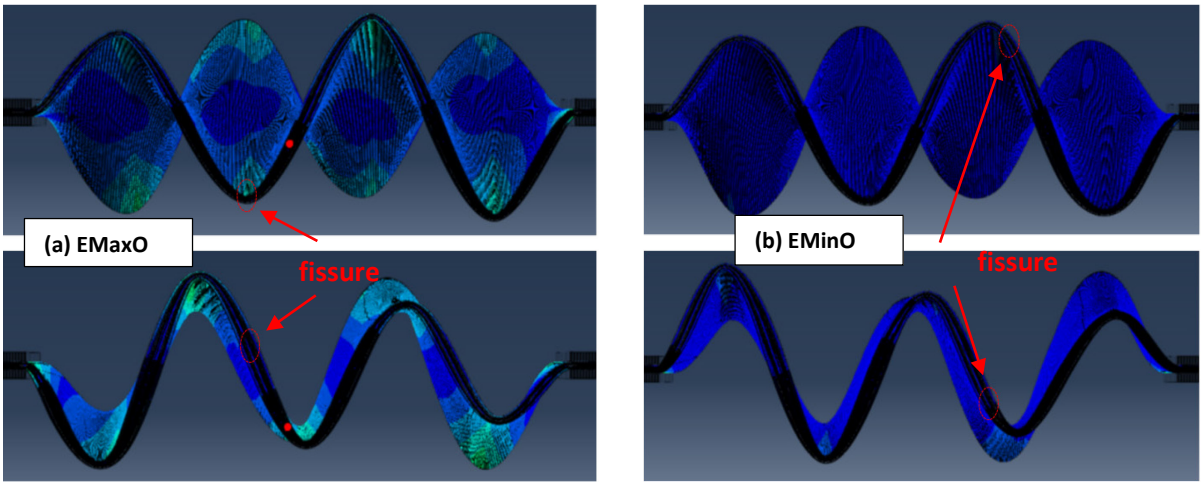


Figure 4.55 *– Illustration de la position d'une fissure lorsque l'EMaxO est atteint (a) et lorsque l'EMinO est atteint (b), en fonction du CSNUM représenté par le couple de modes T_4F_5.*

L'EmaxO semble être atteint lorsque la fissure est positionnée au sommet d'un lobe du 4ème mode de torsion et sur une ligne nodale du 5ème mode de flexion (figure 4.55a). L'EMinO quant à lui est atteint lorsque la fissure n'est ni au sommet de ce premier mode ni sur un nœud de ce second mode (figure 4.55b). Rappelons toutefois que ces 2 valeurs (EMaxO et EMinO) sont obtenues à l'issue de 30 tirages aléatoires, et que rien ne prouve qu'elles représentent les valeurs extrêmes de cette distribution. D'ailleurs, il se pourrait que l'Ecart Minimal soit atteint lorsque l'emplacement de cette fissure est respectivement à $\lambda/8$ du 4ème mode de torsion et du 5ème mode de flexion.
A ce titre, il est également intéressant de constater que de par leur différence de longueur d'onde, la sensibilité de l'un des modes décroît lorsque la sensibilité de l'autre croît. C'est très certainement ce qui rend ce couple de mode sensible à la détection des fissures transversales.
Fort de ces premières constatations, il nous faut à présent prendre en considération les fissures interlaminaires qui apparaissent à l'aplomb de ces fissures transversales, et que l'on désigne par le délaminage (90,-45) en bord d'éprouvette.

4.5.2 Caractérisation du délaminage (90,-45) en bord d'éprouvette

Ce second phénomène de dégradation apparaît sur quelques une des 6 premières fissures transversales observées, se propage ensuite à la quasi-totalité des 16 autres, puis s'étend aux 41

fissures, sans aucune exception. Il apparaît donc très rapidement au cours de ce processus de dégradation, se systématise dès l'apparition de nouvelles fissures, et progresse majoritairement en bord d'éprouvette selon l'axe X. C'est donc dans l'optique de représenter cette progression, que nous souhaitons la modéliser selon 3 étapes, où les cotes « L, p » (définies figures 4.28) illustrent respectivement la progression de ce délaminage selon les axes X et Y de l'éprouvette. Les valeurs accordées à « L » sont celles observées sur l'éprouvette physique, alors que celles de « p » sont imposées, de notre fait, à 0.15, 0.3 et 0.45 mm. Bien que ces dernières valeurs n'aient pas pu être mesurées, nous les avons définies comme telles dans la mesure où notre système de vibrothermographie n'a pas pu mettre en évidence la présence d'une décohésion à l'interface de ces plis. Au regard des résultats obtenus §3.5, nous en concluons que « p » devait être inférieure à 1 mm. Leurs représentations respectives sont illustrées sur la figure 4.56.

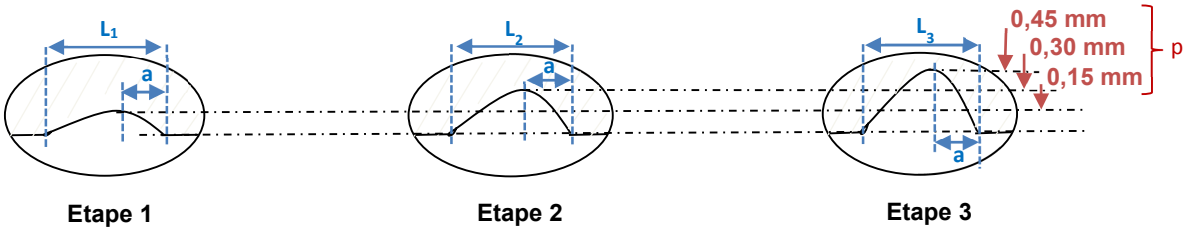


Figure 4.56 *– Illustration de la progression du délaminage (90,-45) en bord d'éprouvette au regard des observations effectuées sur l'éprouvette physique* $[0_2,45,-45,90_2]_S$.

Afin d'appréhender plus justement l'impact de cette dégradation sur l'évolution du critère de santé, ce délaminage est appliqué :

- sur la seule fissure concernée (position réelle) de la configuration « 6 fissures », selon la définition Etape1,
- en ne considérant qu'une fissure transversale sur 2, puis à l'équivalent des fissures physiques incriminées (position réelle), et enfin sur toutes les fissures transversales de la configuration « 16 fissures », selon la définition Etape 2,
- à toutes les fissures transversales (position réelle) de la configuration « 41 fissures », selon la définition Etape 3.

Les longueurs L_1, L_2 et L_3 , représentatives de cette dégradation en bord d'éprouvette, sont alors respectivement de 0.3, 0.45 et 0.7 mm, comme l'illustre la figure 4.57, sachant que la variable « a » est maintenue à 0.15 mm. Pour rappel, cette représentation idéalisée du délaminage en bord d'éprouvette provient du fait que nous n'ayons pas trouvé de données ou d'images plus précises.

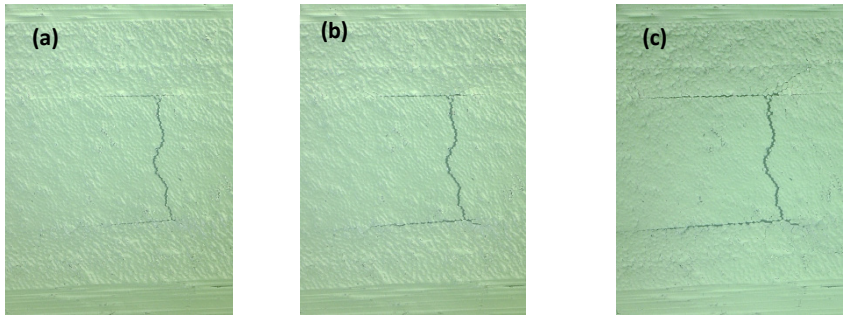


Figure 4.57 *– Illustration des longueurs représentatives (a) L1, (b) L2 et (c) L3 associées au délaminage caractéristique des steps 1, 2 et 3.*

Les variations du critère de santé T_4F_5, associées à chacune de ces configurations, sont représentées à la figure 4.58.

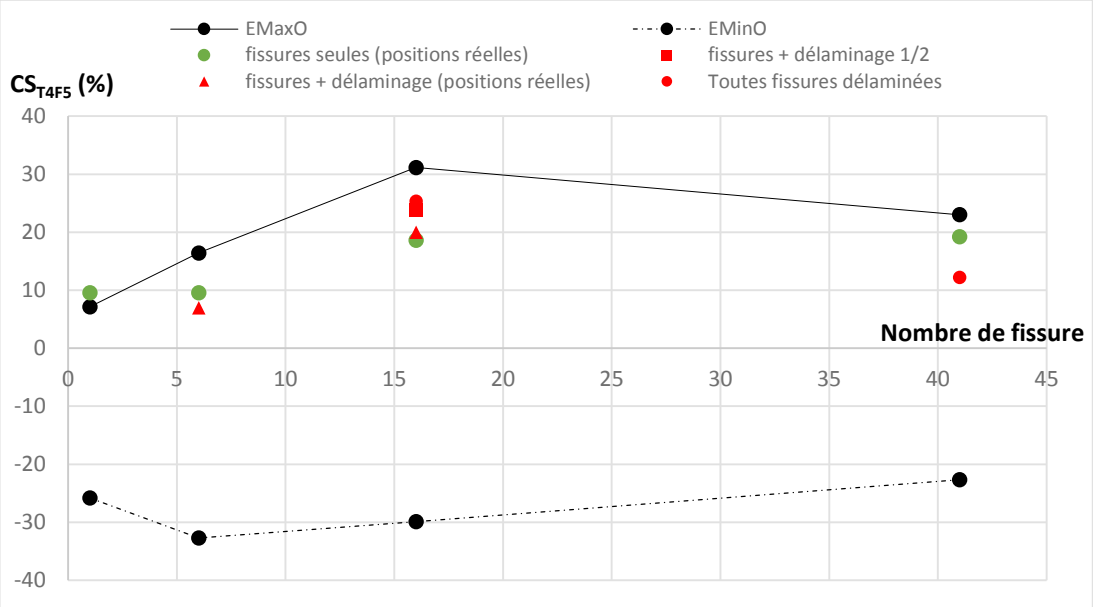


***Figure 4.58** – Evolution du CS_{T4F5} en fonction du nombre de fissures transversales et du délaminage (90,-45) associé.*

La présence de délaminage (90,-45) en bord d'éprouvette n'affecte pas de manière significative le critère de santé, et ce quel que soit le nombre de fissures considéré. En effet, lorsque cette dégradation est reportée, à l'identique de son homologue physique, à l'aplomb des fissures transversales concernées, on constate que sa contribution est faible. Elle correspond à des variations inférieures à 3% en configurations 6 et 16 fissures transversales, puis de l'ordre de 8% en configuration 41 fissures transversales. En complément d'informations, nous avons poussé l'exercice en attribuant à chacune des 16 fissures transversales, cet état de délaminage (Etape 2). L'écart ainsi obtenu entre cette définition de dégradations et celle représentative de l'état observé est alors de 5%.
En conclusion, la présence de délaminage (90,-45) en bord d'éprouvette contribue à faire évoluer le critère de santé mais de manière peu significative au regard du sursaut observé sur le critère de santé physique T_4F_5 (figure 4.53). Il est donc nécessaire d'investiguer la piste de la fissuration intralaminaire dans les plis orientés à -45°.

4.5.3 Caractérisation des fissures intralaminaires dans les plis orientés à -45°

Pour appréhender l'interaction de ces fissures intralaminaires sur le comportement modal de ce design d'éprouvette, il est nécessaire de les insérer au sein de leur homologue numérique presque à l'identique des fissures transversales. En effet, ce mode d'insertion diffère du précédent, puisqu'il va falloir les insérer manuellement dans les plis orientés à -45°.
Pour ce faire, seule la configuration représentative des 41 fissures est prise en compte dans la mesure où l'évènement que nous cherchons à reproduire n'est plus tributaire que de cette nouvelle dégradation puisque l'association des fissures transversales à leur délaminage (90,-45) respectif n'a pas pu expliquer cette variation brutale de grande amplitude du critère de santé physique.

Ainsi, chacune de ces 3 dégradations observées sur éprouvette (figure 4.59a) est transposée, en lieu et en taille, sur son jumeau numérique (figure 4.59b), et la largeur des fissures intralaminaires (-45°) correspond au diamètre moyen d'une fibre de verre, soit 10µm.

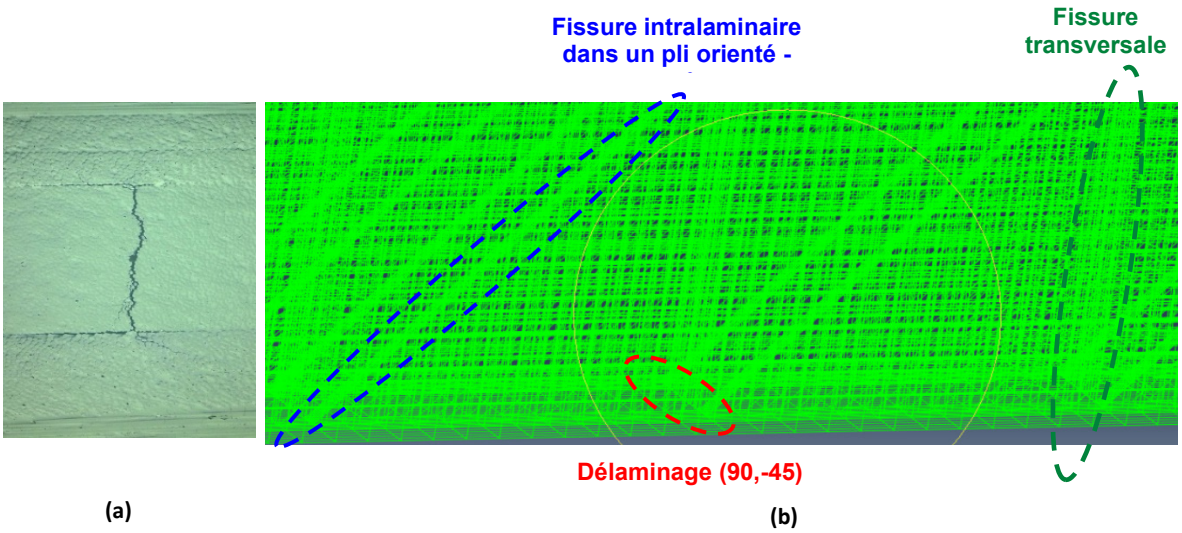


Figure 4.59 *– Illustration de l'intégration des fissures intralaminaires dans les plis à -45° (b) , au regard des observations (a) faites sur l'éprouvette physique.*

Malheureusement, la base modale numérique obtenue à l'issue de ce calcul ne comporte qu'un seul et unique mode, celui correspondant au mode de reptation, et ce pour un temps de calcul d'approximativement 35 heures. Ce résultat est une nouvelle fois une limitation du logiciel ABAQUS qui induit des blocages numériques via les liaisons cinématiques qui sont dus à la manière dont elles sont codées dans le logiciel. Pour rappel, la présence de ces interfaces avait, entre autre, pour objectif de ne pas faire apparaître de singularité entre les plis orientés à 90° et -45°, lorsque le délaminage (90,-45) apparaissait à l'aplomb des fissures transversales. Or, il n'est pas improbable qu'en ajoutant ces fissures intralaminaires (-45°) aux dégradations déjà existantes (délaminage (90,-45) et fissure transversale), il apparaisse une aberration locale (en bord d'éprouvette), qui pourrait modifier de manière excessive et surtout inappropriée la rigidité de l'éprouvette, au point de nuire au bon déroulement du calcul.

Pour contourner cette difficulté, il pourrait être intéressant d'ajouter une seconde interface, constituée d'éléments cohésifs, entre celle existante et le pli à -45° qui lui est associé. Puis de faire de même entre les plis -45° et 45° ainsi qu'entre les plis 45° et 0°. Malheureusement, l'ajout de telles interfaces risquent d'aboutir à un modèle extrêmement dense, dont la durée de calcul serait incompatible avec les capacités actuelles de calcul sur les serveurs du Groupe PSA, plus restreintes pour un calcul modal linéaire que pour les calculs non-linéaires utilisés en projet (choix de structuration des serveurs de calcul).

Pour s'en convaincre, observons l'évolution de la durée de calcul en fonction du poids des modèles utilisés (figure 4.60).

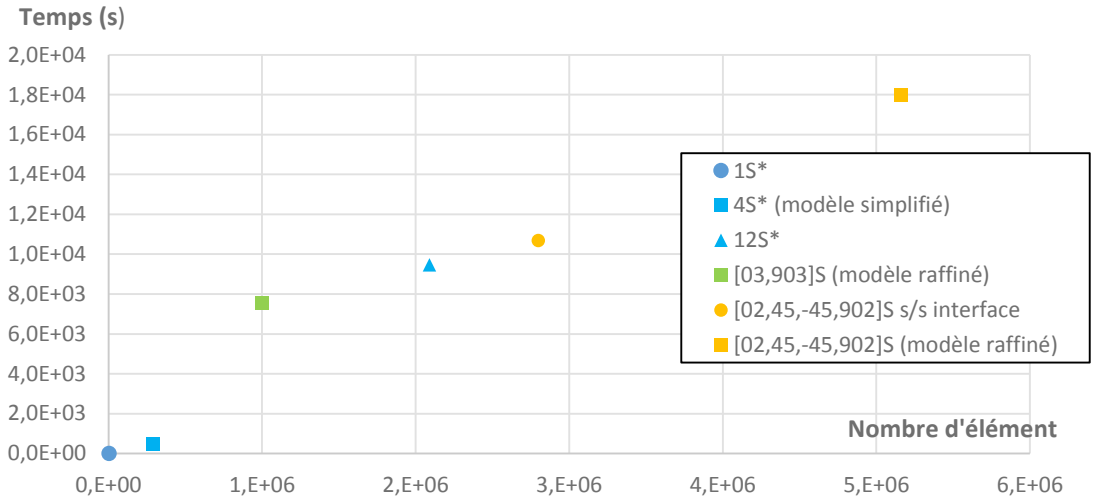


Figure 4.60 *– Evolution du temps de calcul en fonction des différents modèles proposés.*

Outre le fait qu'à iso « cas de calcul », le temps de calcul augmente en fonction de la taille du modèle, comme l'illustre les modèles « $[0_3,90_3]_S$ (raffiné) » et « $[0_2,45,-45,90_2]_S$ s/s interface », il est important de souligner l'augmentation de cette durée lors de l'utilisation d'éléments cohésifs et de liaisons cinématiques type « tie ». Pour cela il suffit de comparer les modèles « $[0_2,45,-45,90_2]_S$ s/s interface » et « $[0_2,45,-45,90_2]_S$ (raffiné)» pour se rendre compte de l'impact de ces interfaces sur le temps de calcul.

Par conséquent nous n'irons pas plus loin dans cette démarche liée à l'insertion des fissures intralaminaires (–45°) qui visent à appréhender leur interaction sur l'évolution du comportement modal afin de leur imputer ou non l'origine du sursaut observé sur le critère de santé physique. Pour autant, cela ne signifie pas que nous ne sommes pas en mesure d'apporter un complément d'information pour étayer cette hypothèse.

4.5.4 Caractérisation du délaminage (-45,45)

En effet, si l'on considère le processus de dégradation de cette éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$, nous avons vu que le délaminage en bord d'éprouvette associé à la décohésion des plis orientés à -45° et 45° s'inscrit dans la continuité des fissures intralaminaires présentes dans les plis orientés à -45°. L'idée consiste alors à introduire ce délaminage (–45,45) à l'aplomb des dégradations précédemment observées sur son homologue physique, à l'exception des fissures intralaminaires (-45°), de manière à apprécier l'évolution du critère de santé numérique.
Pour ce faire, nous conservons la représentation de l'éprouvette précédente, donc équipée de ces 41 fissures ainsi que du délaminage (90,-45) en bord d'éprouvette (définition Etape 3), localisé à l'aplomb de chacune d'entre elles. Nous intégrons ensuite au sein de cette même éprouvette le délaminage (-45,45) sous la forme d'une spline symétrique, comme décrit §4.1.3, dont sa longueur « L » est définie à 0,6 mm et sa profondeur « p » à 0,25 mm (figure 4.61).

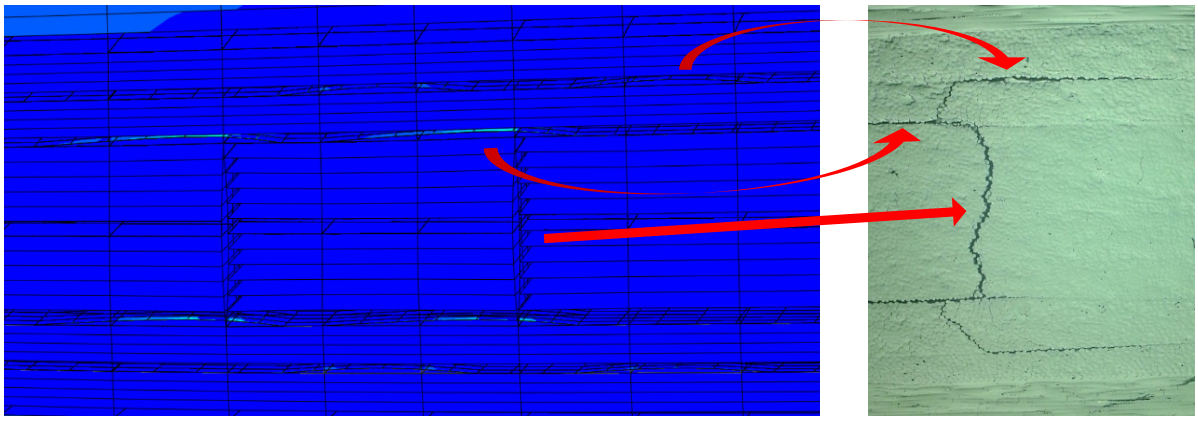


Figure 4.61 *– Représentativité de l'éprouvette numérique $[0_2,45,-45,90_2]_S$ soumise aux fissures transversales et aux délaminages (90,-45) et (-45,45) en bord d'éprouvette.*

Observons à présent l'impact de la présence de cette nouvelle dégradation sur le critère de santé numérique T_4F_5 (figure 4.62).

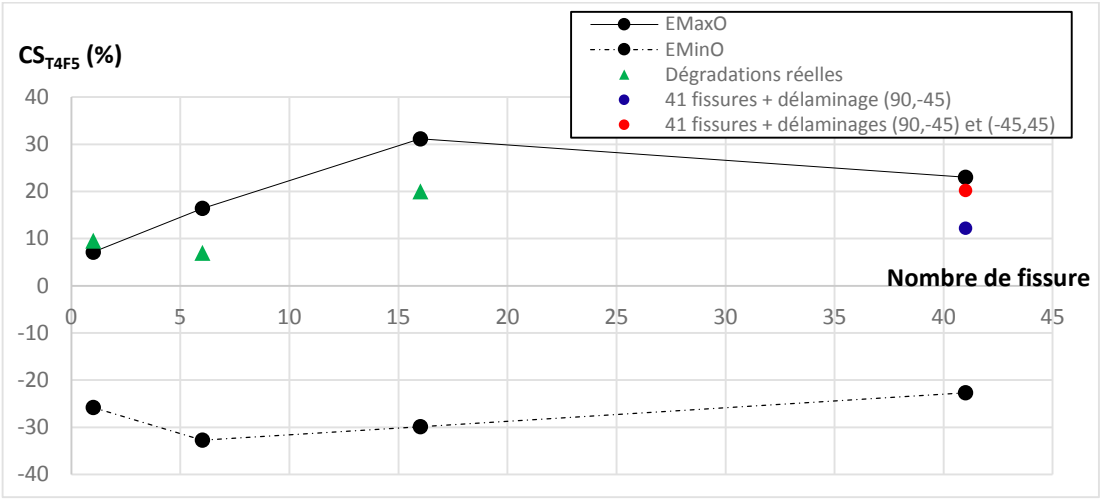


Figure 4.62 *– Evolution du critère de santé associé au couple de modes T4F5 en fonction des délaminages (90,-45) et (-45,45).*

Au regard de ces résultats, l'ajout de délaminage (-45,45), à l'aplomb de chaque fissure transversale, fait varier le critère de santé de l'ordre de 9%. L'interaction de cette dégradation n'est donc pas sans conséquence sur l'évolution du comportement modal de l'éprouvette, mais reste bien inférieure à l'amplitude du phénomène que nous cherchons à identifier. Dans ces conditions, ce délaminage (-45,45) en bord d'éprouvette ne pourrait être tenu pour responsable, d'autant qu'il est en réalité tout juste observable sur l'une des 41 fissures présentes à ce stade.

Bien que nous n'ayons pas pu le prouver de manière factuelle, ce complément d'informations tend à appuyer le fait que les fissures intralaminaires (-45°) en sont à l'origine.

Pour s'en convaincre, il nous reste une ultime étape qui consiste à comparer, à iso dégradations, le critère de santé physique au critère de santé numérique.

4.5.5 Pertinence du critère de santé à la détection de multiples dégradations

L'ultime étape de ces travaux consiste donc à comparer le critère de santé expérimental à son homologue numérique de manière à juger de la pertinence de nos interprétations quant à l'interaction des différents types de dégradations sur le comportement modal de ce design d'éprouvette.
Pour atteindre cet objectif, il est absolument fondamental que cette comparaison s'effectue à iso-dégradations. Cela signifie que chaque dégradation, observée sur le modèle physique, soit dupliquée en lieu et en nombre sur son homologue numérique. Et comme nous l'avons évoqué au cours de ces travaux, seules celles observables aux échelles mésoscopique puis macroscopique sont prisent en compte, tout du moins d'un point de vue numérique. En revanche, lorsque l'on observe l'évolution de ce critère de santé physique associé au couple de modes T_4F_5, tout comme aux autres couples de modes d'ailleurs mais dans une moindre mesure, on distingue très nettement une décroissance du critère, de l'état sain jusqu'à l'apparition de la première fissure transversale (ε=0.55). Sans pour autant affirmer que ce comportement soit uniquement imputable à l'apparition et à la propagation d'autres dégradations observables à l'échelle microscopique, il n'est pas improbable qu'elles en soient en majeure partie responsables.
Il nous faut donc tenir compte de cette décroissance lors de l'élaboration du critère de santé numérique sans véritablement les intégrer physiquement dans notre modèle numérique. Les courbes associées à chacun de ces critères de santé sont représentées figure 4.63.

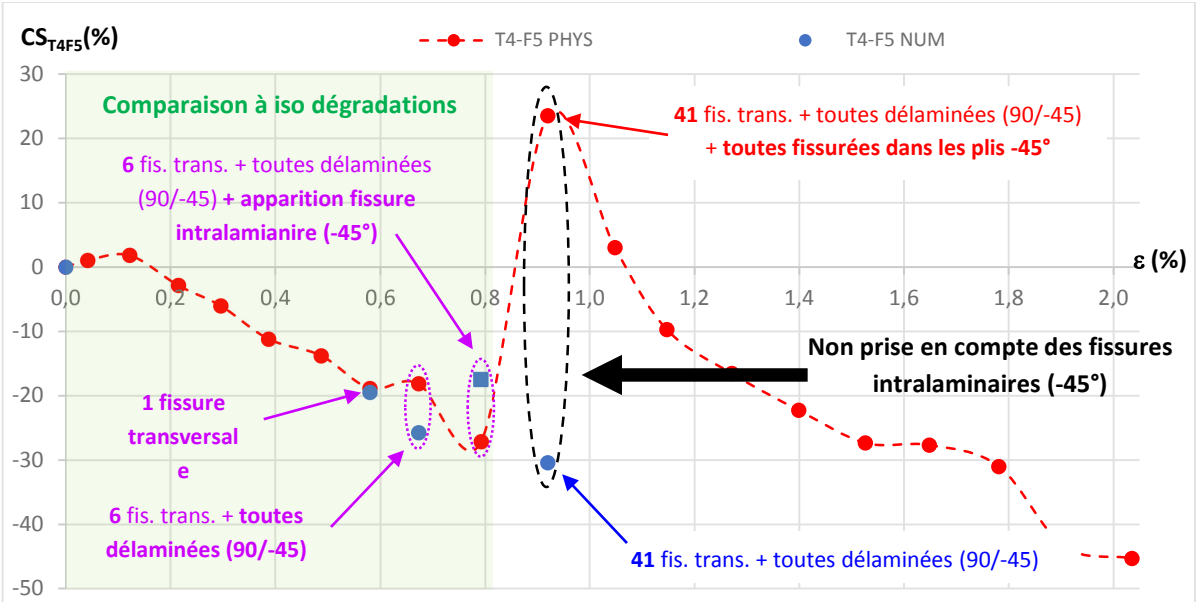


Figure 4.63 *– Comparaison des critères de santé physique et numérique, associé au couple de modes T_4F_5, en fonction de la déformation.*

Ces courbes mettent en exergue la validité de nos interprétations, notamment quant à l'interaction des fissures transversales et du délaminage (90,-45) en bord d'éprouvette sur le comportement modal de l'éprouvette, puisque ces 2 critères sont comparables à la fois en termes d'allure, mais également en termes d'amplitude jusqu'à 0.8% de déformation. Sans négliger pour autant le fait que certains écarts puissent atteindre 10%, notamment à 0.67% et 0.79% de déformation, ces résultats sont très encourageants. En effet, il est bon de rappeler que le modèle numérique $[0_2,45,-45,90_2]_S$ n'est pas

l'exact reflet de son homologue physique, tant par sa représentativité à l'état sain, puisqu'il n'intègre pas les défauts (non conformités) d'élaboration de son jumeau physique, que par la représentation géométrique « idéalisée » des dégradations qui le constituent. Ces écarts restent donc tout à fait acceptables.
En revanche, passé ce seuil de 0.8%, l'écart entre ces 2 critères atteint 55%. Malgré son importance, ce résultat conforte notre interprétation quant à l'origine de ce sursaut observable sur le critère de santé physique. En effet, ce stade de dégradation correspond à la présence de 41 fissures transversales dont chacune présente un délaminage (90,-45) avancé à ses extrémités, ainsi que des fissures intralaminaires dans les 2 plis orientés à -45°. Or, comme nous l'avons évoqué §4.4.3, nous n'avons pas pu obtenir de résultats à l'issue de l'intégration de ces fissures intralaminaires au sein du modèle numérique. Ainsi, sans confirmer de manière irréfutable l'interaction de cette dégradation sur le comportement modal de l'éprouvette en les insérant physiquement dans le modèle, nous apportons par leur absence une plausible explication sur l'origine de la dégradation qui donne naissance à cette variation brutale du critère de santé physique.

4.5.6 Conclusion

L'élaboration d'un premier modèle d'éprouvette simple, visant à faire varier unitairement les paramètres matériau des plis endommagés, ne permet pas de rendre compte de l'état d'endommagement obtenu sur son homologue physique. Il devient alors nécessaire de représenter physiquement ces phénomènes de fissuration intralaminaire et interlaminaire par insertion de fissures en déployant 2 modèles d'éprouvettes spécifiques. L'étude paramétrique menée dans le cadre de ces travaux montre que la f_R des modes de plus haut degré est plus sensible à la localisation des fissures, en raison de leur faible longueur d'onde. Cela se traduit par une variabilité importante du CS, légèrement plus marquée à faible densité de dégradations, puisqu'elles tendent rapidement à se répartir uniformément le long de l'éprouvette.
Ainsi, les résultats obtenus à partir des éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ confirment l'implication majeure des fissures transversales sur l'évolution du CS et valident par conséquent sa légitimité à détecter cette dégradation à l'échelle mésoscopique.
En revanche, les résultats obtenus à partir du modèle d'éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$ sont un peu plus contrastés. En effet, bien que le CS_{NUM} soit comparable au CS_{PHYS} jusqu'à l'apparition et à la propagation des fissures transversales et du délaminage (90,-45), il n'a pas été possible de valider l'interaction des fissures intralaminaires (-45) sur le CS_{NUM} car les temps de calcul associés à la mise en forme de cette dégradation ne sont pas compatibles avec les capacités de calculs disponibles dans le cadre industriel de ces travaux. En revanche, l'insertion de délaminages (-45,45), dégradation intervenant dans la continuité des fissures intralaminaires (-45), n'a pas permis d'observer ce phénomène de sursaut, ce qui laisse à penser que la fissuration intralaminaire dans les plis orientés (-45), voire (45), provoque un brutal changement de comportement modal de la structure. Ce qui tend à prouver que le CS est en mesure de fournir un diagnostic pertinent à partir de dégradations précoces telles que celles évoquées, et ce, bien avant d'observer le stade critique d'un délaminage prononcé (représentatif de quelques % de la structure).

Conclusion générales et perspectives

L'intégration d'éléments en composite thermodurcissable, notamment en tant qu'organes structurants ou de liaisons au sol, est un incontournable, et se présente comme un levier majeur pour l'allègement des structures aéronautique ou automobile. Cela implique que leur état de santé doit absolument pouvoir être contrôlé tout au long de leur vie. De nos jours, il existe de nombreuses méthodes d'investigation dans l'industrie pour détecter la présence de dégradations telles que les fissurations intralaminaires et interlaminaires, mais aucune n'apporte une réponse complète à la problématique du contrôle en vie série, d'autant que chaque domaine industriel est soumis à ses propres contraintes. Il n'existe donc pas de solution de contrôle unique qui soit applicable à tous. En effet, bon nombre de critères spécifiques au secteur automobile tels qu'un faible coût d'instrumentation, une durée de contrôle de quelques secondes réalisé en toute transparence et de manière autonome, ne peuvent être atteints. Et c'est donc tout l'enjeu auquel doit répondre la méthode qui est proposée dans le cadre de ces travaux.

L'objectif était d'identifier une méthode pour laquelle la grandeur physique mesurée était sensible à l'apparition des fissures intralaminaires pour initier un premier seuil de détectabilité de l'endommagement, puis à l'apparition des fissures interlaminaires de manière à définir un seuil d'alerte à partir duquel l'intégrité de la structure n'est plus assurée.

L'idée consistait alors à détecter la présence de dégradations locales au sein d'une structure, à l'échelle mésoscopique, en observant l'évolution d'une variable physique macroscopique, révélatrice de son état de santé. Dès lors, l'analyse modale expérimentale paraissait être une bonne candidate puisqu'elle permettait de traduire le comportement dynamique d'une structure au travers de ses propres paramètres modaux.
En effet, si les modes propres d'une structure étaient pilotés par sa géométrie, et que les dégradations étaient liées à son design, alors, il était raisonnable de penser que chaque type de modes allait évoluer différemment en fonction de la nature des dégradations. Auquel cas, il pouvait être possible d'identifier l'état de santé d'une structure à partir de l'estimation de ses modes propres.

La démarche expérimentale proposée a démontré la sensibilité de l'analyse vibratoire aux différents types de dégradations, a permis de s'affranchir des variations des conditions aux limites, et a permis également de statuer sur la quantité nécessaire d'informations à recueillir pour obtenir un diagnostic fiable, robuste et rapide.

Pour cela, plusieurs lots d'éprouvettes, de géométrie identique, mais aux designs spécifiques, ont été élaborés de manière à ce que chaque lot soit représentatif de dégradations ciblées.
L'élaboration d'éprouvettes $[0_x,90_x]_S$ et $[0_2,45,-45,90_2]_S$, constituées de pré-imprégné UD MTM575©, a donc été privilégiée en raison des cinématiques de dégradation obtenues lors de la mise en œuvre d'essais de traction monotone qui ont favorisé l'apparition et la progression naturelle de ces phénomènes de fissuration. L'étude de ces éprouvettes a donc servi de support à l'élaboration d'un critère de santé vibratoire qui s'est appuyé sur l'évolution des fréquences de résonance de chacun des modes identifiés sur l'intervalle [2000-14000]Hz, à différents stades de dégradations ciblés. Deux montages spécifiques ont alors été développés pour caractériser la base modale des éprouvettes. Le premier a permis une caractérisation en libre-libre pour s'affranchir des problèmes de conditions aux limites, alors que le second s'est attaché à illustrer les conditions d'encastrement observables sur véhicule, en maintenant l'éprouvette entre les mors. L'observation des dégradations lors des essais de traction a été réalisée à l'aide d'un microscope optique motorisé, à fort grossissement, ce qui a permis d'effectuer un travelling sur toute la tranche de l'éprouvette.

Les premiers résultats obtenus en « libre-libre » montrent qu'un **suivi mode-à-mode des modes de flexion et de torsion n'est pas suffisamment sensible pour évaluer la progression des dégradations** (3 à 4% proche rupture), ce qui **corrobore la littérature et condamne définitivement cette première approche**. En revanche, la présence d'une forte densité modale, et surtout, d'une interaction omniprésente qui existe entre mode de torsion et mode de flexion (sans recouvrement entre eux jusqu'au stade ultime) suggèrent **une utilisation de ces couplages de modes pour élaborer un critère vibratoire plus sensible à l'endommagement**.
Un critère vibratoire fondé sur le couplage de modes est donc appliqué aux premiers résultats, issus d'essais de caractérisation vibratoire avec prise en compte de l'encastrement, ce qui a permis d'identifier **les couples de modes les plus pertinents pour la détection de dégradations mais également les moins sensibles à des variations modérées de conditions aux limites**. Il apparaît que **les harmoniques d'ordre élevé (au moins ≥3) remplissent ces 2 exigences à condition qu'elles ne subissent pas l'interaction d'un mode tiers à proximité**. Ce critère est ensuite déployé sur les 2 lots d'éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,45,-45,90_2]_S$.
Les résultats obtenus sur les éprouvettes $[0_3,90_3]_S$ montrent que **la fissuration transversale**, qui s'exprime par une augmentation de la densité de fissures au cours du chargement mécanique, **se traduit par une décroissance monotone du critère de santé, qui atteint 8 à 9% à saturation des fissures** (proche rupture). Dans le cas des **éprouvettes** $[0_2,45,-45,90_2]_S$ **soumises à plusieurs types de dégradations**, on a pu constater que **le critère de santé décroît à l'apparition des premières fissures transversales**, puis **s'infléchit brutalement d'environ 40% lors de l'apparition d'un nombre significatif de fissures intralaminaires (-45), à l'aplomb des fissures transversales**. Passé ce sursaut, il **décroît de manière quasi monotone, à l'apparition du délaminage (-45,45) en bord d'éprouvette et des fissures intralaminaires (45)**. L'apparition et la propagation en nombre de ces fissures intralaminaires (-45), à l'aplomb des dégradations précédentes, pourraient être à l'origine de ce sursaut. En revanche, même si les délaminages (90,-45) et (-45,45) en bord d'éprouvettes contribuent à l'évolution du critère, ils ne semblent pas encore suffisamment prononcés (ou dimensionnants) en raison du fait qu'ils soient limités au bord de l'éprouvette. Ce critère vibratoire se présente donc comme un candidat intéressant pour détecter l'apparition et suivre la progression de dégradations dès l'échelle mésoscopique, en

revanche, il ne permet pas d'accéder à leur localisation. Pour pallier cet inconvénient, nous avons **déployé une méthode optique spécifique qui s'apparente à la vibrothermographie**, et qui **s'appuie sur l'observation des gradients thermiques portés par la déformée modale associée au mode de Lamb A_0. L'observation in situ et temps réel de cette déformée permet d'accéder en quelques secondes à la localisation d'un délaminage (dès 2 mm²), voire, sous certaines conditions, de qualifier la densité de fissures transversales en fonction de l'évolution de la longueur d'onde de ce mode.**

Afin de consolider les interprétations données des variations du critère de santé obtenues expérimentalement, il a été nécessaire de s'appuyer sur **la simulation numérique**. Pour cela, 2 éprouvettes numériques $[0_3,90_3]_S$ et $[0_2,45,-45,90_2]_S$ représentatives de leurs homologues physiques ont été modélisées.

Trois représentations numériques ont alors été envisagées. La première s'est attachée à décrire l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$ à partir d'**un maillage simple, où l'objectif a consisté à illustrer l'interaction des fissures transversales sur le comportement modal par des chutes de rigidité, en modifiant les paramètres matériau des plis orientés à 90°** de manière à ce que les variations de f_R obtenues numériquement coïncident avec celles mesurées expérimentalement**.** La seconde représentation a nécessité l'élaboration d'**un maillage raffiné**, notamment au niveau des plis à 90° **pour y insérer en lieu et en nombre les fissures transversales observées à différents stades d'endommagement sur les éprouvettes physiques**. Enfin **un troisième maillage**, représentatif des éprouvettes $[0_2,45,-45,90_2]_S$, plus complexe, plus dense, et faisant appel à des éléments cohésifs pour illustrer certaines interfaces entre plis, a permis d'**intégrer la représentation physique des fissures intralaminaires mais également des délaminages successivement observés en bord d'éprouvette**.

Le premier modèle d'éprouvette montre que **l'évolution des modules d'élasticité et de cisaillement ne permet pas de décrire convenablement l'évolution de la f_R des modes de flexion et de torsion** observées sur les éprouvettes physiques. En revanche, on constate que **les modes de flexion sont sensibles aux variations de ces 2 modules** alors **que les modes de torsion ne sont sensibles qu'au module de cisaillement**. De plus, cette représentation ne permet pas de rendre compte de l'influence de la localisation des fissures.

L'utilisation du second modèle, dit à insertion de fissures, s'impose donc de lui-même, et a permis d'appréhender la raison pour laquelle les harmoniques de plus haut degré étaient davantage sensibles à l'apparition des dégradations. En effet, nous montrons, au travers d'une étude paramétrique, pilotée entre autre par le nombre de fissures, l'intervalle interfissures, la répartition des fissures ..., que **la sensibilité du critère vibratoire est conditionnée par la longueur d'onde des modes de flexion et de torsion d'une part, et par la localisation des fissures le long de la période spatiale d'autre part**.

En comparant ensuite les critères de santé numérique et physique associés à l'éprouvette $[0_3,90_3]_S$, à iso-fissures (nombre et localisation), on constate que les évolutions des 2 critères sont semblables, aux écarts d'élaboration près. A ce titre, une étude statistique, menée à partir d'éprouvettes numériques dans des états endommagés, a permis d'apprécier la dispersion de ce critère de santé numérique.

En conséquence, **nous sommes en droit de penser que cette exploitation combinée des f_R des modes de torsion et de flexion, portée par de forts couplages de modes** montre la pertinence des interprétations données en expérimental.

Enfin, l'utilisation du maillage représentatif des éprouvettes $[0_2,45,-45,90_2]_S$, et surtout la représentation successive des dégradations qui apparaissent au cours des essais physiques, **corroborent la pertinence de ce critère vis-à-vis de la fissuration transversale**, et **met en exergue le fait que les délaminages en bord d'éprouvette, notamment aux interfaces des plis (90,-45) et (-45,45), ne contribuent pas majoritairement à l'évolution du critère de santé**. En revanche, nous n'avons pas pu reproduire le sursaut observé sur le critère de santé physique en intégrant les fissures intralaminaires (- 45). La densité de maillage requise et les temps de calcul associés ne sont plus en cohérence avec les contraintes du domaine automobile.
Nous pouvons finalement statuer sur le fait qu'au stade de l'éprouvette, **le critère de santé**, développé à partir des variations de f_R associées à un couple de modes (torsion + flexion) spécifique, **permet de détecter la présence de dégradations dès l'échelle mésoscopique telle que la fissuration intralaminaire, et également de suivre leur propagation. Sa sensibilité aux délaminages en bord d'éprouvette reste faible dans la mesure où cette dégradation est très peu prononcée (<1mm²)**. D'autre part, **ce critère de santé présente l'intérêt d'être peu sensible aux variations de conditions aux limites**. Il est donc nécessaire de le déployer sur d'autres design d'éprouvettes afin de finaliser sa validation.

La mise en œuvre de ce critère nécessite d'accéder aux f_R des modes à l'état sain (état de référence), et par conséquent de caractériser le comportement modal initial de l'éprouvette, voire de la structure, ce qui pourrait être intéressant dans le cadre d'un contrôle qualité en fin de chaîne de production.

Le contrôle ne nécessite pas d'utiliser une flotte de capteurs, puisque 3 suffiraient à renseigner convenablement le critère de santé. De plus, dans le cadre d'une application potentielle sur un berceau, il serait tout à fait envisageable d'intégrer des accéléromètres à faible coût, auxquels s'ajouterait un actuateur piézoélectrique pour obtenir une solution embarquée et autonome, en phase avec les besoins d'un contrôle vie série, sans négliger le fait qu'il ne soit pas possible de localiser les dégradations.

Rappelons que cette solution n'en est qu'au stade de l'éprouvette et qu'il restera encore à valider certains points tels que sa sensibilité aux délaminages prononcés voire sévères, définir des seuils de détection et d'alerte, s'assurer de sa pertinence au regard d'autres agencements de plis, prendre en compte sa sensibilité à la température et à l'hygrométrie, aux chocs … Il est également important de rappeler que ce critère n'est pas générique à tout type de structure ou de matériau, bien au contraire. La méthode est transposable, mais ce critère de santé est propre à une structure donnée, pour un matériau donné, ce qui nécessitera de définir au préalable son gabarit vibratoire en fonction du besoin.
L'élaboration d'une telle structure, dont l'état de santé serait contrôlable, pourrait apporter un éclairage nouveau quant à la manière d'assembler les différents éléments entre eux, notamment en supprimant par exemple le perçage de ces structures en composite. Auquel cas, cela permettrait de repenser les méthodes de fixation, ou d'encastrement.
Enfin, comme nous l'avions évoqué en introduction de ces travaux, cette méthode ne se présente pas en tant que méthode référente dans l'automobile mais davantage en tant que méthode complémentaire pour contribuer à atteindre l'objectif de diagnosticabilité de ces structures en

composite. A ce titre, il pourrait être envisagé de l'adjoindre, simultanément, à d'autres méthodes d'investigation pour accroître la quantité d'informations et ainsi contribuer à l'élaboration d'algorithmes prédictifs.

ANNEXES

ANNEXE 1 - Comportement élastique d'un matériau composite orthotrope à partir des constantes de l'ingénieur

L'élasticité linéaire dans un matériau orthotrope est plus facilement définie en donnant les constantes de l'ingénieur : les trois modules d'élasticité E_1, E_2, E_3 ; les coefficients de Poisson υ_{12}, υ_{13}, υ_{23} ; et les modules de cisaillement G_{12}, G_{13} et G_{23} associés aux directions principales du matériau [95]. Ces modules définissent la compliance élastique en fonction :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\upsilon_{21}}{E_2} & \frac{-\upsilon_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\upsilon_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{-\upsilon_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\upsilon_{13}}{E_1} & \frac{-\upsilon_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix}$$

L'interprétation physique du coefficient de Poisson υ_{ij} se traduit par le fait qu'il caractérise la déformation transversale dans la direction j, lorsque le matériau est soumis à une contrainte dans la direction i. En général, υ_{ij} n'est pas égal à υ_{ji}, ils sont liés par la relation suivante :

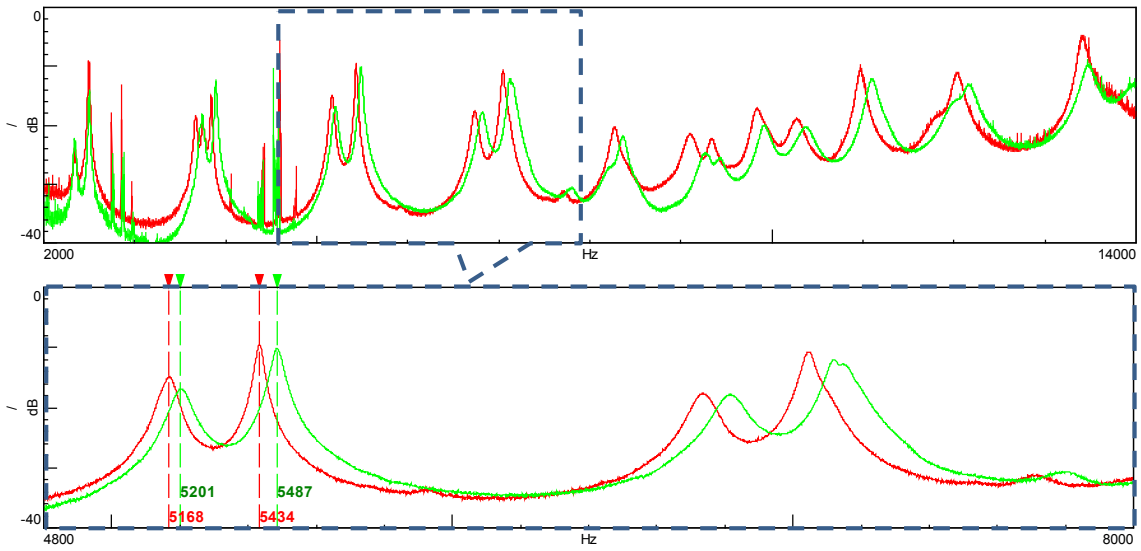
$$\frac{\upsilon_{ij}}{E_i} = \frac{\upsilon_{ji}}{E_j}$$

La matrice qui est représentée correspond à la matrice de souplesse, soit l'inverse de la matrice de raideur. Elle est donnée en notation de Voigt. Sous Abaqus, l'ordre des contraintes vectorisées est σ_{11}, $\sigma22$, $\sigma33$, $\sigma12$, $\sigma13$ puis $\sigma23$. Par convention, le vecteur des déformations est décrit par les déformations ε_{11}, ε_{22}, ε_{33} et par les cisaillements symétrisés γ_{12}, γ_{13}, γ_{23} où ces derniers sont définis par la relation :

$$\gamma_{ij} = \varepsilon_{ij} + \varepsilon_{ji}$$

ANNEXE 2 - Pertinence du critère de santé à la concentration de dégradations

L'une des premières questions qui s'est imposée à la suite des essais menés sur éprouvettes $[0_2,45,-45,90_2]_S$, était de savoir quelle pouvait être la pertinence du CS à la concentration de dégradations. En un mot, comment réagit le CS lorsque les dégradations apparaissent toutes de manière très localisées. Pour répondre à cette question, l'idée consiste, à partir d'une éprouvette $[0_2,45,-45,90_2]_S$ saine issue de la même plaque que celles testées précédemment, de réaliser un trou d'un diamètre de 7mm en son centre. Le pourtour du trou ainsi que chacune des tranches de l'éprouvette sont polis de manière à pouvoir observer l'apparition des dégradations au cours de l'essai. L'écart de masse entre éprouvettes trouée et non trouée est alors de 150mg. A l'identique des éprouvettes non trouées, la base modale saine, en libre-libre, est caractérisée à l'aide du banc de caractérisation vibratoire (§2.2.1), de manière à ce que nous puissions confronter ses paramètres modaux à ceux obtenus avec une éprouvette non trouée (figure A2-1).



- ***Figure A2-1*** *- Comparaison de FRF entre éprouvette trouée (rouge) / non trouée (verte).*

Deux constatations s'imposent :

- Le contenu spectral des 2 éprouvettes est le même en termes de nature de modes (flexion ou torsion). On observe cependant une légère variation de la f_R de chacun de ces modes, qui s'explique majoritairement par cet écart de masse liée à la présence du trou.
- L'interaction entre mode de torsion et mode de flexion au sein de chaque couple de modes est maintenue, et il n'existe toujours pas de recouvrement entre couple de modes.

Au premier abord, le comportement modal de l'éprouvette trouée est comparable à celui d'une éprouvette non trouée. Ces premiers résultats tendent à corroborer le fait que le contenu spectral de chaque éprouvette est majoritairement piloté par leur géométrie.
Afin d'observer l'évolution du Critère de santé, cette éprouvette est insérée entre les mors du système de traction, à l'identique de ses homologues non trouées (figure A2-2).

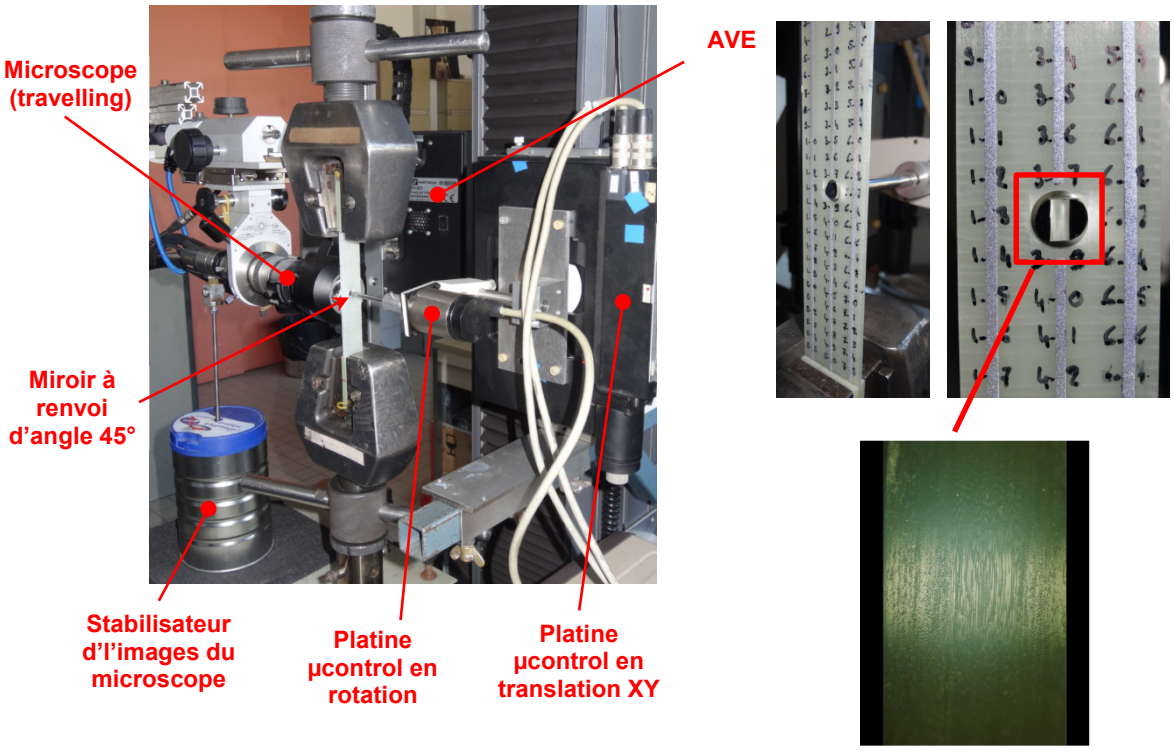


Figure A2-2 - *Adaptation du montage expérimental initial pour une observation en rotation.*

L'utilisation d'un miroir positionné au centre du trou et piloté en rotation est requise pour observer les dégradations sur son contour. Ainsi, à l'issue de chaque niveau de chargement, il suffit d'effectuer un travelling à 360° pour rendre compte de l'état de dégradation de l'éprouvette. Malheureusement, la netteté des parois est extrêmement difficile à conserver après chaque déchargement dans la mesure où ce trou, initialement circulaire à l'état sain, se transforme peu à peu en ellipse. Les réglages de l'objectif et l'acquisition des prises de vue font que cette méthode est véritablement trop chronophage. Aussi, pour contourner cette difficulté, nous prenons le parti de conserver nos observations sur la tranche de l'éprouvette. La zone d'observation, délimitée par les cotes Z_i et Z_F, est alors de 60mm comme l'illustre la figure A2-3.

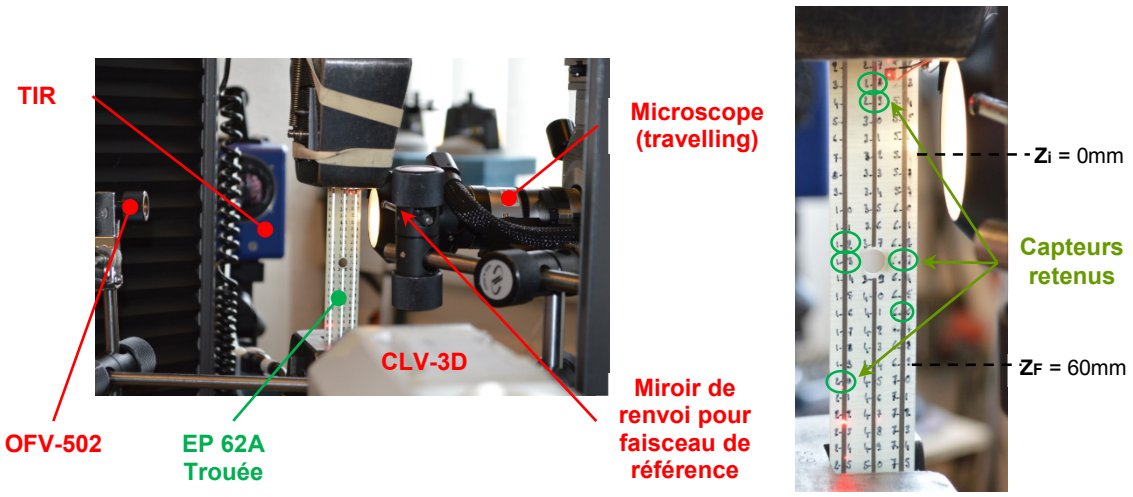


Figure A2-3 - *Observation des dégradations sur la tranche de l'éprouvette.*

Le protocole expérimental reste quant à lui identique à celui décrit §2.2, et pour lequel 15 niveaux de chargement permettront d'apprécier l'apparition et la propagation des fissures intralaminaires et interlaminaires. Les évolutions du critère de santé sont représentées figure A2-4.

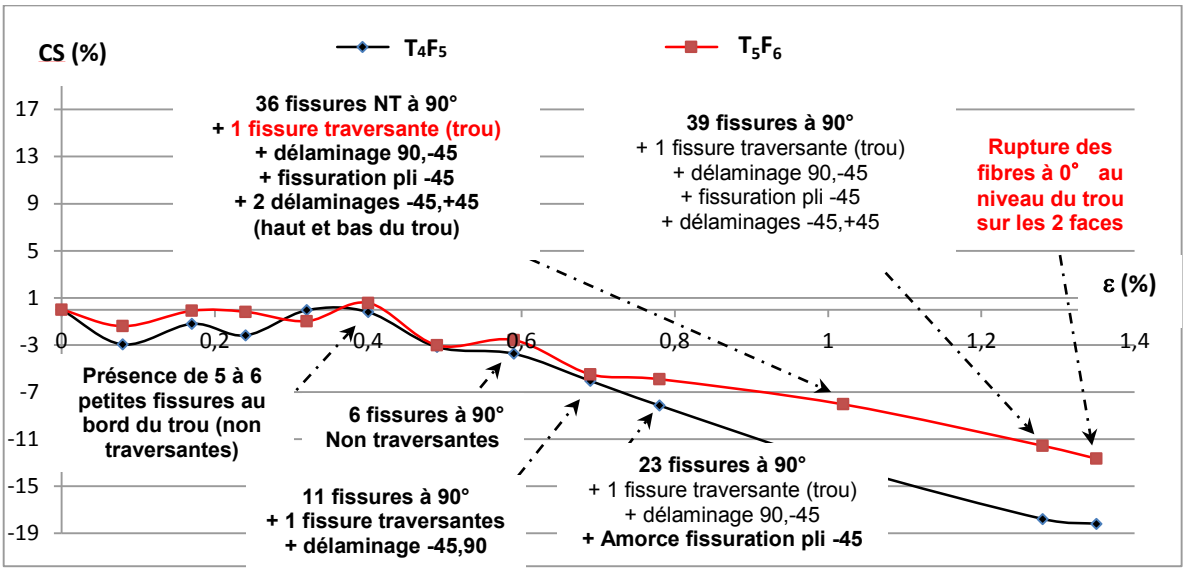


Figure A2-4 - *Evolution du CS en fonction des dégradations observées sur la tranche de l'éprouvette.*

Jusqu'à 0,4% de déformation, le CS n'évolue pas. En revanche, dès que les premières fissures transversales apparaissent, son évolution se traduit par une chute monotone qui atteint, pour le couple T_4F_5, quasiment 20% à 1.35% de déformation. Notons toutefois que les fissures transversales ne s'expriment pas toutes de la même manière que précédemment. En effet, la notion de continuité de fissure, d'une tranche à l'autre de l'éprouvette, n'est plus observée. Elles sont pour la plupart non traversantes (figure A2-5). Ce phénomène est très largement décrit dans la littérature [96], et s'explique par le fait qu'en présence d'un trou, les gradients de contraintes sont prépondérants selon

l'axe Y, de part et d'autre de son diamètre, et qu'il existe 2 zones, quasiment exemptes de contraintes à sa verticale (selon l'axe X).

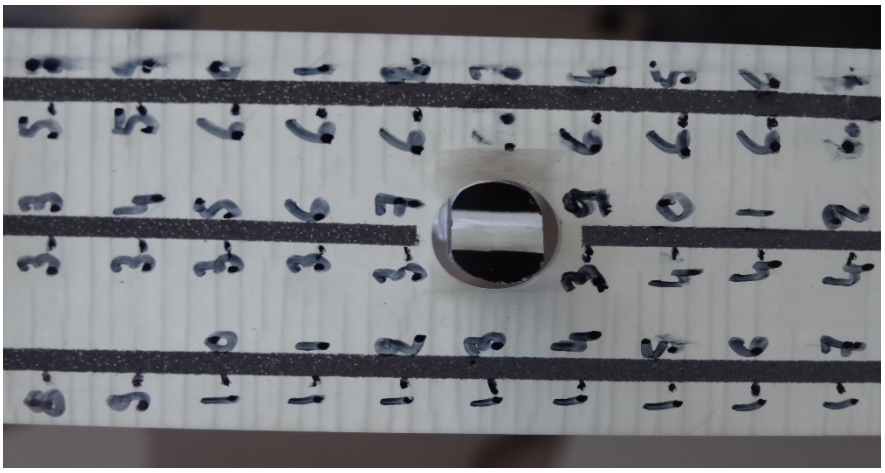
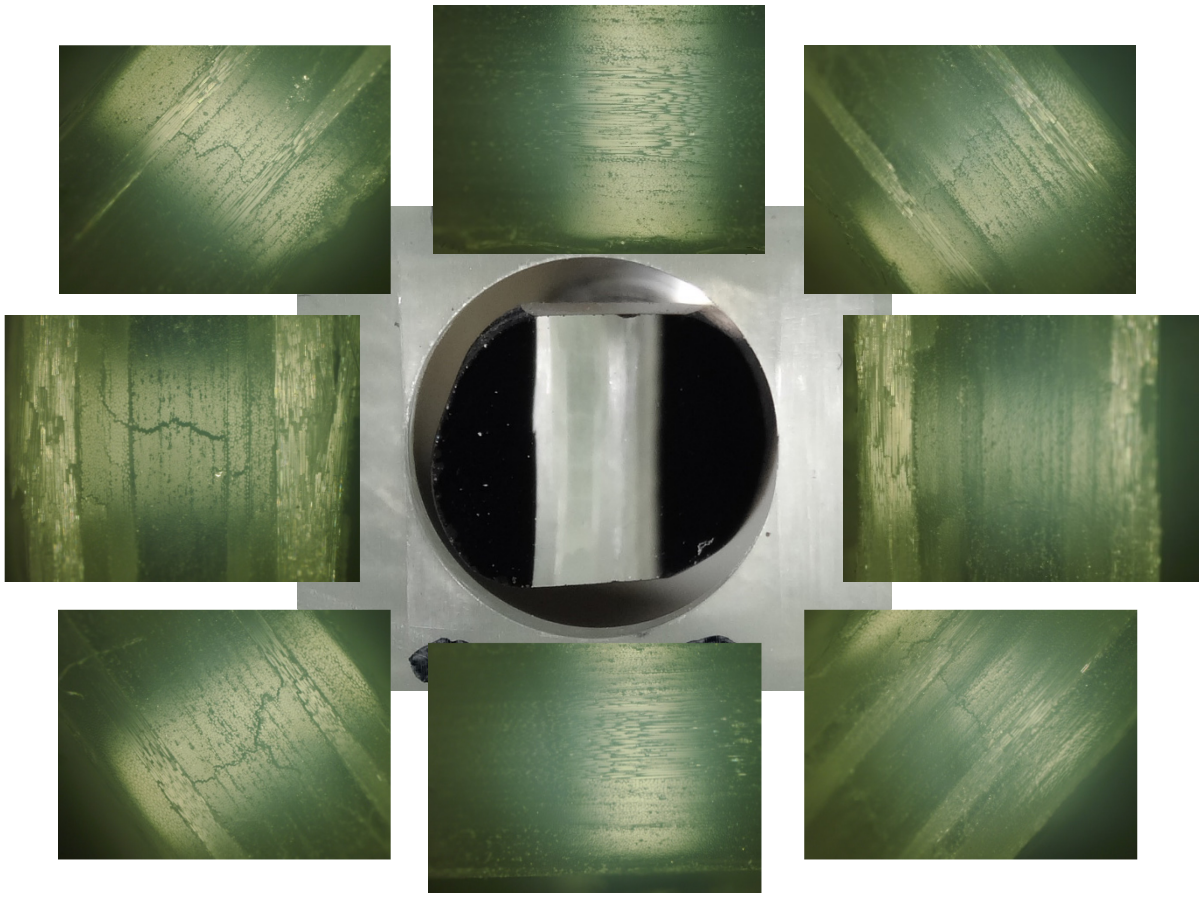


Figure A2-5 - *Illustration du phénomène de fissure intralaminaire non traversante.*

Soucieux d'observer la paroi du trou (figure A2-6), nous n'avons pas effectué de chargement supplémentaire afin de ne pas ruiner l'éprouvette.



- ***Figure A2-6*** - *Observation de la paroi du trou à 1,35% de déformation.*

Les dégradations observées sur la tranche de l'éprouvette, et notamment la cinématique de dégradations, s'apparentent fortement à celles obtenues sur ses homologues non trouées, à l'exception du fait que les fissures intralaminaires ne sont pas traversantes.
Au niveau du trou, essentiellement selon l'axe Y de l'éprouvette, on observe très distinctement la présence d'une imposante fissure transversale, ainsi que d'une fissure intralaminaire dans les plis -45 et 45. Les délaminages (90,-45) et (45,0) sont également très prononcés, ce qui aboutit à la rupture des renforts dans les plis orientés à 0. A l'aplomb de ce trou, selon l'axe X de l'éprouvette, aucune dégradation n'est perceptible puisque les renforts présents dans les plis orientés à 0 ont été coupés lors du perçage.

Au regard du fait que des dégradations soient apparues à la fois au centre de l'éprouvette mais également sur ses tranches, il est difficile d'attribuer l'évolution du CS à l'une ou l'autre de ces zones de dégradations. En revanche, la reprise d'effort s'effectue bien de part et d'autre du trou (selon l'axe Y), ce qui se traduit par de forts gradients de contraintes, et un stade d'endommagement extrêmement prononcé dans ces 2 zones latérales. D'autre part, nous avons montré que l'influence des délaminages en bord d'éprouvette « non trouée » étaient peu dimensionnante au regard de l'évolution du CS. Sans pour autant être en mesure de le prouver expérimentalement, ce critère de santé semble être capable de retranscrire la progression localisée de multiples dégradations.

Ces derniers essais tendent donc à confirmer l'hypothèse selon laquelle l'apparition et la progression de chaque type de dégradation interagit sur les paramètres modaux de l'éprouvette, notamment sur la f_R de chacun des modes de flexion et de torsion. Il paraît donc judicieux de prendre en considération l'évolution de ces 2 types de modes simultanément pour élaborer un critère qui soit apte à décrire l'état de santé d'une structure.

ANNEXE 3 - Traitement de l'erreur d'aspect des EF

Il n'est pas toujours possible d'avoir des éléments de forme régulière pour des géométries irrégulières. Les éléments irréguliers ou déformés sont acceptables dans la FEM [97], mais il y a des limites, et il faut contrôler le degré de déformation des éléments dans le processus de génération du maillage. Les déformations sont mesurées par rapport à la forme de base de l'élément qui peut être un quadrilatère, un triangle, un hexaèdre ou un tétraèdre.
Cinq formes possibles de distorsion d'éléments ainsi que leurs limites approximatives sont énumérées ci-dessous :

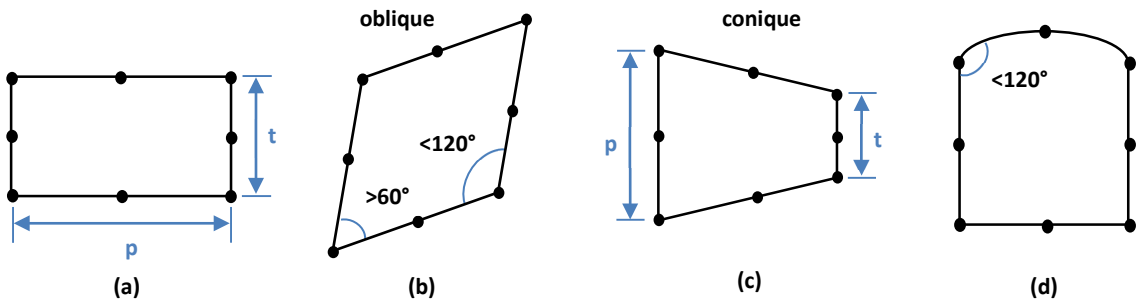
1 - **Déformation du rapport d'aspect** lié à l'allongement de l'élément (figure A3-1a).

2 - **Déformation angulaire de l'élément** lorsque tout angle inclus entre les bords approche 0° ou 180° (figures A3-1b et A3-1c).

3 - **Déformation de la courbure de l'élément** lorsque les bords droits des éléments sont déformés en courbes lors de la correspondance des nœuds avec les points géométriques (figure A3-1d).

4 - La **distorsion volumétrique** se produit dans les éléments concaves. Lors du calcul de la matrice de rigidité des éléments, une cartographie est effectuée afin de transférer la forme irrégulière de l'élément dans le système de coordonnées physiques en une forme régulière dans le système de coordonnées naturelles non dimensionnelles. Pour les éléments concaves, il existe des zones en dehors des éléments qui seront transformées en une zone interne dans le système de coordonnées naturelles. L'intégration du volume de l'élément est la zone ombrée basée sur le système de coordonnées naturelles qui résultera donc en une valeur négative.

5 - La **distorsion de la position** en mode intermédiaire se produit avec des éléments d'ordre supérieur lorsqu'il y a des nœuds intermédiaires. Le nœud médian doit être placé aussi près que possible du milieu du bord de l'élément. La limite de déplacement du nœud central par rapport au bord central de l'élément est d'un quart du bord de l'élément. La raison en est que ce déplacement des nœuds médians peut entraîner un champ de contrainte singulier dans les éléments.



– ***Figure A3-1*** *- Illustration des différents cas de distorsion d'éléments .*

Ainsi, après une premier choix d'éléments spécifiés par l'utilisateur, ABAQUS génère un maillage automatique, dont la qualité dépend de la complexité de la géométrie de la structure. Pour juger de sa pertinence et s'assurer que les éléments ne se retrouvent pas dans l'un des cinq cas cités précédemment, plusieurs critères de qualité sont mis à la disposition de l'utilisateur afin de l'alerter sur la présence d'éléments trop fortement déformés à l'issue de cette phase de maillage. Ils sont définis comme suit :

- **Shape factor** (ou facteur de forme) n'est accessible que lors de l'utilisation d'éléments triangulaires ou tétraédriques uniquement.

  Elément triangulaire : $shape\ factor = \frac{Surface\ de\ l'élément}{Surface\ optimale\ de\ l'élément}$

  Elément tétraédrique : $shape\ factor = \frac{Volume\ de\ l'élément}{Volume\ \ optimal\ de\ l'élément}$

- **Small face corner angle** s'adresse à tout type d'éléments, et se traduit par le fait que 2 faces d'un élément, portées par une même arrête, forment un angle plus petit qu'une valeur définie par défaut (tabelau xx).
- **Large face corner angle** s'adresse également à tout type d'éléments, et se traduit par le fait que 2 faces d'un élément, portées par une même arrête, forment un angle plus grand qu'une valeur définie par défaut (tabelau A3-1).
- **Aspect ratio** exprime le rapport entre la plus grande arête et la plus petite arête d'un élément, quel qu'il soit. Il existe également une valeur par défaut, spécifique à chaque type d'élément (tabelau xx).

Tableau A3-16 *– Illustration de Critères de qualité accessible sous Abaqus.*

Selection Criterion	Quadrilateral	Triangle	Hexahedra	Tetrahedra	Wedge
Shape factor	N/A	0.01	N/A	0.0001	N/A
Smaller face corner angle	10	5	10	5	10
Larger face corner angle	160	170	160	170	160
Aspect ratio	10	10	10	10	10

D'autres critères sont encore accessibles tels que **geometric deviation factor**, qui correspond à la mesure de l'écart d'un bord d'élément par rapport à la géométrie d'origine, ou bien **Short Edge** et Long **edge,** dont la valeur respective est paramétrable.

Au regard de la géométrie de nos éprouvettes, et de la représentation des dégradations que nous souhaitons mettre en œuvre, notre choix d'élément s'est donc orienté vers une forme hexaédrique avec comme critère de qualité l'**Aspect ratio**.

Bibliographie

[1] F. Lepiller, S. Ramadan, S. Remond, et J. Hatsch, « Contrôle non destructif de structures composites pour l^{TM}aéronautique », p. 15.

[2] J.-M. Berthelot, *Matériaux composites: comportement mécanique et analyse des structures*. Paris: Éd. Tec & doc, 2012.

[3] « Contrôle par ultrasons », *Wikipédia*.

[4] C. BUDNIK, « Principe de la méthode de contrôle par réflexion », *Techniques de l'Ingénieur*, oct. 10, 1997.

[5] L. DE ROUMILLY, « Description des multiéléments », *Techniques de l'Ingénieur*, mars 10, 2012.

[6] « TR-SIM-PA-Signal-Presentation_1.jpg (1024×768) ». https://ndtsupply.com/media//TR-SIM-PA-Signal-Presentation_1.jpg (consulté le avr. 13, 2020).

[7] Z. Su, L. Ye, et Y. Lu, « Guided Lamb waves for identification of damage in composite structures: A review », *J. Sound Vib.*, vol. 295, n^{o} 3, p. 753-780, août 2006.

[8] W. B. Khalifa, « Modélisation de la propagation et de la réception des ondes élastiques émises par un défaut sous contrainte. Application à la simulation des contrôles non destructifs par émission acoustique », phdthesis, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambresis, 2013.

[9] L. G. Thomas, « Simulation de l'émission acoustique : aide à l'identification de la signature acoustique des mécanismes d'endommagement », p. 240.

[10] N. Boulay, « Modélisation des capteurs d'émission acoustique en vue de la simulation d'un contrôle », phdthesis, Université Paris-Saclay, 2017.

[11] C. THIERY, « Tomographie à rayons X », *Techniques de l'Ingénieur*, déc. 10, 2013.

[12] D. J. Bull, L. Helfen, I. Sinclair, S. M. Spearing, et T. Baumbach, « A comparison of multi-scale 3D X-ray tomographic inspection techniques for assessing carbon fibre composite impact damage », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 75, p. 55-61, févr. 201306.

[13] « 'De l'atome à la tôle' : Découvre la surprise dans l'œuf Kinder grâce à la tomographie X!!! - Fête de la science ». https://www.fetedelascience.fr/pid35201/fiche-evenement.html.

[14] P. MOUNAIX et B. RECUR, « Tomographie THz », *Techniques de l'Ingénieur*, août 10, 2012.

[15] A. Guille, B. Moulin, M. Triki, et J. B. Blumenfeld, « Contrôle structurel de matériaux composites par imagerie polarimétrique THz », p. 5, 2017.

[16] P. FERDINAND, « Capteurs à fibres optiques à réseaux de Bragg - Fabrication et caractéristiques », *Techniques de l'Ingénieur*, juill. 10, 2018.

[17] « Guide de choix pour les capteurs à fibre optique ». http://www.ira.eu/projets/exera_fo/principe.php.

[18] J. Leng et A. Asundi, « Structural health monitoring of smart composite materials by using EFPI and FBG sensors », *Sens. Actuators Phys.*, vol. 103, n^{o} 3, p. 330-340, févr. 2003.

[19] A. Ligu, « Avancées Technologiques du contrôle en maintenance aéronautique », Cofrend 2008, p. 13.

[20] M. H. B. Afzal, S. Kabir, et O. Sidek, « Fiber optic sensor-based concrete structural health monitoring », in *2011 Saudi International Electronics, Communications and Photonics Conference (SIECPC)*, avr. 2011, p. 1-5.
[21] F. Lambinet et Z. Sharif Khodaei, « Damage Detection in Composite Skin Stiffener with Hybrid PZT-FO SHM System », *Key Engineering Materials*, 2017.
[22] X. Li, H. Yu, H. Huang, et D. Zhang, « Process Monitoring and Damage Detection in Composites Using FBG Sensors », in *2011 Symposium on Photonics and Optoelectronics (SOPO)*, mai 2011, p. 1-3.
[23] Q. Zhu, C. Xu, et G. Yang, « Experimental research on damage detecting in composite materials with FBG sensors under low frequency cycling », *Int. J. Fatigue*, vol. 101, p. 61-66, août 2017.
[24] D. PAJANI, « Thermographie - Principes et mesure », *Techniques de l'Ingénieur*, mars 10, 2013.
[25] P. Laloue, « Thermographie infrarouge photothermique appliquée à la caractérisation non destructive de l'interface chemise - bloc dans les moteurs automobiles », thesis, Reims, 2003.
[26] T. Lisle, « Analyse par thermographie infrarouge de l'endommagement des structures composites sous sollicitations quasi statiques », phd, Université de Toulouse, Université Toulouse III - Paul Sabatier, 2014.
[27] F. Ciampa, P. Mahmoodi, F. Pinto, et M. Meo, « Recent Advances in Active Infrared Thermography for Non-Destructive Testing of Aerospace Components », *Sensors*, vol. 18, n° 2, p. 609, févr. 2018.
[28] C. Maierhofer, P. Myrach, M. Reischel, H. Steinfurth, M. Röllig, et M. Kunert, « Characterizing damage in CFRP structures using flash thermography in reflection and transmission configurations », *Compos. Part B Eng.*, vol. 57, p. 35-46, févr. 2014.
[29] F. KHATHYRI, « Utilisation de la thermographie infrarouge pour la caractérisation des défauts d'un composite stratifié carbone/époxy. », 13ème Congrés de Mécanique, Meknès (MAROC), avr. 2017.
[30] J. A. Schroeder, T. Ahmed, B. Chaudhry, et S. Shepard, « Non-destructive testing of structural composites and adhesively bonded composite joints: pulsed thermography », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 33, n° 11, p. 1511-1517, nov. 2002.
[31] T. Zweschper, G. Riegert, A. Dillenz, et G. Busse, « Ultrasound excited thermography - advances due to frequency modulated elastic waves », *Quant. InfraRed Thermogr. J.*, vol. 2, n° 1, p. 65-76, juin 2005.
[32] T. Kouadio, « Thermographie infrarouge de champs ultrasonores en vue de l'évaluation et du contrôle non destructifs de matériaux composites », p. 155.
[33] E. Kuhn, « Caractérisation de défauts par méthodes ultrasoniques et thermo-optiques », p. 15.
[34] B. LeBlanc, C. Niezrecki, P. Avitabile, J. Chen, et J. Sherwood, « Damage detection and full surface characterization of a wind turbine blade using three-dimensional digital image correlation », *Struct. Health Monit.*, vol. 12, n° 5-6, p. 430-439, sept. 2013.
[35] C. Goidescu *et al.*, « Damage investigation in CFRP composites using full-field measurement techniques: Combination of digital image stereo-correlation, infrared thermography and X-ray tomography », *Compos. Part B Eng.*, vol. 48, p. 95-105, mai 2013.
[36] F. BRÉMAND, M. COTTRON, P. DOUMALIN, J.-C. DUPRÉ, A. GERMANEAU, et V. VALLE, « Mesures en mécanique par méthodes optiques », *Techniques de l'Ingénieur*, juin 10, 2011.
[37] « Services », juill. 16, 2019. http://j2p2003.free.fr/services.html (consulté le juill. 16, 2019).
[38] D. LAM et W. ELLENS, « Photoelastic coating for structural monitoring », US 8,432,537 B2, avr. 04, 2020.
[39] « Super-propulsion d'objets élastiques ». http://physique.unice.fr/sem6/2016-2017/PagesWeb/PT/Catapulte/resultats2.html.
[40] M. Andrieux, « Etudes par photoelasticimetrie de composites modeles soumis a des efforts de traction et de compression », thesis, Nice, 1994.
[41] J.-T. Oh et S.-W. Kim, « Polarization-sensitive optical coherence tomography for photoelasticity testing of glass/epoxy composites », *Opt. Express*, vol. 11, n° 14, p. 1669-1676, juill. 2003.
[42] P. SMIGIELSKI, « Interférométrie de speckle », *Techniques de l'Ingénieur*, mars 10, 2001.

[43] F. Taillade, « Association de la shearographie et des ondes de Lamb pour la détection rapide et quantitative des délaminages », p. 166, 2000.
[44] J. Bouteyre, « Applications industrielles des CND », p. 78.
[45] Y. Y. Hung, W. D. Luo, L. Lin, et H. M. Shang, « Evaluating the soundness of bonding using shearography », *Compos. Struct.*, vol. 50, n° 4, p. 353-362, déc. 2000.
[46] D. Francis, R. P. Tatam, et R. M. Groves, « Shearography technology and applications: a review », *Meas. Sci. Technol.*, vol. 21, n° 10, p. 102001, août 2010.
[47] G. De Angelis, M. Meo, D. P. Almond, S. G. Pickering, et S. L. Angioni, « A new technique to detect defect size and depth in composite structures using digital shearography and unconstrained optimization », *NDT E Int.*, vol. 45, n° 1, p. 91-96, janv. 2012.
[48] R. N. Coppolino et S. N. Rubin, « Detectability Of Structural Failures In Offshore Platforms By Ambient Vibration Monitoring », présenté à Offshore Technology Conference, janv. 1980.
[49] A. Rytter, « Vibrational Based Inspection of Civil Engineering Structures », Dept. of Building Technology and Structural Engineering, Aalborg University, 1993.
[50] S. Alampalli, G. Fu, et E. W. Dillon, « On the Use of Measured Vibration for Detecting Bridge Damage », p. 13.
[51] F.-K. Chang, *Structural Health Monitoring 2000*. CRC Press, 1999.
[52] C. R. Farrar et N. A. J. Lieven, « Damage prognosis: the future of structural health monitoring », *Philos. Trans. R. Soc. Math. Phys. Eng. Sci.*, vol. 365, n° 1851, p. 623-632, févr. 2007.
[53] C. R. Farrar et K. Worden, « An introduction to structural health monitoring », *Philos. Trans. R. Soc. Math. Phys. Eng. Sci.*, vol. 365, n° 1851, p. 303-315, févr. 2007.
[54] K. Worden, C. R. Farrar, G. Manson, et G. Park, « The fundamental axioms of structural health monitoring », *Proc. R. Soc. Math. Phys. Eng. Sci.*, vol. 463, n° 2082, p. 1639-1664, juin 2007.
[55] M. Kharoubi, L. Fatmi, R. Berbaoui, S. Bemedakhene, et A. E. Mahi, « Study of the damage by acoustic emission of two laminate composites subjected to various levels of loading in three points bending », *Mechanika*, 2007, p. 5.
[56] D. J. Mortell, D. A. Tanner, et C. T. McCarthy, « An experimental investigation into multi-scale damage progression in laminated composites in bending », *Compos. Struct.*, vol. 149, p. 33-40, août 2016.
[57] J. Payan, « Etude du comportement de composites stratifiés sous chargement statique et de fatigue », thesis, Aix-Marseille 2, 2004.
[58] W. ROUNDI, A. El Mahi, A. El Gharad, et J.-L. REBIERE, « Etude expérimental et numérique de l'effet de la séquence d'empilement sur l'endommagement en fatigue d'un composite en verre époxy », in *Journées Nationales sur les Composites 2017*, 77455 Champs-sur-Marne, France, juin 2017.
[59] J. RENARD, « Fatigue des matériaux composites renforcés de fibres continues », *Techniques de l'Ingénieur*, juill. 10, 2010.
[60] K. Azouaoui, « Etude de l'endommagement de plaques composites en verre/epoxy soumises à la fatigue par chocs », Thesis, 2004.
[61] R. P. Lemanle Sanga, « Evaluation expérimentale et numérique des endommagements d'une structure composite sous impact pour une large gamme de vitesses et d'énergies », phd, 2019.
[62] N. Feld, « Vers un pont micro-méso de la rupture en compression des composites stratifiés », phdthesis, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2011.
[63] G. Eyer, O. Montagnier, C. Hochard, et J.-P. Charles, « Rupture des composites en compression sens fibre et effet de l'endommagement », in *Congrès français de mécanique*, Lyon, France, août 2011.
[64] A. Naceri et A. Vautrin, « Caractérisation du comportement mécanique d'un composite (tissu de verre/résine époxyde) à différentes périodes de vieillissement hygrothermiques », *Afr. Sci. Rev. Int. Sci. Technol.*, vol. 2, n° 2, 2006.

[65] B. Redjel et D. Djeghader, « Influence du temps d'immersion dans l'eau de mer sur la tenue en fatigue d'un matériau composite multidirectionnel verre-polyester », 22ème Congrès Français de Mécanique, Lyon, p. 9, 2015.
[66] C. Thomas, « Étude des mécanismes d'endommagement des composites fibres de carbone / matrice polyamide : application à la réalisation de réservoirs de stockage de gaz sous haute pression de type IV », phdthesis, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2011.
[67] P. Le Rolland, « Sur l'application du phenomene des "pendules sympathiques" a la determination des proprietes elastiques et de l'amortissement des solides. L'elasticimetre pendulaire », *Ann. Francaises Chronom.*, vol. 20, p. 137-156, juin 1950.
[68] S. Joannès, « Caractérisation mécanique et outil d'aide au dimensionnement des collages structuraux », thesis, Paris, ENMP, 2007.
[69] S. W. Doebling, C. R. Farrar, et M. B. Prime, « A Summary Review of Vibration-Based Damage Identification Methods », *Identif. Methods" Shock Vib. Dig.*, vol. 30, p. 91–105, 1998.
[70] D. Montalvão, N. M. M. Maia, et A. M. R. Ribeiro, « A review of vibration-based structural health monitoring with special emphasis on composite materials », *Shock Vib. Dig.*, vol. 38, p. 295-324, juill. 2006.
[71] E. P. Carden et P. Fanning, « Vibration Based Condition Monitoring: A Review », *Struct. Health Monit.*, vol. 3, no 4, p. 355-377, déc. 2004.
[72] Y. Baccouche, « Caractérisation non linéaire de l'endommagement des matériaux composites par ondes guidées », thesis, Le Mans, p. 154, 2013.
[73] N. Revest, J. Renard, A. Thionnet, L. Boulay, et P. Castaing, « Suivi de l'endommagement dans les structures en composites par une analyse optique in-situ », *Rev. Métallurgie*, vol. 107, no 1, p. 15-20, janv. 2010.
[74] J.-J. Sinou, « A review of damage detection and health monitoring of mechanical systems from changes in the measurement of linear and non-linear vibrations », in *Mechanical Vibrations: Measurement, Effects and Control*, R. C. Sapri, Éd. Nova Science Publishers, Inc., 2009, p. 643-702.
[75] J. M. Lifshitz et A. Rotem, « Determination of Reinforcement Unbonding of Composites by a Vibration Technique », *J. Compos. Mater.*, vol. 3, no 3, p. 412-423, mars 1969.
[76] O. S. Salawu, « Detection of structural damage through changes in frequency: a review », *Eng. Struct.*, vol. 19, no 9, p. 718-723, sept. 1997.
[77] J. A. Loya, L. Rubio, et J. Fernández-Sáez, « Natural frequencies for bending vibrations of Timoshenko cracked beams », *J. Sound Vib.*, vol. 290, no 3, p. 640-653, mars 2006.
[78] C. Modena, D. Sonda, et D. Zonta, « Damage Localization in Reinforced Concrete Structures by Using Damping Measurements », *Key Engineering Materials*, 1999.
[79] C. Kyriazoglou, B. H. Le Page, et F. J. Guild, « Vibration damping for crack detection in composite laminates », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 35, no 7, p. 945-953, juill. 2004.
[80] F. Léonard, J. Lanteigne, S. Lalonde, et Y. Turcotte, « FREE-VIBRATION BEHAVIOUR OF A CRACKED CANTILEVER BEAM AND CRACK DETECTION », *Mech. Syst. Signal Process.*, vol. 15, no 3, p. 529-548, mai 2001.
[81] W. M. West, « Illustration of the use of modal assurance criterion to detect structural changes in an Orbiter test specimen », janv. 1986, https://ntrs.nasa.gov/search.jsp?R=19870041253.
[82] E. Parloo, P. Guillaume, et M. Van overmeire, « DAMAGE ASSESSMENT USING MODE SHAPE SENSITIVITIES », *Mech. Syst. Signal Process.*, vol. 17, no 3, p. 499-518, mai 2003.
[83] M. M. Abdel wahab et G. De roeck, « DAMAGE DETECTION IN BRIDGES USING MODAL CURVATURES: APPLICATION TO A REAL DAMAGE SCENARIO », *J. Sound Vib.*, vol. 226, no 2, p. 217-235, sept. 1999.
[84] K. Roy et S. Ray-Chaudhuri, « Fundamental mode shape and its derivatives in structural damage localization », *J. Sound Vib.*, vol. 332, no 21, p. 5584-5593, oct. 2013.
[85] Z. Wang, R. M. Lin, et M. K. Lim, « Structural damage detection using measured FRF data », *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 147, no 1, p. 187-197, juill. 1997.

[86] M. Hammami, « Comportement mécanique et vibratoire des composites stratifiés sains et endommagés par délaminage. », phdthesis, Université du Maine, 2016.
[87] Liew K. M. et Wang Q., « Application of Wavelet Theory for Crack Identification in Structures », *J. Eng. Mech.*, vol. 124, n° 2, p. 152-157, févr. 1998.
[88] C.-C. Chang et L.-W. Chen, « Detection of the location and size of cracks in the multiple cracked beam by spatial wavelet based approach », *Mech. Syst. Signal Process.*, vol. 19, n° 1, p. 139-155, janv. 2005.
[89] T. G. Chondros, A. D. Dimarogonas, et J. Yao, « VIBRATION OF A BEAM WITH A BREATHING CRACK », *J. Sound Vib.*, vol. 239, n° 1, p. 57-67, janv. 2001.
[90] O. S. Salawu, « Detection of structural damage through changes in frequency: a review », *Eng. Struct.*, vol. 19, n° 9, p. 718-723, sept. 1997.
[91] A. Parvizi, K. W. Garrett, et J. E. Bailey, « Constrained cracking in glass fibre-reinforced epoxy cross-ply laminates », *J. Mater. Sci.*, vol. 13, n° 1, p. 195-201, janv. 1978.
[92] K. L. Reifsnider et A. Talug, « Analysis of fatigue damage in composite laminates », *Int. J. Fatigue*, vol. 2, n° 1, p. 3-11, janv. 1980.
[93] P. Demy, J.-C. Golinval, et D. Simon, « Détection d'endommagement de structures en matériaux composites CFRP par vibrothermographie », *Mesures et techniques optiques pour l'industrie*, Lille, p. 6, 2011.
[94] G. Bai, « Evaluation par vibrothermographie de l'endommagement de composites tissés », phdthesis, Université de Bordeaux, 2016.
[95] J. LEMAITRE, *Mécanique des matériaux solides*, DUNOD. Librairie Eyrolles, 2009.
[96] Z. Zhou, X. Fang, B. Cox, et Q. Yang, « The evolution of a transverse intra-ply crack coupled to delamination cracks », *Int. J. Fract.*, vol. 165, p. 77-92, sept. 2010.
[97] G. R. Liu et S. S. Quek, *Finite Element Method: A Practical Course*. Elsevier, 2003.

RÉSUMÉ

Au regard de l'intérêt porté aux matériaux composites (performance mécanique et réduction de masse), il est un domaine dans lequel leur utilisation est encore peu développée, notamment dans l'industrie du transport: les éléments de liaisons au sol (trains avant et arrière, éléments de suspension et de direction, …). Afin de garantir la sûreté de fonctionnement de ces pièces de sécurité, il est indispensable d'être en mesure de bien les dimensionner dès la phase de conception, de valider correctement les organes prototypes et surtout, de savoir diagnostiquer, tout au long de leur durée de vie, leur état de santé. De nos jours, bon nombre de méthodes sont utilisées, mais les moyens de mesure qu'elles nécessitent sont bien souvent onéreux, avec des durées d'acquisition et de post-traitement conséquentes, et pour lesquelles il est bien souvent nécessaire d'immobiliser le moyen de transport voire d'extraire la structure de son environnement mécanique. C'est donc pour pallier ces difficultés, que nous souhaitons développer une méthode de mesure non intrusive qui permette de rendre compte des dégradations qui apparaissent, de l'échelle mésoscopique jusqu'à l'échelle de la structure (fissuration intralaminaire, délaminage, …), sans qu'il ne soit nécessaire de démonter la structure. En nous appuyant sur le principe de l'analyse modale expérimentale (voire opérationnelle), nous cherchons à établir un lien fort entre l'évolution de certains paramètres modaux d'une éprouvette et la nature des dégradations qui apparaissent au cours d'essais de traction monotone. L'idée consiste à introduire une dégradation spécifique, en la faisant apparaître de manière naturelle, puis à suivre l'interaction de sa propagation sur le comportement modal de l'éprouvette en l'interrogeant à différents paliers de chargement, par l'intermédiaire d'un stimulus. L'excitation vibratoire est assurée par l'intermédiaire d'un actuateur piézoélectrique, la réponse du système est mesurée par un vibromètre laser 3D monopoint, et l'identification des dégradations s'effectue le long de la tranche de l'éprouvette par l'intermédiaire d'un microscope optique motorisé. Nous proposons ainsi d'élaborer un critère vibratoire qui s'appuie sur la combinaison de 2 modes spécifiques que sont la flexion et la torsion. Ce critère de santé vibratoire expérimental est ensuite confronté à son homologue numérique afin de valider sa pertinence.

MOTS CLÉS

Critère de santé vibratoire, composite, fissuration intralaminaire, délaminage, analyse modale, couplage de modes, vibrothermographie.

ABSTRACT

Despite high interest in composite materials (mechanical performance and mass reduction), their application in the automotive transport industry is still limited: suspension, wheels, steering connection elements. In order to ensure the reliability of these safety-critical parts (regardless of the application industry), it is essential to dimension them properly in the design phase to validate the prototypes correctly and, especially, to be able to diagnose their health status throughout their lifetime. Nowadays, multiple methods are available, but measuring equipment they use is often expensive, with long acquisition and post-processing times, and often requiring immobilising the vehicle or extracting parts of its structure. It is therefore desirable to develop a non-intrusive measurement method allowing the assessment of material degradation, from a mesoscopic to a structural scale (cracking, delamination, …), without the need to disassemble the structure. Using the principles of experimental modal analysis, we aim at establishing a clear link between the evolution of certain modal parameters and the damage observed under monotonous tensile tests. The idea consists, in introducing specific degradation, controlled by the orientation of composite plies, and then allowing it in the specimen to appear in a natural way (for instance originating from a porosity) in order to characterise the modal basis for several stages of loading and degradations. In order to do this, the vibratory excitation is applied via a piezoelectric actuator, the response of the system is measured by a 3D vibrometer laser and the damage identification is carried out along a section of the specimen using a motorised optical microscope. We propose a vibration criterion, using a combination of bending and torsion modes. This experimental vibration health criterion is then compared to its digital counterpart in order to validate its relevance.

KEYWORDS

Vibratory health criterion, composite, intralaminar cracking, delamination, modal analysis, eigenmodes coupling, vibrothermography.