

Titre: Détermination numérique et expérimentale des critères d'arrêt des
Title: essais de fatigue-vibratoire

Auteur: Thomas Banide
Author:

Date: 2023

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Banide, T. (2023). Détermination numérique et expérimentale des critères d'arrêt
Citation: des essais de fatigue-vibratoire [Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal].
PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/56665/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/56665/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Myriam Brochu, Annie Ross, & Étienne Pessard
Advisors:

Programme: Génie mécanique
Program:

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

**Détermination numérique et expérimentale des critères d'arrêt des essais de
fatigue-vibratoire**

THOMAS BANIDE

Département de génie mécanique

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*

Génie mécanique

Octobre 2023

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

Détermination numérique et expérimentale des critères d'arrêt des essais de fatigue-vibratoire

présenté par **Thomas BANIDE**

en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

Najib BOUAANANI, président

Myriam BROCHU, membre et directrice de recherche

Annie ROSS, membre et codirectrice de recherche

Etienne PESSARD, membre et codirecteur de recherche

Matthieu BONNERIC, membre

DÉDICACE

À ma famille et mes amis

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d’abord à remercier le Groupe Safran dont le financement a permis la réalisation de ce projet. Je tiens ensuite à remercier ma directrice de recherche Pre. Myriam Brochu, ma co-directrice de recherche Pre. Annie Ross et mon co-directeur de recherche Pr. Etienne Pessard pour leur encadrement et leur aide tout au long de ce projet.

Je remercie également David Mellé, Arjen Roos et Bruno Macquaire du Groupe Safran, Davide de Cicco du Laboratoire d’Analyse Vibratoire et Acoustique (LAVA) de Polytechnique Montréal, Yanis Balit et Hugo Heyraud du Laboratoire de Préparation et d’Observation des Matériaux (LaPOM) de Polytechnique Montréal.

Je remercie également Andrea Varela de Albuquerque Dupke, étudiante au doctorat au sein du LaPOM, et Thomas Viala, stagiaire au sein du LaPOM lors de notre collaboration et désormais ingénieur, avec qui j’ai pu travailler au cours de ce projet. Je remercie par ailleurs tous les étudiants au sein du LaPOM et du LAVA.

Je tiens enfin à remercier tous les techniciens de laboratoire m’ayant aidé sur certains aspects expérimentaux : Nicolas Jacquot, Fabrice Danet, Benedict Besner, Vincent Mayer et Jean-François Courteau.

RÉSUMÉ

L'objectif de ce projet est de déterminer s'il est possible, en utilisant des méthodes numériques, de définir des critères d'arrêt pour des éprouvettes de fatigue-vibratoire subissant un chargement de flexion et de cisaillement pur. Les critères d'arrêt sont basés sur une diminution de la fréquence de résonance du mode testé des éprouvettes due à la propagation de fissures de fatigue. L'utilisation de modèles numériques, permettant de prévoir cette relation entre fissuration et diminution relative de la fréquence propre, a été réalisée et les résultats obtenus ont été comparés à des résultats expérimentaux.

Des simulations ont été réalisées en utilisant la méthode des éléments finis et en considérant un modèle purement élastique. La valeur de la fréquence propre des éprouvettes a été déterminée par des analyses modales et les fissures ont été modélisées en utilisant la méthode de détachement des nœuds (ND) et la méthode des éléments finis étendus (XFEM). Pour les deux modes de chargements étudiés, les différents schémas d'endommagement liés à l'amorce et la propagation des fissures ont été identifiés. Une analyse paramétrique comparative a permis d'identifier l'impact de différents paramètres d'endommagement et d'identifier des schémas d'endommagement critiques. Ces derniers sont utilisés pour encadrer les prévisions de taille de fissure en fonction de la diminution relative de fréquence propre. Pour les éprouvettes de flexion, les schémas d'endommagement critiques sont liés aux positions extrémales du site d'amorce des fissures dans la zone hautement sollicitée. Pour le cisaillement pur, ce sont les différents angles de propagation et les positions des sites d'amorce qui permettent d'encadrer les prévisions. Cette méthode permet, pour une valeur de critère d'arrêt, de prévoir la valeur moyenne de taille de fissure attendue, plus ou moins les écarts liés à la variabilité des schémas d'endommagement. La méthodologie de simulation et d'analyse réalisée peut être généralisable à d'autres géométries d'éprouvettes de fatigue-vibratoire.

Des essais de fatigue-vibratoire avec suivi de la fréquence de résonance et de la taille de fissure ont été réalisés. Ces derniers ont permis de déterminer expérimentalement la relation entre fissuration, diminution de la fréquence de résonance et nombre de cycles. La taille de fissure a été mesurée par le biais de prises de répliques, en arrêtant régulièrement l'essai et par l'observation de ces dernières au microscope optique. La fréquence de résonance a été mesurée par balayage fréquentiel à accélération constante. Pour les quatre essais sur des éprouvettes de flexion

en Ti-6Al-4V corroyé dont la fréquence de résonance est de l'ordre de 70 Hz, l'étude s'est intéressée à des durées de vie comprises entre 5×10^4 et 7×10^4 cycles et dans ce domaine la phase de propagation de fissures longues a représenté moins de 10 % de la durée complète des essais, pouvant donc être considérée négligeable. Une incertitude sur la valeur de la fréquence de résonance initiale a été mesurée et prise en compte dans l'analyse des résultats. Pour trois essais ayant été réalisés sur des éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé dont la fréquence de résonance est de l'ordre de 90 Hz, l'étude s'est intéressée à des durées de vie comprises entre 9×10^4 et 2×10^5 cycles et dans ce domaine la phase de propagation de fissure longue a représenté jusqu'à environ 20 % de la durée totale des essais. Ces phases de propagation ne sont pas négligeables et doivent être prises en compte dans la définition du critère d'arrêt. La relation entre taille de fissure et diminution relative de la fréquence de résonance est plus dispersée qu'en flexion et de très grandes tailles de fissures finales allant jusqu'à 26 mm ont été mesurées. Les tailles de fissures maximales doivent également être contrôlées pour assurer la sécurité du matériel entourant les éprouvettes, ces dernières étant montées en porte-à-faux.

Des comparaisons ont été faites entre les prévisions numériques de tailles de fissures et les résultats obtenus expérimentalement. Pour des éprouvettes de flexion en Ti-6Al-4V corroyé, un écart relatif moyen de $5,4 \% \pm 1,6 \%$ a été calculé entre les simulations utilisant la méthode XFEM et les résultats des essais, en prenant en compte les incertitudes sur la fréquence de résonance initiale. Les prévisions ont tendances à surestimer l'impact des fissures sur la diminution relative de la fréquence de résonance et la méthode XFEM donne en moyenne de meilleures prévisions de taille de fissures que la méthode ND. Ces faibles écarts donnent confiance en l'utilisation de modèles numériques pour prévoir le phénomène de diminution de la fréquence de résonance au cours de la fissuration. Pour les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé, les prévisions numériques encadrent bien les résultats expérimentaux en utilisant les schémas d'endommagement critiques. Un écart relatif moyen de 16 % entre la longueur fissurée prévue par les simulations et celle mesurée lors des essais a été calculé.

L'utilisation d'un critère d'arrêt de 0,5 % en flexion comme proposé par George et al. (George et al. 2004) semble adaptée compte-tenu du caractère négligeable de la phase de propagation des fissures longue en fatigue à grand nombres de cycles (HCF). Pour un critère d'arrêt de 0,5 % de diminution relative de la fréquence de résonance, la taille de fissure prévue en utilisant

la méthode XFEM pour la géométrie étudiée est de $2,8 \text{ mm} \pm 0,1 \text{ mm}$ et la taille de fissure interpolée à partir des résultats des essais réalisés est de $3,06 \text{ mm} \pm 0,24 \text{ mm}$.

Une méthode numérique de détermination d'un critère d'arrêt a été proposée pour des éprouvettes de cisaillement pur. Cette dernière se base sur un compromis entre une phase de propagation de fissure longue suffisante et une taille de fissure maximale contrôlée. Pour la géométrie étudiée en Ti-6Al-4V corroyé, un critère d'arrêt de 2,4 % a été calculé et permet de prendre en compte plus de 90 % de la durée vie d'après les essais réalisés, pour une longueur fissurée prévue de $25 \text{ mm} \pm 7 \text{ mm}$ ou une surface fissurée normalisée prévue de $53 \% \pm 14 \%$. Une interpolation des résultats des essais donne une longueur fissurée de $21,3 \text{ mm} \pm 3,9 \text{ mm}$ pour ce critère d'arrêt.

ABSTRACT

The aim of this project is to determine if it is possible, using numerical methods, to define failure criteria for vibration-based fatigue testing specimens undergoing uniaxial bending and pure shear loadings. Failure criteria are based on a decrease of the resonant frequency of the tested mode of the specimens because of crack propagation. Numerical models were used to predict the relationship between crack propagation and relative decrease of the natural frequency. The numerical results were compared to experimental ones.

Simulations using the final elements method and considering a purely elastic model were conducted. The natural frequency of the specimens was determined by running modal analysis and cracks were modeled using the nodes detachment method (ND) and the extended final elements method (XFEM). Different crack patterns linked to crack initiation and propagation were identified for the two types of loading studied. The impact of the different crack pattern parameters was studied doing a comparative parametric analysis and critical patterns were identified. Those critical patterns were used to enclose the predictions of crack size function of the relative decrease of the natural frequency. For uniaxial bending, predictions can be enclosed using the crack initiation location at the two ends of the highly stressed area. For pure shear, crack propagation angles and crack initiation location are used. For a given value of failure criterion, this method allows to predict the mean value of the predicted crack size, plus or minus the deviations related to the variability of the damage patterns. It is possible to generalize this numerical methodology to other vibration-based fatigue testing specimens producing other types of loadings.

Vibration-based fatigue tests with resonant frequency and crack size monitoring were conducted. Those tests allowed to obtain the experimental relationship between crack propagation, relative decrease of the resonant frequency and number of cycles. Crack size measurements were done by regularly stopping the test and taking replicas of the faces on the fatigue-zone of the specimens. The replicas were observed using an optical microscope to measure the crack size. The resonant frequency of the specimens was obtained by running frequency sweeps at constant acceleration.

Four tests were conducted on wrought Ti-6Al-4V uniaxial bending specimens whose resonant frequency was around 70Hz. For those tests, the study concerned services lives between 5×10^4 and 7×10^4 cycles. In this domain, crack propagation represented less than 10% of the total life,

therefore considered negligible. An uncertainty on the value of the initial resonant frequency of the specimens was measured and considered for the analysis of the results.

Four tests were also conducted on wrought Ti-6Al-4V pure shear specimens whose resonant frequency was around 90Hz. For three of those tests, the study concerned services lives between 9×10^4 to 2×10^5 cycles. In this domain, crack propagation represented up to 20% of the total life. This crack propagation phase cannot be neglected and must be considered when defining a failure criterion. The relationship between crack size and relative decrease of the resonant frequency is more scattered than for uniaxial bending. What's more, crack size up to 26mm were measured at the end of the tests. These maximum crack sizes must also be controlled to ensure the safety of the material surrounding the specimen, the latter being cantilever mounted.

Comparisons were made between numerical predictions and experimental measures of crack sizes. For uniaxial-bending specimens made of wrought Ti-6Al-4V, an average relative deviation of $5.4\% \pm 1.6\%$ was calculated between simulation using the XFEM method and tests results considering the uncertainty on the value of the initial resonant frequency. Predictions tend to overestimate the impact of cracks on the relative decrease of the resonant frequency. XFEM method gives on average better predictions of crack sizes than ND method. This low deviation between numerical and experimental results gives confidence on using numerical methodology to predict the phenomenon of resonant frequency decrease during crack propagation. For Ti-6Al-4V wrought pure shear specimens, numerical predictions enclosed well the experimental results using the critical crack patterns. An average relative deviation of 16% was calculated between the predicted crack sizes and the measured crack sizes during tests.

Using a 0.5% failure criterion for uniaxial bending as proposed by George et al. (George et al. 2004) seems suitable considering the negligibility of the crack propagation phase. For this 0.5% failure criterion and for the studied geometry, the predicted crack size using XFEM method is $2.8\text{mm} \pm 0.1\text{mm}$ and the crack size interpolated with the experimental results is $3.06\text{mm} \pm 0.24\text{mm}$.

A numerical methodology to define failure criterion was proposed for pure shear specimens. This methodology is based on a compromise between a sufficient crack propagation phase and controlled maximum crack size. For the studied geometry made of wrought Ti-6Al-4V, a 2.4% failure criterion was calculated. This failure criterion considers more than 90% of the service life

of the specimen for a predicted crack size of $25\text{mm} \pm 7\text{mm}$ or a normalized crack area of $53\% \pm 14\%$ using the XFEM method. The crack size interpolated with the experimental results is $21.3\text{mm} \pm 3.9\text{mm}$ for this 2.4% failure criterion.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT	VIII
TABLE DES MATIÈRES	XI
LISTE DES TABLEAUX.....	XVI
LISTE DES FIGURES.....	XVIII
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXIV
LISTE DES SYMBOLES	XXV
LISTE DES ANNEXES.....	XXX
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Contexte et problématique	1
1.2 Objectif de recherche	2
1.3 Plan du mémoire.....	2
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	3
2.1 Introduction	3
2.2 Fatigue des matériaux métalliques	3
2.2.1 Bases théoriques de la fatigue	3
2.2.2 Essais de fatigue-vibratoire	9
2.3 Critères d'arrêt des essais de fatigue-vibratoire	14
2.3.1 Critères d'arrêt des essais uniaxiaux	14
2.3.2 Critères d'arrêt des essais multiaxiaux.....	20
2.3.3 Sommaire	23

2.4	Relation entre la fréquence de résonance et la taille des fissures.....	24
2.4.1	Détermination expérimentale de la relation	24
2.4.2	Détermination numérique de la fréquence propre	25
2.5	Conclusion.....	29
CHAPITRE 3 OBJECTIFS ET ORGANISATION DE LA RECHERCHE		31
3.1	Objectifs	31
3.2	Organisation de la recherche	31
3.3	Importance de la recherche	34
CHAPITRE 4 SIMULATION DE L'EFFET DES FISSURES SUR LA DIMINUTION DE LA FRÉQUENCE PROPRE		35
4.1	Introduction	35
4.2	Méthodologie de simulation.....	36
4.2.1	Simulation par la méthode des éléments finis.....	36
4.2.2	Méthode numérique de détermination de l'impact de la fissuration sur la diminution de la fréquence propre	36
4.2.3	Protocole de simulation.....	38
4.2.4	Résultats attendus.....	40
4.3	Éprouvette de flexion uniaxiale.....	41
4.3.1	Présentation de la géométrie	41
4.3.2	Matériaux	42
4.3.3	Maillage.....	42
4.3.4	Comportement vibratoire et état de contrainte.....	44
4.3.5	Modélisation de la morphologie des fissures	45
4.3.6	Plan de simulation	47

4.3.7	Analyse de sensibilité de la diminution de la fréquence propre vis-à-vis des paramètres d'endommagement	50
4.3.8	Identification des schémas d'endommagement critiques et généralisation des résultats obtenus	54
4.4	Éprouvette de cisaillement pur	54
4.4.1	Présentation de la géométrie et du matériau.....	54
4.4.2	Maillage.....	55
4.4.3	Comportement vibratoire et état de contrainte	56
4.4.4	Modélisation de la morphologie des fissures	58
4.4.5	Plan de simulation	59
4.4.6	Analyse de sensibilité de la diminution de la fréquence de résonance vis-à-vis des paramètres d'endommagement	61
4.4.7	Identification des schémas d'endommagement critiques et généralisation des résultats obtenus	64
4.5	Synthèse des résultats obtenus	67
CHAPITRE 5	ESSAIS DE FATIGUE-VIBRATOIRE AVEC SUIVI DE LA FRÉQUENCE DE RÉSONANCE ET DE LA TAILLE DES FISSURES	68
5.1	Introduction	68
5.1.1	Objectif des essais	68
5.2	Méthodologie des essais.....	68
5.2.1	Préparation des éprouvettes.....	68
5.2.2	Matériel utilisé.....	70
5.2.3	Montage des essais	70
5.2.4	Calibration entre déplacements et déformations	71
5.2.5	Essais à amplitude de déplacement contrôlé et suivi de la fréquence de résonance ..	72

5.2.6	Suivi de fissure par la prise de répliques	73
5.3	Éprouvettes de flexion.....	74
5.3.1	Présentation de la géométrie	74
5.3.2	Méthode spécifique	75
5.3.3	Présentation détaillée des résultats d'un essai	78
5.3.4	Présentation des résultats des essais.....	81
5.4	Éprouvette de cisaillement pur	84
5.4.1	Rappel de la géométrie	84
5.4.2	Méthode spécifique	84
5.4.3	Éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V	86
5.4.4	Éprouvettes de cisaillement pur en 2024-T3	91
5.5	Synthèse des résultats obtenus	93
CHAPITRE 6 COMPARAISON DES RÉSULTATS DES SIMULATIONS AUX RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX		94
6.1	Introduction	94
6.2	Éprouvette de flexion uniaxiale.....	94
6.2.1	Application des résultats de l'analyse paramétrique comparative	94
6.2.2	Comparaison des tailles de fissures mesurées expérimentalement à celles prévues numériquement.....	96
6.2.3	Utilisation des résultats pour caractériser la cinétique de propagation	100
6.2.4	Tableau récapitulatif des écarts	102
6.2.5	Méthode de détermination du critère d'arrêt.....	103
6.3	Éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V	104
6.3.1	Application des résultats de l'analyse paramétrique comparative	104

6.3.2	Comparaison des longueurs fissurées mesurées expérimentalement à celles prévues numériquement.....	105
6.3.3	Méthode de détermination du critère d'arrêt.....	107
6.4	Synthèse des résultats obtenus	109
CHAPITRE 7 DISCUSSION		111
7.1	Écarts mesurés entre résultats des simulations et résultats expérimentaux.....	111
7.1.1	Éprouvette de flexion uniaxiale en Ti-6Al-4V corroyé	111
7.1.2	Éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé.....	112
7.2	Limites de la méthodologie employée	112
7.2.1	Essais de fatigue-vibratoire avec suivi de la fréquence de résonance et de la taille des fissures.....	112
7.2.2	Prévision numérique de la taille des fissures en fonction de la diminution relative de la fréquence propre.....	113
7.3	Pistes de travaux supplémentaires	114
7.3.1	Application de la méthodologie de prévision à d'autres géométries d'éprouvettes.....	114
7.3.2	Simulation numérique de la propagation des fissures	114
7.3.3	Caractérisation de la cinétique de propagation des fissures	114
CONCLUSION		115
RÉFÉRENCES.....		117
ANNEXES		121

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 Critères d'arrêt utilisés dans la littérature	23
Tableau 4.1 Propriétés des matériaux étudiés	42
Tableau 4.2 Tableau récapitulatif des résultats de l'analyse paramétrique comparative pour l'éprouvette de flexion	53
Tableau 4.3 Paramètres des schémas d'endommagement critiques pour l'éprouvette de cisaillement pur.....	65
Tableau 5.1 Matériel utilisé au cours des essais – La mise en forme est inspiré de Ellyson (Ellyson 2016).....	70
Tableau 5.2 Incertitude sur la fréquence de résonance initiale des essais de flexion	80
Tableau 6.1 Tableau récapitulatif des écarts (hypothèse $f_{0,3}$) pour l'éprouvette de flexion en Ti-6Al-4V	102
Tableau 6.2 Tableau récapitulatif des écarts avec la prise en compte des incertitudes de mesure pour l'éprouvette de flexion en Ti-6Al-4V	103
Tableau 6.3 Tableau récapitulatif des écarts pour l'éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V	107
Tableau A.1 Résultats du premier essai sur les éprouvettes de flexion en Ti-6Al-4V corroyé.....	121
Tableau A.2 Résultats du deuxième essai sur les éprouvettes de flexion en Ti-6Al-4V corroyé...121	
Tableau A.3 Résultats du troisième essai sur les éprouvettes de flexion en Ti-6Al-4V corroyé....122	
Tableau A.4 Résultats du quatrième essai sur les éprouvettes de flexion en Ti-6Al-4V corroyé...122	
Tableau A.5 Coefficients d'interpolation et dispersion pour les essais de flexion.....	122
Tableau A.6 Résultats du premier essai sur les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé.....	123
Tableau A.7 Résultats du deuxième essai sur les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé.....	123
Tableau A.8 Résultats du troisième essai sur les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé.....	124

Tableau A.9 Résultats du quatrième essai sur les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé.....	124
Tableau A.10 Résultats de l'essai sur l'éprouvette de cisaillement pur en 2024-T3 corroyé.....	125

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1 Chargement de contrainte cyclique.....	4
Figure 2.2 Exemple de courbe S-N – Extrait et modifiée de Fatemi et al. (Fatemi et al., 2017).....	5
Figure 2.3 Critère de Dang Van – Inspiré de Sentissi (Sentissi, 2020).....	7
Figure 2.4 Modes d’ouverture des fissures – Inspiré de Sentissi (Sentissi, 2020).....	8
Figure 2.5 Courbe de propagation – Inspiré de Carpinteri et Montagnoli (Carpinteri & Montagnoli, 2019).....	9
Figure 2.6 Géométries d'éprouvettes de fatigue-vibratoire (de gauche à droite : Cisaillement pur, Flexion, Biaxial) – Inspiré de Sentissi (Sentissi, 2020), Ellyson (Ellyson, 2016) et Xu et al. (Xu et al., 2017).....	11
Figure 2.7 Schéma d'un montage classique d'un essai de fatigue-vibratoire	12
Figure 2.8 Exemple de courbe de calibration – Extrait et modifiée de George et al. (George et al., 2004).....	12
Figure 2.9 Taux de variation de la fréquence au cours du temps – Extrait et modifié de Bruns et al. (Bruns et al., 2015).....	16
Figure 2.10 Paramètres d'une fissure semi-elliptique dans la section réduite d’une éprouvette. La fissure est en rouge.....	18
Figure 2.11 Taux de variation de la fréquence propre en fonction de la profondeur normalisée de la fissure – Extrait et modifié de Xu et al. (Xu et al., 2018)	19
Figure 2.12 Géométrie d'une éprouvette de fatigue-vibratoire générant un chargement biaxial – Inspiré de Česník (Česník et al., 2012)	20
Figure 2.13 Méthode d'intersection des asymptotes extrêmes - Tiré et modifié de Sentissi (Sentissi, 2020).....	22
Figure 2.14 Évolution combinée de la fréquence de résonance et de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles – Extrait et modifié de Lorenzino et Navarro (Lorenzino & Navarro, 2015)	25
Figure 3.1 Schéma-bloc de l'organisation de la recherche	33

Figure 4.1 Méthode de détachement des nœuds - (a) Maillage initial - (b) Maillage fissuré - (c) Vue du maillage déformé avec la fissure ouverte	37
Figure 4.2 Discrétisation d'une fissure dans son plan de propagation.....	38
Figure 4.3 Schéma-bloc du protocole de simulation.....	39
Figure 4.4 Mise en plan de l'éprouvette de flexion. Les dimensions sont en mm.	41
Figure 4.5 Particularités géométriques de l'éprouvette de flexion.....	41
Figure 4.6 Illustration des méthodes de transition de maillage	43
Figure 4.7 Maillage global de l'éprouvette de flexion et conditions aux limites	43
Figure 4.8 Vue du dessus du maillage raffiné de la section réduite de l'éprouvette de flexion et du maillage de transition.	44
Figure 4.9 Répartition des contraintes équivalentes de Von Mises, au niveau du point d'intégration des éléments, dans l'éprouvette de flexion	44
Figure 4.10 Répartition des contraintes équivalente de Von Mises, au niveau du point d'intégration des éléments, dans la zone sollicitée à 90 % de la contrainte maximale dans l'éprouvette de flexion.....	45
Figure 4.11 Faciès de rupture d'une éprouvette de flexion	45
Figure 4.12 Discrétisation d'une fissure par la méthode XFEM. Le point rouge correspond au site d'amorce modélisé.	46
Figure 4.13 Paramètres de taille de fissure	47
Figure 4.14 Paramètre de position du site d'amorce principal	48
Figure 4.15 Paramètre du site d'amorce secondaire	49
Figure 4.16 Schéma-bloc du plan de simulation pour l'éprouvette de flexion (C1 présence ou non d'une fissure principale, C2 présence ou non d'une fissure secondaire)	49
Figure 4.17 Surface fissurée normalisée en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour les cas d'une unique fissure et de deux fissures (Ti-6Al-4V, $T = 3,34$ mm, $P1 = 0$ mm, $P2 = 1$)	52

Figure 4.18 Mise en plan de l'éprouvette de cisaillement pur. Les dimensions sont en mm.	55
Figure 4.19 Maillage de l'éprouvette de cisaillement pur et conditions aux limites	56
Figure 4.20 Déformée du troisième mode de résonance de l'éprouvette de cisaillement pur	56
Figure 4.21 Répartition des contraintes équivalentes de Von Mises au niveau du point d'intégration des éléments dans l'éprouvette de cisaillement pur	57
Figure 4.22 Répartition des contraintes équivalentes de Von Mises au niveau du point d'intégration des éléments dans la zone sollicitée à 90 % dans l'éprouvette de cisaillement pur	58
Figure 4.23 Faciès de rupture d'une éprouvette de cisaillement. Extrait et modifié de Sentissi (Sentissi, 2020).....	59
Figure 4.24 Paramètres d'endommagement de l'éprouvette de cisaillement pur. (a) Positions des sites d'amorce dans la zone hautement sollicitée. (b) Angle de propagation initial, taille de la fissure à la bifurcation et angles de propagation	60
Figure 4.25 Schéma-bloc du plan de simulation pour l'éprouvette de cisaillement pur (C1 présence ou non d'une fissure principale).....	61
Figure 4.26 Schéma d'endommagement pour deux valeurs d'angle de propagation initial tous les autres paramètres étant similaires, le site d'amorce des fissures se trouve au point rouge. À gauche, $\theta_0 = 0^\circ$. À droite, $\theta_0 = 90^\circ$	62
Figure 4.27 Schéma d'endommagement pour deux valeurs d'angle de propagation initial, tous les autres paramètres étant similaires, le site d'amorce des fissures se trouve au point rouge. À gauche, $\theta_0 = 0^\circ$. À droite, $\theta_0 = 90^\circ$	63
Figure 4.28 Fissure se propageant en direction de cisaillement maximal, position du site d'amorce au niveau du point rouge. (a) positionnement dans la zone de fatigue. (b) discrétisation de la fissure	63
Figure 4.29 Fissure se propageant en direction principale après bifurcation, position dans la zone de fatigue (a) et discrétisation de la fissure (b)	64
Figure 4.30 Schémas d'endommagement critiques pour l'éprouvettes de cisaillement pur	65

Figure 4.31 Surface fissurée normalisée en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour les trois schémas d'endommagement critiques	66
Figure 5.1 Vue du dessus de l'éprouvette (a) et vue rapprochée de la fissure ouverte (b)	69
Figure 5.2 Montages des éprouvettes de flexion (a) et de cisaillement pur (b)	71
Figure 5.3 Différence de diminution de fréquence de résonance mesurée par le contrôleur lors des essais et celle mesurée par balayage fréquentiel	73
Figure 5.4 Images prises au microscope optique de répliques prises sur une éprouvette de flexion (a) et une éprouvette de cisaillement pur (b)	74
Figure 5.5 Mise en plan de l'éprouvette de flexion F178R20L50, le point de calibration est en rouge et la jauge de déformation est en jaune.	74
Figure 5.6 Courbe de calibration de l'éprouvette de flexion en Ti-6Al-4V	75
Figure 5.7 Images au microscope optique des fissures finales obtenues à la suite des quatre essais de flexion.....	77
Figure 5.8 Fissures principales et secondaires pour l'essai 1 (haut) et l'essai 3 (bas)	78
Figure 5.9 Évolution combinée de la diminution relative de fréquence de résonance et de la taille de fissure en fonction du pourcentage de durée de vie consommée pour l'éprouvette de flexion	79
Figure 5.10 Recalage par calcul de la fréquence de résonance initiale	81
Figure 5.11 Demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance pour les essais de flexion.....	82
Figure 5.12 Interpolation des données expérimentale par une loi puissance	83
Figure 5.13 Mise en plan de l'éprouvette de cisaillement pur CIS225R30L275, le point de calibration est en rouge et la jauge de déformation est en jaune, orientée dans une direction principale.....	84
Figure 5.14 Droite de calibration pour l'éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V	85
Figure 5.15 Droite de calibration pour l'éprouvette de cisaillement pur en 2024-T3	85

Figure 5.16 Images au microscope optique des fissures finales obtenues à la suite des essais de cisaillement pur	87
Figure 5.17 Calcul de la longueur fissurée pour des fissures ayant plusieurs embranchements....	87
Figure 5.18 Évolution combinée de la diminution relative de fréquence de résonance et de la taille de fissure en fonction du pourcentage de durée de vie consommée pour l'éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé	89
Figure 5.19 Images au microscope optique des répliques prises au premier arrêt des essais de cisaillement pur	90
Figure 5.20 Longueur fissurée en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance pour les essais de cisaillement pur et interpolation par une loi puissance des résultats.....	91
Figure 5.21 Fissure traversante obtenue pour un essai sur une éprouvette de cisaillement pur en 2024-T3 corroyé.....	92
Figure 6.1 Sites d'amorce aux extrémités de la zone hautement sollicitée (Schémas d'endommagement critiques).....	95
Figure 6.2 Demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre prévu numériquement par les méthodes ND et XFEM	96
Figure 6.3 Superposition de la courbe issue des essais avec celle issue des simulations (méthode ND) du demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance	98
Figure 6.4 Superposition de la courbe issue des essais avec celle issue des simulations (méthode XFEM) du demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance	99
Figure 6.5 Superposition des courbes issues des essais avec celle issue des simulations (méthodes ND et XFEM) de la dérivée $dB/d\Delta f\%$ en fonction du demi-grand axe de la fissure	101
Figure 6.6 Superposition des courbes issues des essais avec celle issue des simulations (méthodes ND et XFEM) de la dérivée dB/df en fonction du demi-grand axe de la fissure	102

Figure 6.7 Courbes d'évolution de la diminution relative de la fréquence propre en fonction de la surface fissurée normalisée pour les schémas d'endommagement critiques en cisaillement pur	104
Figure 6.8 Surface fissurée normalisée et grandeur équivalente de fissuration	105
Figure 6.9 Superposition des courbes obtenues expérimentalement et par simulation (méthode XFEM) de la longueur fissurée en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance	106
Figure 6.10 Graphique illustrant la méthodologie de définition d'un critère d'arrêt pour les éprouvettes de cisaillement pur.....	109
Figure B.1 Graphique d'évolution du demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance pour les schémas d'endommagement critiques prévu avec la méthode ND.....	126
Figure B.2 Graphique d'évolution du demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance pour les schémas d'endommagement critiques prévu avec la méthode XFEM.....	126
Figure C.1 Schéma de la fissure traversante obtenue avec un essai sur une éprouvette de cisaillement pur en 2024-T3.....	127
Figure C.2 Superposition des données expérimentales et numériques (méthode XFEM) de la longueur moyenne de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance.....	128

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

ASTM	American Society for Testing and Materials
CAE	Computer-Aided Engineering
CZM	Cohesive Zone Method
EDM	Electrical Discharge Machining
FRF	Fonction de Réponse en Fréquence
HCF	High Cycle Fatigue
LCF	Low Cycle Fatigue
LEFM	Linear Elastic Fracture Mechanics
MPC	Multi-Point Constraint
ND	Nodes Detachment
PID	Proportionnel Intégral Dérivé
VHCF	Very High Cycle Fatigue
XFEM	Extended Final Element Method
1D	Une dimension
2D	Deux dimensions
3D	Trois dimensions

LISTE DES SYMBOLES

β	Taux de biaxialité (/)
$\{\Delta_i\}$	Vecteur colonne des déplacements nodaux (mm)
ε_a	Amplitude de déformation (/)
$\varepsilon_{a,jauge}$	Amplitude de déformation mesurée par la jauge de déformation (/)
θ_i	Angles de propagation (°)
ν	Coefficient de poisson (/)
ξ	Coefficient d'amortissement (/)
ρ	Masse volumique (kg/mm ³)
σ_a	Amplitude de contrainte (MPa)
σ_m	Contrainte moyenne (MPa)
σ_{max}	Contrainte maximale (MPa)
σ_{min}	Contrainte minimale (MPa)
σ_i	Contrainte principale i (MPa)
$\bar{\bar{\sigma}}$	Tenseur des contraintes (MPa)
σ_H	Contrainte hydrostatique (MPa)
σ_{VM}	Contrainte équivalente de Von Mises (MPa)
τ_a	Amplitude de contrainte de cisaillement (MPa)
τ_{max}	Contrainte de cisaillement maximale (MPa)
φ	Phase (°)
ω	Pulsation (rad/s)
ω_0	Pulsation propre (rad/s)

a	Longueur fissurée (mm)
a_{sup}	Longueur fissurée mesurée sur la face supérieure de l'éprouvette (mm)
a_{inf}	Longueur fissurée mesurée sur la face inférieure de l'éprouvette (mm)
$a_{tranche}$	Longueur fissurée mesurée sur la tranche de l'éprouvette (mm)
a_i	Longueur fissurée mesurée sur la branche i de la fissure (mm)
a_{exp}	Longueur fissurée mesurée expérimentalement (mm)
a_{interp}	Longueur fissurée calculée par interpolation des résultats expérimentaux (mm)
a_{eq}	Grandeur fissurée équivalente (mm)
a_{sim}	Longueur fissurée prévue numériquement (mm)
Δa	Écart de longueur fissurée (mm)
$\Delta a\%$	Écart relatif de longueur fissurée (/)
$\Delta a\%_{brutes}$	Écart relatif de longueur fissurée entre données brutes et simulations (/)
$\Delta a\%_{interp}$	Écart relatif de longueur fissurée entre données interpolées et simulations (/)
A	Demi-petit axe de la fissure (mm)
B	Demi-grand axe de la fissure (mm)
B_{exp}	Demi-grand axe mesuré expérimentalement (mm)
B_{interp}	Demi-grand axe calculé par interpolation des résultats expérimentaux (mm)
B_{sim}	Demi-grand axe prévu numériquement (mm)
ΔB	Écart de demi-grand axe (mm)
$\Delta B\%$	Écart relatif de demi-grand axe (/)
$\Delta B\%_{brutes}$	Écart relatif de demi-grand axe entre données brutes et simulations (/)
$\Delta B\%_{interp}$	Écart relatif de demi-grand axe entre données interpolées et simulations (/)

B_0	Taille de fissure à la bifurcation (mm)
B_{moy}	Taille de fissure moyenne (mm)
B_{sup}	Taille de fissure mesurée sur la face supérieure de l'éprouvette (mm)
B_{inf}	Taille de fissure mesurée sur la face inférieure de l'éprouvette (mm)
c	Amortissement (/)
$[c]$	Matrice amortissement (/)
D	Endommagement (/)
d_{exp}	Dispersion expérimentale (/)
E	Module d'Young (GPa)
$f_0 / f_{rés}$	Fréquence propre / de résonance (Hz)
$f_{0,i}$	Fréquence de résonance de l'éprouvette non fissurée (Hz)
$f_{0,calculée}$	Fréquence de résonance de l'éprouvette non fissurée calculée (Hz)
f_i	Fréquence de résonance à l'arrêt i (Hz)
$f_{i,balayage}$	Fréquence de résonance à l'arrêt i mesurée par balayage fréquentiel (Hz)
$f_{i,suivie}$	Fréquence de résonance à l'arrêt i mesurée par le contrôleur (Hz)
f_{fis}	Fréquence de résonance de l'éprouvette fissurée (Hz)
$\Delta f\%$	Diminution relative de la fréquence de résonance (/)
$\Delta f\%_{i,balayage}$	Diminution relative de la fréquence de résonance à l'arrêt i (balayage) (/)
$\Delta f\%_{i,suivie}$	Diminution relative de la fréquence de résonance à l'arrêt i (contrôleur) (/)
$\{f\}$	Vecteur colonne des forces d'excitation (N)
g	Accélération de la pesanteur (mm/s ²)
k	Raideur (N/mm)

$[k]$	Matrice raideur (N/mm)
k_t	Facteur de concentration de contrainte (/)
K_i	Facteur d'intensité de contrainte en mode d'ouverture i (MPa $\sqrt{mm}$)
ΔK_i	Variation du facteur d'intensité de contrainte en mode i (MPa $\sqrt{mm}$)
$K_{I,max}$	Facteur d'intensité de contrainte maximal sur un cycle en mode I (MPa $\sqrt{mm}$)
K_{IC}	Ténacité en mode I (MPa $\sqrt{mm}$)
m	Masse (kg)
$[m]$	Matrice masse (kg)
N	Nombre de cycles (/)
$N_{amor\text{ce}} / N_0$	Nombre de cycles d'amorce (/)
N_{FC}	Nombre de cycles de propagation dans le régime des fissures courtes (/)
N_{FL}	Nombre de cycles de propagation dans le régime des fissures longues (/)
N_F	Nombres de cycles à la rupture (/)
N_{max}	Nombres de cycles à l'arrêt de l'essai (/)
$N\%$	Pourcentage de durée de vie consommée (/)
P_i	Position du site d'amorce de la fissure (/)
$P_{porteuse}$	Périmètre de la surface porteuse de la fissure (mm)
R	Rapport de contrainte (/)
R_e	Limite d'élasticité (MPa)
R_m	Résistance à la traction (MPa)
R^2	Coefficient de corrélation (/)
S_{fis}	Surface fissurée (mm ²)

$S_{porteuse}$	Surface porteuse de la fissure (mm ²)
$S\%$	Surface fissurée normalisée (/)
T	Épaisseur de l'éprouvette (mm)
v_a	Amplitude de flèche du point calibré de l'éprouvette (mm)
W	Largeur de l'éprouvette (mm)

LISTE DES ANNEXES

Annexe A Résultats bruts des essais	121
Annexe B Schémas d'endommagement critiques	126
Annexe C Comparaison des résultats des simulations aux résultats expérimentaux pour l'éprouvette de cisaillement pur en 2024-T3.....	127

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte et problématique

Les essais de fatigue-vibratoire sont des essais de fatigue durant lesquels une éprouvette est excitée à la fréquence d'un de ses modes de résonance jusqu'à amorce et propagation de fissures de fatigue. Ces essais ont pour principaux avantages de pouvoir être réalisés à des fréquences élevées, réduisant la durée totale des essais, ainsi que de pouvoir générer des chargements multiaxiaux sans montages complexes. Contrairement aux essais de fatigue conventionnels pour lesquels l'essai s'arrête au moment de la rupture complète de l'éprouvette, les essais de fatigue-vibratoire ne permettent pas d'obtenir une telle rupture finale (George et al., 2004). Trois phénomènes peuvent expliquer cette impossibilité de séparation complète. Tout d'abord, lorsqu'une fissure se propage, il est difficile de maintenir le contrôle de l'essai. De plus, les éprouvettes étant montées en porte-à-faux, un bris de l'éprouvette présenterait des défis de sécurité. Enfin, l'accélération nécessaire pour exciter l'éprouvette au niveau de contrainte voulu peut augmenter jusqu'à des niveaux trop élevés pour réussir à entraîner la séparation complète de l'éprouvette pour certains types de chargement dont la flexion uniaxiale. Il est donc nécessaire de définir des critères d'arrêt alternatifs pour ce type d'essai. Ces derniers doivent être basés sur les grandeurs mesurables au cours de l'essai : fréquence de résonance, déplacement, vitesse et accélération d'un point de l'éprouvette ou encore accélération d'excitation selon Sentissi (Sentissi, 2020). Les critères d'arrêt typiquement utilisés sont basés sur une diminution de la fréquence de résonance de l'éprouvette pour un mode testé. En effet, lorsque qu'une fissure de fatigue s'amorce puis se propage, il en résulte une diminution locale de la raideur de l'éprouvette, avec comme conséquence une réduction de la fréquence propre d'après Ellyson (Ellyson, 2016). L'utilisation de tels critères basés sur l'amorce et la propagation partielle d'une ou plusieurs fissures se justifie en fatigue à grand nombre de cycles (HCF) car la propagation ne représente qu'une faible fraction de la durée de vie. Cela signifie qu'il est possible de négliger une part de la propagation et arrêter l'essai avant la rupture finale sans que cela ait un impact significatif en termes de nombre de cycles sur le résultat des essais. Cette affirmation est particulièrement vraie pour les essais uniaxiaux. Compte-tenu de la grande variété de matériaux et de formes d'éprouvettes, il n'est pas possible de déterminer un unique critère d'arrêt pour tous les essais fatigue-vibratoire. Il faut donc définir des méthodes pour les déterminer comme souligné par Xu et al. (Xu et al., 2018). Ces méthodes sont soit

expérimentales, soit numériques. Pour les essais uniaxiaux, les critères actuellement utilisés sont suffisants et justifiés par la propagation rapide des fissures une fois ces dernières amorcées selon George et al. (George et al., 2004). Pour les essais en chargement multiaxial, la littérature est beaucoup moins riche. Le choix de critère pour ces essais pourrait avoir une influence significative sur le nombre de cycles à la rupture des essais comme l'a observé Sentissi (Sentissi, 2020).

1.2 Objectif de recherche

La définition des critères d'arrêt est donc d'une importance majeure pour la réalisation des essais de fatigue-vibratoire. Ces critères d'arrêt sont cependant souvent définis de manière arbitraire. L'utilisation de méthodes numériques généralisables, permettant de définir de manière objective l'arrêt des essais en amont de la réalisation de ceux-ci, semble une solution pertinente.

Nous pouvons alors nous demander si l'utilisation de modèles numériques permet d'associer, à une taille de fissure définie, une diminution relative de fréquence propre pouvant servir de critère d'arrêt pour des essais de fatigue-vibratoire en flexion et en cisaillement pur.

1.3 Plan du mémoire

Ce mémoire est divisé en sept chapitres. Tout d'abord, après cette introduction en **Chapitre 1**, la réalisation d'une revue de littérature en **Chapitre 2** permet d'introduire les notions théoriques nécessaires à la compréhension de ce mémoire et d'identifier les connaissances existantes autour des critères d'arrêt des essais de fatigue-vibratoire, leurs méthodes de définition et la relation entre fissuration et diminution de la fréquence de résonance. Le **Chapitre 3** présente ensuite les objectifs du projet, l'organisation et l'importance de la recherche. Le **Chapitre 4** est dédié aux simulations réalisées sur les éprouvettes de flexion et de cisaillement pur. Le **Chapitre 5** présente la méthodologie d'essais employée et les résultats obtenus. Une comparaison des résultats expérimentaux avec les prévisions numériques est ensuite réalisée dans le **Chapitre 6** et des méthodologies de définition de critères d'arrêt sont proposées. Dans le **Chapitre 7**, une discussion est faite sur les résultats obtenus. Enfin, une **Conclusion** globale du mémoire synthétise les résultats obtenus et souligne les limites tout en présentant les perspectives de travaux supplémentaires.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Introduction

Cette revue de littérature est divisée en trois parties. La première partie porte sur les bases théoriques liées à la fatigue des matériaux métalliques nécessaires pour la compréhension des notions abordées dans le corps de ce mémoire. La deuxième porte sur les critères d'arrêt des essais de fatigue-vibratoire et leurs méthodes de définition. La troisième et dernière partie porte sur la relation entre fréquence de résonance et propagation de fissure, d'un point de vue expérimental et numérique. Les conclusions de cette revue de littérature permettront d'identifier les objectifs spécifiques de ce projet ainsi que la méthodologie à suivre pour répondre à la problématique initiale.

2.2 Fatigue des matériaux métalliques

2.2.1 Bases théoriques de la fatigue

Définition

La fatigue est définie comme étant un mécanisme d'endommagement des matériaux pouvant apparaître même en dessous de la limite d'élasticité lorsqu'ils sont soumis à un chargement cyclique (Dowling, 2012). Cet endommagement graduel peut mener jusqu'à la formation de fissures, pouvant elles-mêmes se propager jusqu'à la rupture complète d'une pièce. La fatigue est l'une des causes majeures de rupture des pièces en service, étant impliquée dans environ 80 % des défaillances.

Fatigue des corps lisses

La fatigue des corps lisses est considérée lorsque les matériaux ne contiennent pas d'hétérogénéités de taille suffisamment élevée pour être assimilables à des fissures préexistantes. Ce type de fatigue peut être divisé en deux grands domaines : le domaine de la fatigue oligocyclique (LCF) et celui de la fatigue-endurance ou fatigue à grand nombre de cycles (HCF). La fatigue-endurance prend place lorsque le niveau de contrainte appliquée est suffisamment faible pour que le comportement du matériau soit majoritairement élastique. Dans ce cas-ci, la majorité de la durée de vie en fatigue se fait pour l'amorce et la propagation de fissures courtes, la propagation de fissures longues

représentant une faible part de la durée de vie. Inversement, un comportement globalement plastique est observé en fatigue oligocyclique, avec une part importante de la durée de vie en propagation de fissures longues. La limite entre ces deux domaines est usuellement placée pour des nombres de cycles à la rupture compris entre 10^2 et 10^4 cycles. Cette limite est notamment dépendante du matériau étudié.

Les grandeurs et le vocabulaire permettant la définition des chargements cycliques sont définis dans ce paragraphe. La **Figure 2.1** présente une évolution sinusoïdale d'une contrainte uniaxiale en fonction du temps avec une contrainte moyenne positive. La temporalité du chargement est définie par la période T d'un cycle ou par sa fréquence f . Soit σ_{max} et σ_{min} les contraintes respectivement maximales et minimales sur un cycle de chargement, l'amplitude de contrainte σ_a , la contrainte moyenne σ_m et le rapport de contraintes R sont définis par :

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad \sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.1)$$

Un rapport de contrainte $R = -1$ correspond par exemple à un chargement dit purement alterné caractérisé par une contrainte moyenne nulle.

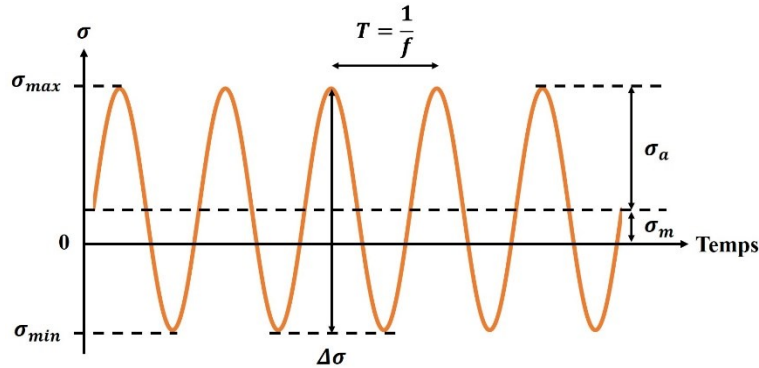


Figure 2.1 Chargement de contrainte cyclique

La réalisation d'essais de fatigue sur des éprouvettes permet d'obtenir, pour un niveau de contrainte donné, le nombre de cycles à la rupture N_F . Ce nombre de cycles à la rupture peut être décomposé de la manière suivante :

$$N_F = N_{amor\text{ce}} + N_{FC} + N_{FL} \quad (2.2)$$

N_{amorce} est le nombre de cycles d'amorce, N_{FC} est le nombre de cycles de propagation dans le régime des fissures courtes, et N_{FL} le nombre de cycles de propagation dans le régime des fissures longues. Les phases d'amorce et de propagation de fissure courtes sont souvent réunies ensemble pour simplifier les analyses, ce qui sera fait ici. De manière simplifiée, le nombre de cycles à la rupture se décompose alors en deux :

$$N_F = N_0 + N_{FL} \quad (2.3)$$

En réalisant plusieurs essais en faisant varier le niveau de contrainte, il est possible de générer une courbe communément appelée courbe S-N. La **Figure 2.2** présente une courbe S-N sur une échelle log-log tracée à partir des données de Fatemi et al. (Fatemi et al., 2017) pour des éprouvettes en Ti-6Al-4V corroyées sollicitées uniaxialement. D'une manière générale, plus la contrainte est élevée, plus le nombre de cycles à la rupture est faible, ce qui est observable ici. En outre, en échelle log-log, une relation quasi-linéaire entre amplitude de contrainte σ_a et le nombre de cycles à la rupture N_F est présente sur le graphique à la **Figure 2.2**. Cette relation n'est observable que dans certains cas et n'est pas généralisable.

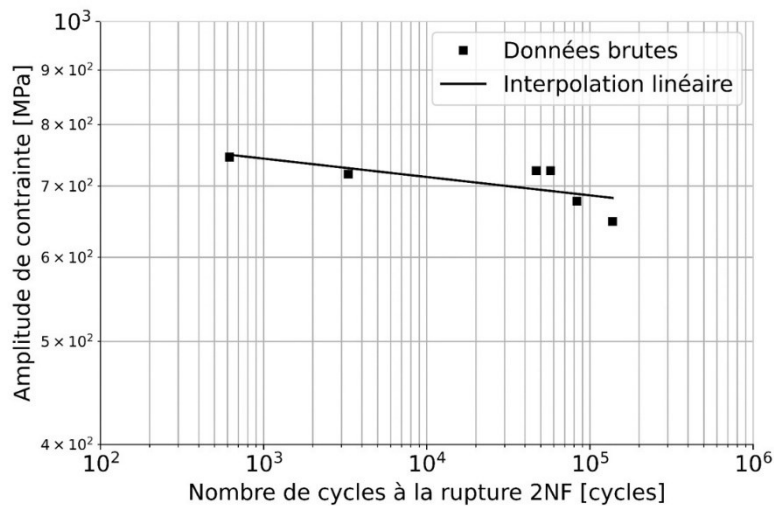


Figure 2.2 Exemple de courbe S-N – Extrait et modifiée de Fatemi et al. (Fatemi et al., 2017)

Il existe plusieurs phénomènes à l'origine de l'amorce des fissures, influençant le nombre de cycles d'amorce N_0 , dépendamment des propriétés des matériaux et de leurs microstructures. L'un de ces phénomènes est le glissement permanent de plans cristallins entraînant la formation d'intrusions et

d'extrusions. Ce mécanisme génère alors des concentrateurs de contraintes micro-géométriques pouvant être à l'origine de l'amorce de fissure. Dans d'autres cas, les fissures peuvent plutôt s'amorcer au niveau des hétérogénéités dans la microstructure telles que des précipités, des inclusions, des porosités, ou encore au niveau des joints de grains, par incompatibilité des déformations.

L'influence des hétérogénéités ou d'autres maillons faibles de la microstructure des matériaux rend le phénomène de fatigue intrinsèquement probabiliste. En effet, la résistance en fatigue dépend de la probabilité de rencontrer un maillon faible ou une hétérogénéité de taille critique au sein des zones les plus fortement sollicitées. Ainsi, plus le volume de matière fortement sollicité est élevé, plus la probabilité de rencontrer un défaut pouvant causer l'amorce d'une fissure est élevée, et donc plus la résistance en fatigue devrait diminuer. Cet effet est communément appelé effet de taille ou effet d'échelle. Il existe de nombreux autres paramètres pouvant influencer la résistance en fatigue tels que l'état de surface, le mode de chargement, la température, l'effet d'entaille (ou de gradient) ou encore la contrainte moyenne du chargement.

Conception en fatigue des corps lisses pour des chargements uniaxiaux

Les essais réalisés en laboratoire sur des éprouvettes subissant un chargement uniaxial permettent d'obtenir des informations nécessaires à la conception en fatigue sur des cas d'application industriels. Cependant, il n'existe pas de résultats pour l'ensemble des cas d'applications. Différents outils ont donc été développés pour prévoir la résistance en fatigue de pièces réelles à partir de résultats obtenus en laboratoire. Par exemple, des facteurs multiplicatifs peuvent être utilisés pour modifier la valeur de la résistance en fatigue en fonction des paramètres d'influence discutés précédemment. Ces facteurs, appelés facteurs de Marin, sont au nombre de cinq (Shigley et al., 1985). Pour prendre en compte l'effet d'une modification de la contrainte moyenne sur la résistance en fatigue, plusieurs modèles existent, dont par exemple la droite de Goodman qui permet, à partir de la résistance à la traction du matériau R_m , de la résistance en fatigue pour un nombre de cycles à la rupture N_F et un rapport de contrainte R , de calculer la résistance en fatigue pour d'autres rapports de contrainte.

Conception en fatigue des corps lisses pour des chargements multiaxiaux

Les cas de chargements multiaxiaux sont des cas complexes pour lesquels différents critères de résistance en fatigue ont été définis. Un des critères les plus connu et utilisé est le critère de

Dang Van (Van, 1973). Ce critère se base sur une approche mésoscopique considérant que l'endommagement par fatigue se fait à l'échelle de la taille des grains. Dans un graphique avec en abscisse la contrainte hydrostatique σ_H et en ordonnée la contrainte de cisaillement maximale à l'échelle mésoscopique que l'on notera de manière simplifiée τ_{max} , le critère de Dang Van se représente par une droite limite en-dessous de laquelle il n'y aura pas rupture en fatigue. Cette droite limite est tracée à partir de résultats expérimentaux pour différents modes de chargement, classiquement pour des résultats d'essais en traction-compression et en torsion (cisaillement pur). Des résultats expérimentaux sont donc nécessaires pour calibrer ce critère, et plus le nombre de résultats expérimentaux pour différents types de chargement sont utilisés, plus le critère sera précis. La **Figure 2.3** inspirée de Sentissi (Sentissi, 2020) présente un graphique illustrant ce critère calibré avec des résultats en cisaillement pur, en chargement uniaxial et en chargement équi-biaxial. Sur ce graphique, un exemple de trajet de chargement en traction-compression avec un rapport de contrainte $R = -1$ est également illustrée en trait discontinu. Il s'agit d'un chargement proportionnel pour lequel la contrainte hydrostatique est égale à un tiers de l'unique contrainte principale non nulle et la contrainte de cisaillement maximale est égale à un demi de cette même contrainte principale en tout temps. Lorsque le chargement est en compression, la contrainte hydrostatique devient négative mais reste égale en valeur absolue car $R = -1$.

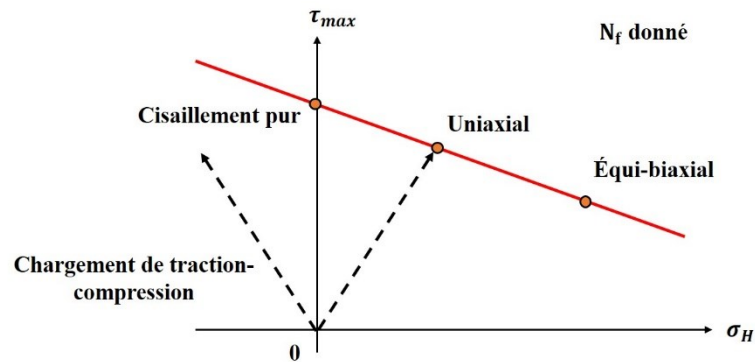


Figure 2.3 Critère de Dang Van – Inspiré de Sentissi (Sentissi, 2020)

Propagation des fissures longues

Une fois que les fissures se sont amorcées après un nombre de cycles N_0 , ces dernières peuvent, ou non, se propager dans le régime des fissures longues. Cette phase de propagation, caractérisée par le nombre de cycles N_{FL} , représente une part plus ou moins importante de la durée de vie totale en

fatigue. Par exemple, pour des matériaux avec des hétérogénéités de taille inférieure à celle d'un grain et pour une durée de vie totale de l'ordre de 10^7 cycles, cette phase de propagation de fissure longue peut représenter moins de 10 % de la durée de vie totale (Brochu, 2010).

Il est possible d'utiliser la théorie de la mécanique linéaire élastique de la rupture (LEFM) pour étudier la propagation de ces fissures longues. Selon cette approche, une fissure est considérée comme longue si la zone plastique au niveau de la pointe de la fissure est de taille négligeable par rapport à la longueur a de la fissure et d'autres paramètres géométriques. Le rayon maximal de cette zone plastique peut être calculé à partir de la limite d'élasticité du matériau R_e et de sa ténacité en mode d'ouverture I K_{IC} . Lorsque les hypothèses de la LEFM sont vérifiées, et que les fissures sont considérées comme longue, il est possible de définir une grandeur K appelée facteur d'intensité de contrainte, dépendant notamment du chargement et de la géométrie de la fissure.

Lorsqu'elles se propagent, les fissures longues peuvent s'ouvrir selon trois modes différents illustrés à la **Figure 2.4**. Le mode I correspond à une ouverture en tension, le mode II correspond à une ouverture en cisaillement plan et le mode III correspond à une ouverture en cisaillement hors plan. Le mode I est le mode le plus sévère, cela signifie que la ténacité minimale d'une pièce fissurée est obtenue lorsque celle-ci est ouverte en tension.

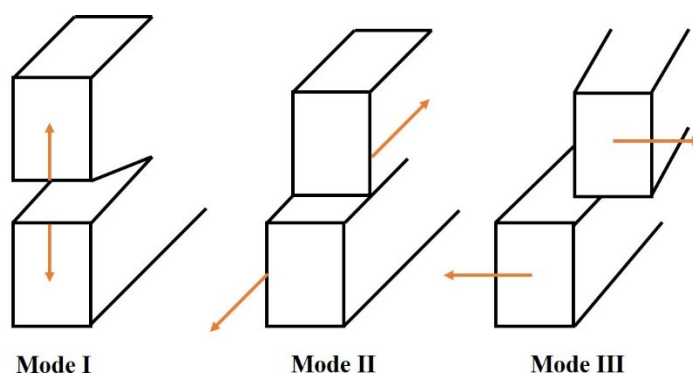


Figure 2.4 Modes d'ouverture des fissures – Inspiré de Sentissi (Sentissi, 2020)

Similairement aux courbes S-N qui sont utilisées pour la conception en fatigue des corps lisses, ce sont des courbes de la vitesse de propagation $\frac{da}{dN}$ en fonction de la variation du facteur d'intensité de contrainte ΔK_I qui sont le plus souvent utilisées en fatigue des corps fissurés. Dans la région II du graphique présenté à la **Figure 2.5**, il existe une relation linéaire entre le logarithme de la vitesse

de propagation et le logarithme de la variation du facteur d'intensité de contrainte. Cette relation est modélisée par la loi de Paris (Paris et al., 1972). La loi de Paris est de la forme :

$$\frac{da}{dN} = C. \Delta K_I^m \quad (2.4)$$

Il existe une valeur seuil ΔK_{th} de la variation du facteur d'intensité de contrainte en dessous de laquelle aucune propagation de fissures longues n'est observée. Des fissures courtes peuvent cependant se propager sporadiquement en dessous de ce seuil. Lorsque le facteur d'intensité de contrainte maximal sur un cycle $K_{I,max}$ devient égal à la ténacité du matériau en mode I K_{IC} , une propagation brutale de la fissure a lieu.

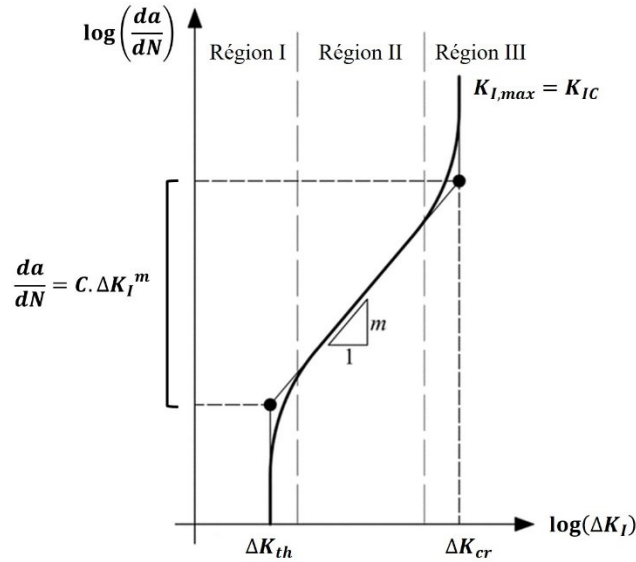


Figure 2.5 Courbe de propagation – Inspiré de Carpinteri et Montagnoli (Carpinteri & Montagnoli, 2020)

2.2.2 Essais de fatigue-vibratoire

2.2.2.1 Principe des essais de fatigue-vibratoire

Dans leur article publié en 2004, George et al. (George et al., 2004) présentent une nouvelle méthodologie d'essais de fatigue-vibratoire. Plusieurs avantages de ces essais sont avancés. Tout d'abord, les essais de fatigue-vibratoire peuvent être réalisés à des fréquences bien supérieures à celles des essais de fatigue réalisés suivant la norme ASTM E466-21, pour lesquels les fréquences d'essais sont comprises entre 0,01 Hz et 100 Hz. Dans leur article, George et al.

(George et al., 2004) ont par exemple pu tester des éprouvettes ayant une fréquence de résonance atteignant les 1600 Hz, leur permettant de réaliser des essais à 10^6 cycles en seulement 10 min. Xu et al. (Xu et al., 2020) ont réalisés des essais de fatigue-vibratoire à très haut nombre de cycles (VHCF), soit des nombres de cycles supérieurs à 10^7 , sur des éprouvettes de flexion ayant une fréquence de résonance allant jusqu'à 1756 Hz. Le nombre de cycles à la rupture de leurs essais est allé jusqu'à $8,2 \times 10^8$ cycles, pour une durée d'environ 130 h. Par comparaison, pour des essais de fatigue réalisés suivant la norme ASTM E466-21, pour une fréquence d'essais maximale de 100 Hz, il faut environ 2,7 h pour réaliser 10^6 cycles et 2278 h pour réaliser $8,2 \times 10^8$ cycles.

L'un des autres avantages de ce type d'essais présenté par George et al. (George et al., 2004) est de pouvoir générer des états de contrainte avec divers taux de biaxialité en modifiant la géométrie d'une éprouvette montée en porte-à-faux et en l'excitant à un de ses modes de résonance pour obtenir la déformée voulue. Pour concevoir la géométrie d'une éprouvette, plusieurs critères sont pris en compte. La fréquence de résonance du mode d'intérêt doit se trouver dans les limites de capacités du pot vibrant utilisé et doit être suffisamment éloignée des fréquences des autres modes de résonance pour éviter toute superposition des déformées modales. De plus, le niveau de contrainte se trouvant dans la zone hautement sollicitée d'intérêt, appelée « zone de fatigue », doit être supérieur à la contrainte se trouvant au niveau de la zone encastree pour éviter l'amorce de fissure par fretting. L'utilisation de méthodes numériques comme la méthode des éléments finis permet de guider la conception des éprouvettes. La réalisation d'analyse modale permet d'obtenir une estimation de la fréquence propre des éprouvettes.

Plusieurs auteurs présentent dans la littérature des géométries d'éprouvettes permettant de générer des états de contrainte allant du cisaillement pur comme celle présentée par Sentissi (Sentissi, 2020), correspondant à un taux de biaxialité d'environ -1 à des éprouvettes annulaires permettant de générer un chargement biaxial avec un taux de biaxialité de 2,77 comme présenté par Xu et al. (Xu et al., 2017). Plus classiquement, Ellyson (Ellyson, 2016) présente une géométrie permettant de générer un chargement de flexion uniaxial. Ces trois géométries d'éprouvettes sont présentées de manière schématique à la **Figure 2.6**. Elles génèrent un chargement purement alterné ($R = -1$) car elles sont sollicitées en flexion alternée. La zone encastree de ces éprouvettes est marquée en gris foncé sur les figures tandis que la zone libre de déplacement est en gris clair.

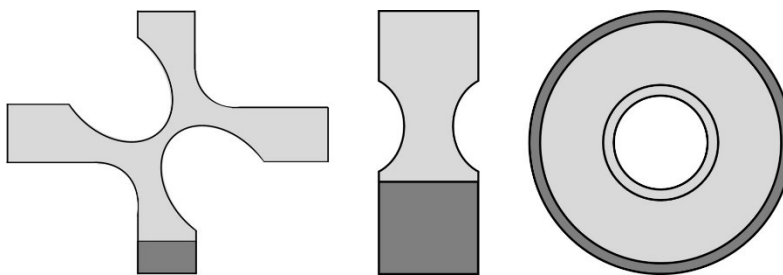


Figure 2.6 Géométries d'éprouvettes de fatigue-vibratoire (de gauche à droite : Cisaillement pur, Flexion, Biaxial) – Inspiré de Sentissi (Sentissi, 2020), Ellyson (Ellyson, 2016) et Xu et al. (Xu et al., 2017)

Après la conception des éprouvettes, la réalisation des essais de fatigue-vibratoire se fait en différentes étapes qui seront présentées par la suite.

La **Figure 2.7** présente un schéma d'un montage classique d'un essai de fatigue-vibratoire utilisant un capteur de déplacement. Sur ce schéma sont représentés un pot vibrant permettant de générer l'accélération d'excitation d'entrée sinusoïdale ainsi qu'un accéléromètre uniaxial permettant de contrôler ce dernier. Des mors de serrage sont montés sur la table du pot vibrant dans lesquels une éprouvette de flexion est montée. La déformée de l'éprouvette est schématisée en trait discontinu. Un capteur de déplacement permet de mesurer le déplacement d'un point de l'éprouvette. Un contrôleur, recevant en entrée les signaux de l'accéléromètre et du capteur de déplacement, génère en sortie le signal d'excitation du pot vibrant.

Calibration des déformations

Comme les essais de fatigue sont réalisés sans jauges de déformation, une calibration est nécessaire lors des essais de fatigue-vibratoire afin de pouvoir calculer et contrôler indirectement l'amplitude de déformation dans la zone de fatigue au cours de l'essai. Il est alors nécessaire d'établir une relation entre des grandeurs mesurables au cours de l'essai et l'amplitude de déformation. Il a été démontré que, dans le voisinage de la fréquence de résonance et dans la limite de l'hypothèse des petits déplacements, il existe une relation linéaire entre le déplacement en tout point de l'éprouvette et la déformation dans la zone de fatigue. Dans l'étude de George et al. (George et al., 2004), c'est une calibration entre vitesse et déformation qui est réalisée. La **Figure 2.8** présente l'exemple d'une courbe de calibration utilisée par George et al. (George et al., 2004).

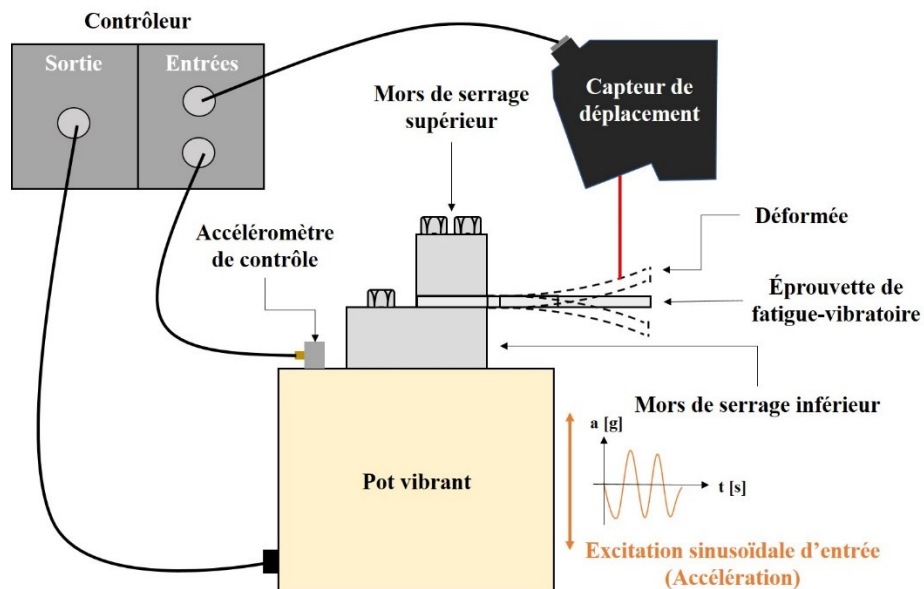


Figure 2.7 Schéma d'un montage classique d'un essai de fatigue-vibratoire

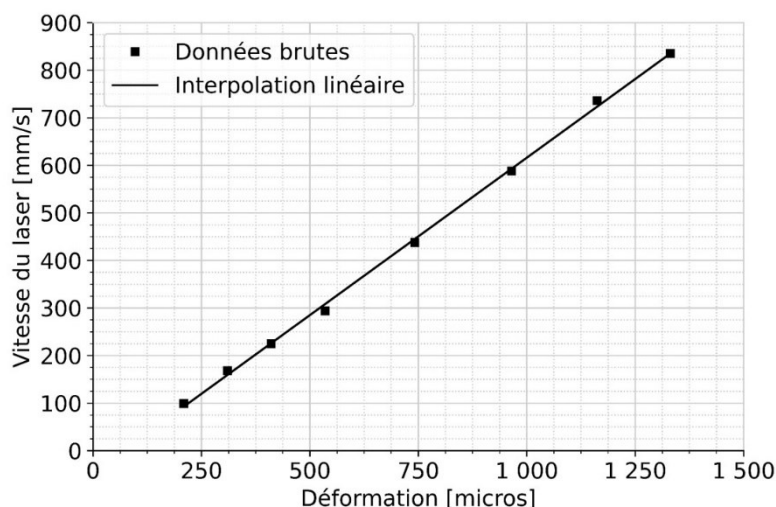


Figure 2.8 Exemple de courbe de calibration – Extrait et modifiée de George et al. (George et al., 2004)

Dans son étude, Sentissi (Sentissi, 2020) a également établi une relation linéaire entre la vitesse de déplacement d'un point de l'éprouvette et la déformation dans la zone de fatigue. En outre, il a observé qu'une relation non-linéaire existait entre l'accélération d'excitation et la déformation, à cause d'une augmentation du taux d'amortissement avec l'amplitude d'accélération.

Contrôle des essais de fatigue-vibratoire

Il existe plusieurs stratégies de contrôle des essais de fatigue-vibratoire proposées dans la littérature. Ces stratégies dépendent notamment de la méthode de calibration discutée précédemment et du matériel à disposition. En effet, en fonction des contrôleurs utilisés, certains types de contrôle ne sont pas réalisables. Le type de contrôle le plus simple à réaliser est un essai à fréquence d'essai imposée et à accélération d'excitation d'entrée imposée. L'un des désavantages principaux des essais à accélération d'excitation imposée est que si l'amortissement du système se modifie au cours de l'essai, la relation initiale existant entre l'amplitude d'accélération d'excitation et la déformation dans la zone de fatigue se modifie. Notamment, si l'amortissement augmente, une accélération plus élevée est nécessaire pour atteindre la déformation voulue dans la zone de fatigue. Les contrôles à amplitude d'accélération d'excitation imposée ne permettent donc pas toujours la réalisation d'essais à amplitude de déformation constante comme recommandé par la norme ASTM E466-21. En outre, lorsque la fréquence d'excitation est imposée, une diminution de la déformation apparaît lors de la propagation des fissures car la fréquence de résonance du système diminue avec cette propagation, et ce à cause d'une diminution de la raideur locale de l'éprouvette, comme expliqué par Ellyson (Ellyson, 2016). Le système se retrouve donc excité à une fréquence supérieure à celle de résonance du mode testé, et l'essai doit être arrêté pour mesurer la nouvelle fréquence de résonance du système et adapter la fréquence d'excitation de l'essai.

Un système plus sophistiqué permet de réaliser l'essai avec un contrôle de la vitesse ou du déplacement d'un point de l'éprouvette pour les maintenir constants. Ce type de contrôle se base sur une boucle de rétroaction, l'accélération d'entrée variant en continu pour maintenir la vitesse ou le déplacement quasi-constant. Lorsque le déplacement d'un point de l'éprouvette est contrôlé, comme il existe une relation linéaire entre ce déplacement et la déformation dans la zone de fatigue, l'essai est indirectement à amplitude de déformation contrôlée.

Enfin, il est également possible de réaliser un suivi en continu de la fréquence de résonance en parallèle du contrôle de l'excitation. Ce système, nommé « Track-and-Dwell » permet de détecter et suivre toute modification de la fréquence de résonance du système. Il est intéressant d'utiliser un tel système pour les essais de fatigue-vibratoire compte-tenu du phénomène de diminution de la fréquence de résonance lors de la propagation des fissures. Cela permet de maintenir le système à la résonance et de poursuivre le contrôle même lors de la propagation. L'un des défis majeurs du

« Track-and-Dwell » se trouve dans le suivi de la diminution de la fréquence de résonance lors de la phase propagation. Le contrôleur doit avoir la capacité de s'adapter à la cinétique de propagation des fissures en maintenant le contrôle stable. Un travail doit donc être fait pour optimiser les paramètres du suivi de fréquence.

2.3 Critères d'arrêt des essais de fatigue-vibratoire

Lors de la réalisation d'un essai fatigue-vibratoire, il n'est pas possible d'obtenir une rupture complète de l'éprouvette. Trois phénomènes peuvent expliquer cette impossibilité de séparation complète. Tout d'abord, lorsqu'une fissure se propage, il peut être difficile de maintenir stable le contrôle de l'essai, notamment compte-tenu des défis liés à la cinétique de propagation présentés à la **section 2.2.2.1**. De plus, les éprouvettes étant montées en porte-à-faux, un bris de l'éprouvette présenterait des défis de sécurité. Enfin, l'accélération nécessaire pour exciter l'éprouvette au niveau de contrainte voulu peut augmenter jusqu'à des niveaux trop élevés pour réussir à entraîner la séparation complète de l'éprouvette pour certains types de chargement dont la flexion uniaxiale, à cause d'une augmentation de l'amortissement du système. Ainsi, il est nécessaire de définir des critères d'arrêt alternatifs non basés sur une rupture finale pour les essais de fatigue-vibratoire.

2.3.1 Critères d'arrêt des essais uniaxiaux

2.3.1.1 Détermination expérimentale des critères d'arrêt

Les premières méthodes répertoriées dans la littérature pour déterminer un critère d'arrêt sont empiriques, elles sont basées sur des observations expérimentales réalisées au cours des essais. Différents critères ont été définis dans différents articles de la littérature, de manière parfois arbitraire et souvent basée sur des observations qualitatives. D'après George et al. (George et al., 2004), pour leurs éprouvettes uniaxiales, la fréquence de résonance réduit progressivement d'environ 0,5 % jusqu'à un changement brutal de la fréquence de résonance de l'éprouvette qu'ils définissent comme étant leur critère d'arrêt. Ces notions qualitatives de diminution progressive et de chute brutale ne sont pas associées à des données quantitatives telles qu'un taux de variation de la fréquence en fonction du nombre de cycles. Aucune taille de fissure n'est associée à cette chute de fréquence de 0,5 %. Ce choix de critère peut être justifié par le fait qu'en HCF pour des éprouvettes sollicitées uniaxialement, la phase de propagation de fissure

longue représente une faible part de la durée totale des essais. Dans la **section 2.2.1**, il a par exemple été expliqué que pour des matériaux avec des hétérogénéités de taille inférieure à celle des grains, la phase d'amorce et de propagation de fissures courtes pouvait représenter jusqu'à 90 % de la durée totale des essais, pour un nombre de cycle à la rupture de l'ordre de 10^7 cycles. Cela signifie qu'arrêter l'essai tôt dans la propagation réduira d'au plus 10 % le nombre de cycle à l'arrêt des essais par rapport au nombre de cycle à la rupture réel.

Yun et al. (Yun et al., 2012) présentent un montage multi-éprouvette permettant de réduire le temps total d'essai. En tout dix éprouvettes de flexion uniaxiale sont excitées en parallèle. Pour ces essais, les auteurs définissent un critère d'arrêt basé sur une diminution de 2 Hz de la fréquence de résonance du montage. Ce critère permet selon eux de détecter de petites tailles de fissures s'étant peu propagées. Deux images présentent des fissures obtenues à la fin de leurs essais, dont la longueur est inférieure à 1 mm.

Pour Bruns et al. (Bruns et al., 2015), une diminution relative de la fréquence de résonance de l'ordre de 0,1 % est suffisante et supérieure à la variation nominale de la fréquence observée au cours de l'essai. En effet, au cours d'un essai, la fréquence de résonance varie régulièrement dû à des modifications des conditions aux limites. Une fois l'essai arrêté grâce à leur critère d'arrêt, les auteurs déterminent par post-traitement le nombre de cycles correspondant à l'amorce de la fissure. Pour se faire, ils calculent le taux de variation de la fréquence de résonance au cours du temps illustré à la **Figure 2.9**. Ils calculent ensuite la valeur moyenne et l'écart-type de ce taux de variation de la fréquence de résonance au cours du temps. Une fissure est supposée comme s'étant amorcée à l'instant où tous les points du taux de variation de la fréquence de résonance s'écartent de plus d'un écart-type par rapport à la moyenne, sans ne jamais redépasser la valeur seuil. Les auteurs négligent donc ici la phase de propagation des fissures pour ne fournir comme résultats de leur essai que le nombre de cycle à l'amorce N_0 .

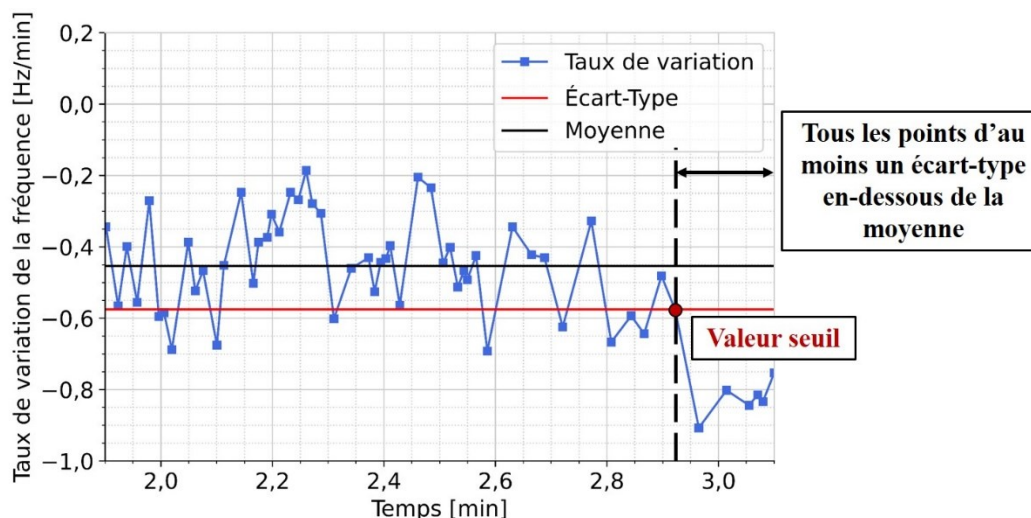


Figure 2.9 Taux de variation de la fréquence au cours du temps – Extrait et modifié de Bruns et al. (Bruns et al., 2015)

Khalji et al. (Khalij et al., 2015) ont réalisé la comparaison de critères utilisant la diminution de l'amplitude de déformation à accélération imposée avec des critères de diminution de la fréquence de résonance, suivie en continue au cours de l'essai, et un critère de modification du facteur d'amortissement pour un montage de trois éprouvettes de flexion sur un pot-vibrant. Ils observent qu'une diminution de 10 % de l'amplitude de déformation est associée à la première diminution observée de la fréquence de résonance et qu'une diminution de 15 % de l'amplitude de déformation correspond à une diminution relative de la fréquence de résonance de 5 %. Les arrêts basés sur une diminution relative de l'amplitude de déformation et sur une diminution relative de la fréquence de résonance donnent des nombres de cycles à la rupture proches. Cependant, l'utilisation de la modification du facteur d'amortissement comme critère d'arrêt donne des nombres de cycles à la rupture plus faibles que ceux obtenus en utilisant la diminution relative de l'amplitude de déformation comme critère. Les auteurs concluent que l'utilisation de la fréquence de résonance comme valeur de référence pour les arrêts est à privilégier par rapport à l'utilisation de l'amortissement.

Un critère d'arrêt de 2% de diminution relative de la fréquence de résonance est utilisé par Ellyson et al. (Ellyson, 2016),(Ellyson, Brochu, et al., 2017),(Ellyson, Chekir, et al., 2017) pour des éprouvettes de flexion uniaxiale. Les essais sont réalisés à amplitude de déplacement contrôlée

d'un point de l'éprouvette. Le critère utilisé correspond à une longueur de fissure d'environ 5 mm. Cette taille de fissure a été mesurée à la suite des essais en utilisant un microscope optique.

Des essais avec suivi en continu de la fréquence de résonance et de la taille de fissure à l'aide de jauges de fissuration ont été réalisés sur des éprouvettes de flexion en acier inoxydable 304L par Gautrelet et al. (Gautrelet et al., 2020). L'un des objectifs de ces essais était notamment de valider l'utilisation d'un critère d'arrêt de 5 % de diminution relative de la fréquence de résonance utilisé par plusieurs auteurs dans la littérature. Les auteurs ont défini un nombre de cycles maximal, qui pour leurs différents essais était de l'ordre de $3 \text{ à } 4 \times 10^5$ cycles, correspondant à une taille fissure de plus de 5 mm. Ce nombre de cycle maximal sert de référence pour établir un nombre de cycles normalisé. Les auteurs ont ensuite analysé la relation entre taille de fissure, nombre de cycles normalisé et diminution relative de la fréquence de résonance. Ils concluent qu'un critère d'arrêt de 5 % de diminution relative de la fréquence de résonance permet d'arrêter l'essai avec environ 97 % de la durée de vie de l'éprouvette consommée par rapport au nombre de cycles maximal des essais pour des tailles de fissures d'environ 4 mm. Ce type d'analyse basée sur les suivis combinés de la taille des fissures, de la fréquence de résonance et du nombre de cycles pour évaluer la pertinence d'un critère d'arrêt sera discutée plus en détail au cours de la **section 2.4.1**.

Dans les articles de Xu et al. (Xu et al., 2020), Himmelbauer et al. (Himmelbauer et al., 2021) et Xu et al. (Xu et al., 2022), un critère d'arrêt de 1 % de diminution relative de la fréquence de résonance est à chaque fois utilisé pour des éprouvettes sollicitées en flexion. Pour Xu et al., une discussion est réalisée autour de la non-possibilité de séparation complète de l'éprouvette, et donc de la nécessité de définition d'un critère d'arrêt. Deux points sont mis en avant. Tout d'abord, l'éprouvette étant montée en porte-à-faux, une rupture complète poserait des problèmes de sécurité pour le matériel entourant l'éprouvette. De plus, il est difficile de maintenir constante l'amplitude de déplacement de l'éprouvette sur la phase de propagation de la fissure à cause de la diminution rapide de fréquence de résonance qui entraîne des défis de contrôle.

Enfin, Lu et al. (Lu et al., 2023) utilisent un modèle de prévision de la durée de vie théorique en fatigue sur des éprouvettes de flexion. Pour valider leur modèle, ils réalisent des essais de fatigue-vibratoire et utilisent deux critères d'arrêt de 1 % et 5 % de diminution relative de la fréquence de résonance. Les résultats expérimentaux obtenus avec ces deux critères sont comparés

au modèle de prévision de durée de vie en fatigue. Les résultats obtenus avec le critère d'arrêt de 5 % présentent des écarts plus faibles avec le modèle.

Il existe donc une grande variété de critères utilisés pour arrêter les essais uniaxiaux, allant d'une très faible diminution relative de fréquence de résonance de 0,1 % jusqu'à des valeurs plus élevées de 5 %. Il semble cependant y avoir un consensus sur le choix de la fréquence de résonance comme valeur de référence pour arrêter les essais. Certains critères sont uniquement basés sur la détection de l'amorce des fissures tandis que d'autres tentent de prendre en compte une partie de la propagation. Cette phase de propagation représente par ailleurs une très faible part de la durée de vie totale des essais en HCF pour des chargements uniaxiaux. Sur l'ensemble des articles présentés, un seul se base sur la réalisation d'essais directement dédiés pour définir le critère d'arrêt utilisé.

2.3.1.2 Détermination numérique des critères d'arrêt

Compte-tenu du caractère soit expérimental soit arbitraire du choix du critère d'arrêt des essais, Xu et al. (Xu et al., 2018) ont décidé de développer une méthode numérique permettant de déterminer un critère d'arrêt. Leur étude s'est limitée à des éprouvettes uniaxiales de flexion, pour deux modes de résonance. Cette méthode consiste en l'introduction de fissures de morphologie semi-elliptique de taille croissante dans un modèle utilisant la méthode des éléments finis. Pour chaque taille de fissures, les auteurs déterminent la fréquence propre par analyse modale. Les paramètres d'une fissure semi-elliptique, soit son demi-petit axe A dans l'épaisseur T de l'éprouvette et son demi-grand axe B dans la largeur W de la section réduite de l'éprouvette sont présentés à la **Figure 2.10**.

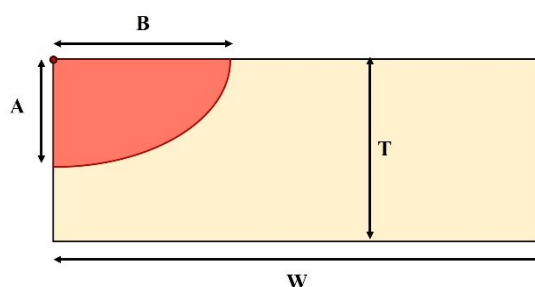


Figure 2.10 Paramètres d'une fissure semi-elliptique dans la section réduite d'une éprouvette. La fissure est en rouge

La diminution de la fréquence propre dépendant de la position du site d'amorce de la fissure, ils ont réalisé les calculs pour deux positions de sites d'amorce. Ils définissent la grandeur du demi-petit axe normalisé de la fissure, défini comme étant le demi-petit axe A divisé par l'épaisseur totale de l'éprouvette T . Pour déterminer leur critère d'arrêt, ils ont tracé le taux de variation de la fréquence propre en fonction du demi-petit axe normalisé de la fissure présenté à la **Figure 2.11**. Ils ont ensuite calculé le taux de variation de la fréquence moyen. Le graphique est divisé en trois régions. Dans la première tous les points sont en-dessous de la moyenne, dans la deuxième des points se trouvent au-dessus et en-dessous de la moyenne. Enfin, dans la troisième région tous les points sont au-dessus de la moyenne. Une valeur seuil de diminution relative de fréquence propre pour laquelle tous les points se trouvent au-dessus de la valeur moyenne est calculée. Ce calcul a été réalisé pour les deux positions de site d'amorce, et donne des diminutions relatives de la fréquence propre de 1,15 % et 2,86 %. Pour déterminer leur critère d'arrêt, ils font la moyenne de ces deux valeurs. Ils obtiennent, pour le premier mode propre, testé ensuite expérimentalement, une diminution relative de 2 % de la fréquence de résonance comme critère d'arrêt.

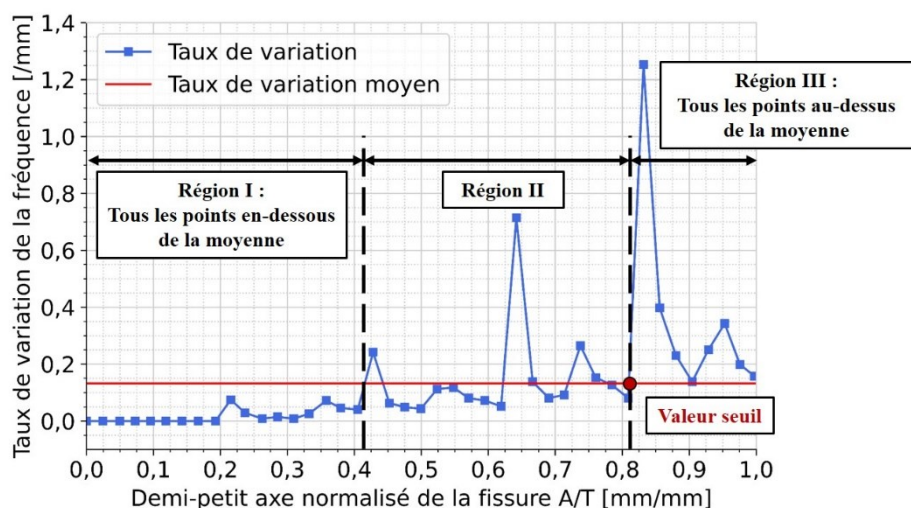


Figure 2.11 Taux de variation de la fréquence propre en fonction de la profondeur normalisée de la fissure – Extrait et modifié de Xu et al. (Xu et al., 2018)

Pour tester expérimentalement leur critère d'arrêt, ils ont réalisés des essais de fatigue-vibratoire en arrêtant l'essai pour une diminution relative de fréquence de résonance de 2 %. Ils ont ensuite tracé une courbe S-N à partir de leurs résultats. Ils ont comparé cette courbe à des résultats de la

littérature obtenus pour des essais en flexion rotative. Des écarts compris entre 1,1 % et 7,7 % sont mesurés en termes de contrainte maximale pour des nombres de cycles compris entre 5×10^4 et 10^7 cycles.

2.3.2 Critères d'arrêt des essais multiaxiaux

2.3.2.1 Détermination expérimentale des critères d'arrêt

Pour ce qui est des essais de fatigue-vibratoire multiaxiaux, plusieurs auteurs présentent différents critères d'arrêt. Certains sont basés sur une diminution relative de la fréquence de résonance et d'autres sur une diminution de la vitesse de déplacement d'un point de l'éprouvette.

Dans l'étude de Capponi et al. (Capponi et al., 2017), le critère d'arrêt utilisé est celui d'une diminution relative de la fréquence de résonance d'environ 2,5 % et se réfère à l'étude de Mršnik et al. (Mršnik et al., 2016). Ce critère n'est associé à aucune taille de fissure. Ces deux études portent sur des géométries d'éprouvettes similaires à celles ayant été utilisées par Česnik et al. (Česnik et al., 2012). La **Figure 2.12** présente la géométrie d'éprouvette utilisée pour réaliser des essais de fatigue-vibratoire permettant de générer un chargement biaxial. Le mode de fixation et les déplacements du quatrième mode de résonance utilisé pour générer la déformée sont illustrés.

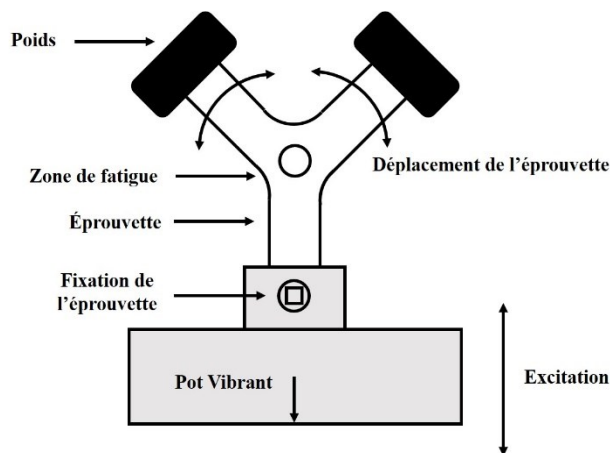


Figure 2.12 Géométrie d'une éprouvette de fatigue-vibratoire générant un chargement biaxial – Inspiré de Česnik (Česnik et al., 2012)

Hu et al. (Hu et al., 2014) utilisent un critère de baisse de la fréquence de résonance de 5 % pour leurs essais sur des plaques d'aluminium soumises à un chargement en vibration aléatoire. Ils ont pu observer que l'évolution de la fréquence de résonance se faisait de façon non-linéaire, avec d'abord une diminution progressive durant la première moitié de l'essai de fatigue, puis rapide durant la seconde partie, similairement à ce qu'avaient pu observer George et al. (George et al., 2004) sur des éprouvettes uniaxiales. L'endommagement complet théorique de leur éprouvette a été déterminé en utilisant la loi de cumul des dommages de Miner. Ils ont trouvé expérimentalement une chute de 2,8 % de la fréquence de résonance pour un endommagement complet théorique, remettant en question leur critère approximatif de 5 %. Xu et al. (Xu et al., 2017) ont également décidés d'utiliser ce critère de 5 % de diminution relative de la fréquence de résonance pour leurs essais de fatigue-vibratoire sur des éprouvettes en forme de disques annulaires permettant de générer des chargements biaxiaux.

Morettini et al. (Morettini et al., 2019) utilisent un critère de 5 % de diminution relative de la fréquence de résonance pour l'arrêt de leurs essais en se référant à différents articles ayant été cités précédemment dans cette revue de littérature. Les auteurs mettent en avant la complexité de détermination d'un « point de rupture » pour des éprouvettes sollicitées en fatigue-vibratoire.

Sentissi (Sentissi, 2020) réalise des essais de fatigue-vibratoire sur des éprouvettes cruciformes permettant de générer un chargement de cisaillement pur. Pour arrêter ses essais réalisés à accélération et fréquence fixes, la diminution de la vitesse de déplacement d'un point de l'éprouvette est utilisée comme critère d'arrêt. Le critère d'arrêt est une diminution « assez rapide » de la vitesse, rendant ce dernier qualitatif. Un post-traitement des résultats est ensuite réalisé pour déterminer de manière plus précise le début de l'endommagement. Cette méthode se base sur l'intersection des asymptotes extrêmes sur le graphique de la vitesse en fonction du temps et est illustrée à la **Figure 2.13**.

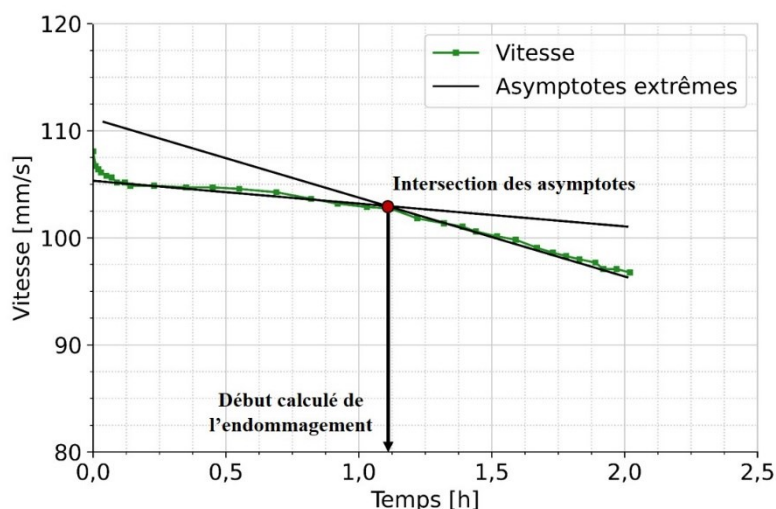


Figure 2.13 Méthode d'intersection des asymptotes extrêmes - Tiré et modifié de Sentissi (Sentissi, 2020)

Pour un essai ayant été arrêté après 1,69 millions de cycles, le début de l'endommagement calculé par cette méthode a été trouvé comme étant à 1,38 millions de cycles, soit un écart d'environ 18 % entre la fin de l'essai et le début estimé de l'endommagement. Pour ce type de sollicitation, le choix du critère d'arrêt peut donc exercer une influence significative sur le nombre de cycle à la rupture des essais. Néanmoins, il suggère que pour des essais avec la vitesse de déplacement d'un point de l'éprouvette contrôlée, une augmentation de l'accélération d'excitation du pot vibrant pourrait être utilisée comme un critère d'arrêt « plus net ». Utiliser la variation de la vitesse de déplacement d'un point de l'éprouvette ou la variation de l'accélération d'excitation du pot vibrant comme indicateur revient finalement à mesurer indirectement la diminution de la fréquence de résonance. Quantitativement, Sentissi a mesuré à la loupe binoculaire, après une diminution relative de 0,46 % de la fréquence de résonance, une taille de fissure de 4,8 mm pour une éprouvette de cisaillement avec un taux de biaxialité proche de -1.

2.3.2.2 Détermination numérique des critères d'arrêt

La détermination numérique de critères d'arrêt pour des essais de fatigue-vibratoire sur des éprouvettes soumises à des chargements multiaxiaux ne semble pas avoir été étudiée sur la base des recherches bibliographiques effectuées.

2.3.3 Sommaire

Le **Tableau 2.1** résume l'ensemble des critères d'arrêt ayant été discuté dans les parties précédentes. La très grande majorité des critères présentés sont basés sur une diminution relative de la fréquence de résonance et un seul critère est basé sur une diminution de la vitesse d'un point de l'éprouvette. Les critères d'arrêt utilisant la diminution relative de la fréquence de résonance sont compris entre 0,1 % et 5 % pour des fréquences de résonance comprises entre 140 Hz et 1750 Hz. Pour les chargements uniaxiaux, deux méthodologies de définition d'un critère d'arrêt sont proposées, dont l'une expérimentale et l'autre numérique. Aucune méthodologie de définition particulière d'un critère d'arrêt basé sur la diminution de la fréquence de résonance n'a été proposée pour des chargements multiaxiaux.

Tableau 2.1 Critères d'arrêt utilisés dans la littérature

Auteurs	Chargement	Fréquence	Méthodologie	Critère d'arrêt
Bruns et al. (2015)	Uniaxial	1080 – 1100 Hz	/	$\Delta f\% = 0,1 \%$
George et al. (2004)	Uniaxial	1200 – 1600 Hz	/	$\Delta f\% = 0,5 \%$
Yun et al. (2012)	Uniaxial	700 Hz	/	$\Delta f = 2 \text{ Hz}$ ($\Delta f\% = 0,3 \%$)
Xu et al. (2020)	Uniaxial	1756 Hz	/	$\Delta f\% = 1 \%$
Himmelbauer et al. (2021)	Uniaxial	1540 Hz	/	$\Delta f\% = 1 \%$
Xu et al. (2022)	Uniaxial	1689 – 1747 Hz	/	$\Delta f\% = 1 \%$
Lu et al. (2023)	Uniaxial	140 – 160 Hz	/	$\Delta f\% = 1 \%$ / 5 %
Ellyson et al. (2017)	Uniaxial	800 Hz	/	$\Delta f\% = 2 \%$
Xu et al. (2018)	Uniaxial	285 Hz	Étude Num.*	$\Delta f\% = 2 \%$
Gautrelet et al. (2020)	Uniaxial	310 Hz	Étude Exp.*	$\Delta f\% = 5 \%$
Mršnik et al. (2016)	Multiaxial	355 – 472 Hz	/	$\Delta f\% = 2,5 \%$
Caponi et al. (2017)	Multiaxial	775 Hz	/	$\Delta f\% = 2,5 \%$
Hu et al. (2014)	Multiaxial	312 – 413 Hz	/	$\Delta f\% = 5 \%$
Xu et al. (2017)	Biaxial	719 Hz	/	$\Delta f\% = 5 \%$
Morettini et al. (2019)	Multiaxial	488 – 549 Hz	/	$\Delta f\% = 5 \%$
Sentissi (2020)	Cisaillement	100 Hz	/	Diminution de la vitesse

*« Num. » est l'abréviation de « Numérique » et « Exp. » est l'abréviation de « Expérimental »

2.4 Relation entre la fréquence de résonance et la taille des fissures

2.4.1 Détermination expérimentale de la relation

La méthodologie présentée par Gautrelet et al. (Gautrelet et al., 2020) et discutée précédemment se base sur le suivi en continu de la fréquence de résonance et de la taille de la fissure pour des éprouvettes de fatigue-vibratoire sollicitées uniaxialement. La mesure de la taille de la fissure est réalisée en utilisant des jauges de fissuration unidirectionnelle. Les auteurs reconnaissent que cette méthode de suivi ne permet pas de mesurer des faibles tailles de fissures. En effet, la taille de la fissure minimale ayant été mesurée est de 3,6 mm, correspondant à plus de 50 % de la largeur de la section réduite de l'éprouvette fissurée. La diminution relative de fréquence de résonance minimale associée à cette taille de fissure est de 4,16 %. Cette méthode de suivi de fissure n'est en outre pas adaptée à la mesure de fissures se propageant de façon multiaxiale avec des bifurcations car les jauges sont uniaxiales et la direction de propagation doit être anticipée lors de la pose de la jauge.

D'autres articles de la littérature présentent des études sur la relation entre la variation de la fréquence de résonance d'une éprouvette et l'amorce puis la propagation d'une ou plusieurs fissures. Bien que ces articles ne portent pas directement sur les essais de fatigue-vibratoire et leurs critères d'arrêt, ils y sont liés par le phénomène similaire qu'ils étudient. C'est notamment le cas des travaux de P. Lorenzino et A. Navarro (Lorenzino & Navarro, 2015) qui portent sur des éprouvettes entaillées en leur centre et soumises à des essais de fatigue uniaxiaux sur une machine à résonance. Ils ont utilisé des caméras et de la corrélation d'images numérique pour mesurer au cours de l'essai la longueur des fissures. Connaissant l'évolution de la fréquence de résonance au cours de l'essai, ils ont pu mener des analyses sur la relation entre l'évolution de cette dernière et l'amorce puis la propagation d'une ou plusieurs fissures, comme montré à la **Figure 2.14**.

Il pourrait être intéressant de transposer cette méthodologie expérimentale servant à corréler la longueur de fissure mesurée à l'aide de caméras à la diminution de la fréquence de résonance aux essais de fatigue-vibratoire. Cela pourrait permettre une confrontation des prévisions numériques à l'endommagement réel des éprouvettes.

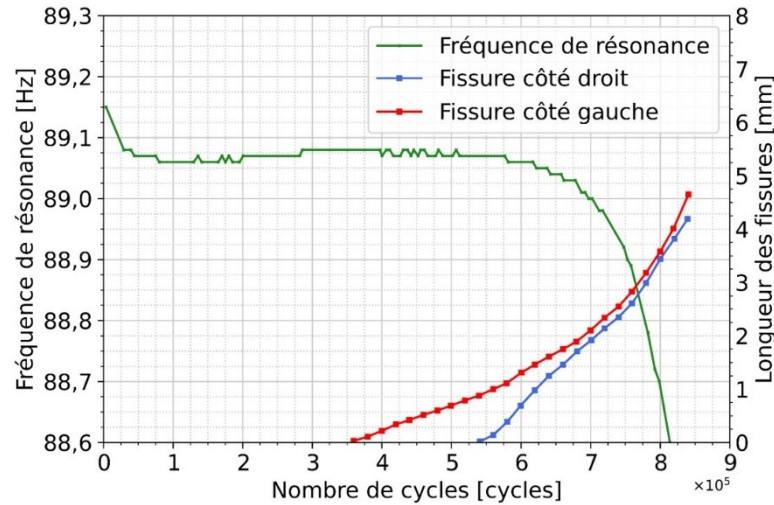


Figure 2.14 Évolution combinée de la fréquence de résonance et de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles – Extrait et modifié de Lorenzino et Navarro (Lorenzino & Navarro, 2015)

Enfin, il existe des méthodes de suivi de fissures basées sur la prise de réplique sur la surface des éprouvettes, notamment utilisée par Brochu pour le suivi des fissures courtes (Brochu et al., 2012). Les répliques peuvent ensuite être observées avec un microscope pour mesurer la taille de fissure. Cette méthode est en outre adaptée à l'observation de fissures se propageant de manière multiaxiale car il est possible de prendre une réplique de la face complète des éprouvettes, et donc d'observer un plan en deux dimensions. Enfin ces dernières sont intéressantes lorsque la configuration d'essai permet difficilement d'utiliser des caméras notamment pour des questions d'angles de vue.

2.4.2 Détermination numérique de la fréquence propre

2.4.2.1 Analyse modale par la méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis est une méthode numérique permettant la résolution d'équations aux dérivées partielles par la discrétisation d'un système en plusieurs éléments. Les fréquences propres d'un système se déterminent avec cette méthode par la réalisation d'analyses modales dont la théorie est présentée au paragraphe suivant.

Soit $\{\Delta_i\}$ un vecteur colonne contenant l'ensemble des déplacements des nœuds du système, soit $[k]$ la matrice de rigidité du système, soit $[c]$ la matrice d'amortissement du système, soit $[m]$ la

matrice de masse du système et soit $\{f\}$ un vecteur colonne contenant les forces d'excitation appliquées au niveau des nœuds du système, l'équation générale caractérisant un système dynamique est :

$$[m]\{\ddot{\Delta}_i\} + [c]\{\dot{\Delta}_i\} + [k]\{\Delta_i\} = \{f\} \quad (2.5)$$

Pour obtenir les fréquences propres d'un système, il est nécessaire de modifier cette équation générale en considérant le cas d'un système conservatif libre de forces d'excitation. L'équation devient alors :

$$[m]\{\ddot{\Delta}_i\} + [k]\{\Delta_i\} = \{0\} \quad (2.6)$$

De la même manière qu'en mécanique vibratoire analytique, la solution des déplacement nodaux est considérée comme étant sinusoïdale, de la forme $\{\Delta_i(t)\} = \{\Delta\} \cdot \sin(\omega t + \varphi)$. Avec une solution de cette forme, résoudre le système d'équation précédent revient à résoudre le problème aux valeurs propres :

$$\det([k] - \omega_i^2[m]) = 0 \quad (2.7)$$

Les solutions ω_i de cette équation sont appelées valeurs propres ou pulsation propres du système. Les fréquences propres du système sont calculables à partir des pulsations propres en les divisant par 2π . Un système possède autant de fréquences propres que de degrés de libertés. Dans le cas d'une éprouvette continue, cette dernière possède une infinité de degrés de libertés et donc une infinité de fréquences propres.

2.4.2.2 Simulation numérique de la propagation de fissures

Une étude de Richard et al. (Richard et al., 2014) présente une méthodologie pour la simulation de propagation de fissure en 3D pour des modes de chargement mixtes. Cette méthodologie s'appuie sur un logiciel de remaillage en complément d'un solveur utilisant la méthode des éléments finis afin de simuler la propagation de fissure. Plusieurs critères de propagation sont présentés pour différents modes de chargement multiaxiaux. Les critères utilisés ne sont valables que sous les hypothèses de la LEFM, expliquées à la **section 2.2.1**. Dans ce cas, la direction de propagation des fissures et le critère de rupture brutale sont estimés à partir des trois facteurs d'intensité de contrainte des différents modes d'ouverture. Dans le cas particulier de la propagation de fissures

de fatigue, ce sont les variations du facteur d'intensité de contrainte ΔK_i qui sont utilisées, et un critère de seuil de propagation est également nécessaire. Les auteurs ajoutent que les critères de direction de propagation utilisés sont applicables aussi bien en statique qu'en fatigue. Aucune mention de cinétique de propagation des fissures de fatigue n'est cependant faite. Dans une autre étude, Citarella et al. (Citarella et al., 2015) proposent une méthodologie utilisant la méthode des éléments finis sur des éprouvettes soumises à un chargement mixte de traction-torsion. Cette méthodologie, tout comme celle de Richard et al. (Richard et al., 2014) est basée sur l'utilisation d'un outil automatique de remaillage en 3D et de calcul de la propagation des fissures, en complément d'un solveur utilisant la méthode des éléments finis. Le calcul des facteurs d'intensité de contrainte est réalisé en utilisant l'approche « J-integral » et la direction de propagation est calculée en utilisant le critère « G-Criterion » selon lequel la fissure se propage dans la direction pour laquelle le taux de restitution d'énergie est maximum. Les auteurs utilisent en outre la loi de Paris, présentée à la **section 2.2.1**, avec une variation du facteur d'intensité de contrainte équivalente prenant en compte les différents modes d'ouverture pour la cinétique de propagation en fatigue.

D'autres auteurs utilisent la méthode des éléments finis étendus (XFEM) afin de simuler la propagation de fissures en 3D. La méthode XFEM est une méthode de calculs par éléments finis enrichis qui possède comme avantage de ne pas avoir à effectuer un remaillage lorsque les fissures se propagent. Ces dernières peuvent se propager au travers des éléments (Pommier et al., 2009). Hectors et De Waele (Hectors & De Waele, 2022) présentent un algorithme basé sur la méthode XFEM permettant de simuler automatiquement la propagation de fissure en trois dimensions dans des géométries complexes. Pour un mode d'ouverture mixte I-II, l'angle de propagation est calculé avec le critère de contrainte tangentielle maximum et la cinétique de propagation avec la loi de Paris en utilisant une variation du facteur d'intensité de contrainte équivalent.

Deux méthodes ont été discutées dans cette section pour réaliser la simulation de la propagation des fissures. La première se base sur l'utilisation d'un logiciel complémentaire de remaillage en 3D automatique. La seconde méthode, plus simple d'utilisation, utilise les éléments finis étendus. Lors de la propagation, deux grandeurs doivent être calculées : les directions de propagation et la vitesse de propagation. Le calcul de ces grandeurs se fait à partir des facteurs d'intensité de contraintes des trois modes d'ouverture. Lorsque les fissures se propagent de manière multiaxiale, un facteur d'intensité de contrainte équivalent doit être utilisé pour calculer la vitesse de

propagation. Enfin, en fatigue, ce sont les variations des facteurs d'intensité de contraintes qui doivent être utilisés.

2.4.2.3 Simulation numérique de l'effet de la fissuration sur la fréquence propre

Sur des sujets non directement liés aux critères d'arrêt des essais de fatigue vibratoire, Wang et al. (Wang et al., 2008) ont travaillé sur un modèle d'endommagement par fatigue basé sur l'évolution de la fréquence propre pour des joints de soudure en utilisant la surface fissurée comme paramètre d'endommagement. Ils ont calculé la fréquence propre de leurs éprouvettes pour des fissures semi-elliptiques de différentes tailles introduites dans le maillage et se propageant dans la largeur et l'épaisseur. Pour les éprouvettes avec un seul joint de soudure, la propagation d'une unique fissure a été étudiée. Pour les éprouvettes avec deux joints de soudure, deux fissures se propageant de manière simultanée au niveau des deux joints ont été étudiées. Les auteurs reconnaissent cependant que ce cas n'a pas été observé expérimentalement dans leur étude. Les fissures ont été modélisées en utilisant une méthode de détachement des nœuds (ND). Soit $S_{porteuse}$ la surface porteuse de la fissure et soit S_{fis} la surface fissurée, ils définissent l'endommagement D comme étant :

$$D = \frac{S_{fis}}{S_{porteuse}} \quad (2.8)$$

Ils peuvent ensuite calculer par éléments finis la relation entre surface fissurée, et par extension endommagement, et diminution relative de la fréquence propre. Cet endommagement basé sur la surface fissurée est ensuite comparé à un endommagement théorique basé sur le nombre de cycles. Soit N le nombre de cycles effectués et soit N_F la durée de vie en fatigue prévue, l'endommagement théorique est défini par :

$$D = \frac{N}{N_F} \quad (2.9)$$

Un endommagement $D = 1$ correspond à une rupture complète de l'éprouvette. Les auteurs ont enfin comparé l'endommagement calculé par la diminution de la fréquence de résonance à l'endommagement théorique calculé à partir des nombres de cycles. Ils concluent que l'utilisation de la fréquence de résonance comme indicateur de l'endommagement est une bonne méthode. Cette méthode semble cependant pertinente uniquement si la fréquence de résonance diminue dès le

début de l'essai, car l'endommagement basé sur le nombre de cycle commence à se cumuler dès les premiers cycles.

La méthode numérique de modélisation des fissures employée par Xu et al. (Xu et al., 2018) est basée sur l'utilisation d'éléments cohésifs (CZM). Cette méthode est également utilisée par Toni Liong et Proppe (Toni Liong & Proppe, 2013) pour modéliser la perte de raideur associée à la présence d'une fissure. Aucune comparaison avec des résultats expérimentaux n'est cependant faite. Le modèle des éléments cohésifs est un modèle alternatif à celui de la LEFM, dont l'un des avantages est qu'il est valable même en l'absence de fissure préexistante ou si la fissure est de taille faible relativement aux autres dimensions d'une pièce. Quand cette méthode est associée à une analyse modale, elle permet de calculer la diminution relative de fréquence propre par rapport au modèle non fissuré.

Une troisième méthode d'évaluation de l'impact de la fissuration sur la fréquence propre se base sur la méthode XFEM dont l'utilisation a déjà été discutée pour de la simulation de propagation à la **section 2.4.2.2**. L'étude de l'impact de différents paramètres dont l'orientation des fissures ou la position des fissures est réalisée par Natarajan et al. (Natarajan et al., 2011) sur des plaques en composites. La variation de ces paramètres impacte la diminution de la fréquence propre, de l'ordre de 7 % dans certaines situations selon l'orientation de la fissure et de l'ordre de 1 % selon la position du site d'amorce de la fissure. La modification de ces paramètres n'est donc pas négligeable.

2.5 Conclusion

Les travaux de la littérature confirment le besoin initialement identifié de détermination de critères d'arrêt pour les essais de fatigue-vibratoire, et notamment pour les chargements multiaxiaux.

Un critère d'arrêt est nécessaire pour les essais de fatigue-vibratoire car il n'est pas possible d'obtenir de séparation complète de l'éprouvette à la fin des essais. De plus, une séparation complète des éprouvettes poserait des problèmes de sécurité et la cinétique de propagation des fissures rend le contrôle de l'essai difficile. Pour les essais uniaxiaux, le choix du critère d'arrêt influe faiblement sur la durée totale des essais en HCF, la phase de propagation étant négligeable. Pour les essais multiaxiaux, le choix du critère d'arrêt pourrait avoir un impact non négligeable sur le nombre de cycle à la rupture des essais.

Pour déterminer le critère d'arrêt des essais de fatigue-vibratoire, la méthode la plus largement répandue dans la littérature est l'utilisation de la diminution relative de la fréquence de résonance. Une très grande variété de critères d'arrêt sont utilisés par différents auteurs de la littérature. Les critères d'arrêt utilisés sont compris entre 0,1 % et 5 % de diminution relative de la fréquence de résonance. La plupart de ces critères d'arrêt sont définis de manière arbitraire.

Pour les éprouvettes sollicitées en flexion, deux articles proposent une méthodologie respectivement numérique et expérimentale pour déterminer de manière objective les critères d'arrêt. Néanmoins, aucun auteur ne propose de méthode similaire pour des éprouvettes de fatigue-vibratoire subissant un chargement multiaxial.

Que ce soit pour des applications aux chargements uniaxiaux ou multiaxiaux, la principale limite aux connaissances qui a été identifiée concerne la validation du critère d'arrêt. Aucun auteur ne compare directement des prévisions numériques de la relation entre diminution relative de la fréquence propre et longueur des fissures à des mesures expérimentales pour des éprouvettes de fatigue-vibratoire. Pourtant, des méthodes sont disponibles pour supporter la validation de critères. Le suivi en continu de la longueur des fissures peut être réalisé en utilisant des jauges de propagation de fissure ou des caméras. Le suivi peut également être réalisé de manière intermittente en arrêtant régulièrement l'essai et en réalisant la prise de répliques. Numériquement, la simulation de la propagation des fissures peut être réalisée ou des fissures de tailles croissantes peuvent directement être introduites dans le maillage des éprouvettes. Cette dernière méthode permet de s'affranchir des nombreux défis liés à la simulation de la propagation, notamment multiaxiale. Plusieurs méthodes numériques permettent de prévoir l'impact de la présence de fissures sur la diminution relative de la fréquence propre dont notamment la méthode de détachement des nœuds (ND), la méthode des éléments finis étendus (XFEM) et la méthode des éléments cohésifs (CZM).

CHAPITRE 3 OBJECTIFS ET ORGANISATION DE LA RECHERCHE

Ce chapitre présente les objectifs du projet et l'organisation de la recherche pour y répondre découlant de la revue de littérature réalisée au **Chapitre 2**. Une discussion sur l'importance de la recherche est réalisée pour conclure ce chapitre.

3.1 Objectifs

L'objectif principal de ce projet est de déterminer, à l'aide de méthodes numériques et expérimentales, des critères d'arrêt pour des éprouvettes de fatigue-vibratoire sollicitées en flexion et en cisaillement pur.

Cet objectif se divise en quatre objectifs spécifiques (OS) :

OS1 Prévoir la diminution de la fréquence propre en fonction de l'endommagement par fatigue attendu pour un chargement en flexion uniaxiale et circonscrire les limites d'applicabilité des prévisions.

OS2 Prévoir la diminution de la fréquence propre en fonction de l'endommagement par fatigue attendu pour un chargement en cisaillement pur et circonscrire les limites d'applicabilité des prévisions.

OS3 Évaluer expérimentalement la relation entre la taille des fissures, la diminution relative de la fréquence de résonance et le nombre de cycles pour des éprouvettes sollicitées en flexion et en cisaillement pur.

OS4 Sur la base des objectifs spécifiques **OS1** à **OS3**, comparer les résultats expérimentaux avec les prévisions numériques et proposer des critères d'arrêt pour des éprouvettes sollicitées en flexion et en cisaillement pur.

3.2 Organisation de la recherche

L'organisation de la recherche afin de mener à bien ces différents objectifs spécifiques et répondre à la problématique initiale est présentée dans cette section. Un schéma-bloc présenté à la **Figure 3.1** illustre cette organisation.

Tout d'abord, le comportement vibratoire d'éprouvettes de flexion uniaxiale en Ti-6Al-4V et en 2024-T3 corroyé pour différentes épaisseurs est caractérisé par la réalisation d'analyses modales

par la méthode des éléments finis. Ensuite, les schémas d'endommagement attendus pour des éprouvettes subissant un chargement de flexion sont identifiés par des observations expérimentales et par l'obtention de la répartition des contraintes dans l'éprouvette par simulation en réalisant une analyse harmonique. L'évolution de la fréquence propre pour les différents schémas d'endommagement, en faisant varier les différents paramètres d'endommagement identifiés est ensuite réalisée. Les fissures sont modélisées en utilisant la méthode des éléments finis étendus (XFEM) et la méthode de détachement des nœuds (ND). Enfin, une analyse comparative du modèle d'évolution de la fréquence propre en fonction des paramètres d'entrée des différents schémas d'endommagement est faite. Cette dernière permet d'identifier les schémas d'endommagement dits critiques permettant d'encadrer les prévisions numériques.

Dans un deuxième temps, le comportement vibratoire d'éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé est caractérisé numériquement par analyse modale. Les schémas d'endommagement attendus sont identifiés par des observations expérimentales et par simulation de la même manière que pour les éprouvettes de flexion. Une analyse comparative du modèle d'évolution de la fréquence propre en fonction des paramètres d'entrée des différents schémas d'endommagement est faite pour des éprouvettes subissant un chargement de cisaillement pur. Il est alors possible d'identifier les schémas d'endommagement critiques permettant d'encadrer les prévisions numériques.

Dans un troisième temps, une méthode expérimentale permettant de réaliser le suivi de la longueur des fissures au cours des essais de fatigue-vibratoire par la prise de réplique est validée. Des essais de fatigue-vibratoire en mesurant régulièrement la fréquence de résonance et la longueur des fissures sont ensuite réalisés. Ces essais avec suivi de fissure sont faits sur quatre éprouvettes de flexion uniaxiale en Ti-6Al-4V corroyé, quatre éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé et deux éprouvettes de cisaillement pur en 2024-T3 corroyé.

Pour terminer, des graphiques de l'évolution de la taille de fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour des éprouvettes de flexion et de cisaillement pur sont tracés pour les schémas d'endommagement critiques identifiés précédemment. Les résultats expérimentaux et les prévisions numériques sont alors comparés. Une méthodologie de définition numérique des critères d'arrêt pour des éprouvettes sollicitées en flexion et en cisaillement pur est enfin proposée.

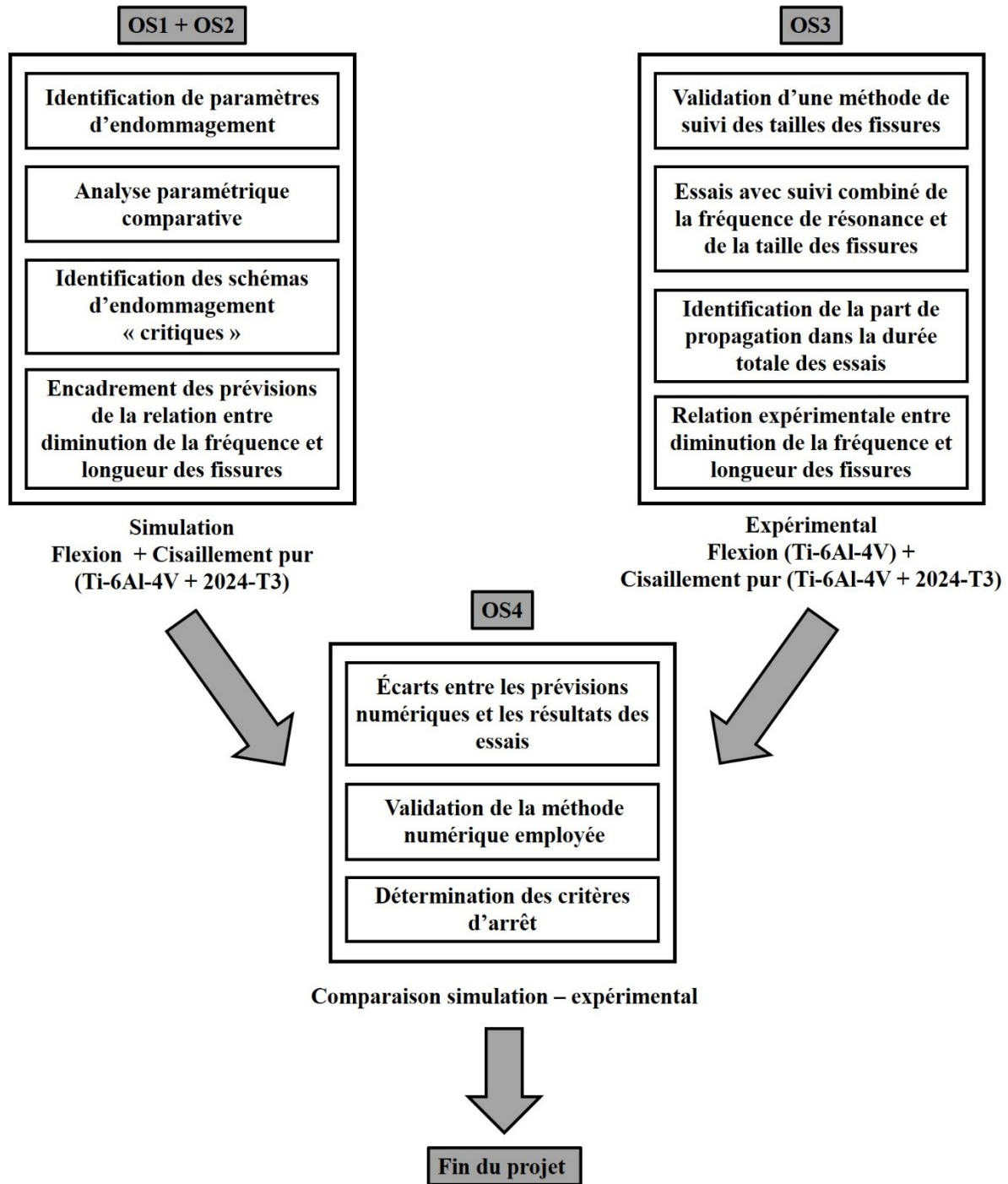


Figure 3.1 Schéma-bloc de l'organisation de la recherche

3.3 Importance de la recherche

La définition de critères d'arrêt pour les essais de fatigue-vibratoire uniaxiaux et multiaxiaux apportera une plus-value importante dans un objectif de répétabilité et de robustesse des essais. L'absence de rupture finale et l'utilisation de critères approximatifs pour les essais multiaxiaux est une limite pour la comparaison des résultats de ces essais à des résultats d'essais conventionnels. Ainsi, cela ralentit l'acceptabilité de l'utilisation des essais de fatigue-vibratoire pour le développement des outils de conception et de dimensionnement. Fournir une justification quantitative des critères d'arrêt, avec une corrélation numérique et expérimentale entre taille de fissure et diminution de la fréquence de résonance, en prenant en compte différents paramètres d'endommagement ainsi qu'en considérant un pourcentage de durée de vie consommé suffisant devrait assurer aux partenaires industriels la pertinence des résultats des essais de fatigue-vibratoire.

CHAPITRE 4 SIMULATION DE L'EFFET DES FISSURES SUR LA DIMINUTION DE LA FRÉQUENCE PROPRE

4.1 Introduction

La finalité de ce projet est de vérifier s'il est possible, à partir de modèles numériques, de déterminer l'arrêt des essais de fatigue-vibratoire pour une taille de fissure donnée. Pour ce projet, la diminution relative de la fréquence de résonance sera utilisée comme métrique de l'arrêt des essais. Il est donc nécessaire de prévoir la relation entre taille de fissure et diminution relative de la fréquence propre.

Cependant, il n'existe pas un unique schéma d'endommagement défini par le site d'amorçage et le trajet de propagation suivi par la fissure. Plusieurs paramètres d'endommagement sont à prendre en compte afin d'anticiper l'évolution combinée de la diminution de la fréquence propre avec la propagation de fissure. Il est alors nécessaire de considérer et comparer l'impact des différents paramètres pour encadrer les prévisions faites avec les simulations. De cette manière, il sera possible de définir, pour une diminution relative de fréquence propre donnée, la taille de la fissure correspondante, plus ou moins les écarts observés compte-tenu de la variété des paramètres d'endommagement. Aucun critère d'arrêt ne sera défini dans ce chapitre. Ces derniers seront discutés au cours du **Chapitre 6**.

L'étude numérique porte sur deux géométries d'éprouvettes générant des états de contrainte de flexion uniaxiale et de cisaillement pur. Compte tenu du caractère multiaxial du chargement des éprouvettes de cisaillement pur, le nombre de paramètres d'endommagement est plus élevé que pour le chargement de flexion, et donc l'étude paramétrique plus complexe. En conséquence, l'éprouvette de flexion est étudiée en premier lieu avant de s'intéresser au comportement de l'éprouvette de cisaillement pur.

Ce chapitre est divisé en quatre parties. La première partie présente la méthodologie de simulation suivie pour l'étude numérique. La deuxième partie porte sur l'étude de l'éprouvette de flexion uniaxiale. La troisième partie porte sur l'étude de l'éprouvette de cisaillement pur. Pour terminer, la quatrième partie présente la synthèse des résultats obtenus.

4.2 Méthodologie de simulation

4.2.1 Simulation par la méthode des éléments finis

Dans l'objectif d'évaluer l'impact des différents paramètres d'endommagement sur la diminution de la fréquence propre, la méthode des éléments finis sera utilisée. Les simulations sont réalisées sur le logiciel Abaqus CAE 2022 de Dassault Système avec des analyses explicites. Les hypothèses d'un comportement élastique et des petites déformations sont considérées. Les seules propriétés matériaux nécessaires sont alors le module d'Young E , le coefficient de poisson ν et la masse volumique ρ . Le triplet d'unité utilisé est [mm ; t ; s]. La détermination des fréquences propres est faite par le biais d'une analyse modale dont la théorie a été présentée au **Chapitre 2**. Sur Abaqus CAE 2022, il s'agit d'une étape de calcul appelée « Frequency », de type « Linear perturbation ». Pour déterminer l'état de contrainte généré par la déformée du mode propre étudié, des analyses dynamiques en régime permanent ou analyses harmoniques, appelées « Steady-State Dynamics » dans le logiciel, sont réalisées.

4.2.2 Méthode numérique de détermination de l'impact de la fissuration sur la diminution de la fréquence propre

La revue de littérature a permis d'identifier trois méthodes permettant d'évaluer l'impact de la fissuration sur la diminution de la fréquence propre : la méthode de détachement des nœuds (ND), la méthode des éléments finis étendus (XFEM) et la méthode des éléments cohésifs (CZM). Dans ce projet de recherche, seules les deux premières méthodes susnommées ont été employées. Cette section explique l'utilisation de ces deux méthodes avec le logiciel Abaqus CAE 2022.

4.2.2.1 Méthode de détachement des nœuds

La méthode de détachement des nœuds ne peut pas être directement appliquées à partir de l'interface graphique du logiciel Abaqus CAE 2022. Cette méthode nécessite en effet de générer un fichier d'entrée de simulation contenant toutes les données nécessaires au calcul (matériau, maillage, conditions aux limites, etc.) puis de le modifier avant de réaliser le calcul en utilisant le solveur d'Abaqus. La seule modification effectuée concerne le maillage de l'éprouvette.

La **Figure 4.1** présente un schéma explicatif de cette méthode dans le cas simple d'une fissure entre deux éléments cubiques linéaires à huit nœuds. Dans le cas présenté, l'objectif est de générer une fissure entre les éléments (1) et (2) au niveau du nœud 5. Dans ce cas il est nécessaire de dupliquer le nœud 5 en un second nœud numéroté 13. Les nœuds 5 et 13 possèdent les mêmes coordonnées. Pour générer la fissure, le nœud 5 est associé à l'élément (1) tandis que le nœud 13 est associé à l'élément (2). Aucun contact n'est modélisé à l'interface entre les éléments.

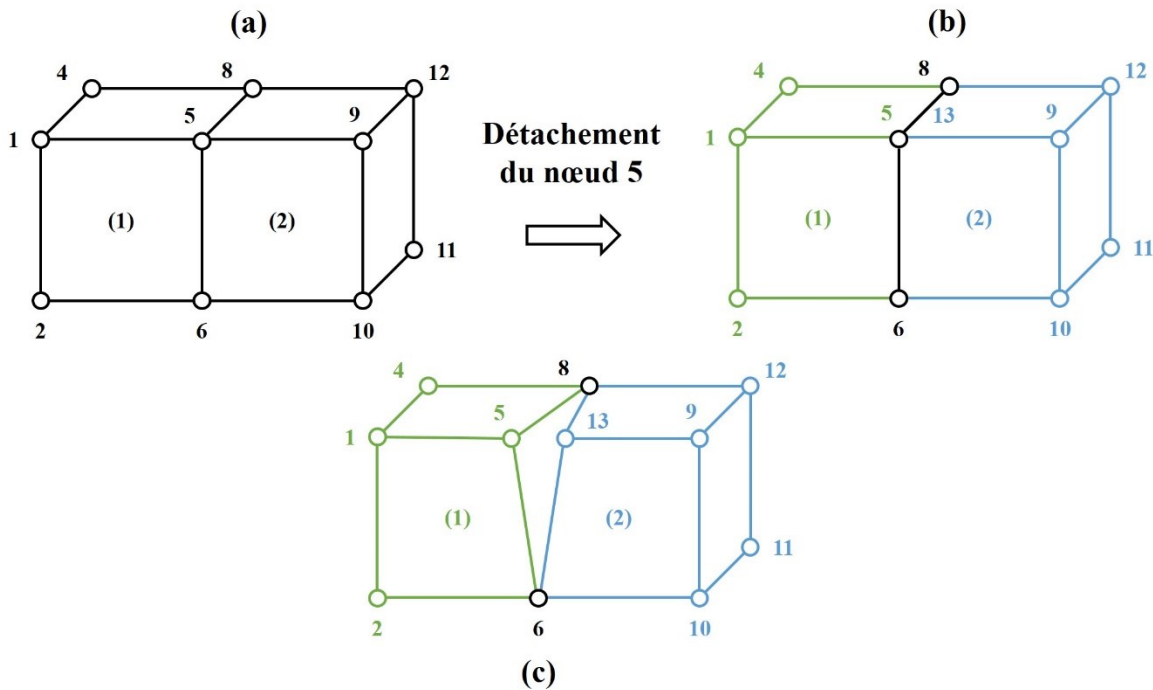


Figure 4.1 Méthode de détachement des nœuds - (a) Maillage initial - (b) Maillage fissuré - (c) Vu du maillage déformé avec la fissure ouverte

Pour généraliser cette méthode à plus de deux éléments, la méthodologie illustrée par la **Figure 4.2** et expliquée dans la suite de ce paragraphe est employée. Tout d'abord, les éléments dont les nœuds se trouvent dans le plan de propagation de la fissure sont identifiés, ces derniers correspondent à l'ensemble des éléments présentés dans la **Figure 4.2**, qu'ils soient détachés ou non. Il faut ensuite déterminer quels nœuds seront détachés. Pour cela, l'algorithme suivant est utilisé : Soit $y = f(x)$ l'équation de la pointe de la fissure dans son plan de propagation. Soit (x_i, y_i) les coordonnées du nœud i dans le repère associé au plan de propagation de la fissure. Si $f(x_i) > y_i$, alors le nœud i est détaché. Les nœuds détachés sont présentés en bleu sur la **Figure 4.2**. La fissure discrétisée par

la méthode ND est schématisée en jaune, et sa pointe se trouve au niveau des nœuds colorés en rouge. Si l'on compare la pointe réelle de la fissure, en trait rouge continu, et la pointe discrétisée, on remarque que par cette méthode la surface fissurée modélisée est supérieure à la surface fissurée réelle. Cet effet peut être diminué en réduisant la taille des éléments dans le plan de la fissure.

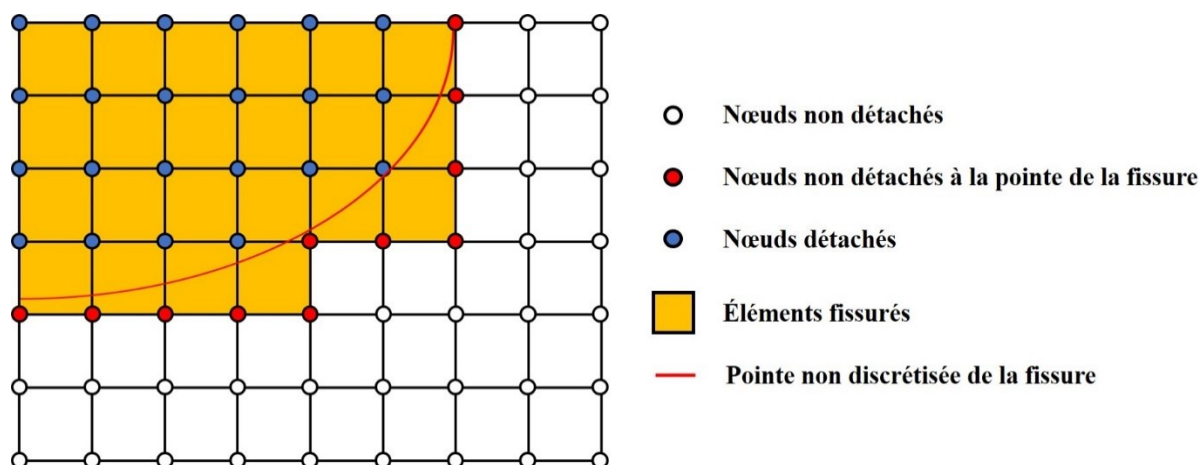


Figure 4.2 Discretisation d'une fissure dans son plan de propagation

4.2.2.2 Méthode des éléments finis étendus

La méthode des éléments finis étendus peut être facilement utilisable à partir de l'interface graphique du logiciel Abaqus CAE 2022. La première étape consiste à modéliser la fissure sous la forme d'un objet surfacique dans un repère en 3 dimensions. L'objet surfacique est ensuite assemblé puis positionné par rapport à l'éprouvette maillée. Une interaction de type fissure XFEM est ensuite créée en définissant la surface fissurée comme étant l'objet surfacique modélisant la fissure et les éléments contenant la fissure sont définis comme étant des éléments enrichis. Aucun contact n'est modélisé entre les surfaces fissurées. Les fissures sont discrétisées de la même manière qu'avec la méthode de détachement des nœuds (ND).

4.2.3 Protocole de simulation

Le protocole de simulation suivant est utilisé afin d'identifier et évaluer l'impact sur la diminution relative de la fréquence propre des différents paramètres d'endommagement. Ce protocole est illustré par un schéma-bloc sur la **Figure 4.3**.

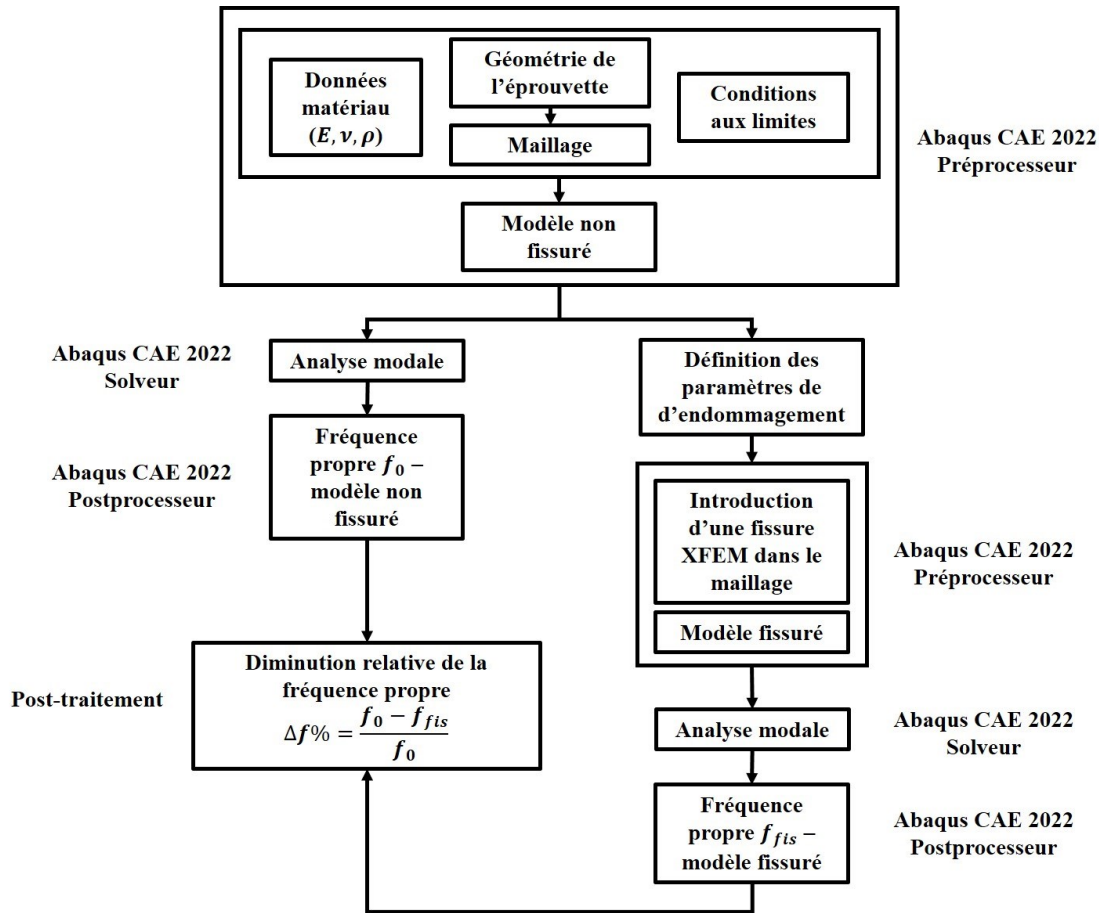


Figure 4.3 Schéma-bloc du protocole de simulation

Les simulations sont réalisées en utilisant uniquement la méthode XFEM pour modéliser les fissures. La méthode ND est utilisée dans un second temps, uniquement pour les schémas d'endommagement critiques identifiés, pour comparer les résultats obtenus avec les deux méthodes. L'hypothèse est que l'impact de la modification des paramètres d'endommagement est indépendant de la méthode employée pour modéliser les fissures.

Dans un premier temps, le modèle de base est créé à partir de l'interface graphique du logiciel Abaqus CAE 2022. La géométrie de l'éprouvette est soit importée au format STEP soit directement modélisée au sein du logiciel. Les propriétés du matériau ainsi que les conditions aux limites, dans ce cas-ci uniquement un encastrement en bout d'éprouvette, sont définies. L'éprouvette est ensuite maillée. Pour tout ce projet, seuls des éléments 3D linéaires cubiques (C3D8R) et prismatiques (C3D6) sont utilisés. La seule étape de calcul définie est une analyse modale. Cela termine la partie

préprocesseur pour la définition du modèle non fissuré. Le solveur est ensuite utilisé afin d'obtenir la fréquence propre f_0 du modèle non fissuré par analyse modale.

Dans un deuxième temps, le modèle fissuré est créé, toujours en utilisant l'interface graphique dans le cas de la méthode XFEM. Les paramètres de fissuration sont définis et possèdent un impact sur la morphologie de la fissure, sa position et son orientation dans le maillage. La fissure est modélisée comme une pièce 3D surfacique non maillée. Elle est ensuite assemblée avec l'éprouvette selon les paramètres d'endommagement définis. La fissure est ensuite définie comme étant une fissure de type XFEM et les éléments traversés par cette dernière comme des éléments enrichis. La fissure est définie comme étant non-stationnaire, aucune croissance de la fissure n'est cependant simulée. Aucun contact n'est considéré dans la modélisation. Le solveur est ensuite utilisé afin d'obtenir la fréquence propre f_{fis} du modèle fissuré. Pour terminer, les résultats sont post-traités pour calculer la diminution relative de la fréquence propre définie par :

$$\Delta f\% = 100 \times \frac{f_0 - f_{fis}}{f_0} \quad (4.1)$$

Cette diminution relative de fréquence propre est ensuite associée aux paramètres d'endommagement utilisés pour définir le modèle fissuré. Ce protocole de simulation est utilisé pour tous les paramètres d'endommagement définis pour les deux types de chargement étudiés. Cela permet d'obtenir un ensemble de diminutions relatives de fréquence propre associées aux paramètres d'endommagement correspondants. Une analyse paramétrique comparative peut ensuite être réalisée dans l'objectif d'identifier les schémas d'endommagement critiques. Ces schémas d'endommagement critiques correspondent respectivement au jeu de paramètres d'endommagement pour lesquels, à iso chute de fréquence, la fissure est la plus « petite » et la plus « grande ». Les notions de « petite » et « grande » seront développées plus tard dans ce chapitre.

4.2.4 Résultats attendus

Les résultats attendus de ces simulations sont, pour les deux types de chargement étudiés, la sensibilité de la diminution relative de la fréquence propre aux différents paramètres d'endommagement et les schémas d'endommagement critiques. En utilisant les schémas d'endommagement critique, il sera possible d'encadrer les prévisions de taille de fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre.

4.3 Éprouvette de flexion uniaxiale

4.3.1 Présentation de la géométrie

La géométrie étudiée pour cette analyse paramétrique comparative est inspirée de l'éprouvette HB577 (Xu et al., 2020). La mise en plan de cette éprouvette est présentée en **Figure 4.4**. Cette éprouvette est modélisée comme étant encastrée sur 32 mm. A cause de défis expérimentaux d'amorce de fissure par fretting, cette géométrie a été uniquement utilisée pour l'analyse de ce chapitre. Une éprouvette de géométrie et d'épaisseur différente a dû être utilisée pour la partie expérimentale du projet. Cependant, cette partie a pour objectif d'analyser la sensibilité de l'évolution de la fréquence propre aux différents paramètres d'endommagement ainsi que d'identifier les schémas critiques pour les généraliser à d'autres géométries similaires générant un même chargement de flexion. Ce changement ne présente donc aucune incidence sur la démarche proposée. Cette éprouvette possède deux plans de symétrie, un au centre de la largeur, noté Π_1 , et un au centre de l'épaisseur, noté Π_2 , qui correspond à la fibre neutre pour un chargement en flexion. La **Figure 4.5** présente ces plans de symétrie. La section réduite de l'éprouvette est encadrée en rouge.

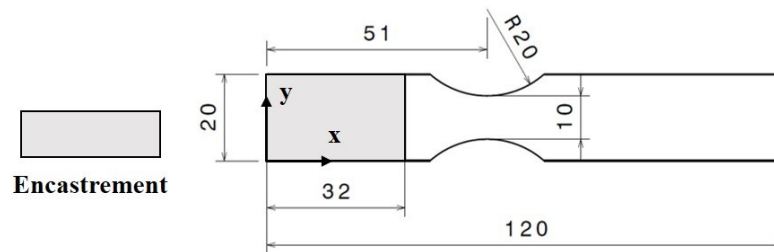


Figure 4.4 Mise en plan de l'éprouvette de flexion. Les dimensions sont en mm.

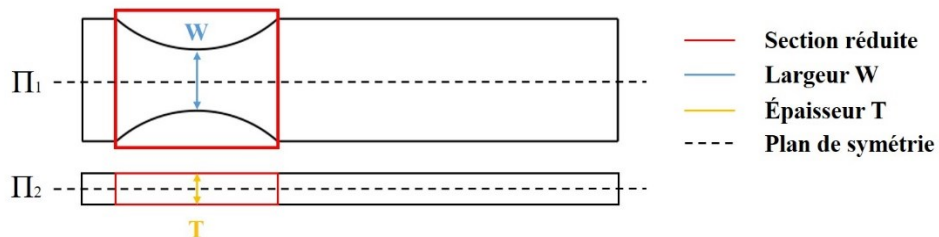


Figure 4.5 Particularités géométriques de l'éprouvette de flexion

Trois épaisseurs différentes sont étudiées pour cette géométrie : 1,68 mm, 3,34 mm et 5 mm. L'objectif est de vérifier si une variation d'épaisseur affecte la diminution relative de la fréquence propre. En effet, si un impact est observé, cela signifie que la relation entre taille de fissure et diminution relative de la fréquence propre, et a fortiori la taille de fissure associée au critère utilisé, n'est pas généralisable lors d'un changement d'épaisseur pour une même géométrie.

4.3.2 Matériaux

Deux matériaux métalliques sont étudiés dans cette analyse : l'alliage de titane Ti-6Al-4V corroyé et l'alliage d'aluminium 2024-T3 corroyé. L'objectif est de vérifier si un changement de matériau entraîne une modification de la diminution relative de la fréquence propre. Le **Tableau 4.1** présente les valeurs du module d'Young, du coefficient de Poisson et de la masse volumique utilisées pour ces simulations. Ces valeurs sont issues de Ellyson (Ellyson, 2016) et Sentissi (Sentissi, 2020).

Tableau 4.1 Propriétés des matériaux étudiés

Matériau	Module d'Young (GPa)	Coefficient de Poisson	Masse volumique (kg/m ³)
Ti-6Al-4V	112	0,3	4 420
Al 2024-T3	73	0,33	2 780

4.3.3 Maillage

Une étude de convergence du maillage est réalisée en le raffinant progressivement jusqu'à obtenir une convergence de la fréquence propre d'intérêt calculée par analyse modale. Le maillage est le plus raffiné au niveau de la section réduite, là où les déformations sont les plus élevées et où les fissures seront modélisées. Des éléments C3D8R sont utilisés pour mailler l'éprouvette. Il s'agit d'éléments 3D linéaires avec intégration numérique réduite, l'élément possédant un unique point d'intégration en son centre. Afin de permettre une modification de la taille des éléments entre la section réduite raffinée et le maillage global de l'éprouvette, un maillage de transition composé d'éléments C3D6 est utilisé. Ce maillage de transition est suffisamment éloigné de la zone hautement sollicitée pour ne pas impacter l'évaluation des contraintes dans cette dernière. Des

éléments C3D8R auraient également pu être utilisés pour réaliser cette transition, cependant il aurait été nécessaire d'imposer des MPC (Multi Point Constraint). La **Figure 4.6** illustre ces deux types de transitions de maillage. Sur le schéma (b), les déplacements des nœuds rouges sont calculés, par une interpolation linéaire, à partir des déplacements des nœuds bleus les entourant pour éviter la présence de vide dans le maillage.

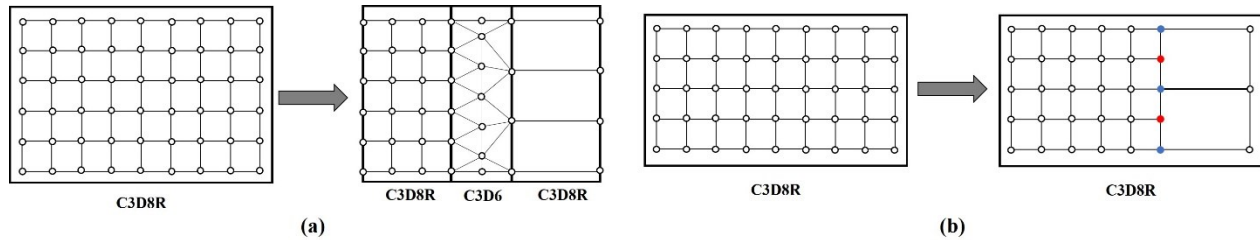


Figure 4.6 Illustration des méthodes de transition de maillage

Finalement, la zone raffinée de la section réduite compte 440 000 éléments C3D8R, le maillage de transition compte 104 030 éléments C3D6 et le reste du maillage global compte 68 400 éléments C3D8R. Dans la section réduite raffinée, la largeur de l'éprouvette compte 100 éléments et l'épaisseur 40 éléments. La **Figure 4.7** présente une vue de dessus du maillage global avec la position des conditions aux limites d'encastrement (appliquées à tous les nœuds se trouvant sur la surface à l'extrémité gauche de l'éprouvette) et la **Figure 4.8** présente une vue de dessus de la section réduite raffinée et du maillage de transition. Au total, le maillage compte 612 430 éléments. Le même nombre d'éléments est utilisé quelle que soit l'épaisseur, en vérifiant à chaque fois la convergence du modèle. Utiliser le même nombre d'éléments dans la largeur et l'épaisseur pour toutes les éprouvettes permet de modéliser pour chaque éprouvette des fissures de même taille en termes d'éléments.

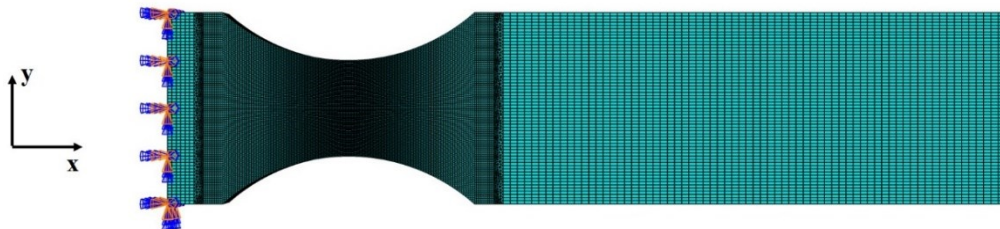


Figure 4.7 Maillage global de l'éprouvette de flexion et conditions aux limites

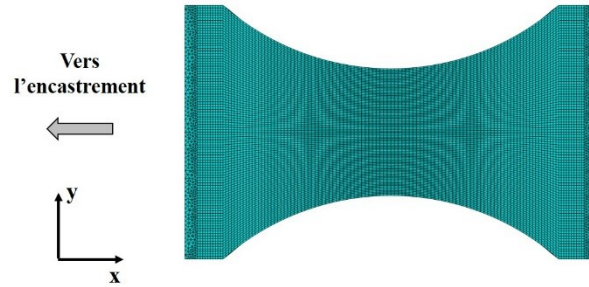


Figure 4.8 Vue du dessus du maillage raffiné de la section réduite de l'éprouvette de flexion et du maillage de transition.

4.3.4 Comportement vibratoire et état de contrainte

Une analyse harmonique permet d'obtenir la répartition des contraintes dans l'éprouvette pour l'état déformé du premier mode propre. La contrainte équivalente de Von Mises, notée σ_{VM} , se calcule à partir des contraintes principales par la formule :

$$\sigma_{VM} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_I - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2} \quad (4.2)$$

Comme il s'agit d'un chargement de flexion, l'état de contrainte est uniaxial dans la zone de fatigue et la contrainte équivalente de Von Mises est égale à la seule contrainte principale non nulle.

La **Figure 4.9** et la **Figure 4.10** présentent respectivement la répartition globale des contraintes et la répartition des contraintes dans la zone telle que la contrainte est supérieure à 90 % de la contrainte maximale que l'on appellera zone hautement sollicitée. Les contraintes présentées sont celles calculées au niveau du point d'intégration des éléments.

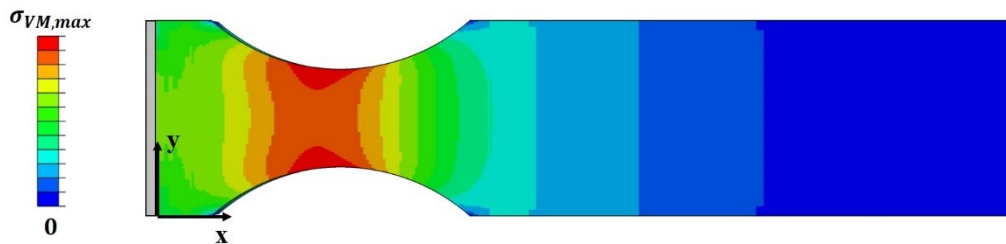


Figure 4.9 Répartition des contraintes équivalentes de Von Mises, au niveau du point d'intégration des éléments, dans l'éprouvette de flexion

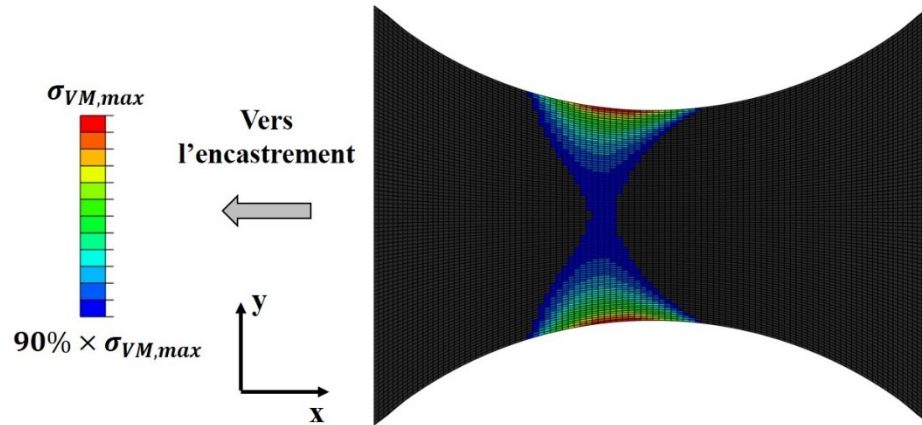


Figure 4.10 Répartition des contraintes équivalente de Von Mises, au niveau du point d'intégration des éléments, dans la zone sollicitée à 90 % de la contrainte maximale dans l'éprouvette de flexion

4.3.5 Modélisation de la morphologie des fissures

Un essai antérieur à ce projet sur une éprouvette de flexion en Ti-6Al-4V corroyé sollicitée dans le domaine de la fatigue à grand nombre de cycles a permis d'obtenir un faciès de rupture. Ce dernier a été obtenu pour un critère d'arrêt d'environ 0,5 % de diminution relative de la fréquence de résonance de l'éprouvette. À la suite de l'essai de fatigue, la fissure a été propagée brutalement en utilisant une machine de traction. La **Figure 4.11** présente une image de ce faciès. Une transition nette est observable entre la part du faciès due à de la propagation de fissure de fatigue, zone plus claire et brillante en forme de quart d'ellipse entourée en rouge sur la figure, et la zone de rupture brutale.

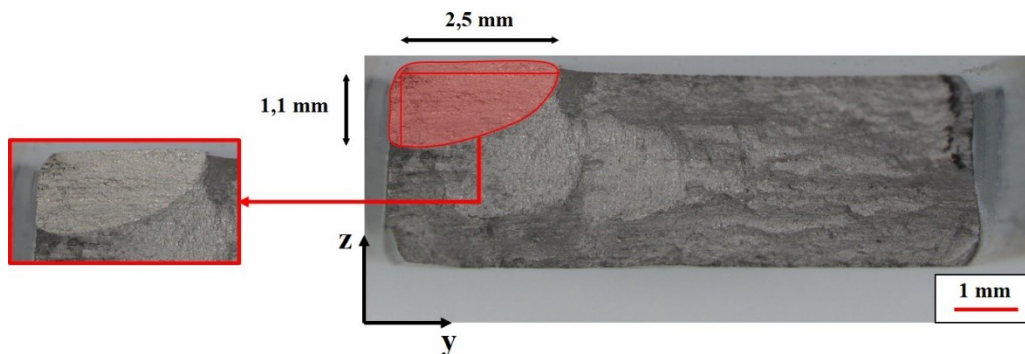


Figure 4.11 Faciès de rupture d'une éprouvette de flexion

À partir des observations, le modèle de morphologie est supposé être celui d'une fissure en quart d'ellipse, avec le demi-petit axe A dans l'épaisseur T et le demi-grand axe B dans la largeur W . On observe sur la figure que le demi-petit axe A est égal à 1,1 mm et que le demi-grand axe B est égal à 2,5 mm. Comme des simulations par éléments finis sont réalisées, il est nécessaire de discrétiser les tailles de fissure. A et B sont donc arrondis à un multiple de la taille des éléments. La **Figure 4.12** présente une vue d'une fissure discrétisée en utilisant la méthode XFEM.

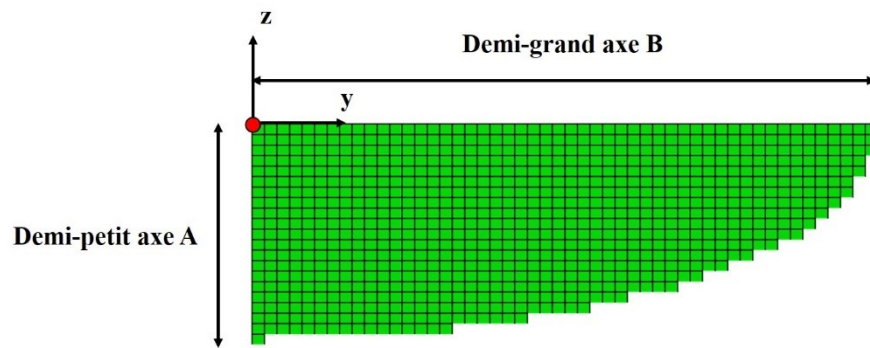


Figure 4.12 Discretisation d'une fissure par la méthode XFEM. Le point rouge correspond au site d'amorce modélisé.

Pour la loi d'évolution de la morphologie de la fissure, soit la relation entre le demi-grand axe et le demi-petit axe, la relation utilisée par Xu et al. (Xu et al., 2018) est utilisée et adaptée. Pour cette loi, il est supposé que le demi-grand axe de la fissure B est proportionnel au demi-petit axe A de la fissure avec un coefficient λ . Ce coefficient λ est lui-même dépendant du demi-petit axe A selon une loi affine, avec une pente δ . La valeur de cette pente est calculée en utilisant le résultat expérimental présenté à la **Figure 4.11**. Cela signifie que la loi d'évolution de la morphologie est extrapolée à partir d'un résultat expérimental.

$$B = \lambda \cdot A \text{ et } \lambda = \delta \cdot A + 1 \quad (4.3)$$

$$\delta = \frac{\lambda - 1}{A} = \frac{\frac{B}{A} - 1}{A} = \frac{\frac{2,5}{1,1} - 1}{1,1} = 1,2 \text{ mm}^{-1} \quad (4.4)$$

Étant donné que pour réaliser l'analyse de sensibilité du modèle il faudra faire varier l'épaisseur de l'éprouvette (et donc l'épaisseur de la section portante de la fissure) et la position du site d'amorce (et donc la largeur de la section portante de la fissure), un adimensionnement de la loi d'évolution est réalisé. Cela signifie qu'au lieu de considérer l'évolution de B en fonction A , on va considérer l'évolution de B/W en fonction de A/T . La loi d'évolution adimensionnée est alors la suivante :

$$\frac{B}{W} = \frac{\delta}{\frac{W}{T^2}} \cdot \left(\frac{A}{T}\right)^2 + \frac{1}{\frac{W}{T}} \cdot \frac{A}{T} \quad (4.5)$$

Vingt tailles de fissures sont considérées. Pour chaque taille de fissure, il est posé que la fissure se propage d'un élément dans l'épaisseur et le demi-grand axe correspondant est calculé. La fissure la plus grande modélisée correspond au cas où $\frac{A}{T} = 50 \%$ et $\frac{B}{W} = 50 \%$. Cela signifie que lorsque la fissure s'est propagée sur la moitié de la largeur de l'éprouvette, elle s'est également propagée sur la moitié de l'épaisseur de l'éprouvette.

4.3.6 Plan de simulation

Une fois la loi d'évolution de la morphologie définie, il est nécessaire de s'intéresser aux paramètres qui sont étudiés. Les deux premiers paramètres sont le matériau M et l'épaisseur T , qui ne sont pas des paramètres d'endommagement. Concernant les paramètres d'endommagement étudiés, le premier est la taille de la fissure L (B/W ou A/T) qui est la variable d'entrée continue principale. Ce paramètre est illustré à la **Figure 4.13** pour une fissure s'amorçant au point rouge.

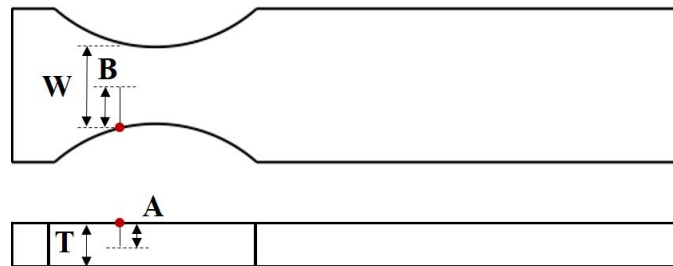


Figure 4.13 Paramètres de taille de fissure

Ensuite, comme il a été observé expérimentalement et avec les simulations, la fissure est supposée s'amorcer sur l'une des quatre arêtes de la section réduite de la zone de fatigue de l'éprouvette.

En effet, c'est dans ces quatre coins que la contrainte est la plus élevée au cours d'un cycle de chargement, donc la probabilité qu'une fissure s'y amorce y est la plus élevée. Cependant, un certain volume est hautement sollicité, et donc sur un même coin de la section réduite, il est probable que la fissure s'amorce à différentes positions dans la zone hautement sollicitée. Un premier paramètre d'endommagement à étudier est donc la position du site d'amorce. Comme l'éprouvette présente deux plans de symétrie, quelle que soit l'arête sur laquelle la fissure s'amorce, l'impact sur la fréquence propre sera le même. Une seule arête de l'éprouvette est donc utilisée pour y amorcer la fissure. Le paramètre modélisant la position du site d'amorce de la fissure sur l'arête étudiée est noté P_1 . Le schéma à la **Figure 4.14** illustre ce paramètre, les points rouges étant les cinq points au niveau desquels les fissures modélisées seront amorcées.

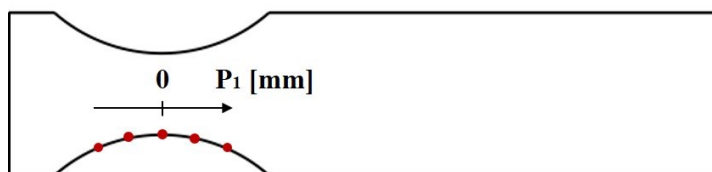


Figure 4.14 Paramètre de position du site d'amorce principal

Les deux derniers paramètres étudiés concernent la prise en compte d'une fissure secondaire. Pour étudier l'effet de la présence d'une seconde fissure, les hypothèses suivantes sont faites. Tout d'abord les deux fissures sont supposées se propager simultanément, ce qui signifie qu'elles auront toujours la même taille. Ensuite, là où la fissure principale ne peut s'amorcer que sur une arête et pour plusieurs positions P_1 , la fissure secondaire ne pourra s'amorcer qu'au centre de la section réduite mais sur une des trois arêtes restantes. Ces choix sont faits afin de limiter le nombre de simulation à réaliser et ne sont basés sur aucune observation expérimentale. Cette étude de la présence d'une seconde fissure a pour objectif de déterminer si, pour une même surface fissurée totale, l'impact d'une unique fissure ou de deux fissures est similaire. Cette position sera modélisée par le paramètre P_2 . Ce dernier est illustré à la **Figure 4.15**. Sur ce schéma, les trois positions de site d'amorce secondaire sont présentées pour une même position de site d'amorce de la fissure principale.

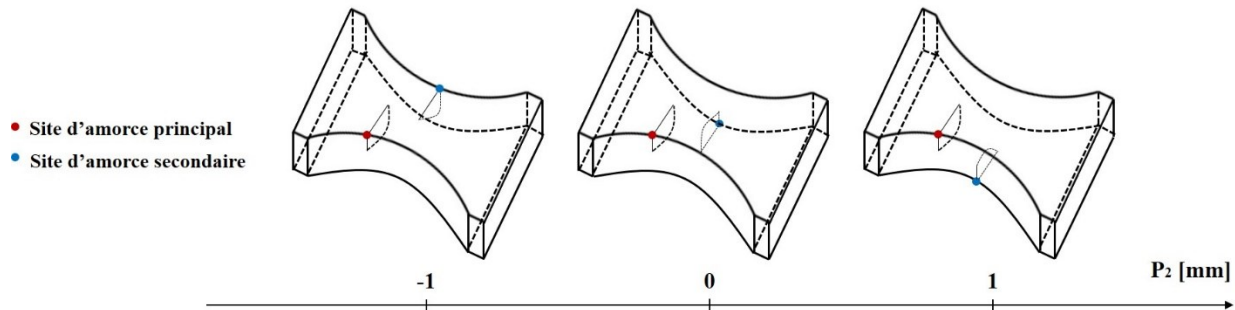


Figure 4.15 Paramètre du site d'amorce secondaire

Le schéma-bloc sur la **Figure 4.16** présente le plan de simulation, avec les niveaux de chaque variable et le nombre de simulations à réaliser. Finalement, 2406 simulations doivent être réalisées. La création et la soumission des différents modèles sur Abaqus CAE 2022 a été automatisée par l'écriture d'une macro-définition avec le langage de programmation Python.

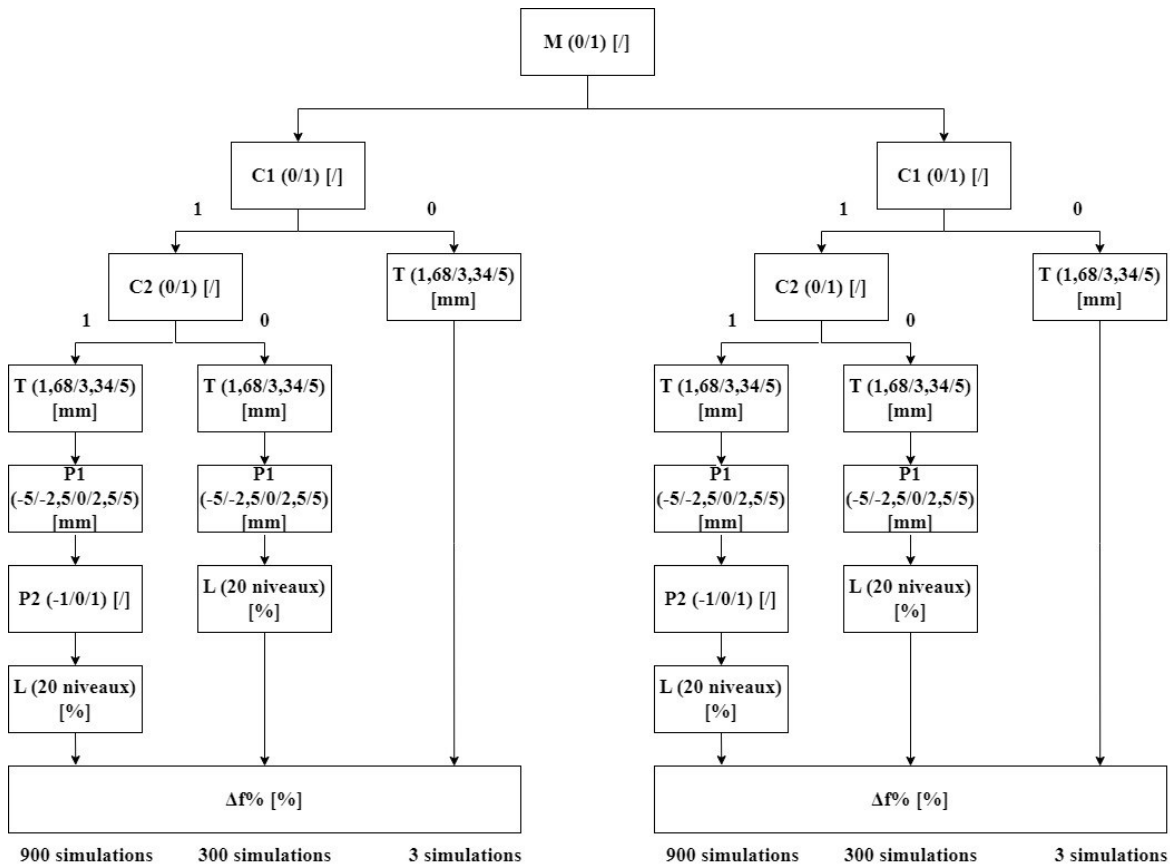


Figure 4.16 Schéma-bloc du plan de simulation pour l'éprouvette de flexion (C_1 présence ou non d'une fissure principale, C_2 présence ou non d'une fissure secondaire)

4.3.7 Analyse de sensibilité de la diminution de la fréquence propre vis-à-vis des paramètres d'endommagement

Pour réaliser l'analyse de sensibilité, tous les autres paramètres étant fixé, l'écart maximal obtenu entre les diminutions relatives de la fréquence propre en fonction des différentes valeurs du paramètre étudié est calculé. Le calcul est ensuite recommencé pour une autre combinaison de paramètres jusqu'à ce que l'ensemble des paramètres ait été balayé. Pour les éprouvettes étudiées, les différents modes propres sont suffisamment éloignés les uns des autres pour ne pas contribuer au mode étudié. Il est par ailleurs supposé que cette affirmation reste vraie au cours de la fissuration.

Finalement, il est possible d'identifier pour quelle combinaison de paramètres la diminution relative de fréquence propre est la plus et la moins impactée pour chaque taille de fissure. Ces deux combinaisons de paramètres sont appelées schémas d'endommagement critiques et permettront d'encadrer les prévisions. Comme le plan de simulation a été créé pour travailler avec des tailles de fissures normalisées afin de prendre en compte les changements d'épaisseur ou de position du site d'amorce, le paramètre de taille de fissure correspond en fait à la surface fissurée divisée par la surface porteuse. Ce paramètre est appelé surface fissurée normalisée et est exprimée en pourcentage de la surface porteuse.

Un paramètre est considéré comme n'ayant pas d'impact lorsque la modification de celui-ci entraîne une variation négligeable de la diminution de la fréquence propre pour une même surface fissurée normalisée. Une variation négligeable est considérée comme étant de l'ordre de 0,1 %. Un jeu de paramètre est considéré comme ayant un impact plus élevé vis-à-vis d'un autre lorsque pour une même surface fissurée normalisée, la diminution relative de la fréquence propre est plus élevée.

Sensibilité au matériau

Pour la sensibilité au matériau, le module d'Young, le coefficient de Poisson et la masse volumique ont été modifiés conjointement. L'écart maximal sur la diminution relative de la fréquence propre obtenu pour une même taille de fissure est inférieur à 0,01 % entre les prévisions obtenues avec le Ti-6Al-4V et le 2024-T3. Il peut donc être conclu qu'une variation des propriétés de ces deux matériaux provoque un impact négligeable sur la diminution relative de la fréquence propre. Dans la suite de ce projet, seules les propriétés du Ti-6Al-4V seront utilisées pour les simulations compte-tenu de ce résultat.

Sensibilité à l'épaisseur

Pour la sensibilité à l'épaisseur, l'écart maximal sur la diminution relative de la fréquence propre obtenu pour une même taille de fissure est de 2,2 %. Les écarts les plus faibles sont obtenus pour les tailles de fissure les plus faibles et inversement pour les tailles de fissures les plus élevées. Ces écarts jusqu'à 2,2 % sont observés même en travaillant avec des surfaces fissurées normalisées. Cela signifie que la relation entre taille de fissure et diminution relative de la fréquence propre n'est applicable que pour l'éprouvette étudiée et ne l'est plus si l'on change l'épaisseur ou la géométrie. Il est donc nécessaire de réitérer les calculs pour chaque couple de géométrie et d'épaisseur. Ainsi, seule une méthode généralisable, et non pas un résultat généralisable, peut être proposée pour obtenir la relation entre la taille de la fissure et la diminution relative de la fréquence propre. Cependant, une variation d'épaisseur n'impacte pas les schémas d'endommagement critiques, ces derniers seront donc généralisables. Il sera seulement nécessaire d'effectuer les calculs pour les deux schémas d'endommagement critiques afin d'obtenir la relation pour un changement d'épaisseur ou de géométrie. Pour finir, le plus l'épaisseur est élevée, pour une même surface fissurée normalisée, le plus la diminution relative de fréquence propre est élevée.

Sensibilité à la position du site d'amorce principal

Pour la sensibilité à la position du site d'amorce, l'écart maximal sur la diminution relative de la fréquence propre obtenu pour une même taille de fissure est de 1,4 %. Plus la fissure s'amorce proche de l'encastrement, plus l'impact est élevé. Inversement, plus la fissure s'amorce loin de l'encastrement moins l'impact est élevé. La zone d'amorce considérée pour cette analyse était plus étendue que la zone hautement sollicitée à 90 % de la contrainte maximale discutée précédemment. Un écart maximal inférieur à 1,4 % sera observé en considérant uniquement cette zone hautement sollicitée.

Prise en compte d'une fissure secondaire et sensibilité au site d'amorce secondaire

Tout d'abord, concernant la sensibilité à la position du site d'amorce secondaire, l'écart maximal sur la diminution relative de la fréquence propre obtenu pour une même taille de fissure est de 0,17 %. L'impact de cette position est légèrement supérieur à 0,1 % sur le résultat obtenu et peut être négligé selon notre critère. Dans un second temps, comparons l'impact de la présence d'une unique fissure avec celle de deux fissures pour une même surface fissurée normalisée totale, soit en sommant les surfaces fissurées normalisées dans le cas de deux fissures. À iso surface fissurée

normalisée totale, la présence de deux fissures possède un impact plus faible sur la diminution relative de la fréquence propre qu'une unique fissure comme le montre le graphique à la **Figure 4.17**.

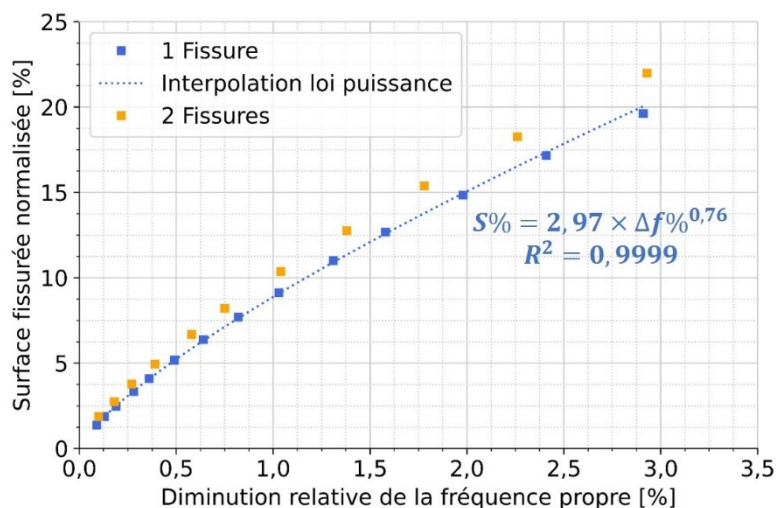


Figure 4.17 Surface fissurée normalisée en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour les cas d'une unique fissure et de deux fissures (Ti-6Al-4V, T = 3,34 mm, P1 = 0 mm, P2 = 1)

L'écart maximal sur la diminution relative de la fréquence propre obtenu pour une même taille de fissure est de 0,6 %. Ainsi, l'amorce d'une unique fissure ou de deux fissures possède un impact non négligeable sur la diminution de la fréquence propre. Cependant, le cas de l'amorce et la propagation simultanée de deux fissures étant peu probable, ce cas sera négligé comme cas critique. Ce choix avait été fait pour limiter le nombre de simulation à réaliser. Expérimentalement, il a plutôt été observé dans ce projet que, si plusieurs fissures s'amorcent, une fissure principale va beaucoup se propager là où les fissures secondaires se propageront très faiblement. Le résultat de cette analyse sera cependant intéressant pour le **Chapitre 6** de comparaison entre résultats des simulation et résultats des essais. Cela permettra de négliger l'impact de possibles fissures secondaires sur la diminution relative de la fréquence de résonance si la taille de ces dernières est faible par rapport à la fissure principale. En effet, il est observé que l'évolution de la taille de fissure avec la diminution relative de la fréquence propre ne se fait pas linéairement mais peut être interpolée avec une fonction puissance comme montré à la **Figure 4.17** et que l'effet combiné de

deux fissures est plus faible que celui d'une unique fissure pour une même surface fissurée normalisée totale. Cela signifie que les écarts d'impact entre une grande fissure principale combinée à une petite fissure secondaire et une unique fissure principale sont négligeables.

Tableau récapitulatif des résultats de l'analyse paramétrique comparative

Les résultats de l'analyse paramétrique comparative sont synthétisés dans le **Tableau 4.2**.

Tableau 4.2 Tableau récapitulatif des résultats de l'analyse paramétrique comparative pour l'éprouvette de flexion

Paramètre	Écart	Impact	Commentaires
Matériau	0,01 %	Négligeable	Pour 2024-T3 et Ti-6Al-4V
Épaisseur	2,2 %	Non négligeable	Relation entre taille de fissure et chute de fréquence non généralisable si changement d'épaisseur
Position du site d'amorce principal	1,4 %	Non négligeable	Paramètre d'endommagement influençant le plus la diminution de la fréquence propre
Présence d'une seconde fissure	0,6 %	Non négligeable	Impact inférieur à celui de la présence d'une unique fissure (pour une même surface fissurée normalisée totale)
Position du site d'amorce secondaire	0,17 %	Négligeable	

4.3.8 Identification des schémas d'endommagement critiques et généralisation des résultats obtenus

L'analyse paramétrique présentée à la **section 4.3.7** a permis de conclure que les deux schémas critiques d'endommagement sont l'amorce de la fissure la plus proche de l'encastrement pour le cas pour lequel, pour une même diminution relative de fréquence propre, la taille de fissure est la plus faible et l'amorce le plus loin de l'encastrement pour le cas opposé. La méthodologie pour obtenir un encadrement de la taille de fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour une éprouvette de flexion est la suivante.

1. Réaliser une analyse modale pour identifier la fréquence propre du premier mode de flexion.
2. Réaliser une analyse harmonique pour identifier la zone hautement sollicitée.
3. Définir les deux sites d'amorce de la fissure sur l'une des arêtes de la section réduite de l'éprouvette aux deux extrémités de la zone hautement sollicitée identifiée en 2.
4. Pour les deux schémas d'endommagement critiques, calculer l'évolution de la taille de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre.

Comme expliqué en début de chapitre, l'éprouvette étudiée dans cette partie étant différente de celle utilisée expérimentalement, cette méthodologie sera appliquée à cette dernière à des fins de comparaisons avec les résultats expérimentaux dans le **Chapitre 6**.

4.4 Éprouvette de cisaillement pur

4.4.1 Présentation de la géométrie et du matériau

La **Figure 4.18** présente la mise en plan de l'éprouvette de cisaillement pur. Le plan (x, y) défini à la **Figure 4.18** est le repère local utilisé pour l'éprouvette de cisaillement pur. La largeur W est définie comme étant la distance minimale entre les deux arêtes de la section réduite. Cette largeur est égale à 10,7 mm. Dans toute cette partie, les vues de la section réduite de l'éprouvette seront toujours présentées en conservant l'orientation de la **Figure 4.18**.

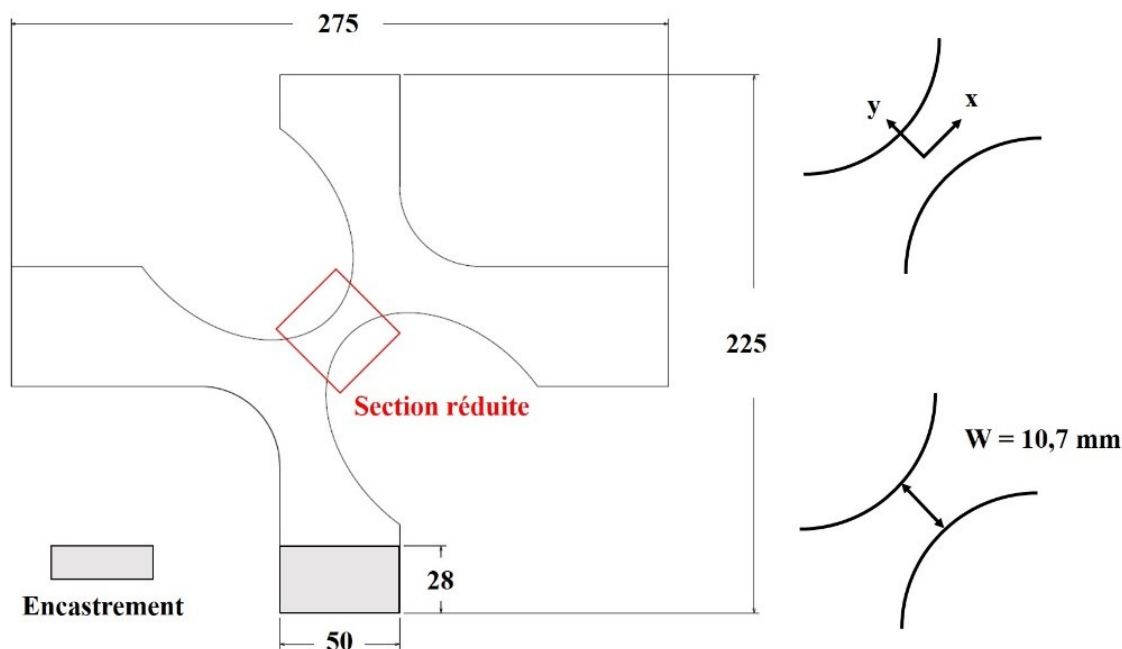


Figure 4.18 Mise en plan de l'éprouvette de cisaillement pur. Les dimensions sont en mm.

Cette éprouvette possède un unique plan de symétrie au centre de son épaisseur. Une unique épaisseur T est considérée pour cette analyse étant donné qu'il a été précédemment montré que cette dernière avait un impact non négligeable sur les résultats obtenus. Il est supposé, comme pour l'éprouvette de flexion, qu'un changement d'épaisseur n'impacte pas les schémas d'endommagement critiques. Pour cette étude, seules les propriétés matériau du Ti-6Al-4V corroyé, présentées au **Tableau 4.1**, sont considérées.

4.4.2 Maillage

La même méthodologie que pour l'analyse de l'éprouvette de flexion uniaxiale est suivie pour mailler l'éprouvette de cisaillement pur. Le maillage compte 402 000 éléments C3D8R dans la section raffinée. L'épaisseur de cette section compte 30 éléments et la largeur 100 éléments. Il y a 90 632 éléments C3D6 dans le maillage de transition et 183 360 éléments C3D8R dans le reste du maillage global. Cela fait un total de 675 992 éléments. La **Figure 4.19** présente une vue de dessus du maillage global avec la position des conditions aux limites d'encastrement ainsi qu'une vue du dessus de la section réduite raffinée et du maillage de transition.

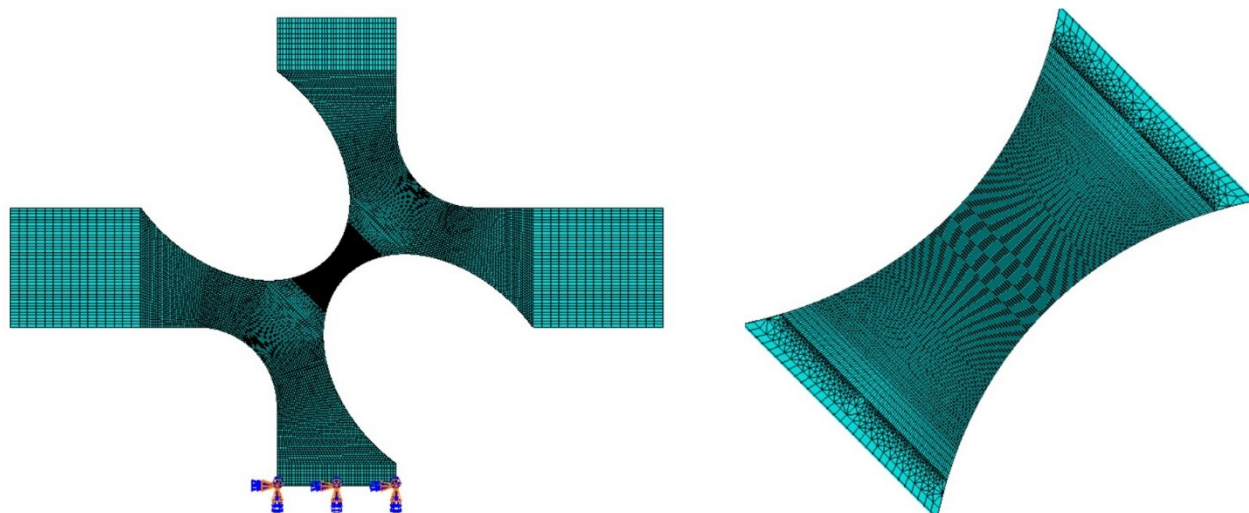


Figure 4.19 Maillage de l'éprouvette de cisaillement pur et conditions aux limites

4.4.3 Comportement vibratoire et état de contrainte

La **Figure 4.20** présente une vue superposée de l'éprouvette non déformée, en transparence, et de la déformée du troisième mode propre de l'éprouvette obtenu par analyse modale. Les déplacements se font selon l'axe vertical.

Déplacement U_z selon l'axe vertical z

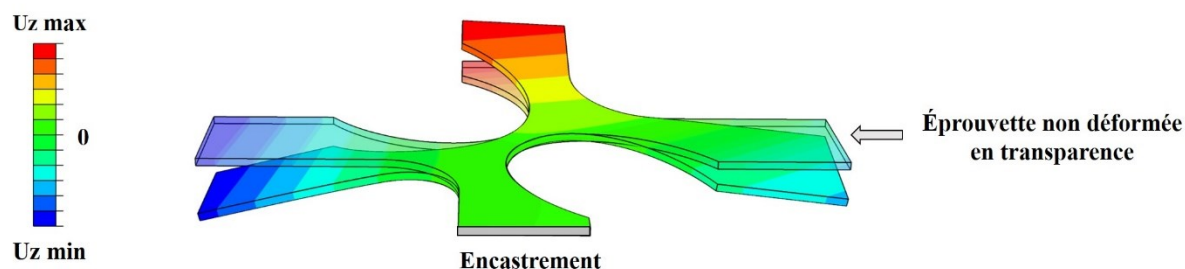


Figure 4.20 Déformée du troisième mode de résonance de l'éprouvette de cisaillement pur

La **Figure 4.21** présente la répartition des contraintes équivalentes de Von Mises au niveau du point d'intégration des éléments dans l'éprouvette de cisaillement pur. Les contraintes les plus élevées se trouvent au centre de la section réduite. Le rapport de contrainte entre le maximum dans l'éprouvette et le maximum au niveau de l'encastrement est de 2,6. Ce rapport devrait permettre d'éviter l'amorce de fissure hors de la zone de fatigue par fretting.

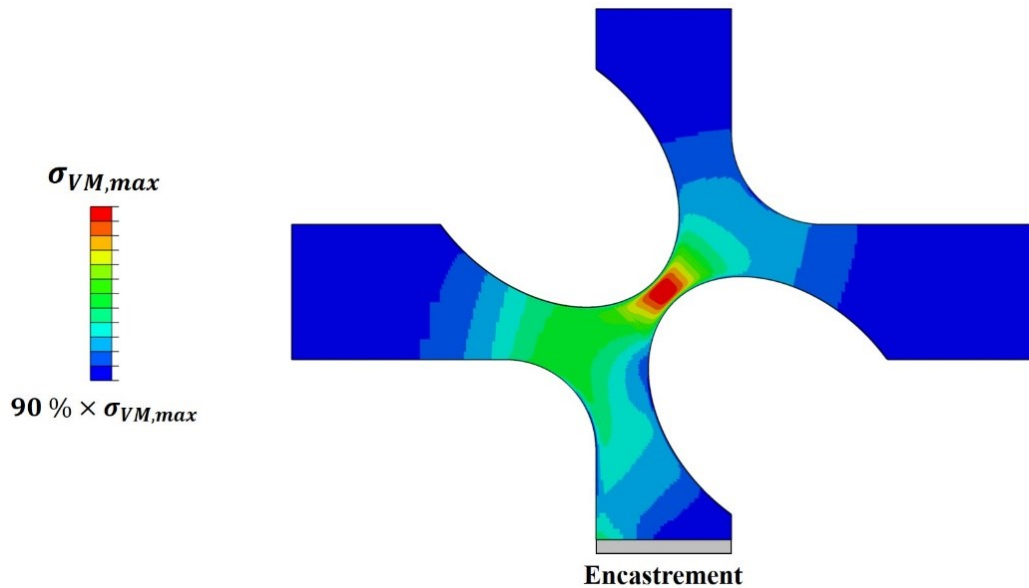


Figure 4.21 Répartition des contraintes équivalentes de Von Mises au niveau du point d'intégration des éléments dans l'éprouvette de cisaillement pur

La répartition des contraintes équivalente de Von Mises dans la zone hautement sollicitée est présentée à la **Figure 4.22**. Dans cette zone, le tenseur des contraintes moyen, pour une contrainte équivalente de Von Mises maximale de 500 MPa est, dans le repère principal :

$$\bar{\sigma} = \begin{pmatrix} 287,6 & 0 & 0 \\ 0 & -276,8 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (4.6)$$

Contrairement à la flexion, dans la zone hautement sollicitée, il y a deux contraintes principales non nulles, le chargement est donc biaxial. Comme l'une des trois contraintes principales est nulle, la convention est prise que $\sigma_{III} = 0$. Avec cette convention, le taux de biaxialité est défini par $\beta = \frac{\sigma_{II}}{\sigma_I}$. Dans la zone hautement sollicitée, le taux de biaxialité varie entre -1 et -0,85, et le taux de biaxialité moyen est de -0,95. Cette géométrie d'éprouvette permet donc de générer un chargement de cisaillement pur associé à un taux de biaxialité de -1. La **Figure 4.22** présente la répartition des contraintes équivalentes de Von Mises dans la zone sollicitée à 90 % sur la face supérieure de l'éprouvette. Les directions de cisaillement maximal se trouvent selon les directions x_{cis} et y_{cis} . Les directions principales se trouvent selon les directions x_p et y_p .

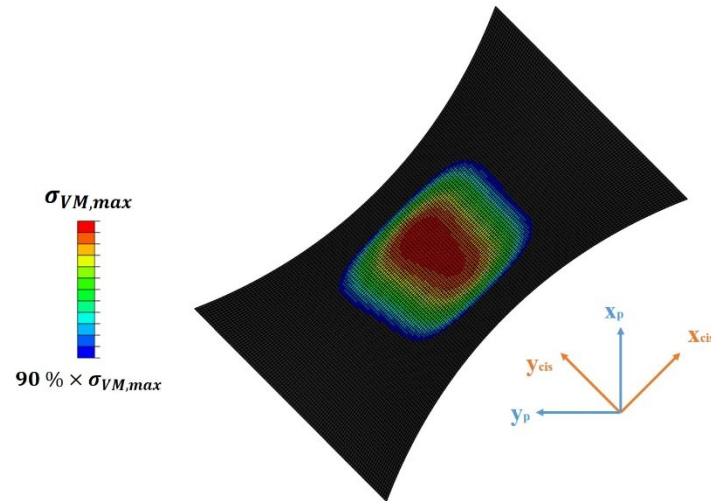


Figure 4.22 Répartition des contraintes équivalentes de Von Mises au niveau du point d'intégration des éléments dans la zone sollicitée à 90 % dans l'éprouvette de cisaillement pur

Ainsi, une fissure orientée dans les directions de cisaillement maximal sera ouverte avec un mode d'ouverture II ou III. Les fissures orientées dans les directions principales sont ouvertes en tension, avec un mode d'ouverture I. La **Figure 2.4** présentée dans le **Chapitre 2** illustre ces différents modes d'ouverture.

4.4.4 Modélisation de la morphologie des fissures

Comme pour la flexion, un faciès de rupture obtenu pour une éprouvette de cisaillement est utilisé comme référence pour identifier la morphologie des fissures et extrapoler leur loi d'évolution. L'image de ce faciès est issue du mémoire de maîtrise de Sentissi (Sentissi, 2020) pour une éprouvette en 2024-T3 ayant été sollicitée à une amplitude contrainte de 230 MPa pendant 930 000 cycles. Ce dernier a identifié sur ce faciès une première phase de propagation avec une forme de semi-ellipse entourée en rouge à la **Figure 4.23**. Les dimensions de cette fissure seront utilisées pour établir la loi d'évolution de la morphologie de la fissure pour les simulations. Les dimensions mesurées sont de 0,59 mm pour le demi-petit axe et de 1,53 mm pour le demi-grand axe.

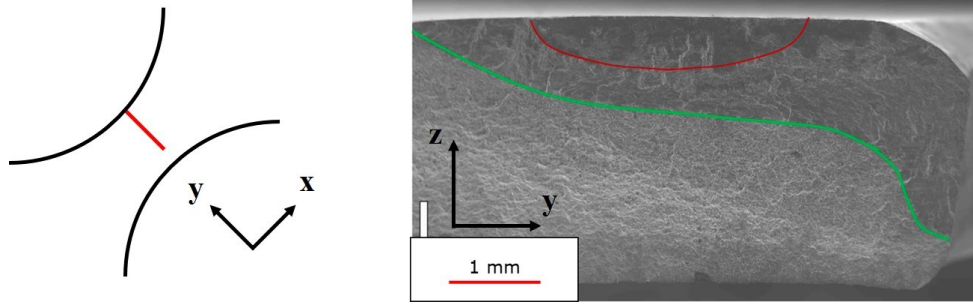


Figure 4.23 Faciès de rupture d'une éprouvette de cisaillement. Extrait et modifié de Sentissi (Sentissi, 2020)

Dans le cas de cette étude de l'éprouvette de cisaillement pur, seule une épaisseur sera considérée et la loi d'évolution de la morphologie de la fissure ne sera pas adimensionnée. Ce choix vise à simplifier l'étude compte-tenu de la grande variété de paramètres pouvant avoir un impact sur la surface porteuse des fissures. L'analyse paramétrique comparative sera cependant réalisée en calculant la surface fissurée normalisée pour chaque fissure pour assurer la comparabilité des résultats. La même forme de loi d'évolution que celle utilisée pour la flexion est considérée.

$$B = \lambda.A \text{ et } \lambda = \delta.A + 1 \quad (4.7)$$

$$\delta = \frac{\lambda - 1}{A} = \frac{\frac{B}{A} - 1}{A} = \frac{\frac{1,53}{0,59} - 1}{0,59} = 2,7 \text{ mm}^{-1} \quad (4.8)$$

Encore une fois, A et B sont arrondis à un multiple de la taille des éléments respectivement dans l'épaisseur et la largeur de la section réduite. Quinze tailles de fissures sont considérées. Pour chaque taille de fissure, on pose que la fissure se propage d'un élément dans l'épaisseur et que le demi-grand axe correspondant est calculé.

4.4.5 Plan de simulation

Pour l'éprouvette de cisaillement pur, seuls des paramètres d'endommagement sont étudiés, les effets du matériau et de l'épaisseur ayant déjà été étudiés précédemment. Ces paramètres sont plus nombreux que pour la flexion compte tenu du caractère biaxial des contraintes. Expérimentalement, il a été observé que les fissures s'amorçaient dans la zone hautement sollicitée dans les directions

de cisaillement maximal. Les fissures peuvent ensuite bifurquer dans les directions principales, passant d'un mode d'ouverture en mode II ou III à un mode d'ouverture en tension, ou en mode I.

Le premier paramètre d'endommagement étudié est la position du site d'amorce de la fissure dans la zone hautement sollicitée. Un site d'amorce au centre de la zone et quatre sites aux extrémités sont considérés comme illustré à la **Figure 4.24 (a)**.

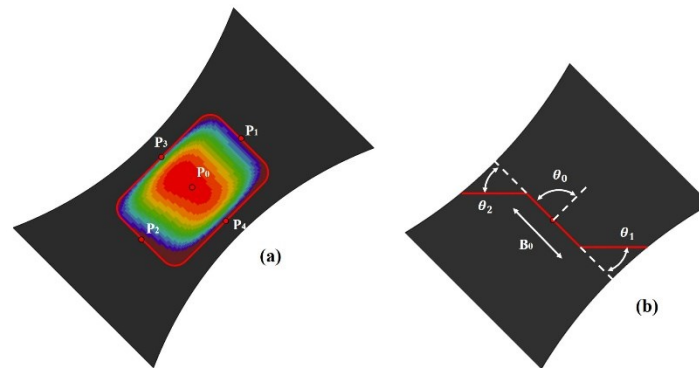


Figure 4.24 Paramètres d'endommagement de l'éprouvette de cisaillement pur. (a) Positions des sites d'amorce dans la zone hautement sollicitée. (b) Angle de propagation initial, taille de la fissure à la bifurcation et angles de propagation

Ces positions sont définies en calculant le gradient de la contrainte équivalente de Von Mises dans la direction de la largeur et la direction perpendiculaire à la largeur. Les coordonnées en mm de ces points dans le repère local (x, y) sont : $(0, 0)$, $(0, 3,6)$, $(0, -3,6)$, $(4,6, 0)$ et $(-4,6, 0)$. Les trois autres paramètres discutés dans la suite de ce paragraphe sont illustrés à la **Figure 4.24 (b)**. La fissure pouvant s'amorcer dans l'une des deux directions de cisaillement maximal, un paramètre θ_0 appelé angle de propagation initial est défini. Ce paramètre peut prendre deux valeurs, 0° et 90° , correspondant aux deux directions de cisaillement maximal. Ensuite, un paramètre B_0 appelé taille de fissure à la bifurcation est défini. Ce paramètre correspond à la longueur de fissure au moment de la bifurcation dans les directions principales. Ce paramètre prendra les valeurs 1,28 mm, 4,9 mm et 8,95 mm. Enfin, les paramètres θ_1 et θ_2 appelés angles de propagation correspondent aux deux directions dans laquelle la fissure va se propager après bifurcation. Ces angles peuvent prendre les valeurs 0° , correspondant à une propagation en direction de cisaillement maximal, ou 45° et -45° , correspondant à une propagation dans les directions principales. Dans le cas où $\theta_1 = \theta_2 = 0^\circ$, la fissure est considérée comme n'ayant pas bifurquée et se propage uniquement en direction de

cisaillement maximal. Le schéma-bloc en **Figure 4.25** présente le plan de simulation, avec les niveaux de chaque variable et le nombre de simulations à réaliser. Finalement, 1151 simulations sont réalisées.

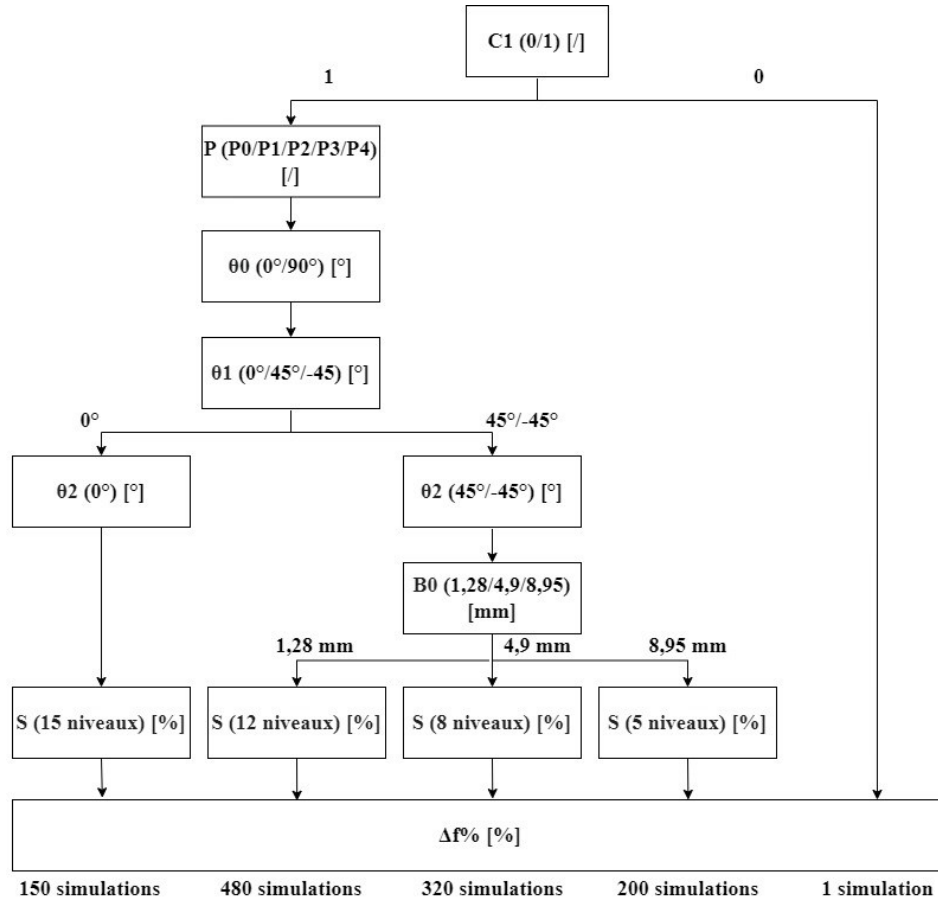


Figure 4.25 Schéma-bloc du plan de simulation pour l'éprouvette de cisaillement pur (C_1 présence ou non d'une fissure principale)

4.4.6 Analyse de sensibilité de la diminution de la fréquence de résonance vis-à-vis des paramètres d'endommagement

L'analyse de sensibilité est ici plus complexe que celle réalisée pour l'éprouvette de flexion uniaxiale compte-tenu du nombre de paramètres mais également de la codépendance de certains paramètres. Pour des raisons de synthèse, des conclusions plus globales et qualitatives sont tirées quant à l'impact des différents paramètres d'endommagement, l'objectif final de cette analyse paramétrique étant uniquement l'identification des schémas d'endommagement critiques.

Sensibilité à la position du site d'amorce

L'évolution de la fréquence propre est plus ou moins sensible à la position du site d'amorce pour une même surface fissurée normalisée en fonction des angles de propagation. En direction principale, l'écart maximal est d'environ 0,8 % au maximum pour une surface fissurée normalisée de 50 %. Cet impact est cependant plus faible pour les fissures se propageant en direction de cisaillement maximal pour $\theta_0 = 90^\circ$, avec un écart maximal de 0,1 % pour une même surface fissurée normalisée de 50 %.

Sensibilité à l'angle de propagation initial

Le plus la taille de fissure à la bifurcation est faible, le plus les fissures se propagent en direction principale et le plus l'effet de l'angle de propagation initiale est réduit tel qu'illustré à la **Figure 4.26** sur laquelle on remarque un schéma d'endommagement quasi similaire avec les deux valeurs d'angles de propagation initiaux.

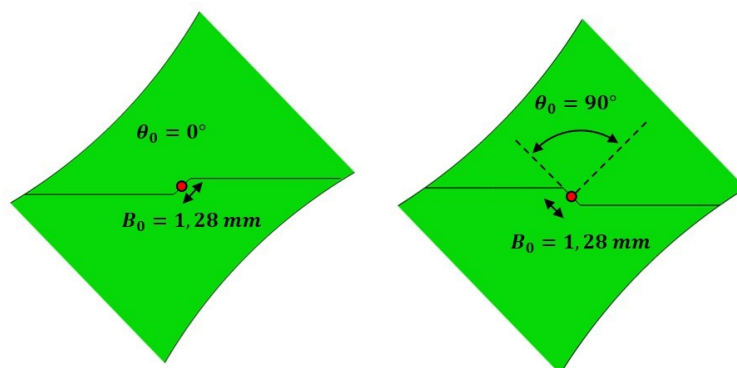


Figure 4.26 Schéma d'endommagement pour deux valeurs d'angle de propagation initial tous les autres paramètres étant similaires, le site d'amorce des fissures se trouve au point rouge. À gauche, $\theta_0 = 0^\circ$. À droite, $\theta_0 = 90^\circ$.

À l'inverse, pour une grande taille de fissure à la bifurcation, la majorité de la propagation se fait en direction de cisaillement maximal, et l'effet d'une variation de l'angle de propagation initial est important, tel qu'illustré à la **Figure 4.27**.

Cependant, pour ce projet, des fissures de grandes tailles se propageant uniquement dans les directions de cisaillement maximale ont été observées expérimentalement seulement pour $\theta_0 = 90^\circ$. De plus, les fissures, si elles bifurquent, ont tendance à le faire pour de faibles tailles

pour tous les essais ayant été réalisés au cours de ce projet sur les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé. L'impact de ce paramètre pour des fissures de grandes tailles à la bifurcation ne semble donc pas pertinent à considérer.

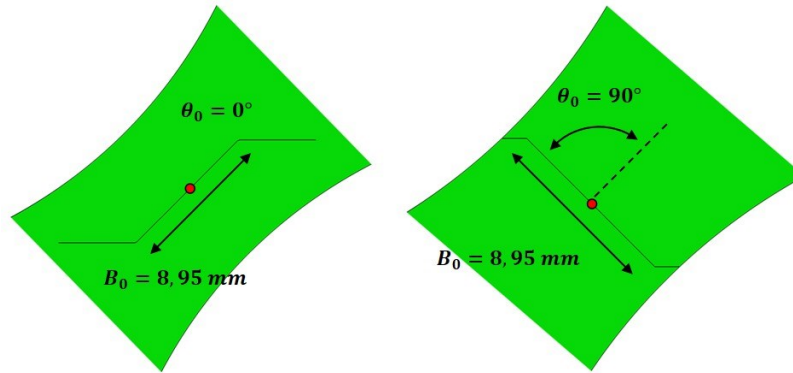


Figure 4.27 Schéma d'endommagement pour deux valeurs d'angle de propagation initial, tous les autres paramètres étant similaires, le site d'amorce des fissures se trouve au point rouge. À gauche, $\theta_0 = 0^\circ$. À droite, $\theta_0 = 90^\circ$.

Sensibilité aux angles de propagation

Ce paramètre est celui ayant le plus d'impact sur l'évolution de la fréquence de résonance. Les fissures se propageant uniquement dans les directions de cisaillement maximal ($\theta_1 = \theta_2 = 0^\circ$) ont un impact plus faible sur l'évolution de la fréquence propre que celles se propageant dans les directions principales. La **Figure 4.28** présente ce type de fissure pour une amorce au centre de la section réduite et $\theta_0 = 90^\circ$.

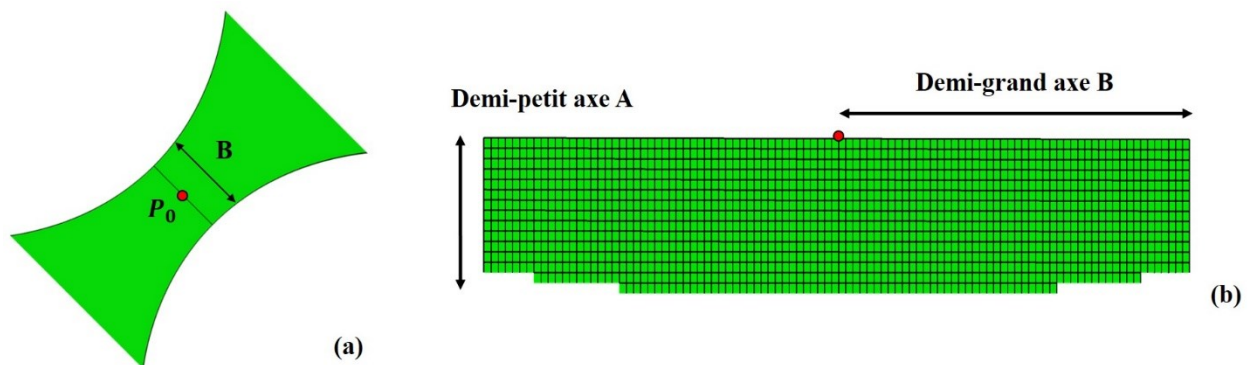


Figure 4.28 Fissure se propageant en direction de cisaillement maximal, position du site d'amorce au niveau du point rouge. (a) positionnement dans la zone de fatigue. (b) discrétisation de la fissure

La combinaison d'angles de propagation pour laquelle l'impact est le plus élevé sur la fréquence propre est pour $(\theta_0 = 90^\circ, \theta_1 = \theta_2 = 45^\circ)$ et pour $(\theta_0 = 0^\circ, \theta_1 = \theta_2 = -45^\circ)$. Cela correspond au cas où la fissure se propage dans les directions principales parallèlement à l'encastrement. Ce cas est similaire à la propagation des fissures dans la direction principale pour les éprouvettes de flexion uniaxiale. La **Figure 4.29** présente le premier type de fissure cité pour une amorce de fissure au centre de la section réduite.

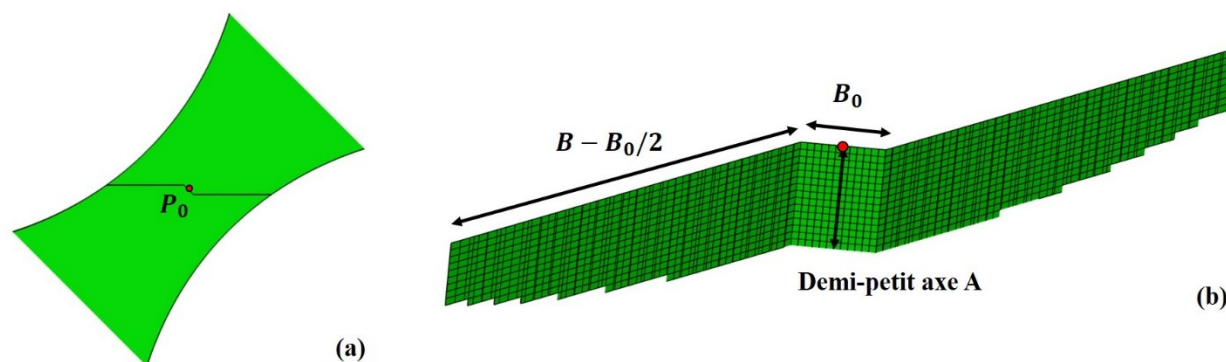


Figure 4.29 Fissure se propageant en direction principale après bifurcation, position dans la zone de fatigue (a) et discrétisation de la fissure (b)

Sensibilité à la taille de fissure à la bifurcation

L'impact de la taille de fissure à la bifurcation peut être directement relié à celui des angles de propagation. Plus la fissure va bifurquer pour une faible taille de fissure, plus elle va se propager dans les directions principales et donc plus l'impact sur l'évolution de la fréquence propre est élevé. Inversement, pour une taille de fissure à la bifurcation très élevée, la fissure va se retrouver dans un cas de plus en plus proche de celui d'une propagation uniquement en direction de cisaillement maximal. Cette explication peut être illustrée en comparant la **Figure 4.26** et la **Figure 4.27**.

4.4.7 Identification des schémas d'endommagement critiques et généralisation des résultats obtenus

Compte-tenu des résultats obtenus, trois schémas d'endommagement critiques sont considérés pour l'éprouvette de cisaillement pur. Le premier schéma d'endommagement, celui pour lequel l'impact est le moins élevé sur la diminution de la fréquence propre, est celui d'une fissure se propageant

uniquement en direction de cisaillement maximal. Comme il a été montré que la position du site d'amorce avait un impact négligeable pour ce cas-ci, on a posé une amorce au centre de la zone hautement sollicitée. Ce schéma d'endommagement est présenté à la **Figure 4.30 (c)**. Le deuxième schéma d'endommagement critique, celui dont l'impact est le plus élevé, est présenté à la **Figure 4.30 (a)**. Ce schéma correspond à une amorce à l'extrémité de la zone hautement sollicitée ($P = P_4$), avec la plus petite taille de fissure à la bifurcation ($B_0 = 1,28 \text{ mm}$), un angle de propagation initial de 0° ($\theta_0 = 0^\circ$) et une propagation en direction principale parallèle à l'encastrement ($\theta_1 = \theta_2 = -45^\circ$). Le troisième cas critique considéré est un cas intermédiaire entre les deux schémas précédents. Il s'agit du cas d'une fissure se propageant majoritairement en direction principale ($B_0 = 1,28 \text{ mm}$) dont l'impact sur la diminution de la fréquence propre est le plus faible. Pour ce cas, la fissure s'amorce à une autre extrémité de la zone hautement sollicitée ($P = P_1$), avec comme angle de propagation initial 90° ($\theta_0 = 90^\circ$) et des angles de propagation avec des directions perpendiculaires l'une à l'autre ($\theta_1 = 45^\circ$ et $\theta_2 = -45^\circ$). Ce cas est présenté à la **Figure 4.30 (b)**. Les paramètres de ces schémas d'endommagement sont synthétisés dans le **Tableau 4.3**.

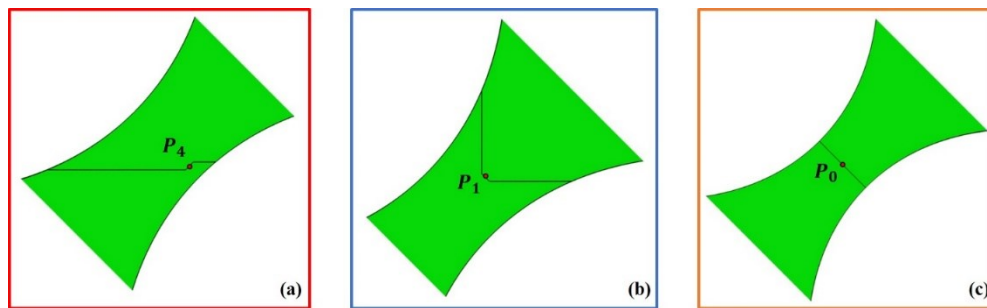


Figure 4.30 Schémas d'endommagement critiques pour l'éprouvettes de cisaillement pur

Tableau 4.3 Paramètres des schémas d'endommagement critiques pour l'éprouvette de cisaillement pur

Cas critique	P	B_0	θ_0	θ_1	θ_2
(a)	P_4	1,28 mm	0°	-45°	-45°
(b)	P_1	1,28 mm	90°	45°	-45°
(c)	P_0	Non	90°	0°	0°

L'évolution de la surface fissurée normalisée en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour les trois schémas d'endommagement critique est tracée à la **Figure 4.31**. Le graphique illustre les écarts élevés existants en fonction du schéma de propagation des fissures pour les éprouvettes de cisaillement pur. Par exemple, pour 50 % de surface fissurée normalisée, la diminution relative de fréquence propre est respectivement d'environ 3,8 % pour le cas (a), d'environ 1,5 % pour le cas (b) et d'environ 1 % pour le cas (c).

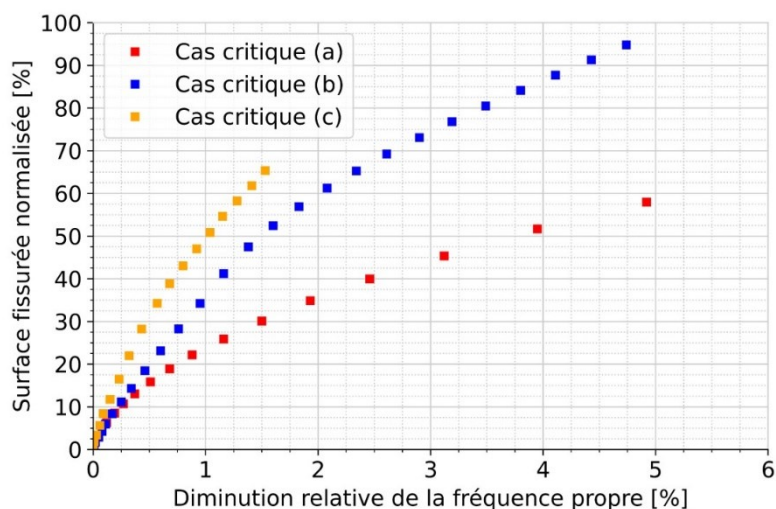


Figure 4.31 Surface fissurée normalisée en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour les trois schémas d'endommagement critiques

4.5 Synthèse des résultats obtenus

La réalisation de simulations et de deux analyses paramétriques comparatives a permis d'identifier les schémas d'endommagement critiques pour des éprouvettes subissant un chargement de flexion et de cisaillement pur. Les faits saillants de cette analyse sont :

1. En flexion, les schémas d'endommagement critiques permettant d'encadrer les prévisions de taille de fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre sont au nombre de deux. Ils correspondent aux cas de la propagation uniaxiale d'une fissure s'étant amorcée aux deux extrémités de la zone hautement sollicitée, au niveau des arêtes de l'éprouvette. Ces schémas critiques sont généralisables à toute éprouvette de fatigue-vibratoire générant un chargement de flexion et ayant une géométrie assimilable à celle étudiée ici.
2. En cisaillement pur, les schémas d'endommagement critiques sont au nombre de trois. Le schéma correspondant à celui d'une fissure se propageant uniquement en direction de cisaillement maximal est celui ayant l'impact le plus faible sur la diminution de la fréquence propre. Les deux autres schémas d'endommagement sont obtenus pour des fissures se propageant majoritairement dans les directions principales. Ces schémas critiques sont généralisables aux éprouvettes de fatigue-vibratoire générant un chargement de cisaillement pur dont la géométrie est une homothétie de celle étudiée ici, ou pour une modification raisonnable de l'épaisseur de celle étudiée. Des différences pourraient potentiellement apparaître si les conditions s'éloignent trop de celles de cette étude.

Ces résultats de simulation seront comparés à des résultats expérimentaux pour valider la méthodologie proposée d'encadrement des prévisions numériques par l'utilisation de schémas d'endommagement critiques et seront utilisés pour déterminer des critères d'arrêt dans le **Chapitre 6**. Les prévisions numériques permettront également d'accompagner la réalisation des essais de fatigue-vibratoire dont les résultats sont présentés au **Chapitre 5**. Les résultats des simulations seront notamment utilisés pour choisir l'intervalle d'arrêt des essais pour réaliser la mesure des tailles de fissures.

CHAPITRE 5 ESSAIS DE FATIGUE-VIBRATOIRE AVEC SUIVI DE LA FRÉQUENCE DE RÉSONANCE ET DE LA TAILLE DES FISSURES

5.1 Introduction

5.1.1 Objectif des essais

Les essais de fatigue-vibratoire réalisés dans ce projet ont trois objectifs principaux. Tout d'abord, les essais permettront d'obtenir une relation expérimentale entre la taille des fissures et la diminution relative de la fréquence de résonance. Ces résultats seront comparés aux résultats des simulations effectuées afin de valider la méthode numérique. Dans un deuxième temps, il sera possible de quantifier le pourcentage que représente la propagation de fissure longue par rapport à la durée totale des essais pour les différents modes de chargement. Ce résultat permettra d'évaluer la pertinence d'arrêter l'essai pour une certaine taille de fissure compte tenu du pourcentage de durée de vie restant. Un pourcentage de durée de vie restant inférieur à 10 % sera considéré comme négligeable d'après les discussions faites au **Chapitre 2**. Enfin, les essais permettront de valider les schémas d'endommagement étudiés lors de l'analyse paramétrique comparative, et dans le cas contraire d'identifier les différences avec le comportement attendu. Ces essais pourront également mettre en évidence d'autres facteurs limitants quant à la détermination des critères d'arrêt des essais.

Ce chapitre est divisé en quatre parties. Tout d'abord, la première partie présente la méthodologie générale des essais. La deuxième partie porte sur les essais réalisés sur les éprouvettes de flexion. La troisième partie porte sur les essais réalisés sur les éprouvettes de cisaillement pur. Pour terminer, la quatrième partie présente une synthèse des résultats de ce chapitre.

5.2 Méthodologie des essais

5.2.1 Préparation des éprouvettes

Les éprouvettes sont découpées à partir de plaques corroyées d'une épaisseur de 1/8 de pouce, soit 3,175 mm. La découpe est effectuée par électroérosion par enfonçage (EDM). Après la découpe, les éprouvettes sont polies manuellement au niveau de la zone d'intérêt en utilisant des papiers abrasifs avec des tailles de grain décroissantes au fur et à mesure du polissage. L'objectif

du polissage est de s'affranchir de potentielles amorces de fissures dues à la mise en forme des éprouvettes telles que des rayures d'usinage. En effet, des comportements différents de ceux attendus pourraient être observés si l'amorce se faisait au niveau de ces hétérogénéités de surface. Pour chaque taille de papier, les quatre faces dans la section réduite de l'éprouvette sont polies et les angles vifs sont arrondis. Les tailles de papier suivantes sont utilisées : 240, 400, 600 et 800 grit. Entre chaque étape, l'éprouvette est rincée à l'eau et séchée en utilisant de l'air comprimé.

Une étape supplémentaire est réalisée pour les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V. Toutes les arêtes vives sont arrondies et les surfaces hors de la zone d'intérêt sont traitées au jet de sable. Cette étape supplémentaire est réalisée car une amorce de fissure hors de la zone d'intérêt a été observée au cours d'un essai préliminaire. La **Figure 5.1** présente une vue de dessus de l'éprouvette avec la fissure ouverte. On observe que la fissure suit une rayure d'usinage. Les hétérogénéités de surface, si elles sont assez sévères, peuvent influencer les schémas d'endommagement et ainsi invalider les prévisions. Ce traitement de surface a permis d'éviter ce type d'amorçage de fissure pour le reste des essais réalisés.

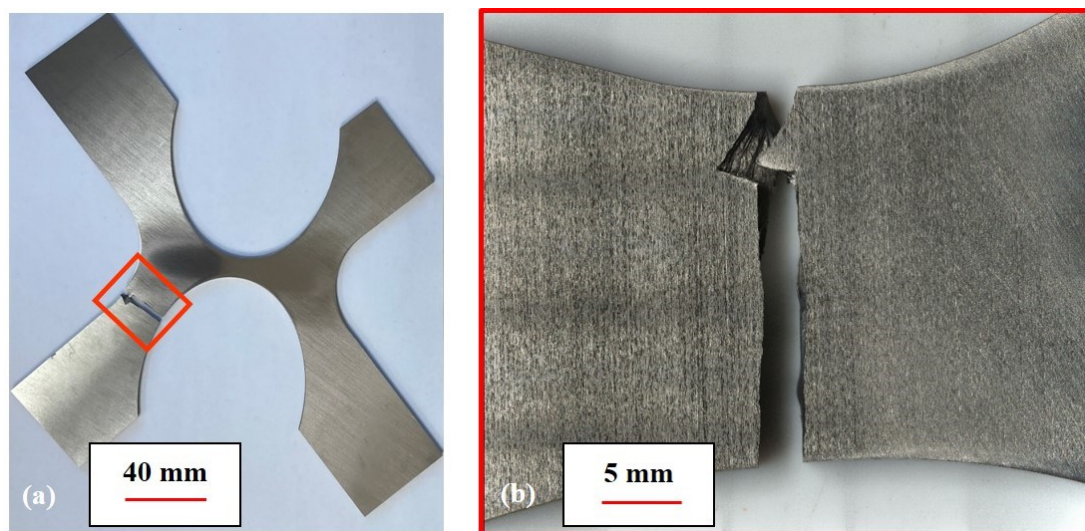


Figure 5.1 Vue du dessus de l'éprouvette (a) et vue rapprochée de la fissure ouverte (b)

Une diminution relative de fréquence de résonance de presque 10 % a été mesurée à la fin de cet essai, avec la fissure propagée sur presque l'intégralité de la surface porteuse. Ce résultat met en évidence la nécessité d'arrêter les essais pour éviter la rupture complète des éprouvettes, tel que discuté au **Chapitre 2**.

5.2.2 Matériel utilisé

Le **Tableau 5.1** présente le matériel utilisé au cours des essais, le montage des essais est présenté à la section suivante et illustré à la **Figure 5.2**. Les mors de serrage utilisés ont été conçus lors d'un précédent projet et permettent le montage des éprouvettes de flexion et de cisaillement pur utilisées. Le pot vibrant sur lequel les essais seront réalisés permet de générer une force maximale de 6 000 N et une accélération maximale de 100 g pour des fréquences d'excitation comprises entre 5 Hz et 5 000 Hz. L'accélération du pot vibrant est contrôlée en utilisant un accéléromètre uniaxial. Le contrôleur utilisé est un LMS SCADAS mobile de Siemens permettant notamment la réalisation des essais avec un contrôle de l'amplitude de déplacement d'un point de l'éprouvette et un suivi en continu de la fréquence de résonance ou « Track-and-Dwell ». Un capteur de déplacement laser est utilisé pour mesurer la flèche du point calibré des éprouvettes. Pour réaliser la calibration, des jauges de déformation sont utilisées pour les éprouvettes de flexion et de cisaillement pur. Enfin, les répliques seront faites en utilisant une pâte en silicone RepliSet-GF1 de Struers ayant une résolution de 0,1 μm et un temps de polymérisation de 4 min à 25°C.

Tableau 5.1 Matériel utilisé au cours des essais – La mise en forme est inspiré de Ellyson (Ellyson 2016)

Matériel	Modèle	Fabricant
Pot vibrant	Sentek Dynamics 6 kN	Sentek Dynamics
Contrôleur	LMS SCADAS mobile (24 voies)	Siemens
Accéléromètre uniaxial	352C33	PCB
Capteur de déplacement laser	LK-G152	Keyence
Jauges de déformations	CEA-13-125UN-350	Micro-measurements
Kit de réplique	RepliSet-GF1	Struers
Mors de serrage		

5.2.3 Montage des essais

Pour les trois types d'éprouvettes utilisées, les mors sont serrés en utilisant une clef dynamométrique analogique avec un couple de serrage 27,1 N.m. Ce couple de serrage est à un

niveau suffisant pour que, si l'on augmente le serrage, la fréquence de résonance de l'éprouvette reste quasi-constante. En effet, il a été observé qu'une augmentation du couple de serrage entraînait une augmentation de la valeur de la fréquence de résonance, et que cette dernière se stabilisait au-dessus d'une valeur seuil. Un serrage a été considéré comme suffisant lorsque, pour une même augmentation de couple de serrage, la variation relative de la fréquence de résonance était inférieure à 0,1 %. La **Figure 5.2 (a)** présente une image du montage d'une éprouvette de flexion pour la calibration, avec une jauge de déformation et la **Figure 5.2 (b)** celui d'une éprouvette de cisaillement pur montée sans jauge de déformation, polie et sablée pour la réalisation d'un essai de fatigue-vibratoire complet.

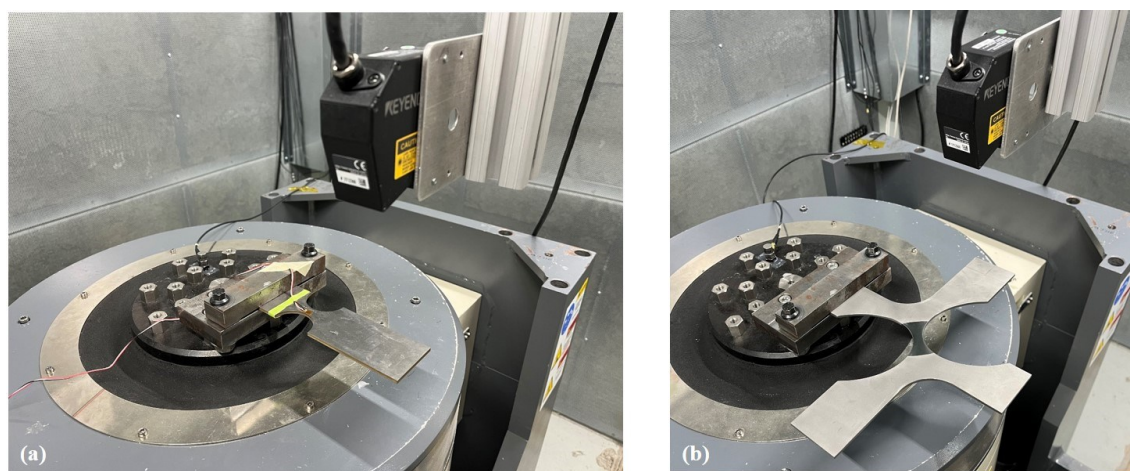


Figure 5.2 Montages des éprouvettes de flexion (a) et de cisaillement pur (b)

5.2.4 Calibration entre déplacements et déformations

Une étape de calibration est réalisée en amont des essais de fatigue-vibratoire pour déterminer expérimentalement la relation entre le déplacement du point calibré de l'éprouvette et l'amplitude de déformation mesurée par la jauge. Cette relation est obtenue en réalisant des balayages fréquentiels successifs autour de la fréquence de résonance et en mesurant les grandeurs d'intérêt au passage de cette dernière. À chaque balayage, l'accélération d'excitation est augmentée afin d'augmenter l'amplitude de la déformation. Dans tous les cas, ces balayages sont réalisés à des niveaux d'accélération permettant de générer une contrainte maximale dans l'éprouvette inférieure à la contrainte des essais de fatigue, afin de ne pas participer à un potentiel endommagement de l'éprouvette.

5.2.5 Essais à amplitude de déplacement contrôlé et suivi de la fréquence de résonance

Les essais de fatigue sont réalisés avec une amplitude de déplacement du point calibré de l'éprouvette contrôlé et un système de suivi en continu de la fréquence de résonance ou « Track-and-Dwell ». Le contrôle de l'amplitude de déplacement est réalisé en faisant varier en continu l'accélération de l'essai pour maintenir la flèche maximale du point calibré de l'éprouvette quasi-constante au cours de l'essai.

Le suivi en continu de la fréquence de résonance permet le maintien à la résonance de l'éprouvette au cours de l'essai, et le suivi de la fréquence en cas d'évolution. Ce système est particulièrement intéressant à utiliser pour les essais de fatigue-vibratoire, l'amorce et la propagation de fissure entraînant une diminution de la fréquence de résonance.

Le suivi de fréquence peut être réglé par deux paramètres : le « Dwell delay » correspondant au nombre de cycles entre deux changements de la valeur de la fréquence de l'essai et le « Dwell tracking step factor » autorisant plus ou moins de variation de la fréquence entre deux changements. L'un des principaux défis rencontrés concerne le passage de la phase de l'essai durant laquelle aucune fissure ne se propage à la phase de propagation. En effet, il est nécessaire de modifier les paramètres du suivi de fréquence lors de la seconde phase pour s'adapter à la dynamique de propagation des fissures, et donc de diminution de la fréquence de résonance. Par exemple, un « Dwell delay » compris entre 500 et 1 000 cycles a été employé pour assurer la stabilité des essais lors de la phase sans propagation tandis qu'une valeur de 10 cycles était utilisée pour la seconde phase des essais. Il existe le risque qu'un décalage apparaisse entre la diminution de la fréquence suivie de l'essai et la diminution réelle de la fréquence de résonance de l'éprouvette, notamment si la fissure se propage plus rapidement que la capacité du contrôleur à suivre la baisse de fréquence. La **Figure 5.3** illustre cet écart dans le cas d'une diminution de fréquence de résonance mesurée par le contrôleur inférieure à la diminution réelle mesurée par balayage fréquentiel. Le schéma présente aussi l'écart qui existe entre la valeur de la fréquence de résonance sans fissure mesurée par balayage à faible accélération $f_{0,balayage}$ et celle suivie de manière stable lors de l'essai $f_{0,suivi}$.

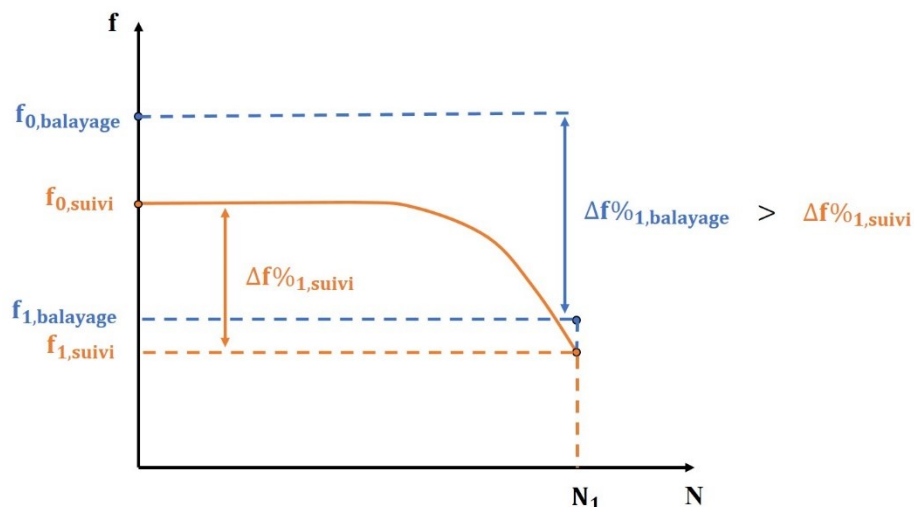


Figure 5.3 Différence de diminution de fréquence de résonance mesurée par le contrôleur lors des essais et celle mesurée par balayage fréquentiel

Pour s'assurer de la fiabilité des diminutions relatives de fréquence de résonance mesurées, ces dernières seront calculées grâce aux résultats des différents balayages à faible accélération réalisés en amont de l'essai et entre les différentes étapes de propagation.

5.2.6 Suivi de fissure par la prise de répliques

La mesure de la taille des fissures au cours des essais est effectuée par la prise de répliques. La première réplique est prise après le premier arrêt lié à la détection de l'endommagement par le contrôleur. L'essai est ensuite relancé pour permettre la propagation des fissures.

La durée des étapes de propagation est déterminée de deux manières : soit la propagation est suffisamment lente pour que le contrôleur suive efficacement la diminution de la fréquence de résonance et l'arrêt est déterminé pour une chute de fréquence définie en amont de l'étape de propagation, soit la propagation est trop rapide et l'arrêt est déterminé pour un nombre de cycles défini. Cette seconde méthode vise à s'assurer que la fissure ne se propage pas de manière incontrôlée entre les étapes de propagation, et ce compte-tenu de la discussion réalisée à la **section 5.2.5**.

Entre quatre et cinq répliques sont prises pour chaque essai. Les répliques sont ensuite observées au microscope optique et les tailles de fissures sont mesurées. Une taille de fissure supplémentaire

est mesurée directement sur l'éprouvette après la dernière étape de propagation. Finalement, chaque essai fournit entre cinq et six points expérimentaux de diminution relative de la fréquence de résonance en fonction de la taille de fissure et du nombre de cycles.

La **Figure 5.4** (a) présente une image au microscope optique d'une réplique prise sur une éprouvette de flexion et la **Figure 5.4** (b) une réplique prise sur une éprouvette de cisaillement pur.

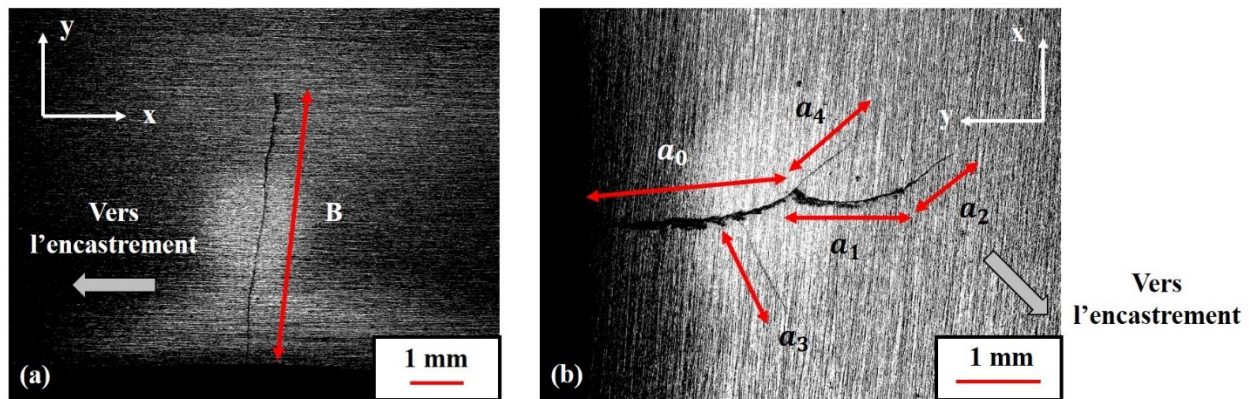


Figure 5.4 Images prises au microscope optique de répliques prises sur une éprouvette de flexion (a) et une éprouvette de cisaillement pur (b)

5.3 Éprouvettes de flexion

5.3.1 Présentation de la géométrie

La mise en plan de l'éprouvette utilisée pour les essais est présentée à la **Figure 5.5**. Cette dernière est différente de celle utilisée pour les simulations faites au **Chapitre 4** comme expliqué précédemment. Cette géométrie d'éprouvette sera utilisée pour réaliser des simulations et comparer les résultats avec ceux des essais au **Chapitre 6**.

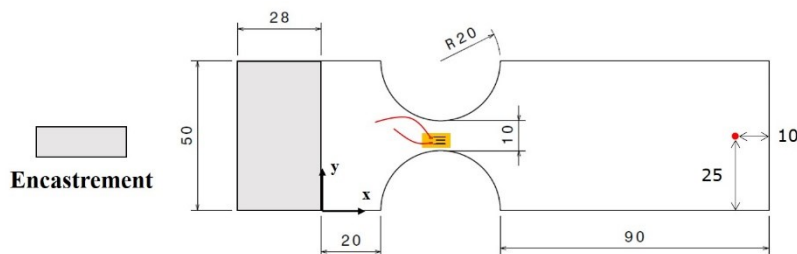


Figure 5.5 Mise en plan de l'éprouvette de flexion F178R20L50, le de point de calibration est en rouge et la jauge de déformation est en jaune.

5.3.2 Méthode spécifique

Avant la réalisation des essais de fatigue-vibratoire avec un suivi de fissures, des essais de calibration sont réalisés dans l'objectif d'obtenir la relation entre l'amplitude de contrainte et l'amplitude de déplacement du point calibré de l'éprouvette. Après le montage, le laser du capteur de déplacement est positionné au niveau du point de calibration choisi. Ce dernier a été choisi préalablement à partir de simulations numériques afin d'obtenir une amplitude de déplacement adaptée compte-tenu des capacités du capteur utilisé. Ce dernier permet de mesurer des déplacements de plus ou moins 40 mm. Le choix est fait de maximiser l'amplitude de déplacement mesurée par le capteur dans sa plage. La **Figure 5.5** présente la position du point de calibration sur l'éprouvette de flexion en rouge. Avec ce point de calibration, une amplitude de déplacement maximale de 17,1 mm a été mesurée au cours des essais de fatigue, validant le choix du point calibré.

Pour réaliser la calibration, des balayages successifs pour des niveaux d'accélération compris entre 0 g et 0,6 g sont réalisés. La courbe de calibration présentée à la **Figure 5.6** est tracée à la suite de ces essais.

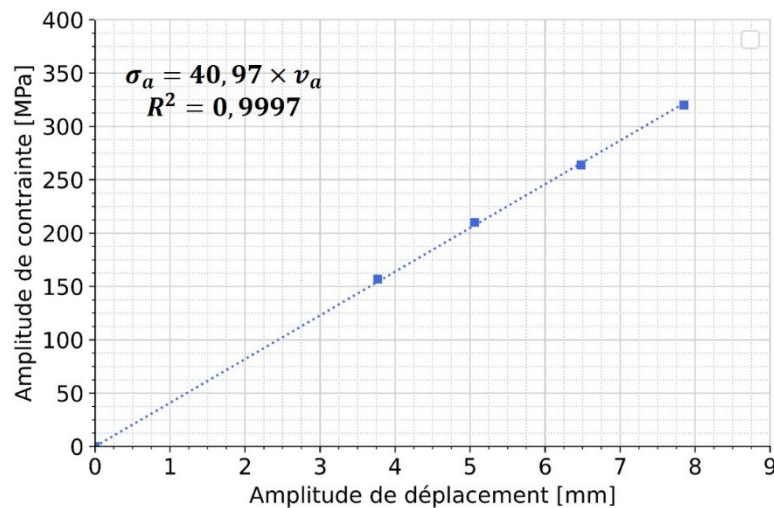


Figure 5.6 Courbe de calibration de l'éprouvette de flexion en Ti-6Al-4V

L'amplitude de contrainte est calculée à partir de l'amplitude de déformation mesurée par la jauge de déformation $\varepsilon_{a,jauge}$ au passage de la résonance et du module d'Young E du Ti-6Al-4V, les

essais étant réalisés dans le domaine élastique. L'amplitude de contrainte est donc calculée par la relation :

$$\sigma_a = E \cdot \varepsilon_{a,jauge} \quad (5.1)$$

Une fois la calibration effectuée, les essais de fatigue sur les éprouvettes non instrumentées et polies sont réalisés selon le protocole présenté précédemment.

Au cours du premier essai sur une éprouvette de flexion, une technique par paliers a été employée afin d'obtenir une amorce de fissure entre 10^5 et 10^6 cycles. Cette technique consiste en la réalisation d'un premier palier à un niveau de contrainte jugé suffisamment faible pour qu'il n'y ait pas amorce de fissure en 10^6 cycles de chargement. Le niveau de contrainte est ensuite augmenté par pas de 25 MPa. À chaque fois, l'essai est arrêté au bout de 10^6 cycles si aucune amorce n'a eu lieu. Finalement, les durées de vie obtenues se trouvent entre 5×10^4 et 7×10^4 cycles pour une amplitude de contrainte de l'ordre de 700 MPa pour les quatre essais. Cette technique n'aura donc pas permis dans ce cas d'obtenir de durée de vie proche de 10^6 cycles mais proche de 10^5 cycles. Le même niveau de contrainte a été appliqué pour les quatre essais afin d'obtenir des durées de vie comparables. La réalisation de balayage successifs entre les essais a permis de remarquer une évolution de la fréquence de résonance de l'éprouvette même non fissurée. Une diminution entre les paliers et puis une ré-augmentation ont été observé après un arrêt de l'essai de plusieurs heures sans démonter l'éprouvette. Ainsi, on peut en conclure qu'il existe une incertitude sur la valeur de la fréquence de résonance initiale, et que celle-ci devra être prise en compte lors de l'analyse des résultats des essais. Cette incertitude est de 0,3 % au maximum pour les quatre essais réalisés.

Le choix est fait d'arrêter les essais lorsqu'une fissure de l'ordre de 5 mm est obtenue, correspondant à 50 % de la largeur de la section réduite de l'éprouvette pour correspondre au choix ayant été fait pour le protocole de simulation. Pour une taille de fissure de l'ordre de 5 mm, les simulations prévoient une diminution relative de fréquence propre d'environ 2,2 % au maximum. Pour s'assurer d'avoir une fissure d'au moins 5 mm à l'arrêt final de l'essai, il est choisi d'arrêter ce dernier pour 3 % de diminution relative de la fréquence de résonance. Le nombre de cycles maximal N_{max} des essais est obtenu pour cet arrêt final. Le nombre de cycles au cours des essais est à chaque fois normalisé à partir de cette valeur maximale pour définir le pourcentage de durée de vie consommée $N\%$ défini à l'équation suivante.

$$N\% = \frac{N}{N_{max}} \quad (5.2)$$

Comme six points de mesure seront pris au maximum par essai, les différents arrêts sont équitablement répartis entre 0 et 3 % de diminution relative de fréquence de résonance. Un critère d'arrêt initial de 0,5 % correspond donc au premier arrêt de l'essai. Pour chaque arrêt, un balayage fréquentiel est effectué pour obtenir la fréquence de résonance de l'éprouvette fissurée puis des répliques sont prises sur les quatre faces de l'éprouvette. Au total, quatre essais de fatigue ont été réalisés sur les éprouvettes de flexion. Ces essais ont permis d'obtenir 24 points de données. La **Figure 5.7** présente une vue du dessus de la section réduite des quatre éprouvettes avec la fissure obtenue après le dernier arrêt. Pour les quatre essais, la fissure s'est amorcée entre le centre de la section réduite et l'encastrement. Les simulations avaient montré que les fissures s'amorçant plus proche de l'encastrement avaient un impact plus élevé sur la diminution relative de la fréquence propre. On peut remarquer que pour les deux premiers essais, un léger angle de propagation inférieur à 10° est présent.

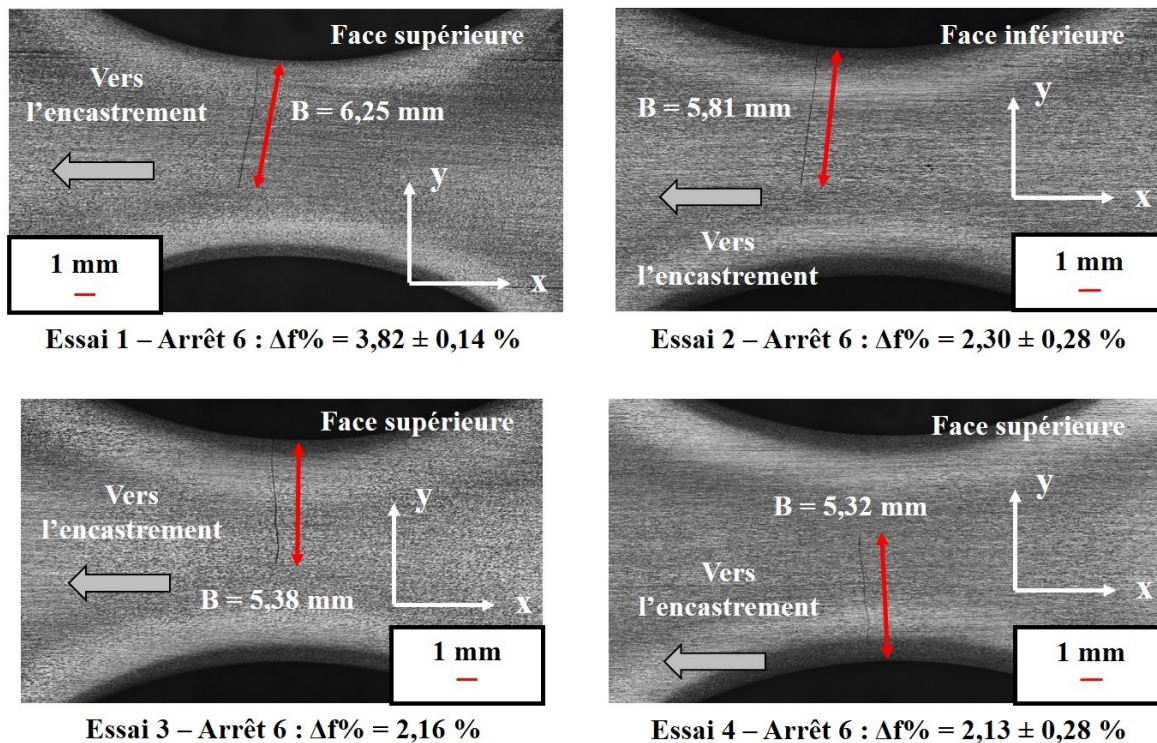


Figure 5.7 Images au microscope optique des fissures finales obtenues à la suite des quatre essais de flexion

Pour les essais 1 et 3, des fissures secondaires de taille faible ($\sim 1\text{-}2\text{ mm}$) ont été observées en plus de la fissure principale et sont présentées à la **Figure 5.8**.

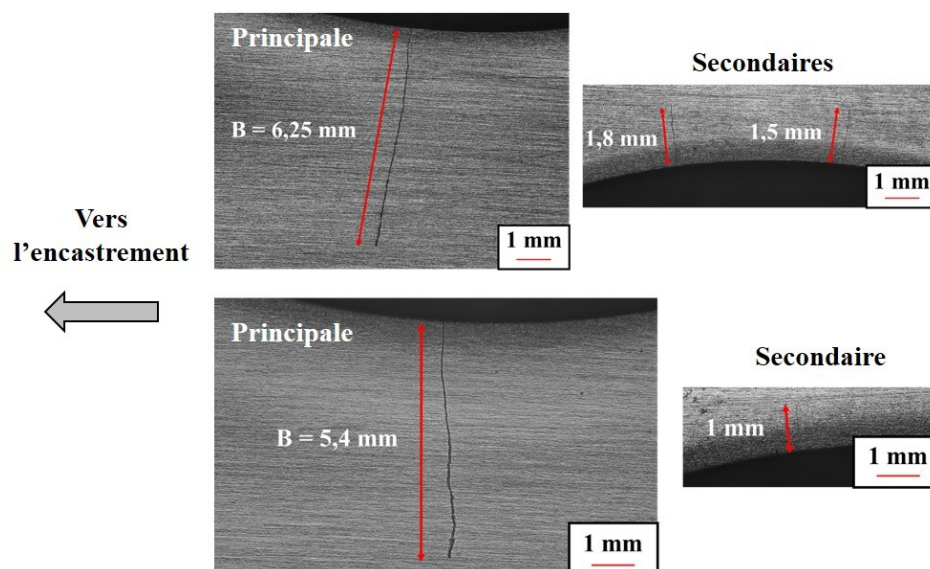


Figure 5.8 Fissures principales et secondaires pour l'essai 1 (haut) et l'essai 3 (bas)

Ces fissures secondaires se sont très faiblement propagées et ont une taille négligeable par rapport à la fissure principale. Comme il a été discuté dans le **Chapitre 4**, la taille de fissure peut être interpolée par une fonction puissance de la diminution relative de la fréquence propre et l'impact combiné de 2 fissures est inférieur à l'impact d'une unique fissure pour une même surface fissurée totale. Considérant cela, il semble cohérent de négliger l'impact de ces fissures secondaires dans notre analyse des résultats des essais, même si leur présence risque de légèrement augmenter la dispersion des résultats.

5.3.3 Présentation détaillée des résultats d'un essai

Cette section vise à présenter avec plus de détail les résultats d'un des quatre essais de fatigue réalisés. Les résultats globaux des quatre essais sont présentés, avec moins de détails, dans la section suivante.

Pour l'essai présenté, l'amplitude de déplacement de la consigne était de 17,1 mm, correspondant à une contrainte maximale dans l'éprouvette de 700 MPa. Il a été remarqué au cours de l'essai que plus la fissure se propageait, plus le niveau d'accélération nécessaire pour atteindre l'amplitude de

déplacement de consigne augmentait. Ce niveau d'accélération, mesuré par l'accéléromètre placé sur la table du pot vibrant, est passé d'environ 1 g sur la phase d'amorce à entre 2 et 3 g sur la dernière phase de propagation. La **Figure 5.9** présente l'évolution combinée de la diminution relative de la fréquence de résonance et du demi-grand axe B de la fissure en fonction du nombre de cycles normalisé. Sur ce graphe, on peut observer que la proportion de propagation de fissure longue, ou la proportion de propagation après le premier arrêt représente environ 8 % de la durée de vie totale. La durée de vie totale de cet essai était de 55 850 cycles, soit la durée de vie la plus faible obtenue pour les quatre essais. Le premier arrêt a été réalisé pour une diminution relative de la fréquence de résonance de 0,17 % et une taille de la fissure de 1,33 mm. Cet arrêt pour une faible diminution relative de fréquence de résonance a été réalisé non pas grâce à un arrêt automatique de l'essai par le contrôleur mais par un arrêt manuel.

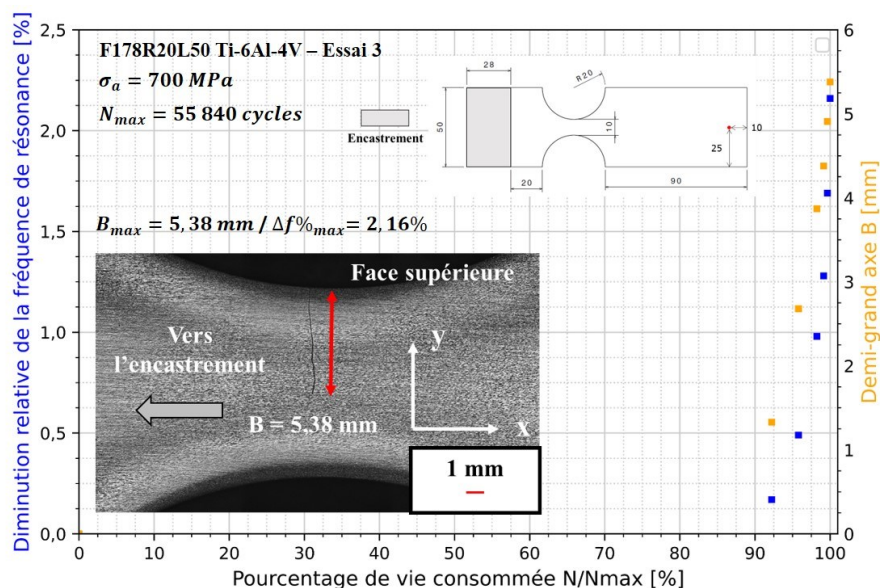


Figure 5.9 Évolution combinée de la diminution relative de fréquence de résonance et de la taille de fissure en fonction du pourcentage de durée de vie consommée pour l'éprouvette de flexion

Contrairement aux trois autres essais de fatigue réalisés, cet essai ne présente pas d'incertitude sur la valeur de fréquence de résonance initiale. En effet, la diminution relative de la fréquence de résonance a été obtenue directement à partir de la diminution de fréquence mesurée par le contrôleur. Le contrôleur réalise un suivi en continu de la valeur de la fréquence de résonance, cependant il existe une certaine inertie de contrôle. Lorsqu'une fissure se propage, une chute de

fréquence de résonance apparaît. Cette diminution de la fréquence possède une certaine cinétique que le contrôleur doit être capable de suivre. Dans les trois essais pour lesquels il existe une incertitude sur la valeur de la fréquence de résonance initiale, la fissure s'est propagée trop vite pour que le contrôleur ait la capacité de suivre la chute de fréquence avec les paramètres de réglages du suivi de fréquence utilisés. Dans ce cas, la première diminution relative de fréquence de résonance a dû être calculée entre la fréquence de résonance mesurée par balayage fréquentiel avant fissuration et la fréquence de résonance mesurée par balayage après le premier arrêt. Comme il existe une incertitude sur cette valeur de fréquence de résonance initiale, il existe une incertitude sur toutes les diminutions relatives de fréquence de résonance calculées. Pour mesurer l'incertitude sur ces trois essais, la méthodologie employée est la suivante. Tout d'abord, un premier balayage est effectué après montage de l'éprouvette, la fréquence de résonance mesurée est appelée $f_{0,1}$. Un second balayage est effectué après que 50 000 cycles d'essai de fatigue aient été réalisés. Cette fréquence de résonance est appelée $f_{0,3}$. Une troisième fréquence de résonance appelée $f_{0,2}$ est ensuite calculée comme étant la moyenne des deux fréquences précédentes :

$$f_{0,2} = \frac{f_{0,1} + f_{0,3}}{2} \quad (5.3)$$

Ces trois valeurs de fréquence de résonance initiale sont utilisées pour calculer la diminution relative de fréquence de résonance. Leur mesure permet d'estimer les incertitudes expérimentales lors de la comparaison entre les résultats des simulations et des essais. Les valeurs des fréquences de résonance initiales mesurées pour les quatre essais sont présentées dans le **Tableau 5.2**. L'écart relatif entre les fréquences $f_{0,1}$ et $f_{0,3}$ est compris entre 0,14 % et 0,28 % pour les essais 1, 2 et 4.

Tableau 5.2 Incertitude sur la fréquence de résonance initiale des essais de flexion

	$f_{0,1}$ (Hz)	$f_{0,2}$ (Hz)	$f_{0,3}$ (Hz)	Incertitude
Essai 1	71,8	71,7	71,6	$\pm 0,14$ %
Essai 2	72	71,8	71,6	$\pm 0,28$ %
Essai 3	71,2	71,2	71,2	0 %
Essai 4	71,4	71,2	71	$\pm 0,28$ %

Dans le cas de l'essai 3 présenté ici, la diminution relative de fréquence de résonance est calculée directement à partir de la mesure du contrôleur, puis la fréquence de résonance initiale est recalée à partir du balayage fréquentiel effectué après le premier arrêt. La **Figure 5.10** illustre ce recalage par calcul de la fréquence de résonance initiale de référence des balayages, notée $f_{0,calculée}$, à partir de la fréquence mesurée par balayage après le premier arrêt $f_{1,balayage}$ et la diminution relative de fréquence de résonance mesurée par le contrôleur au cours de l'essai $\Delta f\%_{1,suivi}$. Cette dernière a été calculée à partir de la fréquence suivie de manière stable, sans présence de fissure, $f_{0,suivi}$ et la fréquence à l'arrêt de l'essai $f_{1,suivi}$. Cette fréquence initiale doit être recalée car il existe une différence entre la fréquence de résonance mesurée par balayage fréquentiel à faible accélération et celle suivie dynamiquement à accélération plus élevée par le contrôleur.

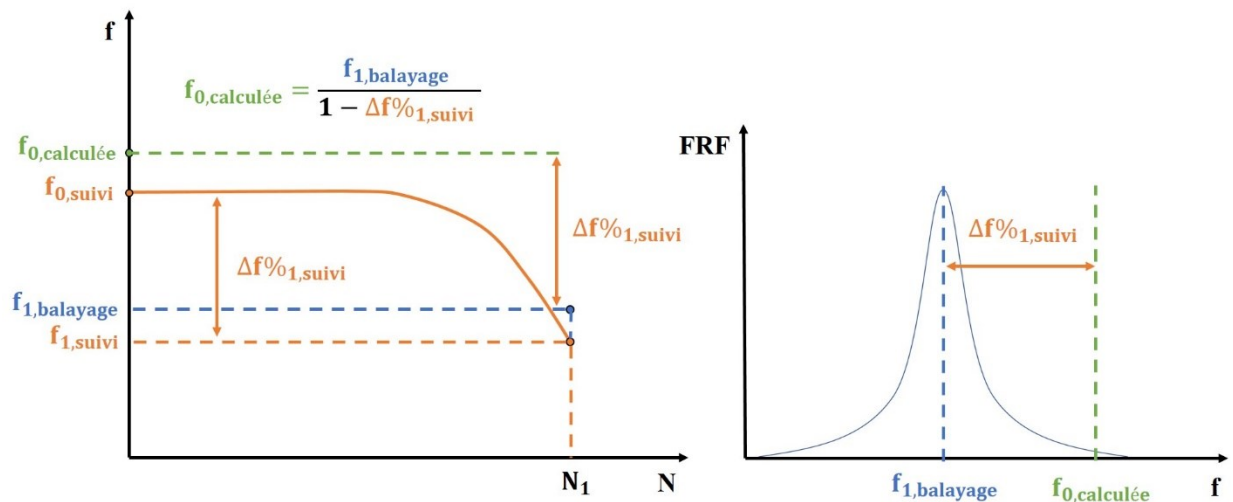


Figure 5.10 Recalage par calcul de la fréquence de résonance initiale

5.3.4 Présentation des résultats des essais

L'ensemble des résultats obtenus sont présentés dans les **Tableaux A.1 à A.4** en **Annexe A**.

Pour les quatre essais réalisés, les proportions de propagation après le premier arrêt sont de 1 %, 2 %, 8 % et 4 %, pour des durées de vie comprises entre 5×10^4 et 7×10^4 cycles. Pour les essais 1 à 4, les tailles de fissure mesurées sur les répliques prises au premier arrêt sont respectivement de 3,43 mm, 3,13 mm, 1,33 mm et 2,19 mm. La mesure du demi-grand axe B des fissures sur les répliques est illustrée à la **Figure 5.4 (a)**. La **Figure 5.11** présente un graphique du demi-grand axe B de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance

pour les quatre essais. La diminution relative a été ici calculée en utilisant la valeur de fréquence de résonance initiale minimale $f_{0,3}$. L'utilisation de la fréquence $f_{0,3}$ semble la plus cohérente physiquement car c'est la dernière valeur de fréquence de résonance ayant été mesurée avant fissuration. Le cas minimal avec la fréquence de résonance $f_{0,3}$ sera toujours utilisé pour tracer les graphiques présentés dans la suite du mémoire. La fréquence de résonance $f_{0,1}$ est celle dont l'utilisation a le moins de sens physique car elle est mesurée juste après le montage de l'éprouvette.

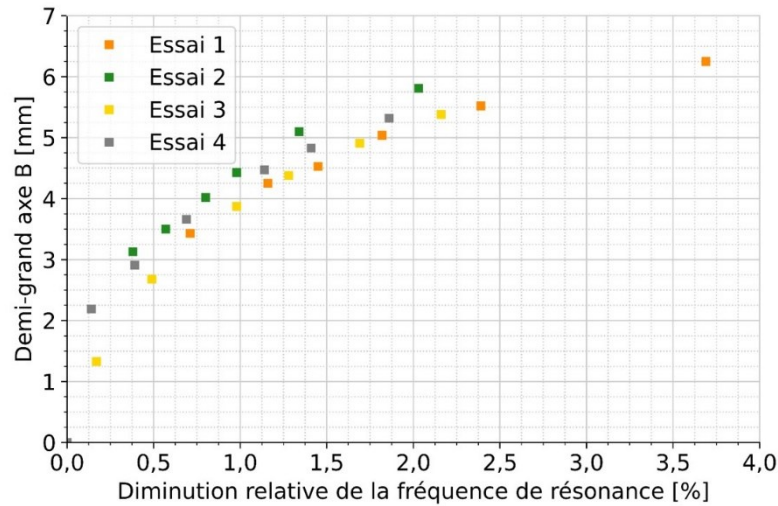


Figure 5.11 Demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance pour les essais de flexion

Pour minorer les écarts que l'on pourra s'attendre à observer entre résultats des simulations et résultats expérimentaux, il est intéressant de calculer la dispersion de ces derniers. En effet, les écarts calculés ne pourront pas être plus faibles que la dispersion. Pour évaluer cette dispersion, une interpolation des résultats des essais est réalisée en utilisant une loi puissance de la forme :

$$B_{interp}(\Delta f\%) = \alpha \cdot \Delta f\%^{\gamma} \quad (5.4)$$

La dispersion expérimentale d_{exp} est ensuite définie comme étant la moyenne des écarts relatifs entre la taille de fissure mesurée expérimentalement et celle calculée avec l'interpolation de l'ensemble des résultats expérimentaux pour une même diminution relative de fréquence de résonance.

$$d_{exp} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{|B_{interp}(\Delta f\%_i) - B_{exp}(\Delta f\%_i)|}{B_{exp}(\Delta f\%_i)} \quad (5.5)$$

La **Figure 5.12** présente les résultats expérimentaux avec l'interpolation par la loi puissance correspondante pour le cas de la valeur de fréquence de résonance initiale minimale $f_{0,3}$. Pour le cas considéré ici, la dispersion expérimentale d_{exp} est de 8,0 %.

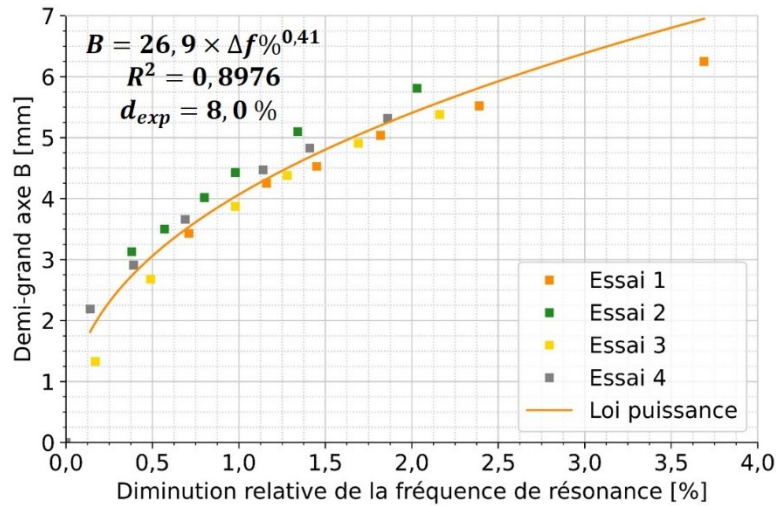


Figure 5.12 Interpolation des données expérimentales par une loi puissance

Comme discuté précédemment, il est possible que la présence de fissures secondaires pour deux des essais puisse augmenter la dispersion expérimentale. Le **Tableau A.5** en **Annexe A** présente, pour chaque hypothèse de la valeur de la fréquence de résonance initiale, les coefficients de la loi puissance d'interpolation, le coefficient de corrélation R^2 et la dispersion expérimentale d_{exp} calculée des résultats expérimentaux. Pour les trois hypothèses, la dispersion expérimentale est de $6,2 \% \pm 1,7 \%$.

5.4 Éprouvette de cisaillement pur

5.4.1 Rappel de la géométrie

La mise en plan de l'éprouvette de cisaillement pur utilisée pour les essais est rappelée et les positions du point de calibration et de la jauge de déformation sont présentées à la **Figure 5.13**.

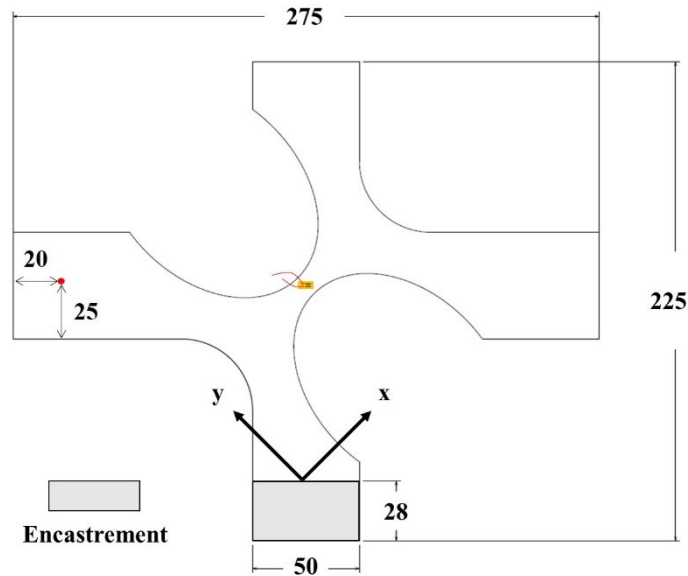


Figure 5.13 Mise en plan de l'éprouvette de cisaillement pur CIS225R30L275, le point de calibration est en rouge et la jauge de déformation est en jaune, orientée dans une direction principale

5.4.2 Méthode spécifique

Comme pour les essais de flexion, des essais de calibration préalables sont réalisés sur les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V et en 2024-T3. L'amplitude de déformation $\varepsilon_{a,jauge}$ est mesurée au passage de la résonance lors de balayages fréquentiels successifs à l'aide d'une jauge de déformation positionnée selon la direction d'une des contraintes principales. L'amplitude de contrainte de cisaillement τ_a correspondante est calculée à partir du module d'Young E et du coefficient de poisson ν , les essais étant réalisés dans le domaine élastique. L'amplitude de contrainte de cisaillement est calculée à partir de l'amplitude de déformation mesurée par la jauge selon la relation présentée à l'équation suivante.

$$\tau_a = \frac{E}{2(1 + \nu)} \cdot 2\varepsilon_{a,jauge} \quad (5.6)$$

La **Figure 5.14** présente la courbe de calibration de l'éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé et la **Figure 5.15** celle du 2024-T3 corroyé. Pour l'éprouvette en Ti-6Al-4V, la calibration est réalisée pour des accélérations comprises entre 1,5 g et 3,5 g. Pour celles en 2024-T3, les accélérations sont comprises entre 1 et 4 g. Les éprouvettes calibrées sont démontées et remontées trois fois en effectuant à chaque fois une calibration pour prendre en compte l'impact potentiel du montage de l'éprouvette.

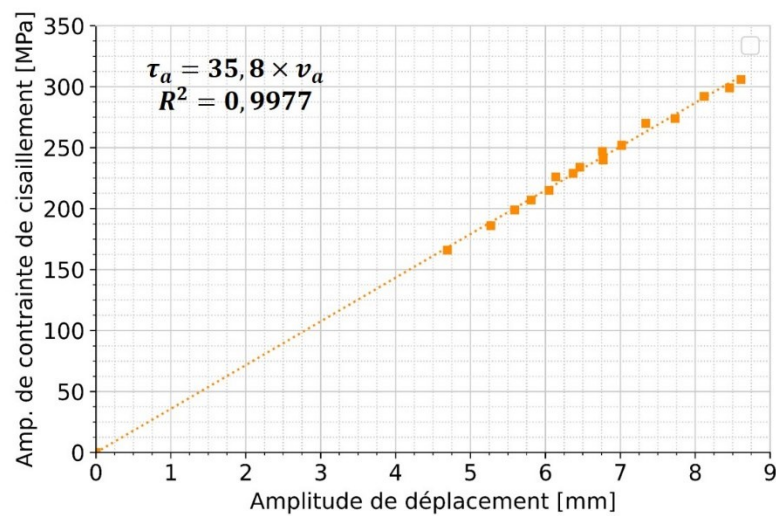


Figure 5.14 Droite de calibration pour l'éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V

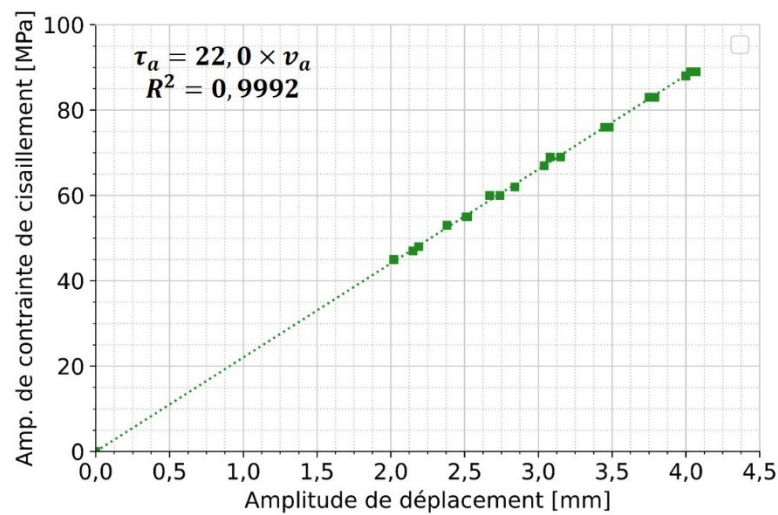


Figure 5.15 Droite de calibration pour l'éprouvette de cisaillement pur en 2024-T3

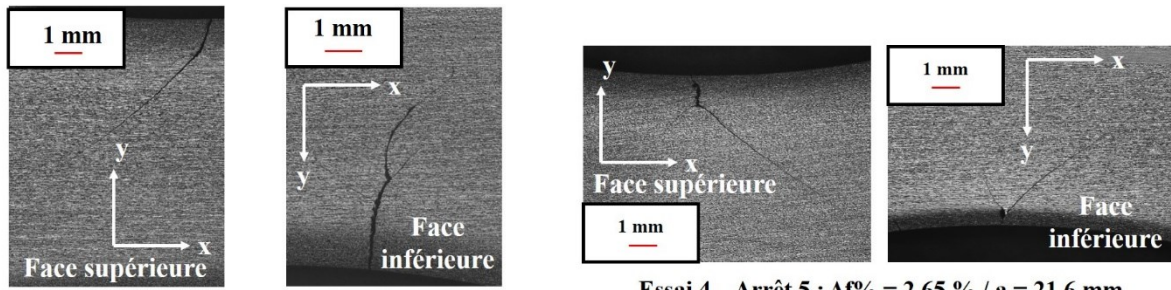
Une technique par paliers a également été utilisée pour obtenir une durée de vie comprise entre 10^5 et 10^6 cycles. Des paliers de 25 MPa de contrainte de cisaillement ont été utilisés.

Contrairement aux essais de flexion, une diminution de la fréquence de résonance des éprouvettes non fissurées au cours des essais n'a pas été observée. Ainsi, aucune incertitude sur la fréquence de résonance initiale n'a été mesurée. À chaque fois, la fréquence de résonance mesurée lors du balayage fréquentiel précédent le palier pour lequel il y a eu fissuration est utilisée comme valeur de fréquence de résonance initiale pour les calculs. Comme pour les essais de flexion, un critère d'arrêt initial de 0,5 % est utilisé et six arrêts sont réalisés pour chaque essai. Au total, quatre essais de fatigue ont été réalisés sur les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé, avec 23 points expérimentaux et deux essais sur les éprouvettes en 2024-T3 corroyé, avec 12 points expérimentaux.

Dans cette section, les résultats et discussions portent principalement sur les résultats obtenus avec les essais sur les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé. Les résultats obtenus sur les éprouvettes en 2024-T3 corroyé sont présentés à la suite de cette partie afin d'apporter des informations supplémentaires.

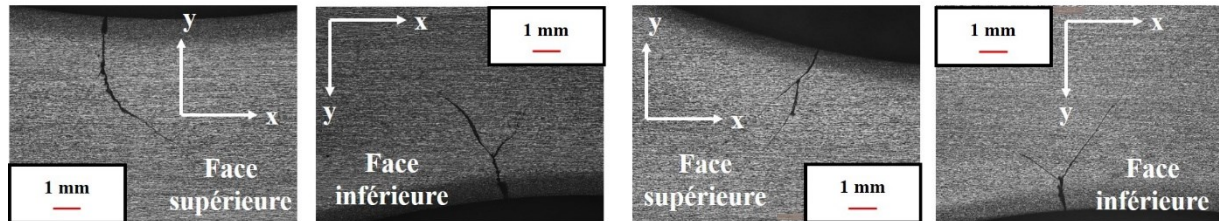
5.4.3 Éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V

La **Figure 5.16** présente des images des faces supérieures et inférieures des quatre éprouvettes de cisaillement pur fissurées après le dernier arrêt. Les fissures se sont à chaque fois propagées sur les deux faces et sur une tranche de la section réduite de l'éprouvette. Les fissures se sont propagées sur de grandes longueurs avec parfois plusieurs embranchements. À chaque fois, une phase de propagation en direction de cisaillement maximal est observée sur une faible longueur avant une bifurcation dans les directions principales pour la majorité de la phase propagation. Des fissures secondaires sont parfois observées, mais comme pour les essais de flexion, leur taille de l'ordre du millimètre est négligeable vis-à-vis de la taille de la fissure principale dépassant au premier arrêt les 5 mm et au dernier arrêt les 21 mm pour tous les essais. Ces fissures secondaires sont donc négligées dans l'analyse des résultats. La mesure de la longueur fissurée notée a est réalisée en additionnant toutes les longueurs des différents embranchements de la fissure principale, arrondis à 0,1 mm près, y compris sur la tranche de l'éprouvette. La **Figure 5.17** détaille le calcul de la longueur fissurée dans le cas du dernier arrêt du deuxième essai.



Essai 1 – Arrêt 6 : $\Delta f\% = 4,71\%$ / $a = 22,7$ mm

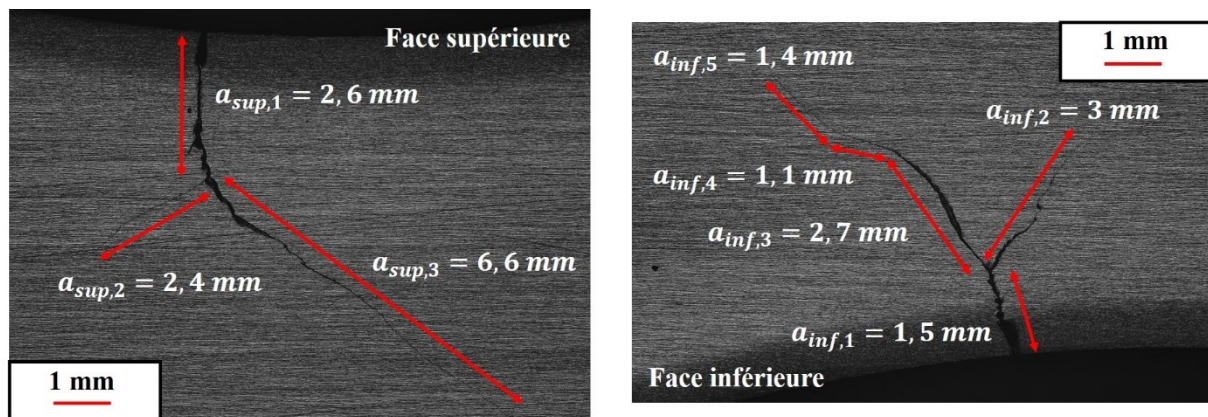
Essai 4 – Arrêt 5 : $\Delta f\% = 2,65\%$ / $a = 21,6$ mm



Essai 2 – Arrêt 6 : $\Delta f\% = 3,62\%$ / $a = 24,5$ mm

Essai 3 – Arrêt 6 : $\Delta f\% = 2,7\%$ / $a = 26$ mm

Figure 5.16 Images au microscope optique des fissures finales obtenues à la suite des essais de cisaillement pur



$$a_{tranche} = 3,2 \text{ mm}$$

Essai 2

$$a = a_{sup} + a_{inf} + a_{tranche} = 11,6 + 9,7 + 3,2 = 24,5 \text{ mm}$$

Figure 5.17 Calcul de la longueur fissurée pour des fissures ayant plusieurs embranchements

5.4.3.1 Présentation détaillée des résultats d'un essai

Cette section vise à présenter avec plus de détail les résultats d'un des quatre essais de fatigue. Les résultats globaux des quatre essais sont présentés, avec moins de détails, dans la section suivante. Pour l'essai présenté, l'amplitude de déplacement de consigne était de 7,67 mm, soit une amplitude de contrainte de cisaillement de 275 MPa ou une amplitude de contrainte équivalente de Von Mises de 476 MPa.

Contrairement à ce qui a été expliqué pour les essais de flexion, une augmentation du niveau d'accélération nécessaire pour maintenir l'amplitude de déplacement constante n'a pas été observée lors de la propagation. Au contraire, le plus la fissure se propage, le plus ce niveau d'accélération diminue passant pour l'essai présenté ici d'environ 6 g sur la phase d'amorce à presque 1 g sur la phase de propagation finale. Ainsi, les essais sont à chaque fois arrêtés lorsque le niveau d'accélération mesuré par l'accéléromètre devient inférieur à 1 g, pour une taille de fissure observée à l'œil en surface de l'éprouvette considérée comme élevée, ce qui a donné pour tous les essais des tailles de fissures finales comprises entre 21 mm et 26 mm. Il s'agit d'un critère d'arrêt qualitatif afin d'assurer la sécurité du matériel entourant l'éprouvette. Encore une fois, le nombre de cycles maximal N_{max} des essais est obtenu pour cet arrêt final. Le nombre de cycle au cours des essais est à chaque fois normalisé à partir de cette valeur maximale pour définir le pourcentage de durée de vie consommée.

La **Figure 5.18** présente l'évolution combinée de la diminution relative de la fréquence de résonance et de la longueur fissurée en fonction du nombre de cycles normalisé. Sur ce graphique, on peut observer que la proportion de propagation de fissure longue, ou la proportion de propagation après le premier arrêt, représente environ 19 % de la durée de vie totale, pour une durée d'essai de 173 400 cycles. Le premier arrêt a été réalisé pour une diminution relative de la fréquence de résonance de 0,31 %, pour une longueur fissurée totale de 6,2 mm environ. La diminution relative de la fréquence de résonance maximale mesurée est de 4,71 % pour une longueur fissurée totale de 22,7 mm.

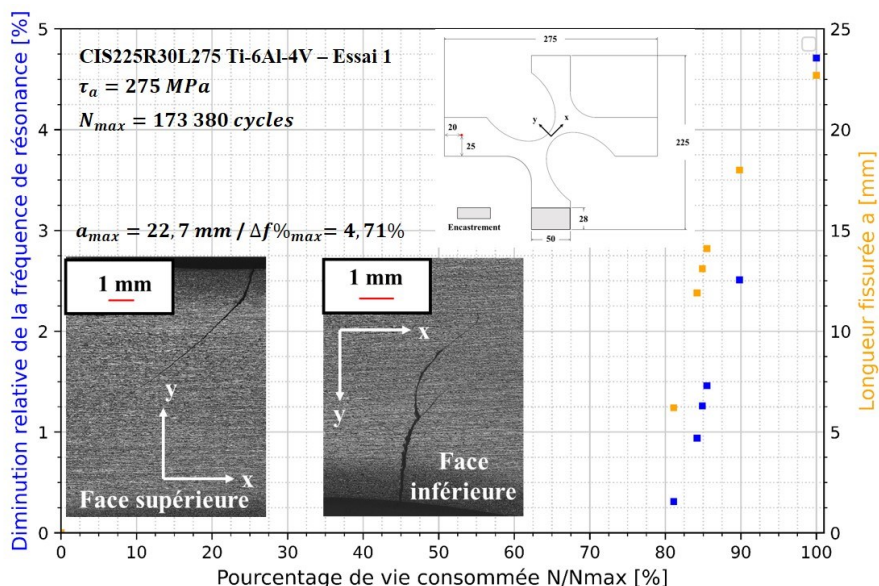


Figure 5.18 Évolution combinée de la diminution relative de fréquence de résonance et de la taille de fissure en fonction du pourcentage de durée de vie consommée pour l'éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé

5.4.3.2 Présentation des résultats des essais

Les proportions de propagation après le premier arrêt sont respectivement de 19 %, 20 % et 14 % pour les essais 1 à 3, pour des durées de vie comprises entre 9×10^4 et 2×10^5 cycles. Les résultats de nombre de cycles ne sont pas interprétés pour le quatrième essai, ce choix est expliqué en **Annexe A**. Pour les essais 1 à 4, les tailles de fissure mesurées au premier arrêt sont respectivement de 6,2 mm, 9,3 mm, 5,1 mm et 11,8 mm. Pour tous les essais, au premier arrêt, la fissure principale a à chaque fois bifurqué dans une direction principale. C'est-à-dire que la phase de propagation en cisaillement pur, supposée plus lente compte-tenu du mode d'ouverture, avait déjà eu lieu avant le premier arrêt. La **Figure 5.19** présente une image au microscope optique des répliques prises au premier arrêt pour les essais. Ce résultat est cohérent avec les simulations effectuées précédemment. En effet, il a été montré que les fissures se propageant dans les directions de cisaillement maximal sont celles pour lesquelles l'impact sur la diminution relative de la fréquence propre est le plus faible. Ce faible impact est en outre exacerbé par le fait que les fissures aient à chaque fois bifurqué pour des tailles faibles de l'ordre de 1 mm. Enfin, ce résultat montre que même la phase de propagation en direction principale, avec donc une ouverture en tension, est

non négligeable car elle représente, sur les essais réalisés, entre 14 % et 20 % de la durée totale, là où elle représentait moins de 8 % pour les essais de flexion.

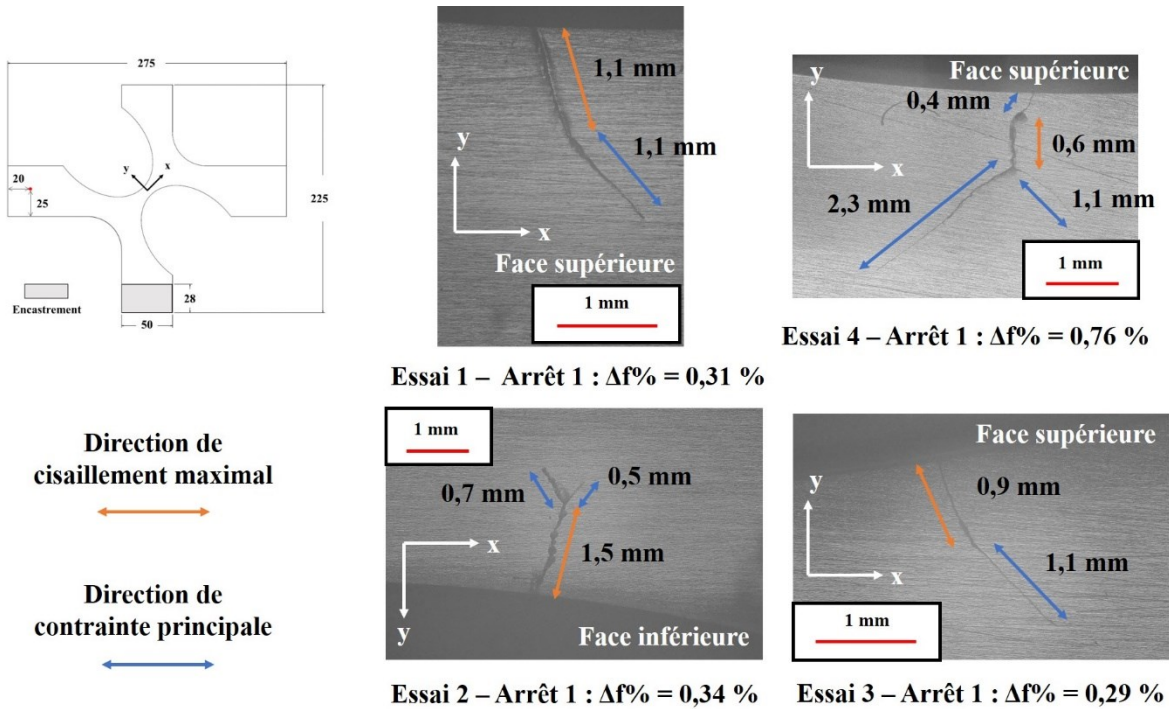


Figure 5.19 Images au microscope optique des répliques prises au premier arrêt des essais de cisaillement pur

La **Figure 5.20** présente l'évolution de la longueur fissurée en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance pour tous les essais. Les résultats sont plus dispersés que ce que l'on a pu observer en flexion, ce qui est cohérent compte tenu des nombreux paramètres d'endommagement et de leur impact qui a été discuté dans le **Chapitre 4**.

Pour évaluer de nouveau la dispersion expérimentale, une interpolation des résultats des essais est réalisée en utilisant une loi puissance de la forme :

$$a_{interp}(\Delta f\%) = \alpha \cdot \Delta f\%^{\gamma} \quad (5.7)$$

La dispersion expérimentale d_{exp} est ensuite définie comme étant la moyenne des écarts relatifs entre la longueur de fissure mesurée expérimentalement et celle calculée avec l'interpolation de l'ensemble des résultats expérimentaux pour une même diminution relative de fréquence de résonance.

$$d_{exp} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{|a_{interp}(\Delta f\%_i) - a_{exp}(\Delta f\%_i)|}{a_{exp}(\Delta f\%_i)} \quad (5.8)$$

La **Figure 5.20** présente également l'interpolation par la loi puissance des résultats expérimentaux. Pour les quatre essais réalisés, la dispersion expérimentale d_{exp} est de 13 %. Cette dernière est donc de 1,6 à 2,9 fois plus élevée que celle mesurée pour l'éprouvette de flexion en prenant en compte les incertitudes de mesure, cette dernière étant égale à $6,2 \% \pm 1,7 \%$. En outre, on remarque que pour une même longueur fissurée, on mesure des chutes de fréquence beaucoup plus faibles que ce que l'on avait pu observer en flexion, ce qui est encore une fois cohérent avec les simulations. Les essais sur les éprouvettes de cisaillement pur permettent donc d'obtenir des fissures beaucoup plus longues qu'avec les essais de flexion.

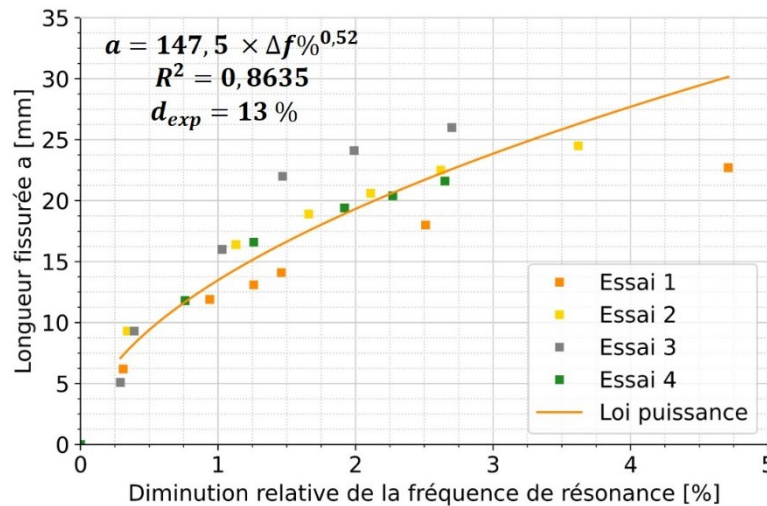


Figure 5.20 Longueur fissurée en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance pour les essais de cisaillement pur et interpolation par une loi puissance des résultats

L'ensemble des résultats obtenus sont présentés dans les **Tableaux A.6 à A.9** en **Annexe A**.

5.4.4 Éprouvettes de cisaillement pur en 2024-T3

Les essais supplémentaires réalisés sur les éprouvettes de cisaillement pur en 2024-T3 ont pour objectif de vérifier que les résultats obtenus sont indépendants du matériau, comme ce qui a été observé avec les simulations. Deux essais ont été réalisés. Pour le premier essai, une amplitude de cisaillement de 120 MPa a été choisie afin d'obtenir une amorce de fissure en moins de 10^6 cycles (Mayer, 2006). Une amorce de fissures sur les tranches de l'éprouvettes a été observée avec une

propagation lente représentant environ 46 % de l'essai après le premier arrêt. Une phase de propagation allant de 660 000 cycles à 1 229 000 cycles a été observée pour une augmentation de l'ordre du millimètre de la longueur de la fissure. L'essai a finalement été arrêté au bout de 1 229 000 cycles faute de propagation suffisante.

Pour le second essai, dont les résultats sont présentés dans le **Tableau A.10** en **Annexe A**, l'amplitude de contrainte de cisaillement a été augmentée à 140 MPa pour éviter une propagation aussi lente que celle observée lors de l'essai précédent. Une amorce de fissure a eu lieu au bout de 124 400 cycles. La fissure s'est ensuite propagée uniaxialement en seulement 1 800 cycles dans la direction de cisaillement maximal. La fissure est traversante, avec des longueurs fissurées comparables sur les faces supérieures et inférieures. La **Figure 5.21** présente une image au microscope optique de cette fissure.

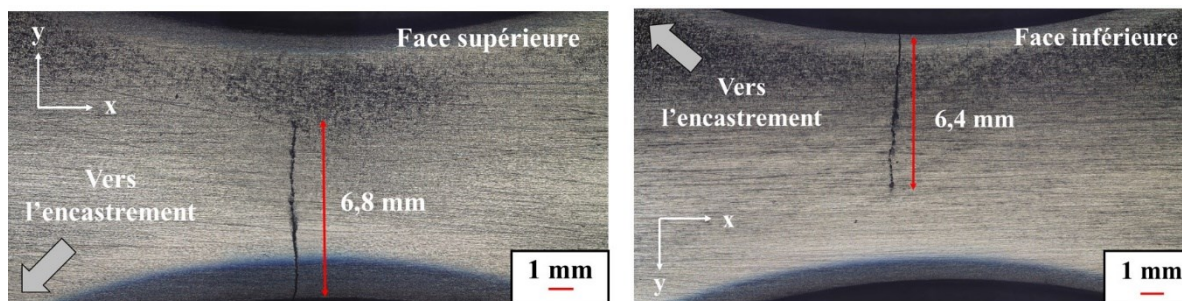


Figure 5.21 Fissure traversante obtenue pour un essai sur une éprouvette de cisaillement pur en 2024-T3 corroyé

Les résultats de ces deux essais ne seront pas utilisés aux côtés de ceux obtenus avec les éprouvettes en Ti-6Al-4V compte-tenu des comportements particuliers observés. Notamment sur le second essai aucune bifurcation en direction principale n'a eu lieu. Ce résultat remet en cause la tentative de généralisation d'un critère d'arrêt pour une même géométrie si les schémas d'endommagement deviennent très différents de ceux attendus pour certains matériaux. Ainsi, même si la diminution relative de fréquence propre prévue pour une même taille de fissure peut être similaire pour deux matériaux, les schémas d'endommagement observés expérimentalement peuvent varier.

Grâce à la propagation uniaxiale et traversante de la fissure lors du second essai, une comparaison directe avec des modèles numériques pourra être réalisée.

5.5 Synthèse des résultats obtenus

Les résultats en fonction des géométries d'éprouvettes étudiées sont les suivants :

1. Éprouvettes de flexion uniaxiale en Ti-6Al-4V corroyé
 - i. Quatre essais de fatigue avec suivi de fissure et de fréquence de résonance ont été réalisés. En tout 24 points expérimentaux ($\Delta f\%, B, N$) ont été obtenus pour l'ensemble des essais. Les tailles de fissures mesurées sont comprises entre 1,33 mm et 6,25 mm pour des diminutions relatives de fréquences de résonance comprises entre 0,14 % et 3,69 %.
 - ii. Les résultats de taille de fissure en fonction de la diminution relative de fréquence de résonance possèdent une dispersion égale à $6,2\% \pm 1,7\%$. Cette valeur de dispersion servira de référence pour juger les écarts entre les résultats des simulations et des essais, les écarts ne pouvant pas être inférieurs à la dispersion. Une incertitude sur la fréquence de résonance initiale a été mesurée.
 - iii. La phase de propagation des fissures longues représente moins de 10 % de la durée de vie de l'éprouvette comme attendu d'après la revue de littérature au **Chapitre 2**.
2. Éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé
 - i. Quatre essais de fatigue avec suivi de fissure et de fréquence de résonance ont été réalisés. En tout 23 points expérimentaux ($\Delta f\%, a, N$) ont été obtenus pour l'ensemble des essais. Les longueurs des fissures mesurées en surface sont comprises entre 5,1 mm et 26 mm pour des diminutions relatives de fréquences de résonances comprises entre 0,29 % et 4,71 %.
 - ii. L'obtention de fissures de très grandes tailles à la fin des essais peut présenter un risque de bris des éprouvettes si la propagation n'est pas arrêtée suffisamment tôt.
 - iii. Les résultats des tailles des fissures en fonction de la diminution relative de fréquence de résonance sont plus fortement dispersés qu'en flexion comme attendu d'après les simulations. Cette dispersion expérimentale est égale à 13 %.
 - iv. La phase de propagation de fissure longue représente jusqu'à 20 % de la durée de vie de l'éprouvette. La phase de propagation de fissure longue est donc non négligeable contrairement à ce qui est observé en flexion. Cette propagation de fissure longue se fait en outre majoritairement en direction principale.

CHAPITRE 6 COMPARAISON DES RÉSULTATS DES SIMULATIONS AUX RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

6.1 Introduction

L'objectif des comparaisons réalisées dans ce chapitre est tout d'abord de quantifier les écarts entre les résultats issus des simulations et ceux issus des essais. Le calcul de ces écarts permettra de valider l'utilisation de modèles numériques pour la prévision de la taille des fissures en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour des chargements de flexion et de cisaillement pur. En outre, une comparaison de l'utilisation des méthodes ND et XFEM pour de la prévision de la taille des fissures sera faite. À la suite de ces comparaisons, une méthodologie de définition de critères d'arrêt à partir de modèles numériques pour des éprouvettes subissant des chargements de flexion et de cisaillement pur sera proposée. L'acceptabilité de ces critères vis-à-vis des résultats expérimentaux obtenus sera vérifiée.

Ce chapitre est divisé en trois parties. La première partie présente les comparaisons entre les résultats des essais et ceux obtenus par simulation pour l'éprouvette de flexion en Ti-6Al-4V corroyé. La deuxième partie porte sur les comparaisons des résultats pour l'éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé. Pour terminer, la troisième partie présente une synthèse des résultats obtenus. Une partie complémentaire portant sur les comparaisons des résultats pour l'éprouvette de cisaillement pur en 2024-T3 est présentée en **Annexe C**.

Lorsque les résultats expérimentaux et les résultats d'analyse modale seront comparés, le terme fréquence de résonance sera utilisé pour qualifier les deux résultats afin d'alléger la lecture du texte et des figures.

6.2 Éprouvette de flexion uniaxiale

6.2.1 Application des résultats de l'analyse paramétrique comparative

La fréquence propre obtenue numériquement par une analyse modale est de 78,3 Hz et la fréquence de résonance initiale moyenne mesurée expérimentalement est de l'ordre de 71,5 Hz. L'écart relatif entre ces deux valeurs est de 9,5 %. Cet écart peut notamment s'expliquer par des différences entre les conditions aux limites considérées pour les simulations, soit un encastrement parfait

sur 28 mm, et les conditions aux limites réelles. En outre, c'est la fréquence de résonance du montage des éprouvettes dans les mors avec une excitation qui est mesurée expérimentalement tandis que les simulations modélisent uniquement l'éprouvette et calculent la fréquence propre.

La **Figure 6.1** présente la zone hautement sollicitée pour l'éprouvette de flexion. Les points rouges P_1 et P_2 correspondent aux sites d'amorce des schémas d'endommagement critiques identifiés au **Chapitre 4** pour l'encadrement des prévisions numériques.

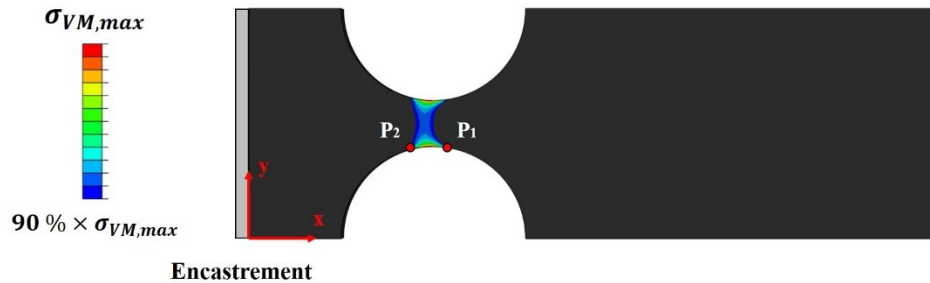


Figure 6.1 Sites d'amorce aux extrémités de la zone hautement sollicitée (Schémas d'endommagement critiques)

Le calcul des prévisions pour les deux schémas d'endommagement critiques est réalisé en utilisant la méthode ND et la méthode XFEM. La moyenne des prévisions pour les deux positions de site d'amorce est ensuite réalisée. Ainsi, la prévision réalisée est de la forme :

$$B_{sim} \pm \Delta B_{sim} = f(\Delta f\%) \quad (6.1)$$

Les résultats des essais sont comparés à la valeur moyennée des prévisions pour chaque diminution relative de fréquence propre. Les **Figures B.1 et B.2** en **Annexe B** présentent l'évolution du demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour les schémas d'endommagement critiques pour les méthodes ND et XFEM.

La **Figure 6.2** présente la prévision numérique moyenne de la taille de fissure en fonction de la diminution relative de fréquence propre pour les méthodes XFEM et ND. Pour une même diminution relative de la fréquence propre, la méthode ND prévoit une taille de fissure plus faible que pour la méthode XFEM. Les écarts absolus ont tendances à augmenter avec la taille de fissure, allant de 0,10 mm à 0,17 mm. Les écarts relatifs ont cependant tendance à diminuer avec la taille de fissure, allant de 7 % à 2,5 %. Sur l'intervalle compris entre 0,1 % et 4 % de diminution relative

de la fréquence propre, les écarts relatifs de taille de fissure prévue en utilisant les méthodes XFEM et ND sont en moyenne de 3,7 %. Les résultats des simulations peuvent pour les deux méthodes être interpolés avec un coefficient de corrélation R^2 de 0,9998 en utilisant une fonction puissance de la forme $B = \alpha. (\Delta f\%)^\nu$.

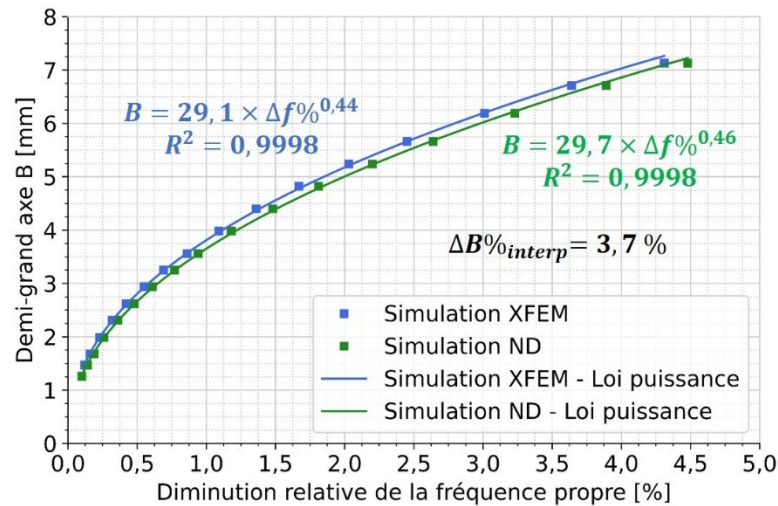


Figure 6.2 Demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre prévu numériquement par les méthodes ND et XFEM

6.2.2 Comparaison des tailles de fissures mesurées expérimentalement à celles prévues numériquement

6.2.2.1 Écarts avec la méthode de détachement des nœuds

Les simulations étant un outil de prévision, les comparaisons qui sont faites entre les résultats issus des simulations et des essais doivent porter sur la taille de fissure prévue. En effet, dans un essai classique c'est uniquement la mesure de la fréquence de résonance qui est réalisée. Il s'agit donc de la donnée expérimentale d'entrée, la donnée de sortie étant la taille de fissure. La comparaison à réaliser est alors, pour une même diminution relative de la fréquence de résonance, l'écart entre taille de fissure prévue et taille de fissure mesurée expérimentalement.

La première méthodologie est de comparer directement les données brutes des essais avec les simulations, soit en tout 24 points de comparaison, et de moyenner ces écarts. Ce type de comparaison sera majoré par la dispersion des résultats expérimentaux. La seconde méthodologie est de comparer, sur son intervalle de définition, la fonction puissance interpolant les données

expérimentales avec celle interpolant les simulations. Les écarts issus de cette comparaison devraient être plus faibles que ceux avec les données brutes. L'écart absolu de la taille du demi-grand axe de la fissure ΔB et l'écart relatif correspondant $\Delta B\%$ sont définis pour les 24 points expérimentaux $\forall i \in [1,24]$ par :

$$\Delta B_i(\Delta f\%_i) = |B_{exp_i} - B_{sim_i}| \quad (6.2)$$

$$\Delta B\%_i(\Delta f\%_i) = \frac{\Delta B_i(\Delta f\%_i)}{B_{exp_i}} \quad (6.3)$$

La **Figure 6.3** présente les données expérimentales et la courbe d'interpolation correspondante superposée avec la courbe moyennée issue des simulations pour la méthode ND en trait continu vert. Les deux courbes correspondant aux deux schémas d'endommagement critiques sont en trait discontinu vert. La courbe de simulation se trouve sous la courbe expérimentale. Cela signifie que, pour une même diminution relative de la fréquence de résonance, les simulations prévoient une taille de la fissure plus faible que celle obtenue expérimentalement.

Pour la méthode ND, l'écart moyen obtenu entre les résultats des simulations et des essais pour la comparaison directe avec les 24 points expérimentaux bruts est de 12,1 %. Le cas considéré pour l'analyse (hypothèse de fréquence de résonance initiale minimale $f_{0,3}$) est celui pour lequel les écarts avec la méthode ND sont les plus élevés.

La dispersion expérimentale étant de 8,0 %, si les simulations sont comparées non pas avec les données brutes mais avec la courbe interpolée, on devrait minimiser ces écarts. Sur l'intervalle de définition de la courbe expérimentale interpolée, cette comparaison donne un écart moyen de 8,4 %. Ce résultat, de l'ordre de 10 % semble plutôt faible compte-tenu de la dispersion expérimentale. Cela apporte une confiance dans les prévisions pouvant être réalisées en utilisant des modèles numériques. Une discussion quant aux sources des écarts ainsi que sur la portée des résultats sera réalisée au **Chapitre 7**. Ces écarts sont par ailleurs dépendants de la valeur de la fréquence de résonance initiale. Si l'on prend en compte l'incertitude sur cette dernière, l'écart moyen est de $8,5 \% \pm 3,4 \%$ pour la comparaison directe avec les données brutes et de $5,9 \% \pm 2,2 \%$ pour la comparaison des courbes interpolées. Ces valeurs sont à comparer à la dispersion expérimentale prenant en compte l'incertitude de $6,2 \% \pm 1,7 \%$.

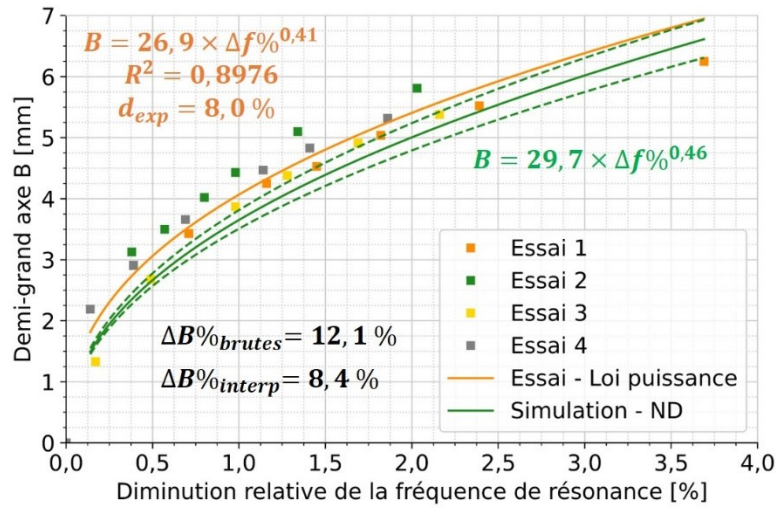


Figure 6.3 Superposition de la courbe issue des essais avec celle issue des simulations (méthode ND) du demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance

Les résultats expérimentaux sont comparés aux résultats moyennés des simulations obtenues avec les deux schémas d'endommagement critiques. Or, il a été observé expérimentalement que les fissures se sont toutes amorcées proche du point d'amorce P_2 présentés à la **Figure 6.1**. Les fissures s'amorçant plus proche de l'encastrement ayant un impact plus élevé sur la diminution relative de la fréquence de résonance, l'utilisation du cas moyen permet de diminuer les écarts entre les résultats des simulations et des essais dans le cas présent. La tendance des courbes interpolées semble être relativement similaire entre celle prévue par les simulations et celle obtenue de manière expérimentale. Il peut alors être intéressant, sur l'intervalle de définition des courbes, de dériver les fonctions $B = f(\Delta f\%)$ et de comparer les résultats. La dérivée est définie à l'équation suivante.

$$\frac{dB}{d\Delta f\%} = \gamma \cdot \alpha \cdot (\Delta f\%)^{(\gamma-1)} \quad (6.4)$$

L'écart moyen sur les valeurs des pentes est de 3,2 % sur l'intervalle de diminution relative de fréquence de résonance allant de 0,14 % à 3,69 %. Cela signifie que l'écart absolu entre taille de fissure prévue et mesurée expérimentalement varie faiblement sur l'intervalle de comparaison. Cet écart est compris entre 0,32 mm et 0,42 mm.

6.2.2.2 Écarts avec la méthode des éléments finis étendus

Le graphique à la **Figure 6.4** présente les données expérimentales et la courbe d'interpolation correspondante superposée avec la courbe moyennée issue des simulations pour la méthode XFEM en trait continu bleu. Les deux courbes correspondant aux deux schémas d'endommagement critiques sont en trait discontinu bleu. La courbe représentant les simulations se trouve sous la courbe expérimentale, de la même manière que pour la méthode ND.

Pour la méthode XFEM, l'écart moyen obtenu entre résultats des simulations et des essais pour la comparaison directe avec les 24 points expérimentaux bruts est de 9,5 %. L'écart obtenu est plus faible que pour la méthode ND, et toujours à comparer à une référence de dispersion expérimentale de 8,0 %. Sur l'intervalle de définition de la courbe expérimentale interpolée, la comparaison entre les courbes interpolées donne un écart moyen de 5,0 %.

Si l'on prend en compte les incertitudes de mesure de la fréquence de résonance initiale, les écarts sont de $8,3 \% \pm 2,8 \%$ avec les données brutes et de $5,4 \% \pm 1,6 \%$ en considérant les courbes interpolées. Dans le cas de la méthode XFEM, les écarts sont maximaux avec l'hypothèse $f_{0,1}$ et minimaux avec l'hypothèse $f_{0,2}$. Ainsi, en prenant en compte les incertitudes, les deux méthodes présentent des écarts du même ordre de grandeur.

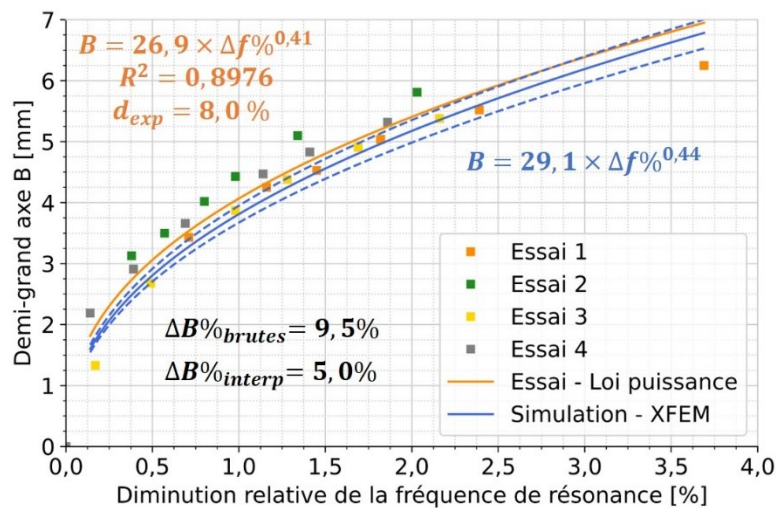


Figure 6.4 Superposition de la courbe issue des essais avec celle issue des simulations (méthode XFEM) du demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance

En ce qui concerne la tendance des courbes, pour une même diminution relative de fréquence de résonance, les écarts de pente entre les résultats des simulations et ceux des essais sont de 2,9 %. L'écart entre taille fissure prévue et mesurée expérimentalement est encore une fois faiblement variable, allant de 0,17 mm à 0,26 mm. Ces écarts sont légèrement inférieurs à ceux mesurés en utilisant la méthode ND.

6.2.3 Utilisation des résultats pour caractériser la cinétique de propagation

Si l'on veut s'intéresser à la prévision des vitesses de propagations en utilisant ces modèles numériques, il ne faut pas comparer la pente $\frac{dB}{d\Delta f\%}$ pour une même diminution relative de fréquence de résonance, mais pour une même taille de fissure. En effet, les données typiquement utilisées pour caractériser une loi de cinétique de propagation des fissures en mode d'ouverture I sont celles de l'évolution de la vitesse de propagation $\frac{dB}{dN}$ en fonction de la variation du facteur d'intensité de contrainte ΔK_I . Or ce ΔK_I est fonction notamment de la taille de fissure, ou dans notre cas du demi-grand axe de la fissure B . La vitesse de propagation peut être définie par la relation :

$$\frac{dB}{dN} = \frac{dB}{d\Delta f\%} \times \frac{d\Delta f\%}{dN} \quad (6.5)$$

La dérivée $\frac{d\Delta f\%}{dN}$ est un résultat uniquement expérimental dans le cas de ce projet car aucune simulation de propagation n'a été réalisée. La donnée $\frac{dB}{d\Delta f\%}$ peut-être obtenue en utilisant les simulations. L'écart entre les données de $\frac{dB}{dN}$ pour une même taille de fissure obtenue expérimentalement et celle prévue numériquement est alors uniquement dû à l'écart sur la dérivée $\frac{d\Delta f\%}{dN}$.

La **Figure 6.5** présente l'évolution de la dérivée $\frac{dB}{d\Delta f\%}$ en fonction du demi-grand axe B de la fissure pour les méthodes ND et XFEM. L'écart moyen entre les deux courbes sur l'intervalle compris entre 1,33 mm et 6,25 mm est de 15,2 % pour la méthode ND et 9,2 % pour la méthode XFEM. Cet écart a tendance à diminuer lorsque la taille de la fissure augmente.

Les écarts au niveau de la pente $\frac{dB}{d\Delta f\%}$ sont dépendant de la fréquence de résonance initiale. Ces derniers sont donc soumis à l'incertitude expérimentale sur cette valeur. Si l'on prend en compte

cette incertitude, l'écart moyen est de $12,9 \% \pm 2,2 \%$ pour la méthode ND et de $11,8 \% \pm 2,5 \%$ pour la méthode XFEM. Comme pour les écarts de taille de fissure, la méthode XFEM présente des écarts plus faibles pour le cas le plus physiquement probable avec l'hypothèse $f_{0,3}$. Si l'on prend en compte les incertitudes de mesure, les deux méthodes présentent des écarts moyens du même ordre de grandeur.

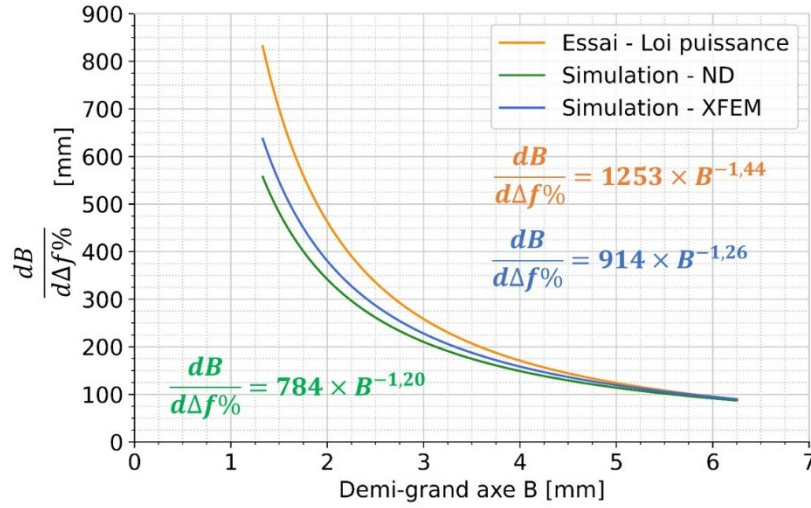


Figure 6.5 Superposition des courbes issues des essais avec celle issue des simulations (méthodes ND et XFEM) de la dérivée $\frac{dB}{d\Delta f\%}$ en fonction du demi-grand axe de la fissure

Pour s'affranchir de l'incertitude sur la fréquence de résonance initiale, il peut être intéressant de comparer les pentes $\frac{dB}{df}$. Cette pente est par définition indépendante de la fréquence de résonance initiale. Ainsi, la comparaison des données expérimentales de cette pente avec les simulations est indépendante des incertitudes observées sur la fréquence de résonance initiale f_0 . Pour chaque essais et $\forall i \in [2,6]$:

$$\frac{dB}{df}_i = \frac{B_i - B_{i-1}}{f_i - f_{i-1}} = f \left(\frac{B_i + B_{i-1}}{2} \right) \quad (6.6)$$

La **Figure 6.6** présente la superposition des graphiques de la dérivée $\frac{dB}{df}$ en fonction des tailles de fissures obtenues expérimentalement et prévues avec les méthodes ND et XFEM. L'écart moyen sur l'intervalle de définition compris entre 2 mm et 5,89 mm est de 17,7 % pour la méthode ND et

12,5 % pour la méthode XFEM. Encore une fois, l'écart a tendance à diminuer avec l'augmentation de la taille de fissure.

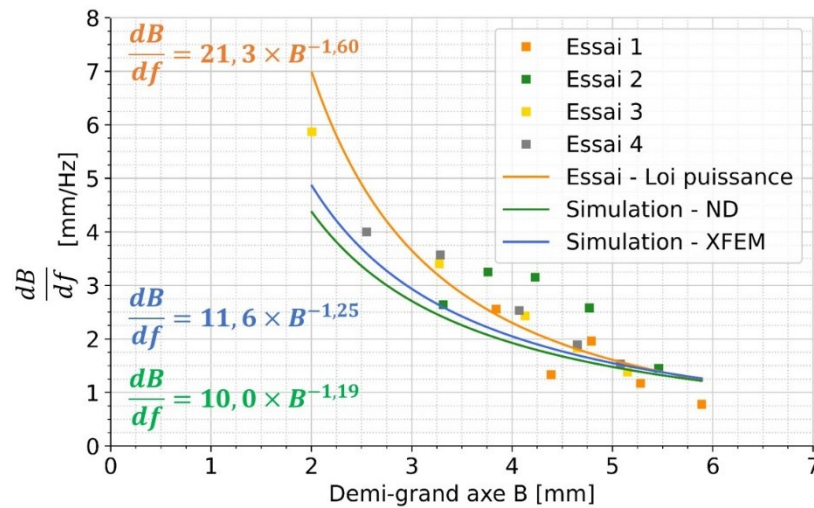


Figure 6.6 Superposition des courbes issues des essais avec celle issue des simulations (méthodes ND et XFEM) de la dérivée $\frac{dB}{df}$ en fonction du demi-grand axe de la fissure

6.2.4 Tableau récapitulatif des écarts

Le **Tableau 6.1** présente les écarts calculés entre les résultats issus des simulations et des essais dans le cas de l'hypothèse de la fréquence de résonance initiale minimale (hypothèse $f_{0,3}$). Le **Tableau 6.2** présente ces mêmes écarts en prenant en compte l'incertitude sur la fréquence de résonance initiale. La dispersion expérimentale est à chaque fois présentée en tant que valeur de référence à comparer aux écarts calculés.

Tableau 6.1 Tableau récapitulatif des écarts (hypothèse $f_{0,3}$) pour l'éprouvette de flexion en Ti-6Al-4V

Méthode	d_{exp} (%)	$\Delta B\%_{brutes}$ (%)	$\Delta B\%_{interp}$ (%)	$\Delta \frac{dB}{d\Delta f\%}$ % (%)	$\Delta \frac{dB}{df}$ % (%)
XFEM	8,0 %	9,5 %	5,0 %	9,2 %	12,5 %
ND	8,0 %	12,1 %	8,4 %	15,2 %	17,7 %

Tableau 6.2 Tableau récapitulatif des écarts avec la prise en compte des incertitudes de mesure pour l'éprouvette de flexion en Ti-6Al-4V

Méthode	d_{exp} (%)	$\Delta B\%_{brutes}$ (%)	$\Delta B\%_{interp}$ (%)	$\Delta \frac{dB}{d\Delta f\%}$ % (%)	$\Delta \frac{dB}{df}$ % (%)
XFEM	$6,2 \pm 1,7$ %	$8,3 \pm 2,8$ %	$5,4 \pm 1,6$ %	$11,8 \pm 2,5$ %	12,5 %
ND	$6,2 \pm 1,7$ %	$8,5 \pm 3,4$ %	$5,9 \pm 2,2$ %	$12,9 \pm 2,2$ %	17,7 %

6.2.5 Méthode de détermination du critère d'arrêt

Comme la phase de propagation des fissures longues en fatigue à grand nombre de cycles est négligeable en flexion selon la revue de littérature réalisée au **Chapitre 2** et les résultats expérimentaux obtenus, le choix du critère d'arrêt aura un impact négligeable sur la durée totale de l'essai. Le choix du critère peut alors uniquement se baser sur l'obtention d'une fissure de taille jugée suffisante par la personne réalisant l'essai. Un choix peut être réalisé avec comme critère la plus petite taille de fissure détectable par les méthodes d'inspection non-destructive utilisées, ou encore lorsque la fissure est considérée longue selon les hypothèses de la LEFM par exemple. Il faudra cependant s'assurer que la diminution relative de fréquence de résonance associée à cette taille de fissure soit suffisamment élevée pour être détectée de manière certaine par le contrôleur. Par exemple, une taille de fissure de 1 mm provoque une diminution relative de fréquence propre de seulement 0,05 % environ d'après les prévisions numériques pour l'éprouvette étudiée, ce qui est très faible.

L'utilisation d'un critère d'arrêt de 0,5 % de diminution relative de fréquence de résonance utilisé par George et al. (George et al. 2004) semble un choix pertinent. Pour ce critère d'arrêt, plus de 90 % de la durée de l'essai est complétée pour une taille de fissure finale de $3,06 \text{ mm} \pm 0,24 \text{ mm}$ selon les essais ou $2,8 \text{ mm} \pm 0,1 \text{ mm}$ selon les prévisions numériques par la méthode XFEM. L'écart relatif entre la taille de fissure prévue et celle obtenue expérimentalement pour ce critère d'arrêt est de 8,5 %.

6.3 Éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V

6.3.1 Application des résultats de l'analyse paramétrique comparative

Pour les simulations avec l'éprouvette de cisaillement pur, la modélisation des fissures sera uniquement réalisée en utilisant la méthode XFEM, cette dernière étant plus simple d'utilisation. La fréquence propre obtenue numériquement par analyse modale est de 97,3 Hz et la fréquence de résonance initiale moyenne mesurée expérimentalement est de l'ordre de 94,5 Hz. L'écart relatif entre ces deux valeurs est de 2,96 %. L'écart est plus faible que celui mesuré pour l'éprouvette de flexion alors que les mors et la méthode d'encastrement sont les mêmes. Pour le cisaillement pur, trois schémas d'endommagement critiques sont considérés : deux pour des faibles tailles de fissure à la bifurcation pour encadrer les résultats expérimentaux et un pour une propagation en direction de cisaillement maximal qui sera utilisé uniquement pour la définition du critère d'arrêt. En effet, sur l'ensemble des essais effectués sur les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé, seuls des cas avec des faibles tailles de fissure à la bifurcation ont été observés. La **Figure 6.7** illustre ces trois schémas d'endommagement ayant déjà été discutés lors du **Chapitre 4**. Les cas (a) et (c) sont les schémas d'endommagement critiques extrêmes. Le cas (b) est un cas intermédiaire. Les courbes sont plus écartées que pour les schémas d'endommagement critiques en flexion, ce qui est cohérent avec la dispersion mesurée expérimentalement.

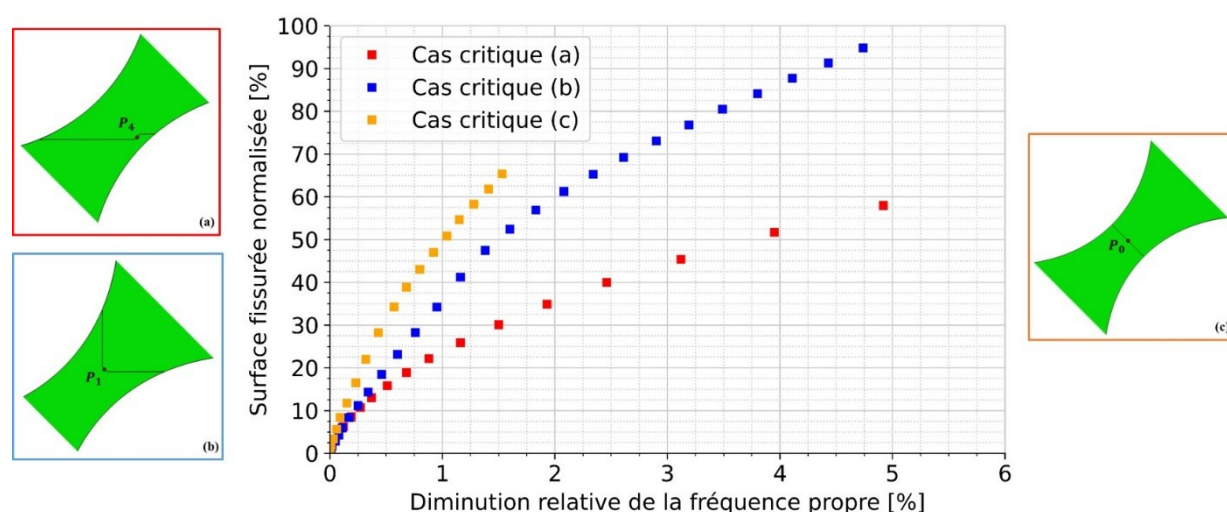


Figure 6.7 Courbes d'évolution de la diminution relative de la fréquence propre en fonction de la surface fissurée normalisée pour les schémas d'endommagement critiques en cisaillement pur

6.3.2 Comparaison des longueurs fissurées mesurées expérimentalement à celles prévues numériquement

Les prévisions faites par le biais des simulations permettent d'obtenir des courbes de surface fissurée normalisée des fissures en fonction de la diminution relative de fréquence propre. Cependant, pour les essais, seules des longueurs de fissures ont été mesurées à l'aide de répliques prises en surface des éprouvettes. Pour comparer les résultats, il est nécessaire de travailler avec des grandeurs analogues. Il est alors nécessaire d'introduire une grandeur que l'on appellera « grandeur fissurée équivalente » permettant d'approximer une dimension de longueur à partir d'une surface fissurée normalisée. L'hypothèse à la base de la définition de cette grandeur est que lorsque aucune fissure n'est présente, la longueur fissurée est nulle et que lorsque 100 % de la surface porteuse $S_{porteuse}$ est fissurée, la longueur fissurée mesurable en surface de l'éprouvette est alors égale au périmètre $P_{porteuse}$ de la surface porteuse. Pour les surfaces fissurées normalisées intermédiaires entre ces deux cas extrêmes, une interpolation linéaire est réalisée. Soit S_{fis} la surface fissurée, la grandeur fissurée équivalente est alors définie par :

$$a_{eq} = \frac{S_{fis}}{S_{porteuse}} \times P_{porteuse} \quad (6.7)$$

La **Figure 6.8** illustre la définition de cette grandeur.

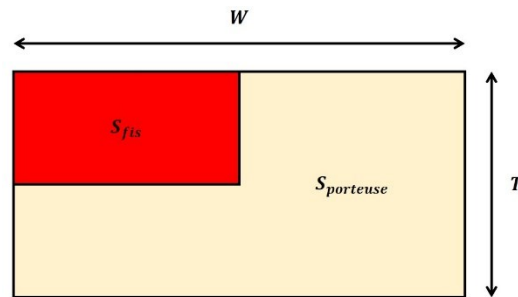


Figure 6.8 Surface fissurée normalisée et grandeur équivalente de fissuration

En utilisant cette grandeur fissurée équivalente, il est possible de superposer les résultats expérimentaux avec les simulations pour les schémas d'endommagements critiques (a) et (b) présentés à la **Figure 6.7**. Le graphique à la **Figure 6.9** montre que l'on obtient un bon encadrement des résultats en utilisant la méthode des schémas d'endommagement critiques avec seulement

quatre points sur vingt-trois hors de l'intervalle de prévision. Cet intervalle est schématisé par les deux courbes bleues en trait discontinu. L'écart absolu de longueur de la fissure Δa et l'écart relatif correspondant $\Delta a\%$ sont définis pour les 23 points expérimentaux $\forall i \in [1,23]$ par :

$$\Delta a_i(\Delta f\%_i) = |a_{exp_i} - a_{sim_i}| \quad (6.8)$$

$$\Delta a\%_i(\Delta f\%_i) = \frac{\Delta a_i(\Delta f\%_i)}{a_{exp_i}} \quad (6.9)$$

L'écart relatif en termes de longueur de fissures à l'extrémité la plus proche de l'intervalle de prévision de ces quatre points est de 17 % en écart relatif. Si l'on vient comparer la courbe moyenne des deux schémas d'endommagement critiques aux résultats expérimentaux bruts, l'écart moyen entre les longueurs de fissure prévues par les simulations et mesurées expérimentalement est de 18 % en écart relatif. La dispersion expérimentale étant de 13 %, cet écart relatif moyen peut être considéré comme faible. Si l'on vient maintenant comparer l'interpolation par une loi puissance des résultats expérimentaux à la moyenne des simulations pour les deux cas critiques, l'écart relatif en termes de taille de fissure, pour une diminution relative de la fréquence de résonance comprise entre 0,29 % et 4,71 %, est de 16 % en écart relatif. Ces écarts sont récapitulés dans le **Tableau 6.3**.

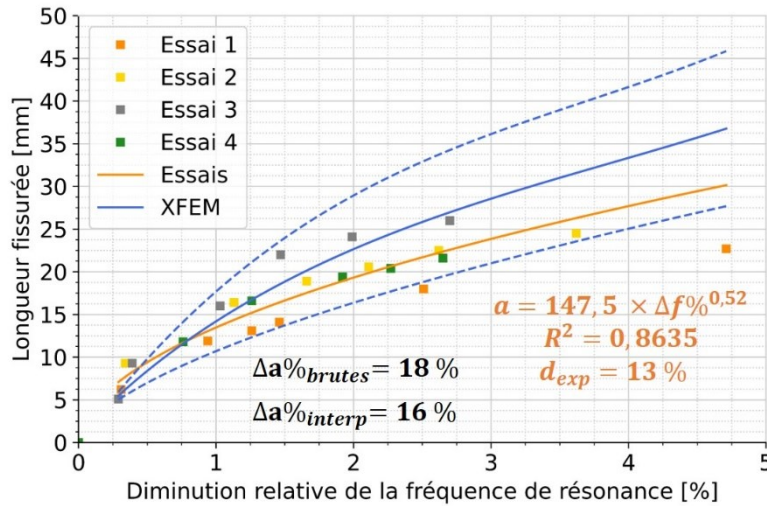


Figure 6.9 Superposition des courbes obtenues expérimentalement et par simulation (méthode XFEM) de la longueur fissurée en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance

Tableau 6.3 Tableau récapitulatif des écarts pour l'éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V

Méthode	d_{exp} (%)	$\Delta a\%_{brutes}$ (%)	$\Delta a\%_{interp}$ (%)
XFEM	13 %	18 %	16 %

6.3.3 Méthode de détermination du critère d'arrêt

Compte-tenu des observations qui ont été réalisées expérimentalement, la définition d'un critère d'arrêt pour les éprouvettes de cisaillement pur devra se baser sur différentes hypothèses. L'objectif que l'on se fixe pour la définition de ce critère d'arrêt est d'obtenir un compromis entre une phase de propagation suffisamment avancée au moment de l'arrêt de l'essai (limite basse du critère d'arrêt) et une taille de fissure maximale contrôlée (limite haute du critère d'arrêt). En effet, contrairement à la flexion pour laquelle il a été observé que moins de 10 % de l'essai se faisait en propagation de fissure longue, il a été observé pour les éprouvettes de cisaillement pur que cette phase de propagation pouvait aller jusqu'à 20 % de la durée de l'essai. En outre, cette phase de propagation a à chaque fois été observée majoritairement en direction principale avec une phase de propagation en direction de cisaillement déjà complétée avant le premier arrêt. Ainsi, deux critères de dimensionnement et un critère limitant sont définis.

1. On s'impose que la phase de propagation en direction de cisaillement maximal soit complétée. Il est donc proposé que la fissure se propage dans une direction principale (ouverture en tension) au moment de l'arrêt. Ce critère dimensionnant définit une limite basse du critère d'arrêt. Cette limite basse sera calculée de manière conservative en calculant la diminution relative de fréquence propre associée à 50 % de surface fissurée normalisée dans le cas de propagation en direction de cisaillement maximal. Considérer une surface fissurée normalisée aussi élevée permet à la fois de s'assurer que la fissure a bifurqué au moment de l'arrêt et également de possiblement prendre en compte une partie de la phase de propagation en direction principale.
2. On s'impose que la dimension maximale de la fissure soit contrôlée pour assurer une sécurité vis-à-vis d'un bris potentiel de l'éprouvette. Ce critère dimensionnant définit une limite haute du critère d'arrêt. Cette dernière sera définie en calculant la diminution relative

de fréquence propre associée à 50 % de surface fissurée normalisée dans le cas critique maximal de propagation en direction principale.

3. Pour que le critère d'arrêt défini en cisaillement pur soit cohérent avec celui défini en flexion, on s'impose que plus de 90 % de la durée de vie soit complétée. Ce critère limitant sera vérifié à partir des résultats obtenus pour les trois essais ayant été réalisés sur les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V avec une durée de vie comprise entre 9×10^4 et 2×10^5 cycles.

Enfin, le critère d'arrêt est défini en se plaçant au centre de l'intervalle défini par les limites hautes et basses. Ce choix permet un double facteur de sécurité. Tout d'abord une sécurité vis-à-vis de la taille maximale de fissure pouvant être obtenue, ensuite une sécurité permettant de prendre en compte une plus grande part de la phase de propagation de fissure longue.

La **Figure 6.10** illustre graphiquement la méthodologie de définition du critère d'arrêt pour l'éprouvette de cisaillement pur étudiée. La limite basse du critère est de 1 % et la limite haute de 3,8 %, le critère d'arrêt est alors de 2,4 %.

Cette diminution relative de fréquence de résonance correspond à un pourcentage de durée de vie complétée de respectivement 90 %, 94 % et 99 % pour les essais 1 à 3. Le pourcentage de durée de vie complétée est de 94 % en moyenne pour les trois essais effectués. Le critère limitant est alors respecté, ce qui valide la méthodologie numérique de définition d'un critère d'arrêt pour des éprouvettes générant un chargement de cisaillement pur.

Ce critère d'arrêt correspond à une longueur fissurée prévue de $25 \text{ mm} \pm 7 \text{ mm}$ ou une surface fissurée normalisée de $53 \% \pm 14 \%$ en utilisant les schémas d'endommagement critiques. Pour les essais réalisés, ce critère d'arrêt correspond à une longueur fissurée de $21,3 \text{ mm} \pm 3,9 \text{ mm}$. L'écart relatif entre la longueur fissurée prévue et celle obtenue expérimentalement pour ce critère d'arrêt est de 17 %.

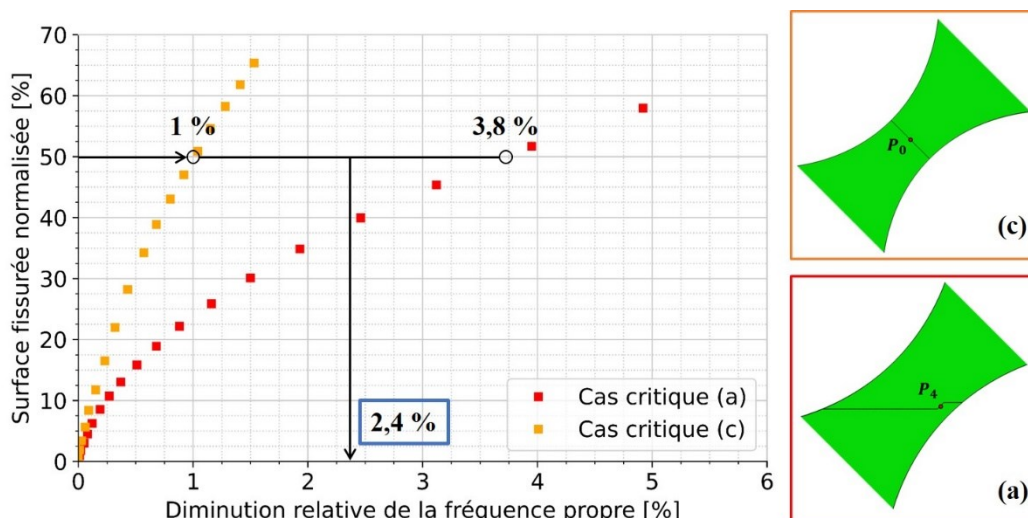


Figure 6.10 Graphique illustrant la méthodologie de définition d'un critère d'arrêt pour les éprouvettes de cisaillement pur

6.4 Synthèse des résultats obtenus

Les résultats en fonction des géométries d'éprouvettes étudiées sont les suivants :

1. Éprouvettes de flexion uniaxiale en Ti-6Al-4V corroyé
 - i. La comparaison des résultats obtenus par les simulations avec les résultats des essais montre que la méthode XFEM présente des écarts plus faibles que la méthode ND pour des tailles de fissures comprises entre 1,33 mm et 6,25 mm. Ces écarts moyens avec les données brutes sont de $8,3 \pm 2,8 \%$ en prenant en compte les incertitudes de mesure sur la fréquence de résonance initiale. Ces écarts sont à comparer à la dispersion expérimentale égale à $6,2 \% \pm 1,7 \%$. Si l'interpolation des résultats expérimentaux est comparée aux résultats des simulations, les écarts relatifs sont de $5,4 \% \pm 1,6 \%$.
 - ii. Les prévisions numériques en utilisant les méthodes XFEM et ND surestiment en moyenne l'impact des fissures sur la diminution relative de fréquence de résonance.
 - iii. Utiliser un critère d'arrêt de 0,5 % permet d'obtenir au moins 90 % de la durée de vie complétée pour les essais réalisés avec une taille de fissure prévue de $2,8 \text{ mm} \pm 0,1 \text{ mm}$ avec la méthode XFEM ou une taille de fissure de $3,06 \text{ mm} \pm 0,24 \text{ mm}$ selon les essais réalisés. L'écart relatif entre la taille prévue de la fissure et celle obtenue expérimentalement pour ce critère d'arrêt est de 8,5 %.

2. Éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé

- i. Les simulations réalisées avec la méthode XFEM permettent bien d'encadrer les résultats expérimentaux en utilisant la méthode des schémas d'endommagement critiques, avec quatre points sur vingt-trois hors de l'intervalle de prévision pour des longueurs de fissures comprises entre 5,1 mm et 26 mm. L'écart moyen avec le centre de l'intervalle de prévision en termes de tailles de fissures est de 18 % en écart relatif. Ces écarts sont à comparer à la dispersion expérimentale égale à 13 %. Si l'interpolation des résultats expérimentaux est comparée aux résultats des simulations, les écarts relatifs sont en moyenne de 16 %.
- ii. Un critère d'arrêt de 2,4 % est obtenu avec la méthodologie proposée pour une longueur fissurée prévue de $25 \text{ mm} \pm 7 \text{ mm}$, ou une surface fissurée normalisée prévue de $53 \% \pm 14 \%$ avec la méthode XFEM. Pour les essais réalisés, ce critère d'arrêt correspond à une longueur fissurée de $21,3 \text{ mm} \pm 3,9 \text{ mm}$. L'écart relatif entre la longueur fissurée prévue et celle obtenue expérimentalement pour ce critère d'arrêt est de 17 %. Ce critère d'arrêt permet d'obtenir au moins 90 % de la durée de vie complétée afin d'être cohérent avec le critère d'arrêt utilisé en flexion.

3. Éprouvettes de cisaillement pur en 2024-T3 corroyé

- i. Le mode de propagation observé pour l'essai est différent de celui attendu, avec une propagation uniaxiale d'une fissure traversante. Des simulations supplémentaires ont été réalisées pour réaliser une comparaison directe avec les résultats de cet essai. Des écarts moyens de 10,6 % ont été mesurés entre taille de fissure prévue avec la méthode XFEM et les tailles de fissures mesurées expérimentalement.
- ii. Les prévisions avec la méthode XFEM surestiment l'impact des fissures sur la diminution relative de fréquence de résonance, de la même manière que ce qui a été observé avec la flexion.

CHAPITRE 7 DISCUSSION

Ce chapitre a pour objectif de discuter des écarts mesurés entre les prévisions numériques et les résultats des essais, de présenter les limites de la méthodologie suivie dans ce mémoire et de proposer des pistes de travaux supplémentaires.

7.1 Écarts mesurés entre résultats des simulations et résultats expérimentaux

7.1.1 Éprouvette de flexion uniaxiale en Ti-6Al-4V corroyé

L'analyse des écarts entre les résultats des simulations et ceux obtenus expérimentalement permet de conclure que la méthode XFEM prévoit mieux la taille de fissure pour une même diminution relative de la fréquence de résonance que la méthode ND (pour l'hypothèse $f_{0,3}$). Si les incertitudes de mesures sont prises en compte, les deux méthodes présentent des écarts similaires. Les deux méthodes ont par ailleurs tendance, en moyenne, à surestimer l'impact des fissures sur la diminution relative de la fréquence de résonance. Cela signifie qu'en se basant sur les prévisions numériques, pour un critère d'arrêt donné, la taille de fissure obtenue expérimentalement sera en moyenne plus élevée que celle prévue. Dans tous les cas, les deux méthodes permettent d'obtenir en moyenne des écarts inférieurs à 10 %. Ces faibles écarts permettent d'avoir confiance en l'utilisation de ces modèles numériques pour la prévision de taille de fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour la géométrie d'éprouvette de flexion étudiée en Ti-6Al-4V corroyé. Plusieurs hypothèses permettent d'expliquer l'origine des écarts entre simulation et expérimental :

1. La plasticité en fond de fissure n'est pas modélisée avec les simulations car un modèle purement élastique est considéré. Aucun contact entre les surfaces fissurées n'a par ailleurs été modélisé.
2. La surface fissurée est discrétisée et est dépendante de la taille des éléments utilisés. De manière générale, la surface fissurée discrétisée est supérieure à la surface fissurée continue que l'on souhaite modéliser. Pour ce projet, ce sont les valeurs des surfaces fissurées continues et non discrétisées qui ont été considérées. Cela signifie que pour une même diminution relative de fréquence propre, la surface fissurée est légèrement sous-estimée.

3. La loi d'évolution de la morphologie de la fissure est obtenue par extrapolation à partir d'une observation expérimentale. Pour un même demi-grand axe B de fissure, il peut y avoir des écarts entre le demi-petit axe A modélisé et expérimental. Il peut donc y avoir un écart de surface fissurée dû non pas à la discrétisation de la surface fissurée mais à la modélisation de sa morphologie.
4. Un écart relatif de 9,5 % entre la fréquence de résonance de l'éprouvette mesurée expérimentalement et la fréquence propre prévue par analyse modale a été calculée.
5. Expérimentalement, les éprouvettes ont été polies et leurs arêtes vives ont été arrondies au niveau de la section réduite. Pour les simulations, la géométrie issue du modèle 3D de référence pour la découpe des éprouvettes a été utilisée.
6. Pour deux essais, la présence de fissures secondaires de taille de l'ordre du millimètre a pu influencer les résultats obtenus, cependant il est supposé que cette influence est faible.

7.1.2 Éprouvette de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé

Pour les éprouvettes de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé, il est plus difficile de discuter des écarts mesurés compte-tenu de la complexité des différents schémas d'endommagement comparativement à la flexion. Le fait que la majorité des points expérimentaux soient encadrés par les simulations et que l'écart obtenu soit faible relativement à la dispersion expérimentale donne encore une fois confiance en la capacité de prévision de la taille de fissure en fonction de la diminution relative de fréquence propre avec la méthode XFEM en identifiant les schémas d'endommagement critiques.

7.2 Limites de la méthodologie employée

7.2.1 Essais de fatigue-vibratoire avec suivi de la fréquence de résonance et de la taille des fissures

Deux limites principales peuvent être identifiées à la suite des essais réalisés :

Tout d'abord, une incertitude sur la fréquence de résonance initiale a été mesurée lors des essais de flexion. Cette modification de la fréquence de résonance de l'éprouvette non fissurée est due à une modification des conditions aux limites. Cette modification peut être réduite en améliorant la

mise en position et le maintien en position des éprouvettes. Pour les essais de cisaillement pur, cette évolution de la valeur de fréquence de résonance de l'éprouvette non fissurée n'a pas été observée.

En outre, la mesure de taille de fissure par la prise de réplique peut être très chronophage si l'on souhaite obtenir un grand nombre de points de mesure. En effet, chaque arrêt de l'essai durerait entre vingt et trente minutes pour effectuer la prise de répliques sur les quatre surfaces et réaliser les balayages fréquentiels. De plus, la prise de réplique sur des petites surfaces latérales concaves et leur observation peut également être assez complexe. L'utilisation de caméras, nécessitant des montages plus complexes, pourrait être une alternative à cette méthode si une mesure en continue de la taille de fissure doit être réalisée.

7.2.2 Prévision numérique de la taille des fissures en fonction de la diminution relative de la fréquence propre

Plusieurs limites à la méthodologie proposée de prévisions et d'encadrement des tailles de fissures en fonction de la diminution relative de la fréquence propre peuvent être identifiées :

Tout d'abord, il est nécessaire de réaliser un nombre très élevé de simulations afin d'obtenir une analyse paramétrique comparative complète. Cette limite peut cependant être mitigée par l'utilisation de macro-définition pour automatiser la création et la soumission des différents modèles. L'optimisation du maillage utilisé permet également de réduire les temps de calcul.

De plus, des hypothèses ont dû être faites quant à la loi d'évolution de la morphologie des fissures étant donné le nombre limité d'observations expérimentales préalables à l'étude numérique.

Pour terminer, la méthodologie nécessite une connaissance préalable des schémas d'endommagement des éprouvettes afin d'identifier et de limiter les paramètres pertinents à étudier. Ainsi, la prévision de la taille des fissures en fonction de la diminution relative de la fréquence propre en utilisant la méthode des schémas d'endommagement critiques ne peut être faite que si les schémas d'endommagement observés expérimentalement sont cohérents avec ceux prévus. La comparaison avec les résultats des essais sur les éprouvettes de cisaillement pur en 2024-T3 corroyé n'a pu être faite qu'en réalisant des simulations postérieures compte-tenu de la différence de mode de propagation observée. Ainsi, une généralisation des résultats ne peut être faite de manière certaine que pour un couple de géométrie d'éprouvette et de matériau.

7.3 Pistes de travaux supplémentaires

7.3.1 Application de la méthodologie de prévision à d'autres géométries d'éprouvettes

Même si les résultats des simulations obtenus lors des analyses paramétriques comparatives ne peuvent être généralisés qu'à des éprouvettes générant les mêmes types de chargement, et dans le cas du cisaillement pur à une géométrie similaire, la méthode employée peut être généralisée à tout type de chargement.

7.3.2 Simulation numérique de la propagation des fissures

Il pourrait être intéressant de combiner la méthodologie de prévision de la diminution relative de la fréquence propre par le biais d'analyse modale avec de la simulation de propagation des fissures. Cela permettrait d'obtenir une information supplémentaire, celle de la vitesse de propagation, en plus de celle de la chute de fréquence. Pour ce projet, les données liées à la propagation des fissures n'ont été obtenues qu'expérimentalement. L'évolution de la morphologie serait par ailleurs prévue numériquement contrairement à ce qui a été fait pour ce projet pour lequel la loi d'évolution de la morphologie a été déterminée en extrapolant des résultats expérimentaux.

Des défis supplémentaires seraient cependant apportés par la simulation de la propagation des fissures, notamment sur le choix des lois de prévisions des directions de propagation et sur la prévision de la vitesse de propagation. Pour ce dernier cas, il pourrait par exemple être nécessaire d'utiliser des courbes expérimentales de vitesse de propagation en fonction de la variation du facteur d'intensité de contrainte, souvent obtenues pour des chargement uniaxiaux, et de les extrapoler à notre cas d'application.

7.3.3 Caractérisation de la cinétique de propagation des fissures

En plus de la prévision de taille de fissure en fonction de la diminution relative de fréquence propre, il est possible de caractériser la cinétique de propagation des fissures longues en flexion vibratoire. Ces prévisions peuvent être réalisées sans devoir utiliser d'instrument de mesure de taille de fissure, seulement en mesurant en continue la diminution relative de fréquence de résonance en fonction du nombre de cycles.

CONCLUSION

L'objectif de ce projet était de définir s'il était possible, à l'aide de méthode numériques, de déterminer des critères d'arrêt pour des éprouvettes de fatigue-vibratoire et de valider expérimentalement ces critères d'arrêt. Pour répondre à cette problématique, des études numériques et expérimentales de la relation entre propagation des fissures et diminution relative de la fréquence de résonance d'éprouvettes de flexion et de cisaillement pur ont été réalisées. À la lumière des résultats de ces études, les conclusions de ce projet sont les suivantes :

En flexion, faire varier les positions des sites d'amorces permet d'encadrer les prévisions de taille des fissures en fonction de la diminution relative de la fréquence propre. En cisaillement pur, ce sont les positions de site d'amorce et les angles de propagation qui le permettent. Ces résultats ont été obtenus en réalisant des analyses paramétriques comparatives de l'impact de différents paramètres sur la relation entre taille des fissures et diminution relative de la fréquence propre.

En flexion, les écarts entre résultats des simulations utilisant la méthode XFEM et résultats des essais en termes de tailles de fissures sont de $5,4 \% \pm 1,6 \%$ pour des tailles de fissures comprises entre 1,33 mm et 6,25 mm. Ce résultat a été obtenu en comparant la courbe d'interpolation des résultats des simulations avec celle d'interpolation des résultats expérimentaux. La dispersion expérimentale mesurée est de $6,2 \% \pm 1,7 \%$ et la comparaison des résultats bruts des essais aux résultats des simulations présente des écarts de $8,3 \pm 2,8 \%$. Ces écarts sont considérés comme faibles relativement à la dispersion expérimentale calculée. En utilisant la méthode ND, les écarts avec les résultats expérimentaux en utilisant les courbes interpolées sont en moyenne de $5,9 \% \pm 2,2 \%$, ce qui est légèrement supérieur aux écarts avec la méthode XFEM. Quelle que soit la méthode, les prévisions surestiment en moyenne la diminution relative de la fréquence de résonance pour une même taille de fissure par rapport aux résultats expérimentaux.

En cisaillement pur, les écarts entre résultats des simulations utilisant la méthode XFEM et résultats des essais en termes de longueurs de fissures sont de 16 % pour des tailles de fissures comprises entre 5,1 mm et 26 mm. Ce résultat a été obtenu en comparant la courbe d'interpolation des résultats des simulations avec celle d'interpolation des résultats expérimentaux. La dispersion expérimentale mesurée est de 13 % et la comparaison des résultats bruts des essais aux résultats

des simulations présente des écarts de 18 %. Ces écarts sont considérés comme faibles relativement à la dispersion expérimentale calculée.

Des critères d'arrêt respectivement de 0,5 % et de 2,4 % de diminution relative de la fréquence de résonance pour des éprouvettes de flexion et de cisaillement pur en Ti-6Al-4V corroyé de 3,175 mm d'épaisseur permettent d'arrêter l'essai avec au moins 90 % de durée de vie consommée. En flexion, le critère d'arrêt de 0,5 % correspond à une fissure prévue de $2,8 \text{ mm} \pm 0,1 \text{ mm}$ et une fissure mesurée expérimentalement de $3,06 \text{ mm} \pm 0,24 \text{ mm}$. En cisaillement pur, le critère d'arrêt de 2,4 % correspond à une longueur de fissure prévue de $25 \text{ mm} \pm 7 \text{ mm}$ et une longueur mesurée expérimentalement de $21,3 \text{ mm} \pm 3,9 \text{ mm}$. La relation entre taille de fissure et diminution relative de la fréquence de résonance est modifiée par un changement d'épaisseur. Des critères d'arrêt différents devront donc être définis pour un changement d'épaisseur ou de géométrie sur la base de la méthodologie proposée.

La principale limite du projet concerne la généralisation à tous les matériaux des résultats de l'analyse paramétrique comparative qui ne peut pas être faite en cisaillement pur. Une différence entre les schémas d'endommagement prévus et ceux obtenus expérimentalement a en effet été observée pour les essais réalisés sur des éprouvettes en 2024-T3 corroyé.

Plusieurs améliorations de la méthode proposée peuvent-être envisagées. Tout d'abord, il est possible de combiner la simulation de propagation de fissure et la réalisation d'analyse modale pour calculer la fréquence propre. Cette amélioration de la méthode permettra d'obtenir le nombre de cycles prévu de propagation. En outre, la loi d'évolution de la morphologie serait également prévue. Enfin, l'étude réalisée a uniquement portée sur des éprouvettes de flexion uniaxiale et de cisaillement pur. Il serait intéressant de mener un travail similaire sur des éprouvettes de fatigue-vibratoire générant d'autres taux de biaxialité.

Pour terminer, si on se place d'un point de vue industriel hors du contexte des essais de fatigue-vibratoire, la méthodologie proposée pourrait avoir des applications dans le domaine des mesures in-situ et du contrôle non-destructif. Si la détermination numérique de la relation entre taille de fissure et diminution relative de la fréquence propre est faite, il est possible d'évaluer si une structure est endommagée par la mesure de sa fréquence de résonance, et le cas échéant prévoir la taille de la fissure. La mesure de la fréquence de résonance peut alors être utilisée pour prévoir une maintenance des structures.

RÉFÉRENCES

- ASTM E466-21 Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials.* (2021). Copyright © ASTM International. <https://doi.org/10.1520/E0466-21>
- Brochu, M. (2010). *Comportement en fatigue de l'aluminium 357 coulé par gravité et rhéocoulé.* [Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/325/>
- Brochu, M., Verreman, Y., Ajersch, F., & Bouchard, D. (2012). Propagation of short fatigue cracks in permanent and semi-solid mold 357 aluminum alloy. *International Journal of Fatigue*, 36(1), 120-129. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2011.08.009>
- Bruns, J., Zearley, A., George, T., Scott-Emuakpor, O., & Holycross, C. (2015). Vibration-based bending fatigue of a hybrid insert-plate system. *Experimental Mechanics*, 55, 1067-1080. <https://doi.org/10.1007/s11340-015-0004-6>
- Capponi, L., Česnik, M., Slavič, J., Cianetti, F., & Boltežar, M. (2017). Non-stationarity index in vibration fatigue : Theoretical and experimental research. *International Journal of Fatigue*, 104, 221-230. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.07.020>
- Carpinteri, A., & Montagnoli, F. (2020). Scaling and fractality in subcritical fatigue crack growth : Crack-size effects on Paris' law and fatigue threshold. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 43(4), 788-801. <https://doi.org/10.1111/ffe.13184>
- Česnik, M., Slavič, J., & Boltežar, M. (2012). Uninterrupted and accelerated vibrational fatigue testing with simultaneous monitoring of the natural frequency and damping. *Journal of Sound and Vibration*, 331(24), 5370-5382. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2012.06.022>
- Citarella, R., Lepore, M., Maligno, A., & Shlyannikov, V. (2015). FEM simulation of a crack propagation in a round bar under combined tension and torsion fatigue loading. *Frattura Ed Integrità Strutturale*, 9(31), 138-147. <https://doi.org/10.3221/IGF-ESIS.31.11>
- Dowling, N. E. (2012). *Mechanical Behavior of Materials, Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue, 4th edition.* Pearson Education.
- Ellyson, B. (2016). *Étude du comportement en fatigue vibratoire de l'alliage de Titane Ti-6Al-4V*

produit par fabrication additive [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/2437/>

Ellyson, B., Brochu, M., & Brochu, M. (2017). Characterization of bending vibration fatigue of SLM fabricated Ti-6Al-4V. *International Journal of Fatigue*, 99(1), 25-34. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.02.005>

Ellyson, B., Chekir, N., Brochu, M., & Brochu, M. (2017). Characterization of bending vibration fatigue of WBD fabricated Ti-6Al-4V. *International Journal of Fatigue*, 101(1), 36-44. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.03.045>

Fatemi, A., Molaie, R., Sharifimehr, S., Phan, N., & Shamsaei, N. (2017). Multiaxial fatigue behavior of wrought and additive manufactured Ti-6Al-4V including surface finish effect. *International Journal of Fatigue*, 100(1), 347-366. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.03.044>

Gautrelet, C., Khalij, L., & Machado, M. R. (2020). Resonance track-and-dwell testing for crack length measurement on 304L stainless steel. *Mechanics & Industry*, 21(6), 617. <https://doi.org/10.1051/meca/2020089>

George, T. J., Seidt, J., Shen, M.-H. H., Nicholas, T., & Cross, C. J. (2004). Development of a novel vibration-based fatigue testing methodology. *International Journal of Fatigue*, 26(5), 477-486. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2003.10.012>

Hectors, K., & De Waele, W. (2022). An X-FEM based framework for 3D fatigue crack growth using a B-spline crack geometry description. *Engineering Fracture Mechanics*, 261, 108238. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2022.108238>

Himmelbauer, F., Tillmanns, M., Winter, G., Gruen, F., & Kiesling, C. (2021). A novel high-frequency fatigue testing methodology for small thin-walled structures in the HCF/VHCF regime. *International Journal of Fatigue*, 146, 106146. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106146>

Hu, H., Li, Y., Tao, S. U. O., Feng, Z., Miao, Y., Pu, X. U. E., & Qiong, D. (2014). Fatigue behavior of aluminum stiffened plate subjected to random vibration loading. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 24(5), 1331-1336. [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(14\)63196-4](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(14)63196-4)

Khalij, L., Gautrelet, C., & Guillet, A. (2015). Fatigue curves of a low carbon steel obtained from vibration experiments with an electrodynamic shaker. *Materials & Design*, 86, 640-648. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.07.153>

- Lorenzino, P., & Navarro, A. (2015). The variation of resonance frequency in fatigue tests as a tool for in-situ identification of crack initiation and propagation, and for the determination of cracked areas. *International Journal of Fatigue*, 70, 374-382. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2014.08.002>
- Lu, H., Wang, J., Wen, Z., Liu, T., Lian, Y., & Yue, Z. (2023). Vibration fatigue behavior and life prediction of directionally solidified superalloy based on the phase transformation theory. *Engineering Fracture Mechanics*, 282, 109184. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2023.109184>
- Mayer, H. (2006). Ultrasonic torsion and tension–compression fatigue testing: Measuring principles and investigations on 2024-T351 aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*, 28(11), 1446-1455. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2005.05.020>
- Morettini, G., Braccesi, C., & Cianetti, F. (2019). Experimental multiaxial fatigue tests realized with newly developed geometry specimens. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 42(4), 827-837. <https://doi.org/10.1111/ffe.12954>
- Mršnik, M., Slavič, J., & Boltežar, M. (2016). Multiaxial vibration fatigue—A theoretical and experimental comparison. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 76-77, 409-423. <https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2016.02.012>
- Natarajan, S., Baiz, P. M., Bordas, S., Rabczuk, T., & Kerfriden, P. (2011). Natural frequencies of cracked functionally graded material plates by the extended finite element method. *Composite structures*, 93(11), 3082-3092. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2011.04.007>
- Paris, P. C., Bucci, R. J., Wessel, E. T., Clark, W. G., & Mager, T. R. (1972). Extensive study of low fatigue crack growth rates in A533 and A508 steels. *ASTM STP*, 513, 141-176.
- Pommier, S., Gravouil, A., Moes, N., & Combescure, A. (2009). *La simulation numérique de la propagation des fissures : Milieux tridimensionnels, fonctions de niveau, éléments finis étendus et critères énergétiques* (p. 240 p.). Lavoisier. <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00437696>
- Richard, H. A., Schramm, B., & Schirmeisen, N.-H. (2014). Cracks on mixed mode loading—theories, experiments, simulations. *International Journal of Fatigue*, 62, 93-103. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2013.06.019>
- Sentissi, M. L. (2020). *Développement d'une méthodologie d'essais de fatigue vibratoire HCF*

pour les métaux [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/4230/>

Shigley, J. E., Mitchell, L. D., & Saunders, H. (1985). Mechanical Engineering Design (4th Ed.). *ASME. J. Mech., Trans., and Automation*, 107(2), 145. <https://doi.org/10.1115/1.3258702>

Toni Liong, R., & Proppe, C. (2013). Application of the cohesive zone model for the evaluation of stiffness losses in a rotor with a transverse breathing crack. *Journal of Sound and Vibration*, 332(8), 2098-2110. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2012.11.032>

Van, D. (1973). Sur la résistance à la fatigue des métaux. *Sciences et Techniques de l'Armement*, 47, 641.

Wang, R.-J., Shang, D.-G., Li, L.-S., & Li, C.-S. (2008). Fatigue damage model based on the natural frequency changes for spot-welded joints. *International Journal of fatigue*, 30(6), 1047-1055. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2007.08.008>

Xu, W., Chen, X., Gao, Z., Li, Y., He, Y., & Tao, C. (2022). Fatigue behaviors of a titanium alloy in the VHCF regime based on a vibration-based bending fatigue test. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 45(9), 2549-2562. <https://doi.org/10.1111/ffe.13766>

Xu, W., Yang, X., Zhong, B., Guo, G., Liu, L., & Tao, C. (2017). Multiaxial fatigue investigation of titanium alloy annular discs by a vibration-based fatigue test. *International Journal of Fatigue*, 95, 29-37. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.10.006>

Xu, W., Yang, X., Zhong, B., He, Y., & Tao, C. (2018). Failure criterion of titanium alloy irregular sheet specimens for vibration-based bending fatigue testing. *Engineering Fracture Mechanics*, 195, 44-56. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2018.03.031>

Xu, W., Zhao, Y., Chen, X., Zhong, B., Yu, H., He, Y., & Tao, C. (2020). An Ultra-High Frequency Vibration-Based Fatigue Test and Its Comparative Study of a Titanium Alloy in the VHCF Regime. *Metals*, 10(11), 1415. <https://doi.org/10.3390/met10111415>

Yun, G. J., Abdullah, A. B. M., & Binienda, W. (2012). Development of a Closed-Loop High-Cycle Resonant Fatigue Testing System. *Experimental Mechanics*, 52, 275-288. <https://doi.org/10.1007/s11340-011-9486-z>

ANNEXE A RÉSULTATS BRUTS DES ESSAIS

Tableau A.1 Résultats du premier essai sur les éprouvettes de flexion en Ti-6Al-4V

N [cycles]	N/Nmax [%]	f [Hz]	Δf [Hz]	$\Delta f\%$ [%]	B [mm]
0	0 %	71,60	0	0 %	0
59 450	98,9 %	71,09	0,51	0,71 %	3,43
59 700	99,3 %	70,77	0,83	1,16 %	4,25
59 800	99,5 %	70,56	1,04	1,45 %	4,53
59 900	99,7 %	70,30	1,30	1,82 %	5,04
60 000	99,8 %	69,89	1,71	2,39 %	5,52
60 100	100 %	68,96	2,64	3,69 %	6,25

Tableau A.2 Résultats du deuxième essai sur les éprouvettes de flexion en Ti-6Al-4V

N [cycles]	N/Nmax [%]	f [Hz]	Δf [Hz]	$\Delta f\%$ [%]	B [mm]
0	0 %	71,60	0	0 %	0
71 500	97,7 %	71,33	0,27	0,38 %	3,13
71 600	97,8 %	71,19	0,41	0,57 %	3,50
71 900	98,2 %	71,03	0,57	0,80 %	4,02
72 200	98,6 %	70,90	0,70	0,98 %	4,43
72 700	99,3 %	70,64	0,96	1,34 %	5,10
73 200	100 %	70,15	1,45	2,03 %	5,81

Tableau A.3 Résultats du troisième essai sur les éprouvettes de flexion en Ti-6Al-4V

N [cycles]	N/Nmax [%]	f [Hz]	Δf [Hz]	$\Delta f\%$ [%]	B [mm]
0	0 %	71,20	0	0 %	0
51 500	92,2 %	71,08	0,12	0,17 %	1,33
53 500	95,8 %	70,85	0,35	0,49 %	2,68
54 850	98,2 %	70,50	0,70	0,98 %	3,87
55 350	99,1 %	70,29	0,91	1,28 %	4,38
55 650	99,6 %	70,00	1,20	1,69 %	4,91
55 850	100 %	69,66	1,54	2,16 %	5,38

Tableau A.4 Résultats du quatrième essai sur les éprouvettes de flexion en Ti-6Al-4V

N [cycles]	N/Nmax [%]	f [Hz]	Δf [Hz]	$\Delta f\%$ [%]	B [mm]
0	0 %	71,00	0	0 %	0
68 350	96,1 %	70,90	0,10	0,14 %	2,19
69 100	97,1 %	70,72	0,28	0,39 %	2,91
69 900	98,2 %	70,51	0,49	0,69 %	3,66
70 650	99,3 %	70,19	0,81	1,14 %	4,47
70 900	99,6 %	70,00	1,00	1,41 %	4,83
71 150	100 %	69,68	1,32	1,86 %	5,32

Tableau A.5 Coefficients d'interpolation et dispersion pour les essais de flexion

	α	β	R^2	d
$f_{0,1}$	38,46	0,53	0,938	6,1 %
$f_{0,2}$	38,66	0,51	0,9734	4,6 %
$f_{0,3}$	26,92	0,41	0,8976	8,0 %

Tableau A.6 Résultats du premier essai sur les éprouvettes cisaillement pur en Ti-6Al-4V

N [cycles]	N/Nmax [%]	f [Hz]	Δf [Hz]	$\Delta f\%$ [%]	a [mm]
0	0 %	95,6	0	0 %	0
140 600	81,1 %	95,3	0,3	0,31 %	6,2
146 000	84,2 %	94,7	0,9	0,94 %	11,9
147 200	84,9 %	94,4	1,2	1,26 %	13,1
148 300	85,5 %	94,2	1,4	1,46 %	14,1
155 700	89,8 %	93,2	2,4	2,51 %	18,0
173 400	100 %	91,1	4,5	4,71 %	22,7

Tableau A.7 Résultats du deuxième essai sur les éprouvettes cisaillement pur en Ti-6Al-4V

N [cycles]	N/Nmax [%]	f [Hz]	Δf [Hz]	$\Delta f\%$ [%]	a [mm]
0	0 %	94,60	0	0 %	0
73 650	79,7 %	94,28	0,32	0,34 %	9,3
78 900	85,4 %	93,53	1,07	1,13 %	16,4
82 300	89,0 %	93,03	1,57	1,66 %	18,9
85 600	92,6 %	92,60	2,00	2,11 %	20,6
89 000	96,3 %	92,12	2,48	2,62 %	22,5
92 450	100 %	91,18	3,42	3,62 %	24,5

Tableau A.8 Résultats du troisième essai sur les éprouvettes cisaillement pur en Ti-6Al-4V

N [Cycles]	N/Nmax [%]	f [Hz]	Δf [Hz]	$\Delta f\%$ [%]	a [mm]
0	0 %	95,10	0	0 %	0
169 000	86,4 %	94,82	0,28	0,29 %	5,1
173 000	88,5 %	94,73	0,37	0,39 %	9,3
180 800	92,5 %	94,12	0,98	1,03 %	16,0
189 500	96,9 %	93,70	1,40	1,47 %	22,0
192 950	98,7 %	93,21	1,89	1,99 %	24,1
195 500	100 %	92,53	2,57	2,70 %	26,0

Tableau A.9 Résultats du quatrième essai sur les éprouvettes cisaillement pur en Ti-6Al-4V

N [cycles]	N/Nmax [%]	f [Hz]	Δf [Hz]	$\Delta f\%$ [%]	a [mm]
0	0 %	92,60	0	0 %	0
8 850	28,6 %	91,90	0,70	0,76 %	11,8
20 600	66,5 %	91,43	1,17	1,26 %	16,6
26 900	87,0 %	90,82	1,78	1,92 %	19,4
29 500	95,2 %	90,50	2,10	2,27 %	20,4
31 000	100 %	90,15	2,45	2,65 %	21,6

Pour ce quatrième essai, une fissure a été détectée au bout de seulement 8 850 cycles, pour une amplitude de contrainte de cisaillement appliquée de 275 MPa. Ce niveau de contrainte a permis d'obtenir des durées de vie comprises entre 9×10^4 et 2×10^5 cycles pour les trois autres essais. Le comportement en propagation a cependant été similaire à celui observé pour les autres essais (environ 20 000 cycles de propagation, majoritairement en direction principale, avec des tailles de fissures comprises entre environ 10 mm et 20 mm). Seuls les résultats de taille de fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance de cet essai seront utilisés car la durée totale de l'essai de seulement 31 000 cycles est trop faible par rapport à celle des trois autres essais.

Tableau A.10 Résultats de l'essai sur l'éprouvette de cisaillement pur en 2024-T3

N [Cycles]	f [Hz]	Δf [Hz]	$\Delta f\%$ [%]	B_{moy} [mm]
0	94,70	0	0 %	0
124 400	93,31	1,39	1,47 %	4,26
124 600	92,65	2,05	2,16 %	4,89
124 700	92,51	2,19	2,31 %	5,14
125 200	92,01	2,69	2,84 %	5,61
125 700	91,35	3,35	3,54 %	6,25
126 200	90,58	4,12	4,35 %	6,62

ANNEXE B SCHÉMAS D'ENDOMMAGEMENT CRITIQUES

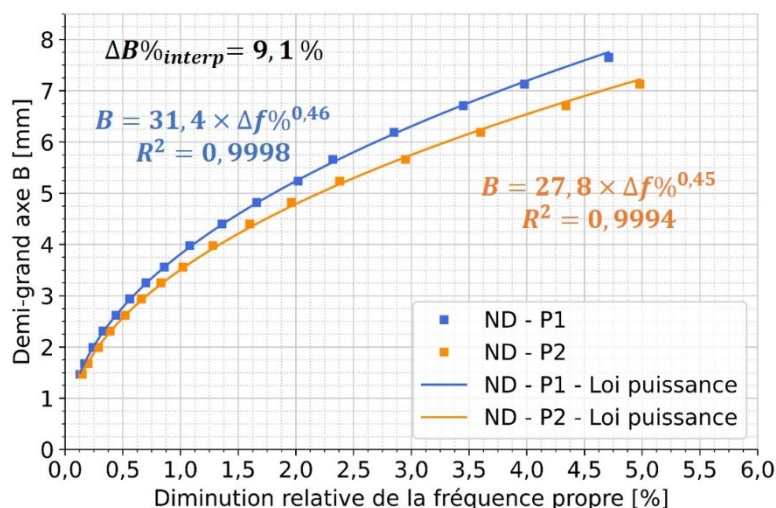


Figure B.1 Graphique d'évolution du demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour les schémas d'endommagement critiques prévu avec la méthode ND

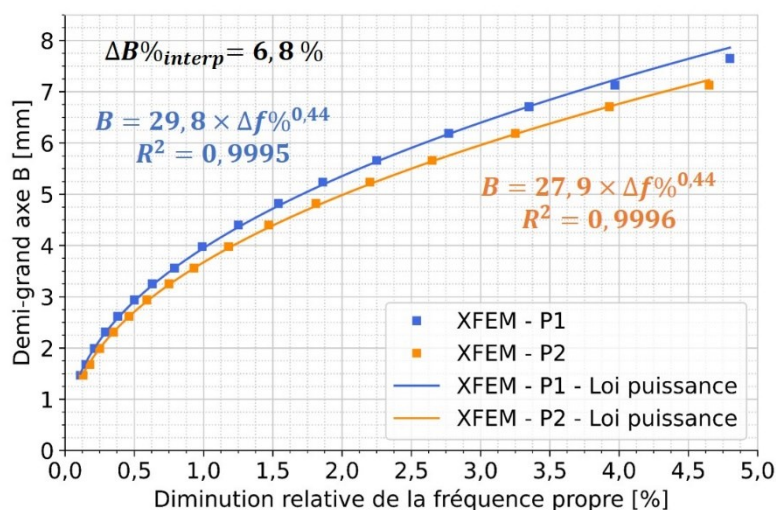


Figure B.2 Graphique d'évolution du demi-grand axe de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence propre pour les schémas d'endommagement critiques prévu avec la méthode XFEM

ANNEXE C COMPARAISON DES RÉSULTATS DES SIMULATIONS AUX RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX POUR L'ÉPROUVETTE DE CISAILLEMENT PUR EN 2024-T3

Cette section complémentaire a pour objectif de revenir brièvement sur les résultats d'un des essais réalisés sur une éprouvette de cisaillement pur en aluminium 2024-T3 permettant une comparaison directe entre des résultats obtenus par des simulations aux résultats des essais. Une fissure traversante se propageant de manière uniaxiale a été observée au bout de 124 400 cycles d'essai et a été présentée à la **Figure 5.21**. La forme de la fissure est présentée à la **Figure C.1**. Des simulations avec la méthode XFEM ont été réalisées en modélisant les fissures avec la morphologie trapézoïdale présentée à la **Figure C.1** et en utilisant les tailles de fissures mesurées expérimentalement. Les propriétés du matériau du Ti-6Al-4V ont été utilisées pour les simulations, ces dernières présentant les mêmes résultats que si l'on utilisait celles du 2024-T3 comme discuté au **Chapitre 4**.

Les fissures sont caractérisées par deux longueurs, une longueur de fissure moyenne est définie à partir des longueurs mesurées sur la face supérieure et inférieure. La longueur de fissure moyenne est définie par :

$$B_{moy} = \frac{B_{sup} + B_{inf}}{2} \quad (7.1)$$

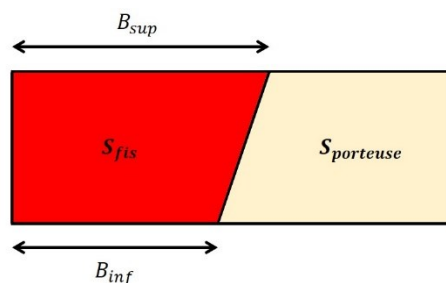


Figure C.1 Schéma de la fissure traversante obtenue avec un essai sur une éprouvette de cisaillement pur en 2024-T3

Les résultats des simulations sont post-traités en traçant la longueur de fissure moyenne en fonction de la diminution relative de la fréquence propre puis en interpolant les résultats par une fonction

puissance comme cela avait été réalisé pour les simulations en flexion. La **Figure C.2** présente la superposition des résultats expérimentaux et des simulations avec la méthode XFEM de longueur de fissure moyenne B_{moy} en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance.

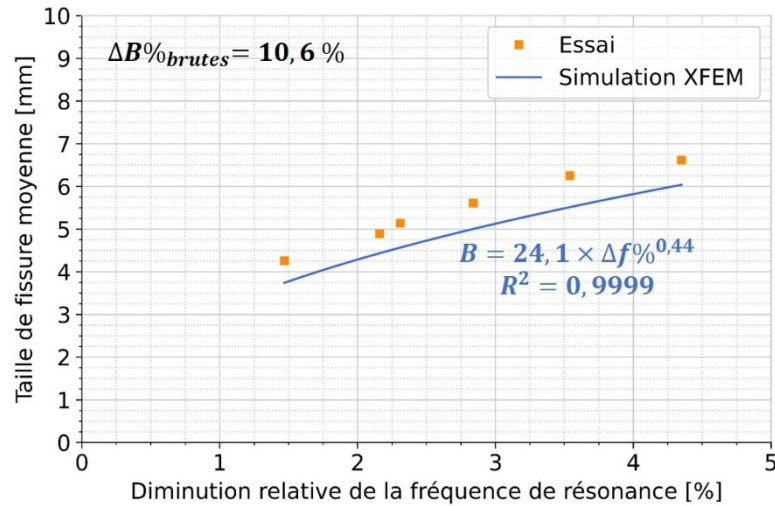


Figure C.2 Superposition des données expérimentales et numériques (méthode XFEM) de la longueur moyenne de la fissure en fonction de la diminution relative de la fréquence de résonance

L'écart moyen avec les simulations est de 0,57 mm ou 10,6 %. Tout comme les écarts pour les résultats obtenus avec les éprouvettes de flexion, on observe que les simulations ont tendance à surestimer l'impact des fissures sur la diminution relative de la fréquence de résonance par rapport aux résultats expérimentaux. Les écarts obtenus sont en outre supérieurs à ceux obtenus en flexion. Les résultats sont impactés par l'approximation qui est réalisée de définir une longueur de fissure moyenne à partir des longueurs mesurées sur les deux surfaces.