



HAL
open science

Ultrasons non linéaires pour la caractérisation de fissures fermées dans les matériaux métalliques

Arthur Perrin

► **To cite this version:**

Arthur Perrin. Ultrasons non linéaires pour la caractérisation de fissures fermées dans les matériaux métalliques. Acoustique [physics.class-ph]. Aix Marseille université, 2024. Français. NNT: . tel-04564737

HAL Id: tel-04564737

<https://hal.science/tel-04564737>

Submitted on 30 Apr 2024

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

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



Distributed under a Creative Commons Attribution - NonCommercial - NoDerivatives 4.0 International License

.....

THÈSE DE DOCTORAT

Soutenue à Aix-Marseille Université
le 28 mars 2024 par

Arthur PERRIN

Ultrasons non linéaires pour la caractérisation de fissures fermées dans les matériaux métalliques

Discipline

Sciences pour l'ingénieur

Spécialité

Acoustique

École doctorale

ED 353 : Sciences pour l'ingénieur :
mécanique, physique, micro et
nanoélectronique

Laboratoire/Partenaires de recherche

LMA UMR 7031, Marseille

Naval Group, Nantes

• **Composition du jury**

- **Jacques RIVIERE** **Rapporteur**
- Assistant Professor, Pennsylvania State University, USA
- **Olivier BOU MATAR** **Rapporteur**
- Professeur des Universités, Centrale Lille
- **Andreas SCHUMM** **Examineur**
- Ingénieur de recherche, EDF
- **Anissa MEZIANE** **Présidente du jury**
- Professeure des Universités, Université de Bordeaux
- **Cédric PAYAN** **Directeur de thèse**
- Professeur des Universités, Aix-Marseille Université
- **Cécile GUEUDRE** **Co-directrice de thèse**
- Maître de conférences, Aix-Marseille Université
- **Patrick RECOLIN** **Membre invité**
- Ingénieur de recherche, Naval Group
- **Gilles CORNELOUP** **Membre invité**
- Professeur des Universités, Aix-Marseille Université

Affidavit

Je soussigné, Arthur Perrin, déclare par la présente que le travail présenté dans ce manuscrit est mon propre travail, réalisé sous la direction scientifique de Cédric Payan et de Cécile Gueudré, dans le respect des principes d'honnêteté, d'intégrité et de responsabilité inhérents à la mission de recherche. Les travaux de recherche et la rédaction de ce manuscrit ont été réalisés dans le respect à la fois de la charte nationale de déontologie des métiers de la recherche et de la charte d'Aix-Marseille Université relative à la lutte contre le plagiat.

Ce travail n'a pas été précédemment soumis en France ou à l'étranger dans une version identique ou similaire à un organisme examinateur.

Fait à Aix en Provence, le 18 janvier 2024



Cette œuvre est mise à disposition selon les termes de la [Licence Creative Commons Attribution - Pas d'Utilisation Commerciale - Pas de Modification 4.0 International](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/).

Liste de publications et/ou brevets et participation aux conférences

1) Liste des publications et/ou brevet¹ réalisées dans le cadre du projet de thèse :

1. “Closed cracks characterization in a steel sample applying a pump prob waves ultrasonic method”, A. Perrin, C. Gueudré, M.A. Ploix, G. Corneloup, T.J. Ulrich, Luke Beardslee, P. Recolin, C. Payan

(En cours de soumission à the Journal of Nondestructive Evaluation, Diagnostics and Prognostics of Engineering Systems (Ed. B. Kundu, ASME))

2. Deuxième article en cours d’écriture sur le chapitre 4 du manuscrit (soumission avant la soutenance)

2) Participation aux conférences² et écoles d’été au cours de la période de thèse :

1. ISNA2022, Oxford UK, Juillet 2022 (présentation orale)
2. PACMAN2022, Los Alamos US, Aout 2022 (présentation orale)
3. Congrès COFREND, Juin 2023, Marseille (présentation orale et poster)
4. ECNDT2023, Lisbon Portugal, Juillet 2023 (présentation orale)

¹ Cette liste comprend les articles publiés, les articles soumis à publication et les articles en préparation ainsi que les livres, chapitres de livre et/ou toutes formes de valorisation des résultats des travaux propres à la discipline du projet de thèse. La référence aux publications doit suivre les règles standards de bibliographie et doit être conforme à la charte des publications d’AMU.

² Le terme « conférence » est générique. Il désigne à la fois « conférence », « congrès », « workshop », « colloques », « rencontres nationales et/ou internationales » ... etc. Indiquer si vous avez fait une présentation orale ou sous forme de poster.

Résumé

L'objectif de cette thèse est de mettre au point une méthode de Contrôle Non Destructive (CND) permettant de détecter et de caractériser les fissures de fatigue dans des composants métalliques. La première partie de ces fissures est ouverte et débouchante, détectable par méthode ultrasonore conventionnelle. Cependant, selon le type de sollicitation subie par le composant mécanique, une partie de cette fissure peut être fermée, invisible aux ultrasons. Les conséquences de la sous-estimation de la profondeur des fissures peuvent être dramatiques car la durée de vie des composants mécaniques s'en trouve largement diminuée. L'enjeu de cette thèse est de mettre au point une méthode de CND ultrasonore permettant de détecter et de caractériser la partie fermée de ces fissures.

Le premier chapitre de ce manuscrit traite de la description et du contrôle non destructif des fissures dans les pièces métalliques, notamment de la fermeture des fissures et de son impact sur les performances des différentes méthodes de CND. Après avoir mis en évidence l'intérêt des méthodes d'acoustique non linéaire pour le dimensionnement des fissures fermées, le deuxième chapitre fait l'état de l'art de ce type de méthode de CND. Il a pour but de sélectionner les méthodes aux meilleures capacités de dimensionnement, et dont l'industrialisation est envisageable. Au chapitre 3, la première méthode sélectionnée dite de « l'onde pompe » est mise en place sur des échantillons fissurés. Elle a pour but d'alternativement ouvrir et fermer les fissures à l'aide d'une onde basse fréquence de forte amplitude. Ses résultats sont ensuite discutés grâce à une modélisation analytique du comportement des fissures fermées. Au chapitre 4, l'attention est portée sur la « sollicitation thermique » des fissures fermées qui vise à ouvrir les fissures grâce à la contraction du matériau générée par un refroidissement local de la pièce à contrôler. Sa meilleure capacité d'ouverture des fissures par rapport à l'onde pompe est mise en avant, et les différents phénomènes physiques en jeu tout au long de l'ouverture de la fissure sont étudiés pour caractériser cette méthode innovante. L'industrialisation de la méthode est finalement envisagée avec des essais sur une pièce réelle dans des conditions expérimentales de contrôle industriel.

Mots clés : contrôle non destructif, fissure fermée, ultrason non linéaire, sollicitation thermique, onde pompe, acier

Abstract

The aim of this thesis is to develop a non-destructive testing (NDT) method for detecting and characterizing fatigue cracks in metal components. The first part of these cracks is open, detectable by conventional ultrasonic methods. However, depending on the type of stress to which the mechanical component is subjected, part of the crack may be closed, making it invisible to ultrasound. The consequences of underestimating crack depth can be dramatic, as the service life of mechanical components is greatly reduced. The focus of this thesis is to develop an ultrasonic NDT method for detecting and characterizing the closed part of these cracks.

The first chapter of this manuscript deals with the description and non-destructive testing of cracks in metal parts, especially crack closure, and its impact on the performance of different NDT methods. After highlighting the interest of non-linear acoustic methods for the dimensioning of closed cracks, the state of the art of these methods is reviewed in the second chapter. Those with the best sizing capabilities, also considering the possibility of industrialization are then selected for our study. In Chapter 3, the first sectioned "pump wave" method is implemented experimentally on cracked samples and the results are discussed using analytical modelling of the behaviour of closed cracks. Chapter 4 is focused on the "thermal solicitation" of closed cracks using local cooling of the test specimen. The better crack-opening capabilities of this method compared with the pump wave are highlighted. The various physical phenomena involved are studied, and the industrialization of the method envisaged with tests on a real part under industrial control experimental conditions.

Keywords : non-destructive testing , closed crack, nonlinear ultrasound, thermal solicitation, pump wave, steel

Table des matières

<i>Affidavit</i>	3
<i>Liste de publications et/ou brevets et participation aux conférences</i>	4
<i>Résumé</i>	5
<i>Abstract</i>	6
<i>Table des matières</i>	7
<i>Introduction générale</i>	12
<i>Chapitre 1 : Description et contrôle non destructif des fissures dans les pièces métalliques</i>	15
1.1. Introduction au phénomène de fissuration	15
1.1.1. Formation de fissures dans les pièces métalliques.....	15
1.1.2. Phénomène de fermeture des fissures.....	19
1.2. Présentation des méthodes de contrôle non destructif des fissures	22
1.2.1. Description de la pièce à contrôler	22
1.2.2. Choix de la méthode de contrôle non destructif.....	25
1.3. Caractérisation de la partie fermée des fissures et de son impact sur les ultrasons	35
1.3.1. Obtention d'échantillons représentatifs des fissures réelles	35
1.3.2. Mesure de l'ouverture des fissures pendant un essai de flexion.....	36
1.3.3. Caractérisation retenue des fissures fermées.....	41
1.4. Intérêt des méthodes d'acoustique non linéaire	42
<i>Chapitre 2 : Etude bibliographique sur le contrôle des fissures fermées grâce à l'acoustique non linéaire</i>	45
2.1. Définition de la non linéarité	45
2.1.1. Non linéarité du matériau	45
2.1.2. Non linéarité de la fissure	46
2.2. Utilisation des harmoniques générés par la fissure	51
2.2.1. Méthode des super-harmoniques.....	51
2.2.2. Méthode des sous-harmoniques	52
2.2.3. Limites liées à la génération des harmoniques.....	55
2.3. Recherche de la non linéarité de la fissure par soustraction d'image	56
2.3.1. Méthode FAD (Fundamental Wave Amplitude Difference).....	56
2.3.2. Méthode d'imagerie par mesure de l'énergie diffuse	58
2.3.3. Limites liées à l'utilisation des transducteurs multi-éléments	60
2.4. Observation du comportement non linéaire par l'application d'une contrainte d'ouverture à la fissure	62
2.4.1. Méthode de l'onde pompe	62
2.4.2. Méthode de la sollicitation thermique	65
2.4.3. Limites de l'application des contraintes d'ouverture	68

2.5. Choix des méthodes d'acoustique non linéaire étudiées.....	69
Chapitre 3 : Modulation de l'onde ultrasonore par une onde pompe :	
<i>Expérimentation et modélisation</i>	71
3.1. Objectifs de la méthode	71
3.2. Description de l'onde pompe et son impact sur les fissures.....	72
3.2.1. Description de la résonance de la pièce.....	72
3.2.2. Visualisation de l'ouverture de la fissure par la pompe.....	75
3.3. Description de l'onde sonde	78
3.3.1. Dimensionnement des fissures à partir de l'amplitude de l'écho de coin.....	78
3.3.2. Impact de l'orientation de la fissure	81
3.3.3. Construction de l'abaque pour le dimensionnement des fissures	83
3.4. Application expérimentale de la méthode de l'onde pompe.....	85
3.4.1. Protocole et dispositif expérimental	85
3.4.2. Définition des positions de mesures.....	87
3.4.3. Résultats expérimentaux de la méthode de l'onde pompe	89
3.5. Modélisation de la réponse des fissures fermées face à la sollicitation de la pompe.....	96
3.5.1. Cas de la pompe « faible » : Etude de la raideur de la partie fermée de la fissure.....	96
3.5.2. Cas de la pompe « forte » : Etude du phénomène de clapping.....	101
3.5.3. Comparaison entre l'essai de flexion et la sollicitation de la pompe.....	105
3.6. Conclusion sur l'utilisation d'une onde pompe.....	107
Chapitre 4 : Ouverture des fissures fermées par sollicitation thermique :	
<i>Expérimentation et modélisation</i>	109
4.1. Objectifs de la méthode.....	109
4.2. Application expérimentale de la méthode de sollicitation thermique.....	110
4.2.1. Protocole et dispositif expérimental	110
4.2.2. Caractérisation de la capacité d'ouverture de la sollicitation thermique	113
4.3. Modélisation de la réponse ultrasonore pendant le refroidissement	116
4.3.1. Simulation du champ de température au cours du temps.....	116
4.3.2. Modélisation du faisceau ultrasonore	120
4.3.3. Cas de l'entaille : Variation de la réponse ultrasonore avec le changement de température...	123
4.3.4. Cas des fissures fermées : Différences de comportement par rapport à l'entaille	132
4.3.5. Synthèse des phénomènes physiques en jeu.....	136
4.4. Industrialisation de la méthode de la sollicitation thermique.....	137
4.4.1. Validation de la méthode sur une pièce de taille importante	137
4.4.2. Problématique de la présence de la chemise.....	139
4.5. Conclusion sur les capacités de la sollicitation thermique.....	146
<i>Conclusion générale</i>	149
<i>Bibliographie</i>	152
<i>Table des figures</i>	163

<i>Annexe</i>	<i>173</i>
A. Choix des paramètres expérimentaux pour l'application du refroidissement	173
B. Calcul du coefficient de réflexion en fonction de l'angle d'incidence de l'onde ultrasonore transversale à une interface solide-liquide	178

Introduction générale

Le Contrôle Non Destructif (CND) représente l'ensemble des méthodes permettant de fournir une information sur la santé d'une pièce ou d'une structure sans altérer son état de santé. Dans l'industrie maritime (comme dans d'autres secteurs comme l'aéronautique, le nucléaire, etc.), il est d'une importance critique pour garantir la durabilité et la performance des sous-marins et des bâtiments de surface ainsi que la sécurité des équipages. Ces méthodes de contrôle sont appliquées lors d'inspections régulières effectuées pour suivre l'avancement de l'endommagement de la pièce à contrôler. La fiabilité des résultats des mesures de CND est donc fondamentale car elle oriente les décisions de maintenance, de réparation ou de remplacement des composants. Également, avoir des méthodes de CND efficaces permet d'évaluer la durée de vie restante des pièces mécaniques, de minimiser les temps d'arrêt pour entretien et réparation, et de réduire les coûts opérationnels.

Que ce soit lors de leur fabrication ou de leur utilisation, de multiples types de défauts peuvent apparaître. Dans les matériaux métalliques, les fissures représentent un danger particulièrement important car une fois amorcées, elles se propagent progressivement jusqu'à devenir critiques pour l'intégrité de la pièce. Si elles ne sont pas détectées à temps, de sérieux risques de rupture de la pièce sont alors encourus. Au cours de leur propagation, les fissures peuvent développer un caractère fermé, c'est-à-dire que leurs parois sont partiellement ou totalement en contact. Du point de vue du contrôle non destructif, ce phénomène altère la détection et le dimensionnement des fissures. Comprendre comment et pourquoi la fermeture des fissures impacte les méthodes de CND est donc essentiel.

A l'occasion d'une campagne d'inspection réalisée par Naval Group, des essais ont permis de mettre en évidence que certaines fissures rencontrées (pièce en acier) possèdent une fermeture importante. En comparant les résultats des méthodes de CND aux résultats des études destructives, il a été montré que pour une profondeur mesurée de manière non destructive entre 2 mm et 3 mm, la profondeur réelle de ces fissures se situe plutôt entre 3 mm et 5 mm. Dans ce manuscrit, nous allons étudier ces fissures problématiques et développer une méthode de contrôle non destructif innovante permettant d'améliorer considérablement le dimensionnement de ce type de défaut.

Afin de répondre à cette problématique, nous commencerons dans le premier chapitre de ce manuscrit par décrire le phénomène de fissuration et les origines de la fermeture. Nous expliquerons pourquoi parmi les méthodes de CND actuelles, la méthode des ultrasons est la plus adaptée à notre cas d'utilisation. Puis nous

caractériserons la partie fermée des fissures de nos échantillons en observant l'évolution de la partie ouverte des fissures et leur réponse ultrasonore pendant leur ouverture par un essai de flexion.

Une fois le problème posé, nous explorerons dans le chapitre 2 le contrôle des fissures fermées grâce à l'acoustique non linéaire car ce type de méthode ultrasonore possède de meilleures performances que les méthodes usuelles sur les fissures fermées. Nous nous intéresserons aux phénomènes non linéaires exploités, puis nous détaillerons une à une les différentes méthodes d'acoustique non linéaire pour comprendre leur fonctionnement et leurs limites. Nous terminerons ce chapitre en sélectionnant les deux méthodes ayant le potentiel de résoudre la problématique du sous-dimensionnement des fissures fermées. Un des critères importants retenus est l'applicabilité de la méthode dans un contexte industriel puisque des essais in situ seront réalisés pour tester la méthode dans des conditions réelles d'utilisation.

Dans le chapitre 3, nous étudierons la modulation de l'onde ultrasonore par une onde pompe. Cette méthode a pour principe d'alternativement ouvrir et fermer les fissures à l'aide d'une onde basse fréquence dite « pompe » afin de faire varier leur réponse ultrasonore au cours du temps. Nous détaillerons comment il est possible de générer une telle sollicitation et décrirons la méthode de dimensionnement des fissures utilisée au cours de l'ouverture de l'onde pompe. Cette méthode sera appliquée sur 12 fissures différentes afin de caractériser expérimentalement ses performances. Enfin, une modélisation analytique du comportement mécanique des fissures fermées sera ensuite réalisée pour mieux comprendre les résultats expérimentaux. Elle permettra de faire des liens entre la sollicitation dynamique de la pompe et la sollicitation quasi-statique de l'essai de flexion réalisé au chapitre 1.

Dans le chapitre 4, nous étudierons la deuxième méthode retenue. Cette méthode remplace l'onde pompe par une sollicitation thermique des fissures. L'ouverture des fissures se fait grâce à la contraction du matériau créée par un refroidissement local de la pièce fissurée. Comme pour la méthode de l'onde pompe, nous commencerons par analyser expérimentalement la sollicitation thermique pour ensuite développer une modélisation permettant de mieux comprendre les phénomènes physiques en jeu. Nous montrerons que la capacité d'ouverture de cette nouvelle méthode est meilleure que celle de l'onde pompe et se rapproche de l'ouverture totale des fissures observée avec l'essai de flexion. Un autre avantage de cette méthode est que le dispositif expérimental est simple à mettre en place. C'est pourquoi nous décrirons aussi dans quelle mesure la sollicitation thermique peut être appliquée dans un environnement industriel.

Nous synthétiserons finalement les différents travaux réalisés dans la conclusion du manuscrit et nous montrerons pourquoi la sollicitation thermique est une méthode prometteuse pour le dimensionnement des fissures fermées.

Chapitre 1 : Description et contrôle non destructif des fissures dans les pièces métalliques

1.1. Introduction au phénomène de fissuration

Dans le monde industriel, l'apparition de défauts au sein des pièces mécaniques est une problématique importante. La compréhension de leurs mécanismes de formation et de propagation est donc cruciale pour garantir la qualité des pièces mécaniques et la sûreté de leur utilisation. Les défauts peuvent être classés en deux catégories : volumiques et non-volumiques. Les défauts volumiques comme les soufflures, les inclusions, etc. dégradent les propriétés mécaniques de la pièce, mais leur taille n'évolue pas au cours de la sollicitation. Leur existence est donc tolérée si leur nombre/dimension ne dépasse pas une certaine limite. A l'inverse, les défauts non volumiques se propagent lors de la sollicitation de la pièce. Ce type de défaut est donc dangereux car même s'ils ont une taille initiale faible, ils peuvent évoluer et à terme causer la rupture de la pièce. Les fissures font partie de cette deuxième catégorie de défauts et leur origine peut varier en fonction des cas. Dans cette partie, nous allons les décrire.

1.1.1. Formation de fissures dans les pièces métalliques

1.1.1.1. Apparition de fissures au cours du procédé de fabrication

La phase de fabrication d'une pièce en acier est une période propice à l'apparition de défauts. En effet, si le procédé de fabrication est mal réalisé, le risque de non-conformité de la pièce finale est important. Avec les procédés de soudage, des défauts peuvent apparaître dans l'assemblage final si les paramètres de soudage sont mal choisis. C'est pourquoi les soudures sont toujours inspectées en fin de fabrication pour en garantir la qualité.

Pendant le soudage, la fissuration se produit en raison d'une concentration de contraintes élevée dans la soudure. On peut distinguer deux types de fissurations : la fissuration à chaud et la fissuration à froid. La première se produit dans la zone fondue pendant la solidification du bain de fusion (voir Figure 1-1a), surtout s'il y a un fort bridage des pièces (qui entrainera un rétreint localisé en zone fondue), la présence de soufre et de phosphore (qui sont encore liquides vers 1000°C) et un grand volume de bain de fusion qui amplifie les phénomènes. La fissuration à froid survient dans la Zone Affectée Thermiquement (ZAT). Elle peut être attribuée à la présence d'hydrogène piégé dans la

soudure ou aux concentrations de contraintes résiduelles qui se développent pendant le refroidissement du métal fondu. Ces fissures apparaissent lors de la formation de martensite vers 300°C, ce qui les distingue des fissures à chaud qui apparaissent vers 1000°C.

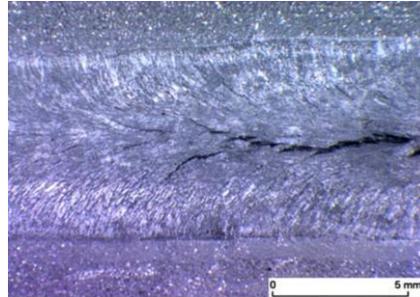


Figure 1-1: Exemple de fissuration à chaud pouvant apparaître dans les soudures (Coniglio et Cross 2009)

1.1.1.1. Création de fissures pendant la mise en service de la pièce

La fatigue est le phénomène de dégradation du matériau apparaissant sous l'effet d'une charge cyclique. Même si cette contrainte se situe en dessous de la limite élastique du matériau, si le nombre de cycles appliqué à la pièce est suffisamment grand, cela va générer un endommagement pouvant aller jusqu'à la rupture complète de la pièce. Le phénomène de fatigue est alors responsable de l'initiation de fissures dans un matériau sain puis de leur propagation. La durée de vie d'une pièce mécanique soumise au phénomène de fatigue peut être divisée en 3 régions (Jiang 1994) :

- La première est la phase d'amorçage de la fissure. Généralement aux endroits à forte concentration de contrainte où des microfissures invisibles à l'œil nu s'accumulent au fil du temps ;
- La deuxième est la phase de propagation. Une fois qu'une microfissure a atteint une taille critique, sa vitesse de propagation se stabilise et augmente de façon régulière ;
- La troisième est la phase de rupture. Lorsque la taille de la fissure dépasse sa limite d'instabilité, sa vitesse de propagation augmente brusquement. La fissuration de la pièce n'est alors plus contrôlée, ce qui provoque rapidement la rupture de la pièce ;

La fissure amorcée représente une discontinuité dans le matériau qui modifie le champ de contrainte initialement présent dans la pièce saine pendant sa sollicitation. Une contrainte bien plus forte se forme alors en pointe de fissure par rapport au reste du matériau (voir Figure 1-2). Cette concentration de contrainte locale fait d'abord plastifier le matériau en pointe de fissure puis, si elle dépasse la résistance à la rupture du matériau, engendre la propagation du défaut.

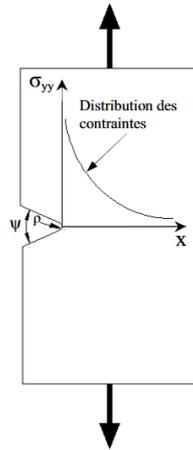


Figure 1-2: Distribution des contraintes dans une plaque entaillée sous traction (Zalt 2012)

Pour quantifier cette augmentation locale des contraintes, nous utilisons le coefficient de contrainte K . Il est défini comme le rapport de la contrainte maximale présente en pointe de fissure (σ_{max}) et la contrainte nominale qui serait présente en l'absence de fissure (σ_{nom}):

$$K = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}}$$

Comme la sollicitation est cyclique, nous définissons à partir de l'expression de K , la variation de concentration de contrainte au cours d'un cycle de chargement $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ avec K_{max} et K_{min} les valeurs maximales et minimales des valeurs de K atteintes pendant un cycle de sollicitation. Avec cette expression de ΔK , plus la taille de la fissure est importante, plus ΔK augmente, ce qui en fait un bon outil pour représenter l'avancement de la fatigue du matériau. Lorsque nous observons la vitesse de propagation da/dN (en mm par nombre de cycles) en fonction de $\ln(\Delta K)$, les 3 phases de la propagation de fissure évoquée précédemment apparaissent clairement (amorçage, propagation et rupture voir Figure 1-3).

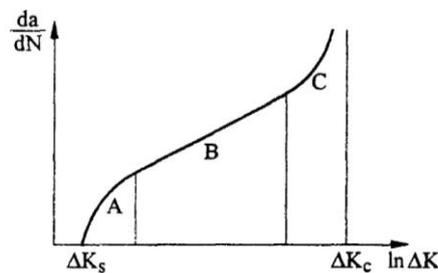


Figure 1-3: Loi de propagation générale, A : Zone d'amorce de la fissure, B : Zone de propagation de la fissure, C : Zone de rupture (Jiang 1994)

Pendant la phase de propagation des fissures (zone B Figure 1-3), la stabilité de la vitesse de propagation se traduit par la linéarité de la relation entre da/dN et $\ln(\Delta K)$. En se basant sur cette propriété, des lois permettent de modéliser l'avancement de la fatigue comme la loi de Paris (Jiang 1994). Cette loi permet d'estimer la vitesse de propagation de

fissure à partir de $\ln(\Delta K)$ et de deux constantes (C, m) dépendantes du matériau et de la sollicitation :

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (1.1)$$

La loi de Paris peut ensuite être modifiée ou enrichie pour décrire plus finement le comportement des fissures. D'autres modèles plus poussés prennent par exemple en compte les caractéristiques du matériau ou les paramètres du chargement en fatigue de la pièce (Chowdhury et Sehitoglu 2016; Jiang 1994).

Cette loi n'est pas valable pour les phases d'amorçage et de rupture, mais permet de décrire l'évolution de la propagation de la fissure entre ces deux phases critiques. Ce type de calcul est alors utile dans le cadre du calcul de la durée de vie d'une pièce mécanique soumise à une sollicitation en fatigue. Un autre outil classique de ce genre de problème est la courbe de Wöhler (voir Figure 1-4). Également appelée courbe S-N, elle représente la relation entre le niveau de contrainte appliqué à une pièce et le nombre de cycles de chargement qu'elle peut supporter avant de rompre. Sur cette courbe, nous observons pour les nombres de cycles élevés une asymptote horizontale appelée « limite de fatigue ». Pour une sollicitation inférieure à cette contrainte limite, la durée de vie de la pièce peut être considérée comme infinie car aucun endommagement n'apparaît au cours de la vie de la pièce. Cette courbe est essentielle pour évaluer la durée de vie en fatigue des composants soumis à un chargement de fatigue.

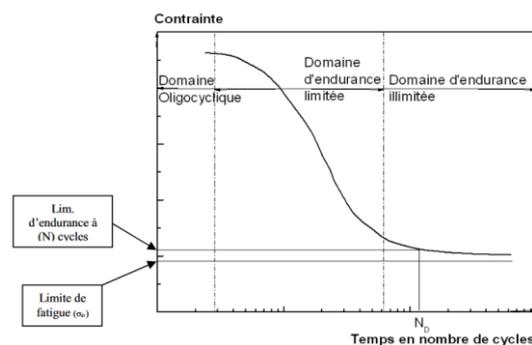


Figure 1-4: Forme générale d'une courbe de Wöhler (Zalt 2012)

La fatigue d'une pièce peut être le résultat d'une sollicitation mécanique (flexion, traction, etc.) mais aussi d'une sollicitation thermique. Lorsqu'un gradient de température est imposé à la pièce, des déformations liées à la dilatation thermique du matériau sont induites dans la pièce, la sollicitant alors mécaniquement (Arakcheev et al. 2015). Lors de sa répétition, cette sollicitation thermique modifie les propriétés mécaniques du matériau et provoque la formation de réseaux de fissures (voir Figure 1-5).

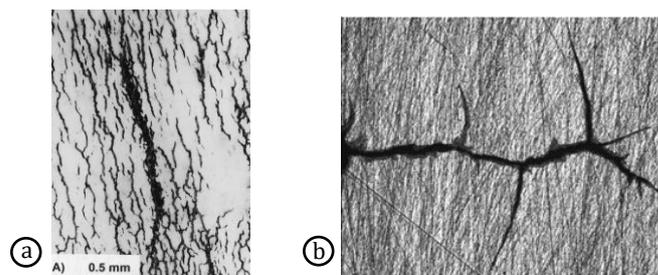


Figure 1-5: (a) Endommagement en surface d'un acier faiblement allié (HI3) dû à la fatigue thermique (Starling et Branco 1997), (b) Fissure propagée par fatigue thermique après initiation de la fissuration en pointe d'entaille dans un acier HI3 (Jia et al. 2015)

Un troisième type de fissuration apparaissant au cours de l'utilisation d'une pièce est la corrosion sous contrainte (CSC). Pour qu'il apparaisse, ce type de fissuration doit réunir trois conditions. Tout d'abord, il faut que le matériau soit sensible à la CSC car tous les matériaux ne sont pas sensibles à ce type de fissuration. Ensuite, il faut que le matériau soit sous contrainte avec un chargement statique ou alterné. Et enfin, le matériau doit être en contact avec un environnement corrosif (en pratique souvent aqueux). L'étude de ce type de fissuration implique donc l'étude de la corrosion, de la métallurgie et de la mécanique de la rupture, ce qui le rend complexe et encore très étudié (Khalifeh 2019). L'initiation de la CSC peut se faire dans de nombreux endroits (porosités, fissure de fatigue, marque d'usinage, défaut de revêtement, etc.) et sa propagation se fait à travers les grains du matériau (transgranulaire voir Figure 1-6a) comme entre les grains (intergranulaire voir Figure 1-6b).

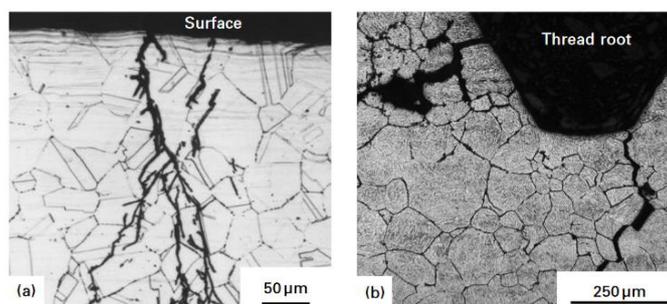


Figure 1-6: Image au microscope optique d'une fissure de corrosion sous contrainte : (a) Transgranulaire dans un acier inoxydable austénitique, (b) Intergranulaire dans un acier inoxydable martensitique (Lynch 2011)

1.1.2. Phénomène de fermeture des fissures

Lors de sa propagation en fatigue, une fissure peut prendre des géométries différentes en fonction de la sollicitation et des propriétés du matériau. Les fissures peuvent être droites, en zig-zag, ramifiées, etc... Au-delà de ces caractéristiques géométriques, la fissure peut aussi avoir un caractère fermé. Une fissure est dite « fermée » lorsqu'une portion significative de ses parois est en contact. On distingue trois causes principales :

- La fermeture due à la plastification du matériau en pointe de fissure : avec la concentration de contrainte en pointe de fissure, le matériau dépasse localement

sa limite de plasticité. Un sillage plastique se forme alors autour de la fissure (voir Figure 1-7) et les mouvements de matière créés par les dislocations créent une contrainte de compression résiduelle entre les parois de la fissure (Reinhard et Riemelmoser 1998) ;

- La fermeture due à l'oxydation : Lors de la sollicitation de la pièce, une couche de produits de corrosion peut se former sur les parois de la fissure (voir Figure 1-7). Cela crée une surépaisseur remplissant l'intérieur de la fissure faisant le lien entre les deux parois initialement détachées (Suresh, Zamiski, et Ritchie 1981) ;
- La fermeture due à la rugosité des parois de la fissure : Avec la rugosité, la morphologie du profil des parois de la fissure peut contenir des aspérités de taille importante par rapport à l'écartement des fissures appliqué par la sollicitation. Lorsque la contrainte est relâchée, un léger décalage entraîne alors une entrée en contact prématurée des deux parois (voir Figure 1-7) (Suresh, Zamiski, et Ritchie 1981) ;

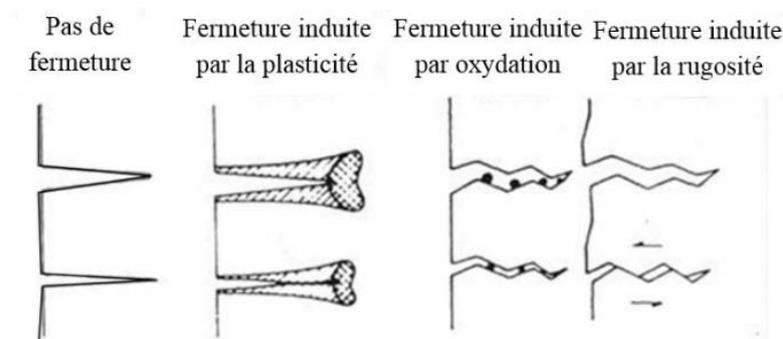


Figure 1-7: Illustration des différents types de fermeture (Suresh, Zamiski, et Ritchie 1981)

En pratique, ces trois phénomènes n'apparaissent que très rarement seuls. La fermeture est en général le résultat de la combinaison d'au moins deux d'entre eux (Suresh, Zamiski, et Ritchie 1981). Aussi, les fissures ne sont que partiellement fermées car le contact entre les deux parois n'est jamais présent sur l'entièreté du profil de fissure.

Du point de vue de mécanique, une pression de contact résiduelle se trouve au niveau de l'interface de la partie fermée de la fissure et impacte le mouvement des parois (Renshaw, Holland, et Thompson 2008). Pour que la fissure soit totalement ouverte, une charge minimale doit être appliquée à la fissure afin de séparer ses deux parois (de Matos et Nowell 2009; Tschegg 1983). Cette caractéristique est très importante car en dessous de cette contrainte seuil, la sollicitation mécanique ne met pas sous tension la pointe de la fissure. Aucune concentration de contrainte n'est alors observée en pointe de fissure, ce qui empêche la fissure de se propager. Dans les modèles de fatigue, cela se traduit par le remplacement de la variation du coefficient de concentration de contrainte ΔK par sa variation effective $\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op}$ avec K_{op} le coefficient de concentration de contraintes nécessaire pour ouvrir totalement la fissure (voir l'illustration en Figure 1-8). Ce nouveau paramètre est plus représentatif de la contrainte utile à la propagation du défaut et la loi de Paris devient : $\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eff})^m$ (Tschegg 1983; Vor 2009). En

mécanique de la rupture, la fermeture de la fissure est donc définie comme la sollicitation minimale à appliquer pour ouvrir totalement la fissure. Son rôle est positif pour l'intégrité du matériau puisqu'elle réduit la sollicitation effective appliquée à la fissure et donc sa propagation.

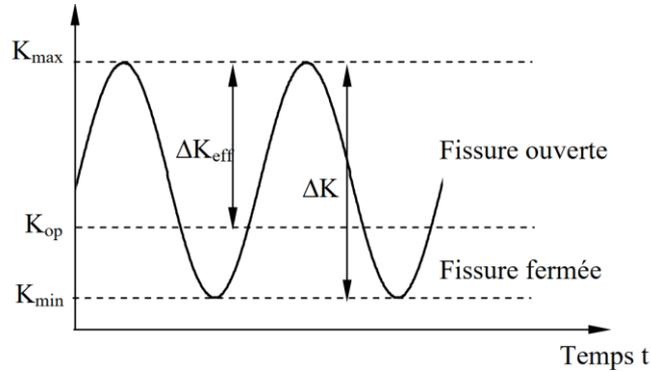


Figure 1-8: Variation du coefficient de concentration de contrainte en pointe de fissure lors d'un essai de fatigue sur une fissure fermée (Vor 2009)

Des problèmes de fermeture ont été relevés avec différents types de fissuration comme la corrosion sous contrainte (Horinouchi et al. 2012; Ohara, Nakajima, Tsuji, et al. 2019; Ohara et al. 2008), la fatigue thermique (Ohara, Nakajima, Tsuji, et al. 2019) ou la fatigue mécanique (Vor 2009). Industriellement, cela représente donc un large champ d'application. De plus, même si une fissure est initialement ouverte lors de sa formation, le caractère fermé peut se développer plus tard lors de sa propagation en fatigue.

1.2. Présentation des méthodes de contrôle non destructif des fissures

Le contrôle non destructif (CND) regroupe l'ensemble des méthodes visant à évaluer la qualité et l'intégrité des matériaux et des structures sans les dégrader par rapport à leur état initial. Il a pour objectif de caractériser les matériaux et de détecter, localiser et/ou dimensionner les différents défauts présents dans la pièce à contrôler. Ce genre de contrôle est en général réalisé au moment de la fabrication mais aussi lors de campagnes d'inspection régulières au cours de la vie de la pièce mécanique. En identifiant les défauts lors des contrôles mis en place, le CND permet de minimiser les risques de défaillances des systèmes mécaniques. Il est très présent dans des domaines comme l'aéronautique, l'énergie et la construction pour contrôler l'intégrité des structures.

Pour choisir une méthode de CND, beaucoup de paramètres sont à prendre en compte. Il faut que la méthode soit adaptée au type de défaut recherché. Dans notre cas, nous cherchons à détecter, localiser et dimensionner des fissures, notamment leur profondeur. Ensuite, la méthode choisie doit être adaptée au matériau de la pièce étudiée et être compatible avec les problèmes d'accessibilité des défauts. Nous allons donc commencer par décrire la pièce à contrôler et ses fissures pour ensuite en déduire la méthode de CND la plus adaptée à notre problème.

1.2.1. Description de la pièce à contrôler

La pièce à contrôler est faite d'acier faiblement allié 16MND5. Elle est de forme tubulaire (40 mm d'épaisseur) et recouverte d'une chemise qui a été posée par frettage (voir Figure 1-9a). La zone fissurée se situe à la limite de la chemise ou quelques millimètres en dessous (voir zone rouge en Figure 1-9b).

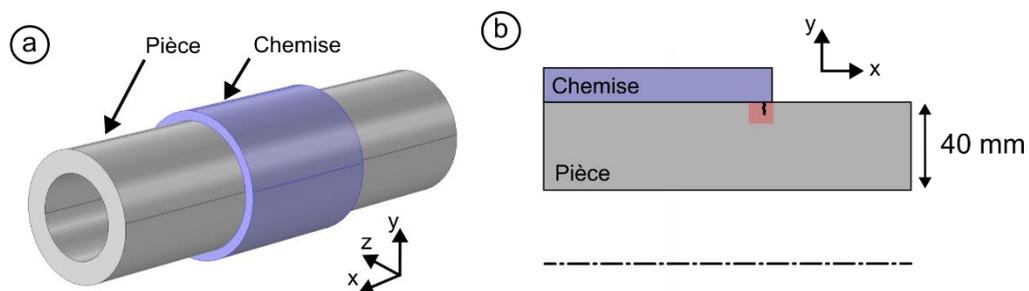


Figure 1-9: (a) Description de la pièce à contrôler (gris) et de sa chemise (bleu), (b) Position de la zone fissurée (rouge) par rapport à la pièce et la chemise

Les fissures sont issues de la fatigue de la pièce, plus précisément du mécanisme de « fretting fatigue » qui se produit avec les assemblages frettés. Lors de la mise en rotation d'un assemblage, un léger glissement/décollement se produit près du bord de contact à cause de l'effort de flexion (voir Figure 1-10). Ce processus d'endommagement

peut être divisé en trois phases distinctes. Tout d'abord, le frottement entre la chemise et la pièce frettée au cours de l'utilisation de l'assemblage retire la couche d'oxyde sur les surfaces en contact. Après les premiers cycles, la couche d'oxyde est complètement éliminée et les matériaux sous-jacents commencent à adhérer, entraînant le développement de micro-soudures. Les cycles de charge supplémentaires rompent ensuite ces micro-soudures, formant des débris d'usure à l'interface entre le chemise et la pièce frettée, provoquant ensuite le développement de microfissures (Croccolo et al. 2022; Dieu et al. 2023).

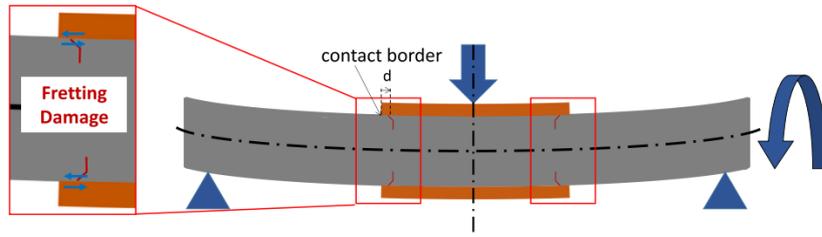


Figure 1-10: Représentation schématique du mécanisme de fretting fatigue (Dieu et al. 2023)

Avec ce frottement, la zone de contact entre l'axe et la chemise peut être divisée en 3 parties (voir Figure 1-11) :

- La zone centrale (zone I) non endommagée où les efforts de serrage dus au frettage de la chemise empêchent l'assemblage de bouger ;
- La zone située à l'extrémité de la chemise (zone III) où le mouvement relatif entre l'axe et la chemise est le plus important. Cette zone est alors celle où l'endommagement est le plus marqué ;
- La zone intermédiaire (zone II) où l'endommagement est visible mais moins marqué qu'à l'extrémité de la chemise ;

L'initiation des fissures de fatigue ne se fait donc pas systématiquement à l'extrémité de la chemise mais aussi légèrement en dessous ce qui explique le positionnement de la zone fissurée de notre pièce (voir Figure 1-9b).

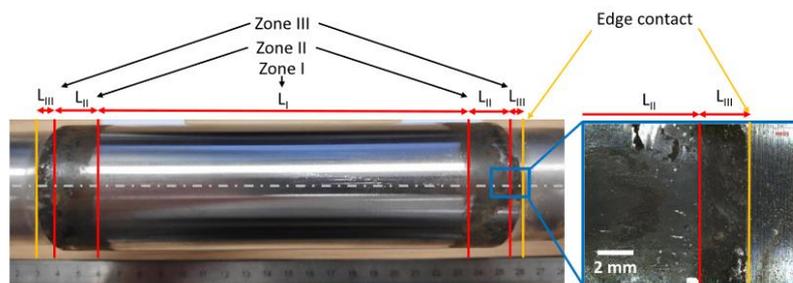


Figure 1-11: Photo des zones endommagées sur une maquette de fretting fatigue une fois la chemise déposée (Dieu et al. 2023)

Après découpe d'un échantillon de la pièce fissurée, nous observons que les défauts recherchés sont de l'ordre de plusieurs millimètres. Ils prennent une forme de

virgule, ce qui leur donne une légère inclinaison par rapport à la surface (voir Figure 1-12).

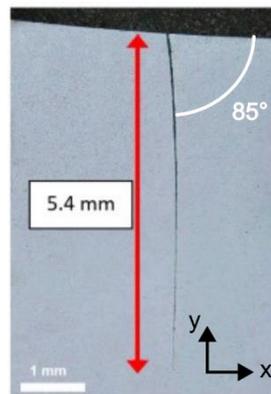


Figure 1-12: Image obtenue au microscope d'une fissure issue de nos échantillons après examen destructif de la pièce

L'échantillon prélevé a ensuite été rompu par choc pour pouvoir observer l'intérieur des fissures (voir Figure 1-13). Nous observons la présence d'une couche d'oxyde sur la paroi de la fissure et que sa profondeur évolue entre 3 mm et 5,4 mm.



Figure 1-13: Visualisation de l'intérieur d'une fissure après son ouverture par rupture brusque de l'échantillon par choc

1.2.2. Choix de la méthode de contrôle non destructif

1.2.2.1. Inspection visuelle

La première des méthodes de CND à envisager est l'inspection visuelle. Elle consiste à inspecter une zone à l'œil nu ou à l'aide d'une loupe, endoscope, etc. pour repérer la présence de défauts à la surface de la pièce contrôlée. Cette technique permet de repérer les défauts surfaciques les plus importants. Cependant, quand les défauts recherchés sont trop fins/non visibles ou que les conditions d'observation sont dégradées (mauvais état de surface, etc.), cette méthode peut être inefficace. Elle ne permet pas non plus d'évaluer la profondeur des défauts. C'est pourquoi d'autres méthodes comme le ressuage, la magnétoscopie, la radiographie, les courants de Foucault et les ultrasons ont été développées. Ces différentes méthodes se basent sur l'utilisation de phénomènes physiques différents, leur donnant des avantages et inconvénients par rapport à chaque cas d'utilisation.

1.2.2.2. Ressuage

L'objectif du contrôle non destructif par ressuage est de détecter des défauts débouchants. Il comprend une phase de préparation de la surface à contrôler pour dégager l'accès aux fissures. C'est pourquoi tout revêtement, peinture ou contaminant doit être enlevé de la surface à inspecter. Ensuite, un liquide pénétrant est appliqué sur la surface nettoyée afin de remplir les défauts présents (voir Figure 1-14a). Après avoir essuyé la surface pour enlever l'excès de liquide pénétrant (voir Figure 1-14b), un révélateur est ensuite appliqué (voir Figure 1-14c). Sous forme d'une poudre fine ou d'un aérosol, le révélateur a pour rôle d'absorber par capillarité le liquide pénétrant restant dans les défauts pour faire ressortir les indications qui pourraient être invisibles à l'œil nu. Une fois le temps de développement attendu, l'inspecteur réalise l'examen visuel de la surface contrôlée. Les indications visibles permettent de détecter la présence de défauts débouchants, mais aussi d'évaluer leur étendue en surface. Cependant, cette méthode peut être directement rejetée car même si elle permet de mettre en évidence la présence de fissures, elle ne donne pas d'estimation de la profondeur des fissures détectées.

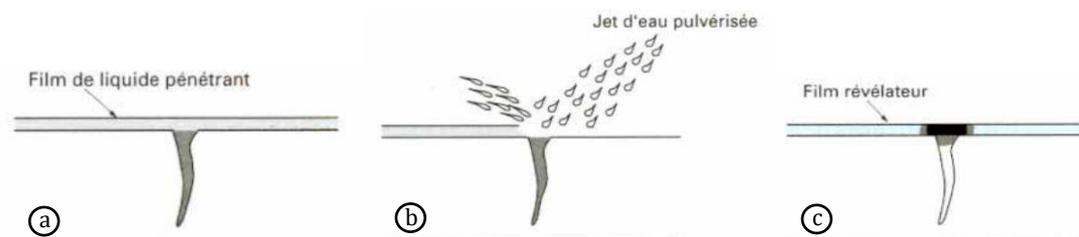


Figure 1-14: Contrôle par ressuage : (a) Application et pénétration dans la fissure du liquide pénétrant, (b) Enlèvement de l'excédent de pénétrant, (c) Révélation du pénétrant (Dumont-Fillon 1996)

1.2.2.3. Magnétoscopie

La magnétoscopie permet la détection des défauts débouchants mais aussi de ceux sous-jacents (jusqu'à quelques millimètres sous la surface) dans une pièce ferromagnétique. Avec cette méthode, un champ magnétique puissant est appliqué à la pièce contrôlée. En cas de présence d'un défaut, les lignes de champs sont perturbées, générant un flux dit « de fuite » créant des concentrations de flux en surface (voir Figure 1-15a). Pour révéler la position du défaut, un révélateur magnétique est appliqué sur la surface contrôlée (poudre magnétique, limaille de fer, liquide ferromagnétique, ...). Le gradient du champ d'excitation provoqué par le flux de fuite aux alentours des discontinuités crée une force d'attraction sur les particules du révélateur. Les défauts sont alors visibles grâce à l'accumulation locale de particules magnétiques en surface (voir Figure 1-15b). Cette méthode est souvent comparée au ressuage puisqu'elles ont des capacités très similaires. Comme pour le ressuage, même si la magnétoscopie permet de détecter des fissures en surface, cette méthode peut aussi être rejetée car elle ne permet pas de dimensionner la profondeur des défauts détectés.

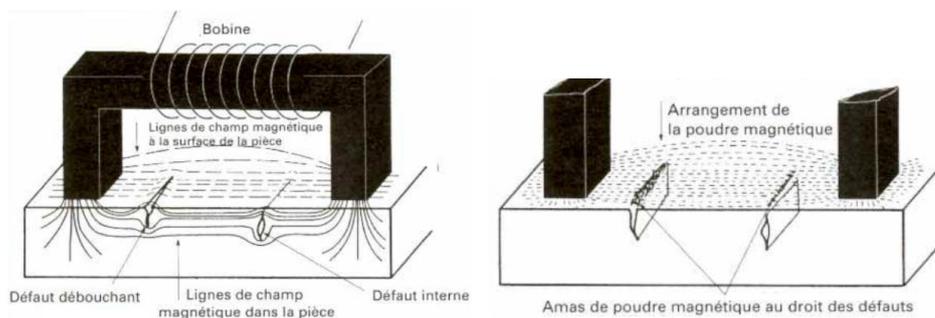


Figure 1-15: Contrôle par magnétoscopie (Dumont-Fillon 1996)

1.2.2.4. Radiographie

L'examen par radiographie utilise une onde électromagnétique de très courte longueur d'onde (soit rayons X soit rayons γ). Pendant le contrôle, la pièce est traversée par le rayonnement et l'intensité qui en sort est évaluée par un film radiographique (voir Figure 1-16a). Les zones les plus sombres du film sont celles ayant été les plus irradiées. Le faisceau a donc été moins atténué à ces endroits lors de son passage à l'intérieur de la pièce, possiblement à cause de la présence d'un défaut (voir Figure 1-16a). La condition pour qu'un défaut soit détecté est alors que sa taille provoque un changement d'atténuation du faisceau significatif par rapport à la partie saine de la pièce.

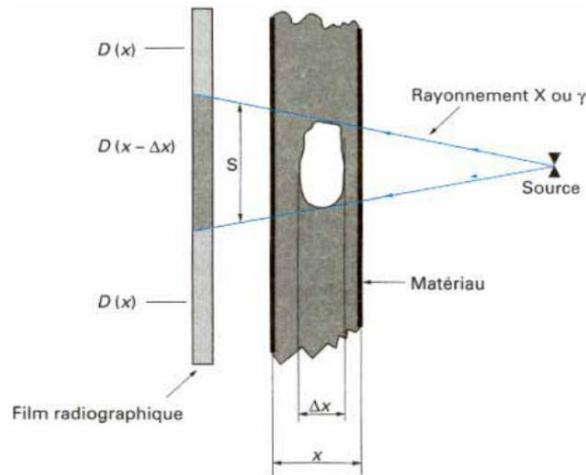


Figure 1-16: (a) Visualisation de l'image d'un défaut sur un film radiographique

Dans notre cas, la source doit être positionnée sur le côté de la pièce de façon à réaliser un contrôle tangentiel (voir positionnement en Figure 1-17). Avec cette configuration expérimentale, il est possible que nous arrivions à détecter la présence de fissures sur le contour de la pièce. L'effet cumulé de tout le profil de fissure sur l'atténuation du rayon sera assez important sur la partie de la fissure la plus proche de la surface de la pièce. Cependant, il semble difficile de mesurer la profondeur exacte des fissures car la géométrie de l'assemblage pièce/chemise et le profil de fissure vont fortement perturber le rayonnement. La radiographie n'est donc pas adaptée à notre problème.

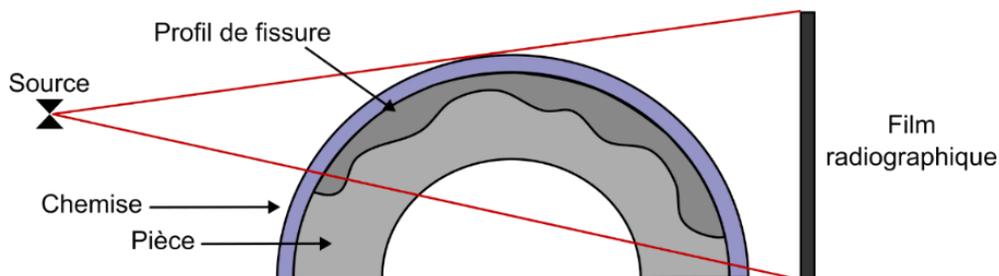


Figure 1-17: Schéma de la position de la source du rayonnement par rapport à la pièce à contrôler et à ses défauts pour le contrôle radiographique

1.2.2.5. Courants de Foucault

Les courants de Foucault, sont des courants électriques induits qui circulent dans un matériau conducteur lorsqu'il est exposé à un champ magnétique variable. Si le matériau est conducteur, ces courants peuvent être générés localement dans la pièce à contrôler par la mise en contact d'une bobine parcourue par un courant alternatif. Ces courants vont alors créer eux même un champ magnétique induit s'opposant à celui de la bobine faisant alors varier l'impédance mesurée de la bobine. Avec une pièce sans défaut, les courants de Foucault peuvent circuler librement (voir Figure 1-18a) mais en présence d'un défaut, leur champ est modifié (voir Figure 1-18b). Cette déviation des courants de Foucault modifie le champ magnétique induit et par conséquent l'impédance

de la bobine. En suivant la mesure de l'impédance de la bobine, nous pouvons alors détecter tout défaut traversé par les courants induits dans la pièce à contrôler.

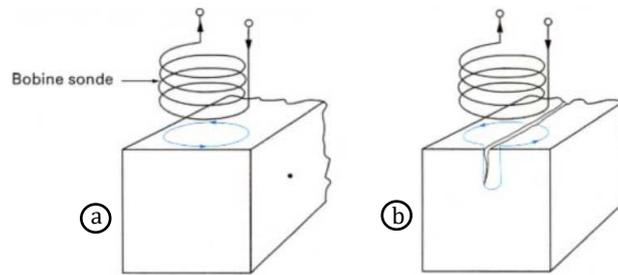


Figure 1-18: Contrôle par courants de Foucault: (a) Pièce sans défaut, (b) Pièce avec défaut (Dumont-Fillon 1996)

Les courants de Foucault ne restent pas en surface du matériau, mais le pénètrent dans l'épaisseur du matériau. Cette profondeur est tout de même limitée par un effet de peau concentrant les courants induits proches de la surface en contact avec la bobine. Pour décrire ce phénomène, nous utilisons la profondeur de pénétration δ . Elle est définie comme la profondeur où la densité du courant a été divisée par $e \approx 2.71$ (nombre de Néper) par rapport à la surface r (Corneloup, Gueudré, et Ploix 2016) :

$$\delta = \frac{500}{\sqrt{f \times \sigma \times \mu_r}} \quad (1.2)$$

avec f la fréquence d'excitation, σ la conductivité et μ_r la perméabilité relative du matériau. Pour des matériaux à faible perméabilité, cette profondeur peut être facilement de l'ordre du millimètre voire du centimètre. A l'inverse, pour les matériaux à forte perméabilité comme les aciers ferromagnétiques, $\delta < 1 \text{ mm}$.

Pour le CND, la profondeur de pénétration est déterminante pour la capacité de la méthode des courants de Foucault car elle détermine si les courants atteignent ou non la profondeur du défaut. Dans notre cas, comme notre matériau est ferromagnétique, δ est alors bien inférieure à la taille des fissures à contrôler (quelques millimètres). La majorité de la profondeur des fissures sera donc invisible aux courants de Foucault. Pour aider à résoudre ce problème, il existe des courants de Foucault pulsés possédant une profondeur de pénétration plus grande. La présence de la chemise empêche tout de même la bobine d'atteindre directement la zone fissurée. La méthode des courants de Foucault n'est donc dans tous les cas pas adaptée aux besoins de notre étude.

1.2.2.6. Ultrasons

Les ultrasons sont des ondes mécaniques à haute fréquence (au-delà de la plage d'audition humaine) générées à partir de transducteurs ultrasonores convertissant le signal électrique reçu en ondes mécaniques. Cette conversion se fait grâce à l'utilisation de matériaux piézo-électriques qui se déforment sous l'effet d'un champ électrique. Ces ondes mécaniques peuvent être séparées en deux types d'onde différents : les ondes longitudinales et les ondes transversales. Pour une onde longitudinale (ou de compression), le mouvement de la matière est colinéaire à la direction de propagation de

l'onde. A l'inverse, pour une onde transversale (ou de cisaillement), le mouvement de la matière est orthogonal à la direction de propagation (voir Figure 1-19).

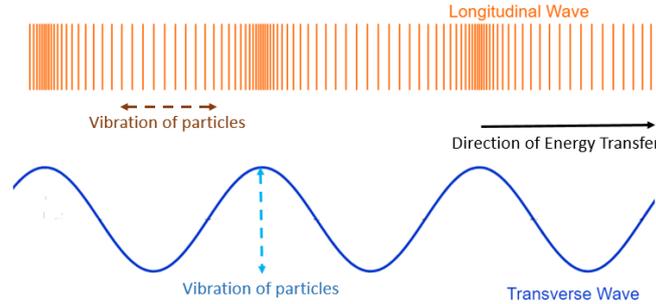


Figure 1-19 : Illustration de la propagation d'une onde longitudinale et transversale

Dans le milieu de propagation, les ultrasons sont sujets au phénomène d'atténuation. Cette atténuation provient de l'absorption de l'énergie par le milieu (frottement) mais aussi de la diffusion de l'onde. Pour modéliser la réduction de l'intensité du signal (I) par rapport à son intensité initiale (I_0), nous utilisons le coefficient d'atténuation α tel que (Dumont-Fillon 1996):

$$I = I_0 \times \exp(-\alpha x)$$

avec x la distance de propagation de l'onde. Une fois que l'onde atteint une interface plane avec une incidence non nulle, l'énergie de l'onde se divise en une partie réfléchie et une partie réfractée avec éventuellement une conversion de mode. Pour une onde incidente longitudinale, quatre ondes sont générées à l'interface : une onde longitudinale et une onde transversale réfléchies ainsi qu'une onde longitudinale et une onde transversale réfractées (voir Figure 1-20).

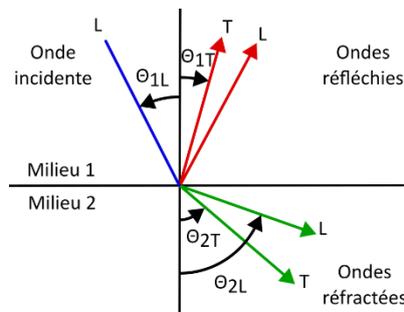


Figure 1-20 : Réflexion et réfraction d'une onde incidente longitudinale à une interface entre deux milieux

L'incidence de ces différentes ondes est donnée par la loi de Snell-Descartes :

$$\frac{\sin(\theta_{1L})}{V_{1L}} = \frac{\sin(\theta_{1T})}{V_{1T}} = \frac{\sin(\theta_{2L})}{V_{2L}} = \frac{\sin(\theta_{2T})}{V_{2T}}$$

avec V_{iL} et V_{iT} la vitesse de l'onde longitudinale et transversale dans le milieu i . La totalité de l'énergie du faisceau n'est donc pas réfléchie à une interface entre deux milieux. Pour une incidence normale, si on raisonne en termes d'énergie, les énergies réfléchies I_r et transmises I_t sont données par :

$$I_r = I_0 \times \left(\frac{Z_1 - Z_2}{Z_1 + Z_2} \right)^2 \quad \text{et} \quad I_t = I_0 \times \frac{4Z_1 Z_2}{(Z_1 + Z_2)^2} \quad (1.3)$$

avec $Z_i = \rho_i V_i$ et ρ_i la masse volumique du milieu i . Nous remarquons que l'importance de l'onde transmise dépend de la variation d'impédance entre les deux milieux car si $Z_1 \gg Z_2$ alors $I_r \approx I_0$ et $I_t \approx 0$. Comme l'impédance acoustique de l'acier est grande devant celle de l'air, nous en déduisons que la réflexion est presque totale au niveau d'une interface métal/air (par exemple le bord de la pièce, une entaille, etc.).

Pour le contrôle des pièces d'acier, les fréquences utilisées sont généralement situées entre 1 MHz et 10 MHz. Les longueurs d'onde des ultrasons utilisés sont donc de quelques millimètres voire moins, ce qui les rend de taille comparable à celle des défauts généralement contrôlés. En plus du phénomène de réflexion/transmission, il est alors fréquent que le phénomène de diffraction entre en jeu. Par exemple, lorsqu'une onde ultrasonore d'incidence oblique est envoyée sur une fissure débouchante, deux échos se distinguent sur le signal reçu (voir Figure 1-21a). Un écho de coin provenant du rebond de l'onde sur le bord de la pièce puis sur la fissure ou inversement (voir Figure 1-21b) et un écho de diffraction provenant de la diffraction du signal en pointe de fissure (voir Figure 1-21a).

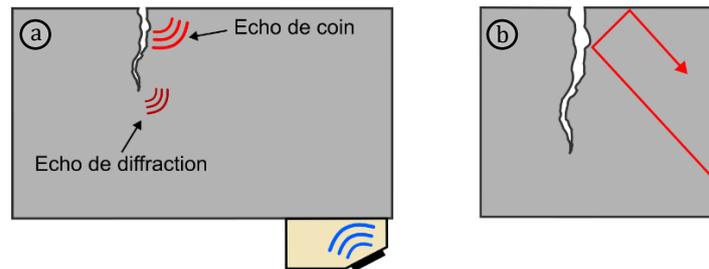


Figure 1-21: (a) Visualisation de l'écho de coin et de l'écho de diffraction, (b) Explication de l'écho de coin

On nomme A-Scan la courbe 1D de l'amplitude reçue au cours du temps par un traducteur à une position donnée (voir Figure 1-22a). Sur cette courbe, nous pouvons distinguer l'écho d'émission, l'écho du défaut recherché et l'écho du fond de la pièce. Si un balayage de la pièce est réalisé et que les différents A-Scans obtenus sont mis côte à côte, nous obtenons un B-Scan (voir Figure 1-22b). Il permet de voir les différents réflecteurs dans le plan où le traducteur a été déplacé et donc d'évaluer l'étendue du défaut. A l'image de la radiographie, un troisième type d'acquisition appelé C-Scan existe aussi. Après un balayage 2D de la surface de la pièce (voir Figure 1-22c), il représente l'amplitude du signal reçu à un temps de vol donné pour toutes les positions du balayage (voir Figure 1-22d). Cette représentation permet d'observer les réflecteurs présents sur toute la zone balayée à une profondeur donnée.

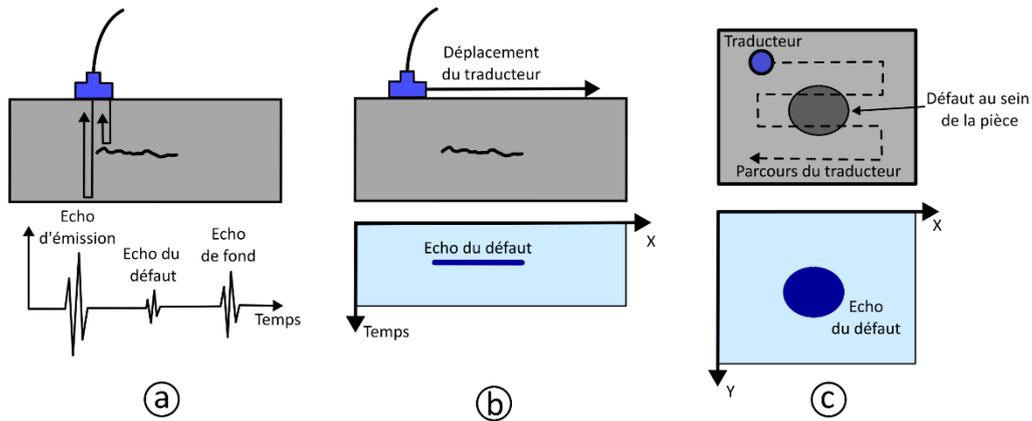


Figure 1-22: Définition du (a) A-Scan, du (b) B-Scan, (c) Balayage de la pièce réalisé pour le C-Scan et (d) Résultat du C-Scan (« Introduction à l'inspection par ultrasons | Olympus IMS », s. d.)

Pour faciliter les acquisitions des B-Scan et C-Scan, des transducteurs composés de plusieurs éléments ont été développés. Ces transducteurs ultrasonores dits « multi-éléments » sont composés de plusieurs éléments piézo-électriques indépendants placés l'un à côté de l'autre suivant une même direction (généralement entre 16 et 128 éléments) (voir Figure 1-23a). Des transducteurs multi-éléments 2D ou à géométrie plus complexe peuvent aussi exister pour des applications particulières (voir Figure 1-23b et Figure 1-23c).

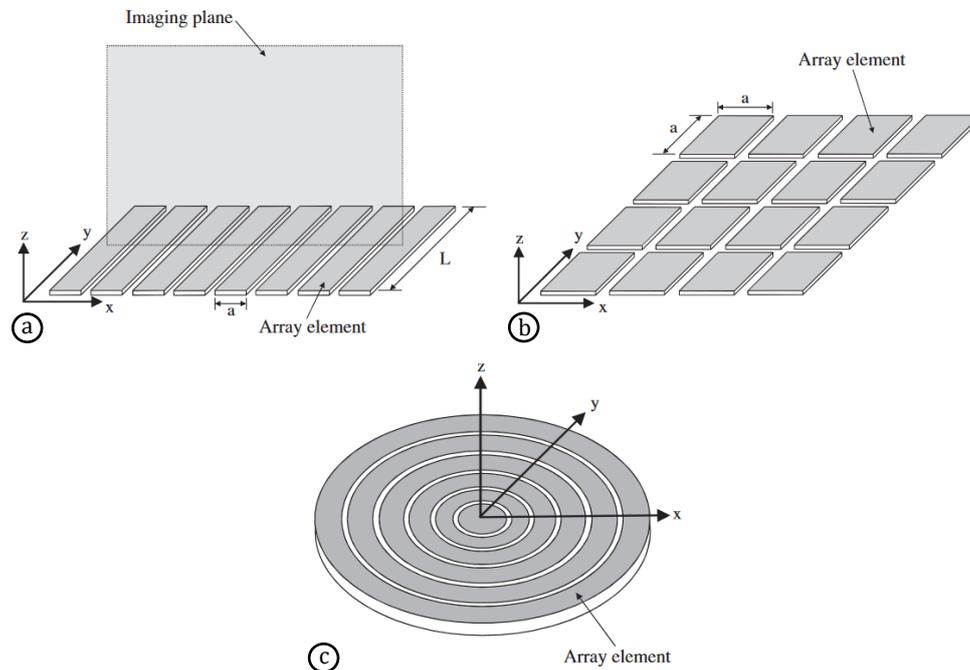


Figure 1-23 : Définition des transducteurs multi-éléments : (a) Linéaire 1D, (b) Linéaire 2D, (c) avec des éléments annulaires (B. W. Drinkwater et Wilcox 2006)

Ce genre de transducteur a pour avantage de réaliser un B-Scan en une seule acquisition (voir Figure 1-24a) ou d'obtenir des faisceaux adaptés à des cas particuliers en appliquant des lois de retards sur chaque élément. Le faisceau peut être focalisé à un endroit pour augmenter l'amplitude de la perturbation générée en un point précis de la

pièce (voir Figure 1-24b) ou être orienté pour effectuer un balayage angulaire aussi appelé S-Scan (voir Figure 1-24c et Figure 1-24d).

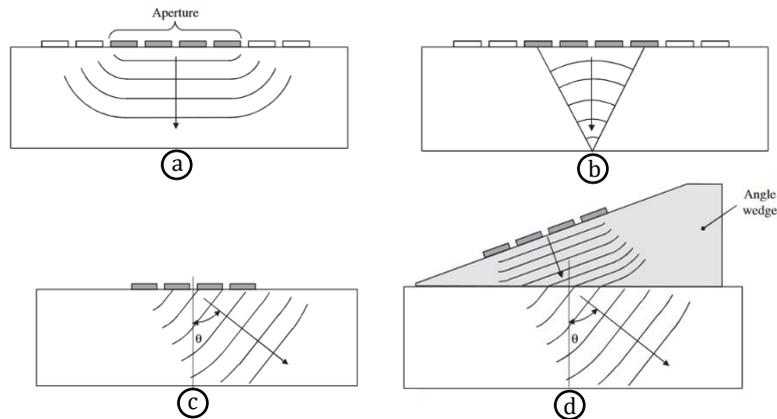


Figure 1-24: Différents types de pilotage des transducteurs multi-éléments : (a) B-Scan, (b) B-Scan focalisé, (c) Balayage angulaire (d) Balayage angulaire avec un sabot (B. W. Drinkwater et Wilcox 2006)

Pour dimensionner les fissures, une première approche est de se baser sur les temps de vol des échos émis par la fissure mesurée. En connaissant la vitesse de propagation des ondes envoyées dans la pièce contrôlée, nous pouvons déduire une mesure de distance de la mesure de temps de vol. Sur les images issues des acquisitions avec des transducteurs multi-éléments (voir Figure 1-25), cela permet de directement dimensionner la fissure en comparant la position de l'écho de coin et de l'écho de diffraction.

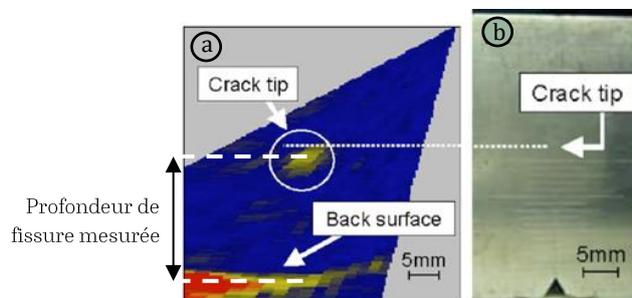


Figure 1-25: (a) Image multi-éléments d'une fissure de fatigue et (b) Photographie de la fissure correspondante (Ohara et al. 2007a)

Avec des transducteurs mono-éléments, différentes procédures permettent de dimensionner les fissures à partir de la détection de l'écho de diffraction. On peut notamment citer la méthode TOFD (pour Time Of Flight Diffraction) qui permet de dimensionner les fissures par la recherche des échos de diffraction dans la pièce. L'acquisition est faite avec deux transducteurs séparés d'une distance fixe par un support mécanique (voir Figure 1-26a). Lors du balayage de la pièce, cela permet de calculer la position des points diffractant détectés par une relation géométrique simple (voir Figure 1-26b).

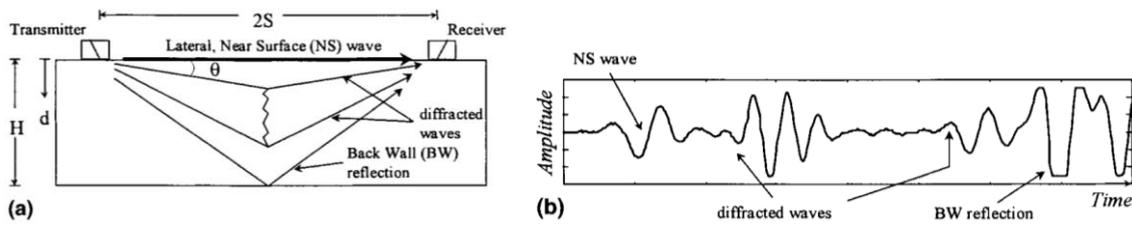


Figure 1-26: Dispositif expérimental de la méthode TOFD, (b) A-Scan obtenu contenant les différents échos de la fissure (Zippel, Pincheira, et Washer 2000)

Lorsque l'écho de diffraction est trop faible pour être détecté, une autre approche consiste à utiliser seulement l'amplitude de l'écho de coin. En comparant la fissure mesurée à une entaille de profondeur équivalente, des simulations CIVA permettent de faire le lien entre amplitude et profondeur (voir Figure 1-27). En effet, pour un défaut débouchant, plus la profondeur du défaut est importante, plus l'amplitude de l'écho de coin augmente (Saka et Akanda 2004). La limite de cette approche est la taille du faisceau puisqu'au-delà d'une certaine profondeur, la fissure sort du faisceau US ce qui explique que la courbe atteigne un plateau (voir Figure 1-27b). Cette approche vérifiée par des mesures expérimentales permet de se passer de l'écho de diffraction lorsque celui-ci est trop faible pour être détecté.

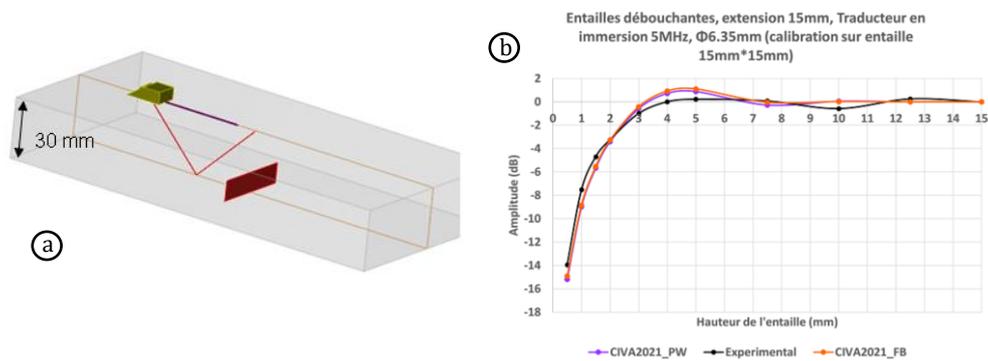


Figure 1-27: (a) Configuration CIVA simulée, (b) Courbe de l'amplitude de l'écho de coin en fonction de la profondeur de l'entaille simulée et expérimentale (Extende, s. d.)

Un avantage des ultrasons est qu'ils peuvent atteindre les fissures même en présence de la chemise autour de la pièce à contrôler grâce à un rebond sur la paroi inférieure (voir Figure 1-28). En utilisant cette configuration, les échos de coin créés par les fissures sont clairement identifiables, ce qui permet de détecter et de localiser efficacement les fissures présentes. De plus, comme nous venons de le voir, les ultrasons sont capables de dimensionner les défauts dans leur profondeur.

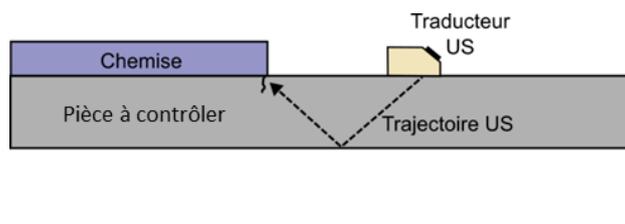
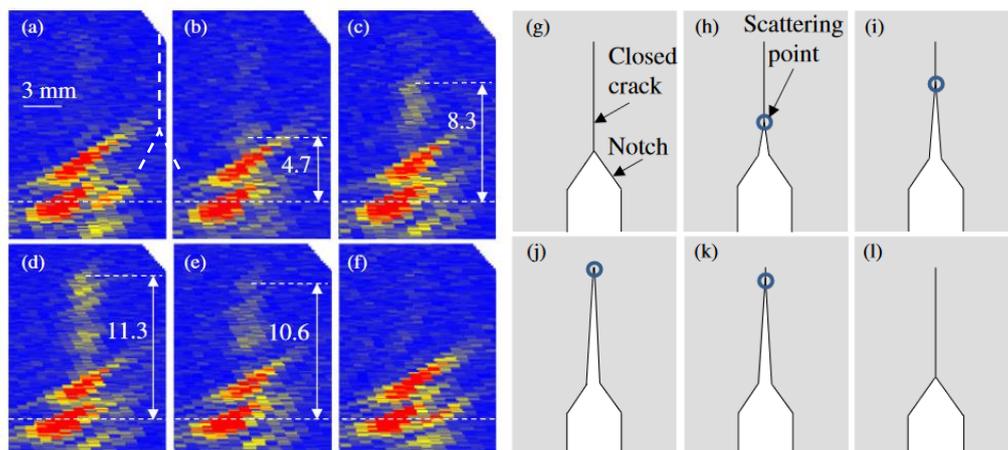


Figure 1-28 : Positionnement du traducteur ultrasonore par rapport à l'axe, à la chemise et à la zone fissurée (rouge)

La limitation liée à l'utilisation des ultrasons vient du caractère fermé de la fissure qui empêche d'accéder à sa profondeur réelle. Comme les parois sont en contact sur une portion importante, une partie non-négligeable du signal passe donc au travers de la partie fermée au lieu d'être réfléchi (Buck, Thompson, et Rehbein 1984; Seo et al. 2014; Takahashi et al. 2014). Cela a pour conséquence de réduire l'amplitude de l'écho de coin (Resch et al. 1984; Saka et Akanda 2004; Akanda et Saka 2004) et de rendre la diffraction très faible voire invisible en pointe de fissure. Ainsi, le point diffractant se trouve à une profondeur plus faible causant une sous-estimation de la profondeur réelle des fissures (Ohara et al. 2011; Takahashi et al. 2014; Tohmyoh, Saka, et Kondo 2006; Ohara et al. 2007a). Pour mettre en évidence ce phénomène, des mesures ultrasonores multi-éléments ont été réalisées sur une fissure fermée pendant son ouverture obtenue par une contrainte mécanique extérieure (voir Figure 1-29). Sur l'image ultrasonore initiale, l'écho de diffraction est trop faible pour être détecté (voir Figure 1-29a). Puis avec l'ouverture de la fissure, le point diffractant monte jusqu'à atteindre la pointe de fissure (voir Figure 1-29b-d) et lors du retrait du chargement, il retrouve ensuite sa position initiale (voir Figure 1-29e-f). Cette mesure montre une claire séparation entre une portion ouverte de la fissure proche de la surface et une portion fermée près de la pointe de fissure. Initialement, la portion ouverte est faible, puis lors de l'ouverture, sa profondeur augmente jusqu'à représenter la totalité de la fissure (voir Figure 1-29g-j).



La fermeture semble donc être un problème majeur pour l'évaluation de la profondeur réelle de la fissure mesurée. Malgré cette limitation, la méthode des ultrasons reste la méthode de CND la plus adaptée à notre cas d'utilisation puisqu'elle est la seule qui répond aux problèmes d'accessibilité tout en étant capable d'évaluer la profondeur d'une fissure. Pour mieux comprendre le sous-dimensionnement des fissures de notre pièce, nous allons maintenant caractériser leur fermeture. Ensuite, nous rechercherons des pistes pour améliorer les performances des méthodes de CND actuelles.

1.3. Caractérisation de la partie fermée des fissures et de son impact sur les ultrasons

1.3.1. Obtention d'échantillons représentatifs des fissures réelles

Pour l'étude de la partie fermée des fissures de notre pièce, nous allons prélever des échantillons sur la pièce réelle. Cela nous permettra de réaliser nos essais plus facilement que sur la pièce entière avant de passer sur des maquettes plus proches des conditions d'un contrôle industriel. La pièce réelle est d'abord séparée de sa chemise puis découpée en une pièce d'environ 70 cm de long (voir Figure 1-30). Sur cette pièce, nous remarquons la présence d'un usinage sur la zone fissurée. Il a été réalisé après la détection des fissures pour essayer de sauver la pièce en éliminant les fissures avant que leur importance ne soit critique pour la santé de la pièce. En effet, si l'usinage réalisé ne retire pas une épaisseur très importante, la pièce peut être remise en service sans représenter de danger pour l'intégrité de la structure.



Figure 1-30: Photo de la pièce fissurée extraite de la pièce industrielle totale

Sur ce tronçon de la pièce, trois autres échantillons d'environ 300 mm de longueur et de 100 mm de largeur ont été prélevés pour réaliser notre étude (voir exemple en Figure 1-31a). Sur ces trois échantillons, nous retrouvons la zone usinée dont le profil est donné en Figure 1-31b.

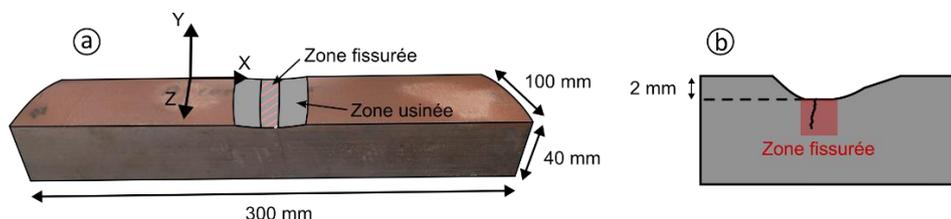


Figure 1-31: (a) Schéma des 3 échantillons extraits de la pièce industrielle contenant les fissures fermées, (b) Profil de la zone usinée

Pour décrire les trois zones fissurées, nous avons réalisé des B-Scans en déplaçant le traducteur dans la largeur des échantillons (voir Figure 1-32a). Sur les résultats (voir

Figure 1-32b-d), nous observons que la zone fissurée est composée de plusieurs fissures indépendantes situées dans plusieurs plans séparés de 2 mm à 5 mm. Nous en déduisons une cartographie détaillée des fissures (voir Figure 1-32e-g). Sur les trois échantillons, des fissures de tailles supérieures à 1 cm s'enchainent avec à chaque fois un léger chevauchement. Sur l'échantillon 2, on remarque aussi une zone de 10 mm de large où beaucoup d'échos sont enregistrés puisqu'entre 2 et 3 fissures se chevauchent à cet endroit (voir Figure 1-32f).

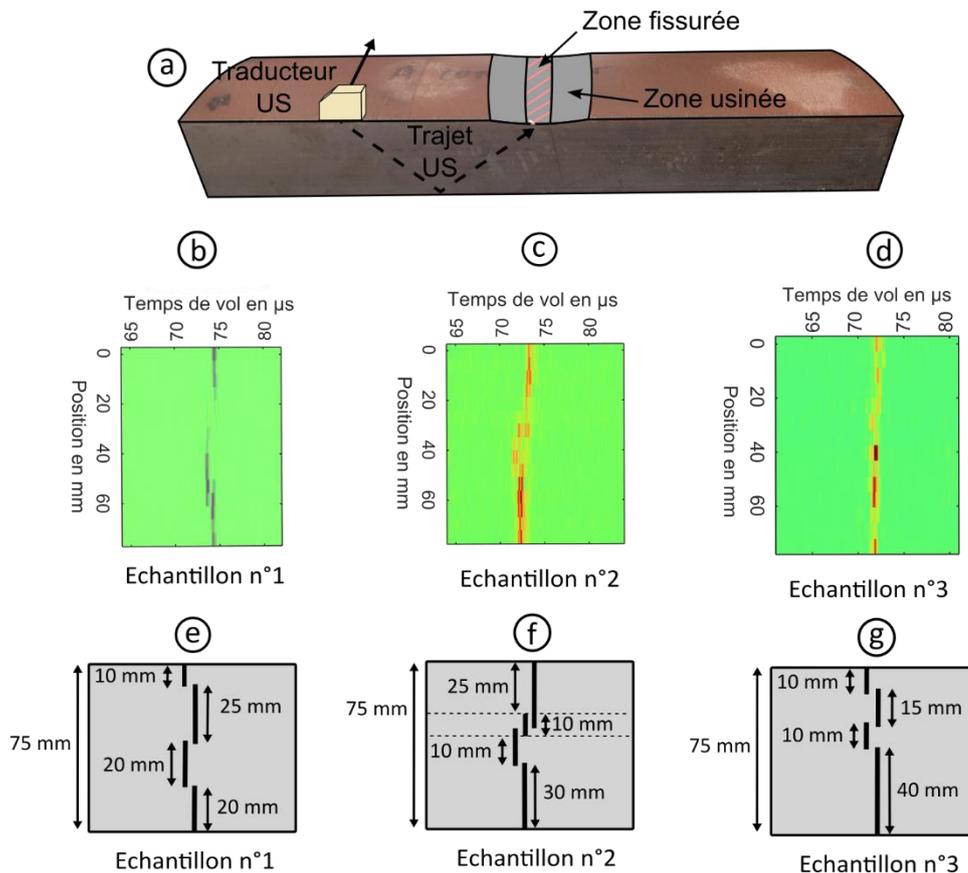


Figure 1-32: (a) Positionnement du traducteur pour la réalisation des B-Scans, (b, c, d) Résultat des B-Scans des 3 échantillons fissurés, (e, f, g) Cartographie des fissures des 3 échantillons

1.3.2. Mesure de l'ouverture des fissures pendant un essai de flexion

Pour mettre en évidence l'influence de la partie fermée de la fissure sur les ultrasons, nous réalisons un essai de flexion sur l'échantillon 1 pour ouvrir mécaniquement les fissures des échantillons fissurés. Pendant cet essai de flexion, nous plaçons une caméra (PCO.edge 4Mpix) proche de la partie latérale de l'échantillon pour imaginer la fissure en fonction du chargement appliqué (voir Figure 1-33). Nous fixons aussi un traducteur à ondes transversales, 45°, 4MHz (Olympus, AM4S-8X9-45) au bord de l'échantillon pour mesurer l'amplitude de l'écho de coin de la fissure visualisée avec la caméra (voir Figure 1-33). Ce traducteur est maintenu en position par une fine couche de silicone qui sert en même temps de couplant.

1.3. Caractérisation de la partie fermée des fissures et de son impact sur les ultrasons

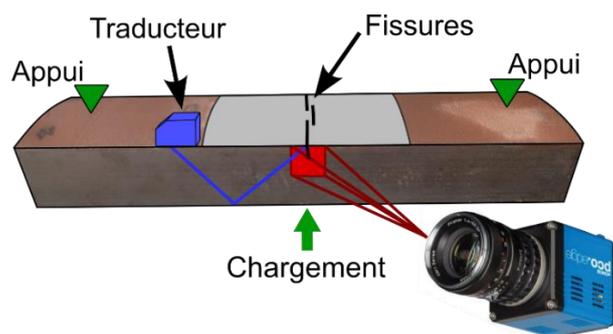


Figure 1-33: Schéma du dispositif pour l'observation de l'évolution de l'amplitude de l'écho de coin et de l'ouverture de la fissure pendant l'essai de flexion (échantillon 1)

La caméra utilisée nous permet d'obtenir une résolution de $6.6 \mu\text{m}$ ce qui n'est pas suffisant pour voir la fissure s'ouvrir pendant la flexion sur les photos brutes. Pour améliorer les résultats de l'imagerie, nous utilisons un algorithme de corrélation d'image PIV (Particule Image Velocimetry) qui nous permet d'obtenir une mesure plus fine des déplacements autour de la fissure (voir Figure 1-34). Cet algorithme divise d'abord les images en fenêtres de pixels puis, la position des éléments de chaque fenêtre est recherchée image par image. En affichant l'évolution de la position de toutes les fenêtres, nous obtenons alors le champ de déplacement au cours du temps. Pour avoir les meilleurs résultats possibles, la surface observée doit être laissée brute car les aspérités représentent des particularités locales faciles à distinguer du reste de la pièce ce qui facilite donc la mesure du champ de déplacement. Avec une surface très lisse, toutes les positions se ressembleraient et la PIV pourrait donc ne pas à retrouver la position de toutes les fenêtres au cours du temps.

Sur la mesure du champ de déplacement, l'ouverture de la fissure apparaît clairement pendant la montée en charge par la discontinuité des déplacements suivant x au niveau de la fissure provoquée par son ouverture (voir Figure 1-34).

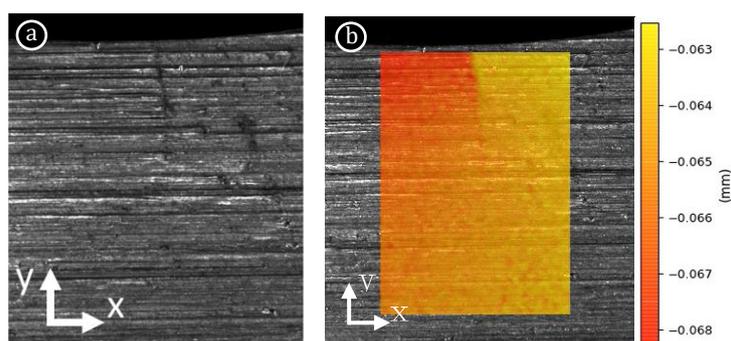


Figure 1-34: (a) Photo de la fissure avant sa mise en flexion, (b) Mesure des déplacements suivant X autour de la fissure pour un chargement de 24 kN

La mesure de l'écartement des parois de la fissure est intéressante, mais le fort niveau de bruit réduit les possibilités d'analyses de données plus poussées. C'est pourquoi, pour quantifier l'ouverture de la fissure au cours du chargement, nous choisissons de plutôt utiliser le champ de déformation (voir Figure 1-35). Comme la fissure s'ouvre pendant la flexion, les déformations sont bien plus importantes près des

parois de la fissure que sur le reste du matériau, ce qui nous permet de visualiser l'ouverture de la fissure de manière indirecte. Nous utilisons les déformations suivant X car ce sont les déformations causant directement l'ouverture, tandis que celles suivant Y sont principalement causées par le fléchissement de l'échantillon. De la même manière que sur les mesures des déplacements, nous observons que la fissure s'ouvre progressivement en commençant par la partie proche de la surface (voir Figure 1-35b) puis vers la pointe de la fissure pour les chargements plus importants (voir Figure 1-35c).

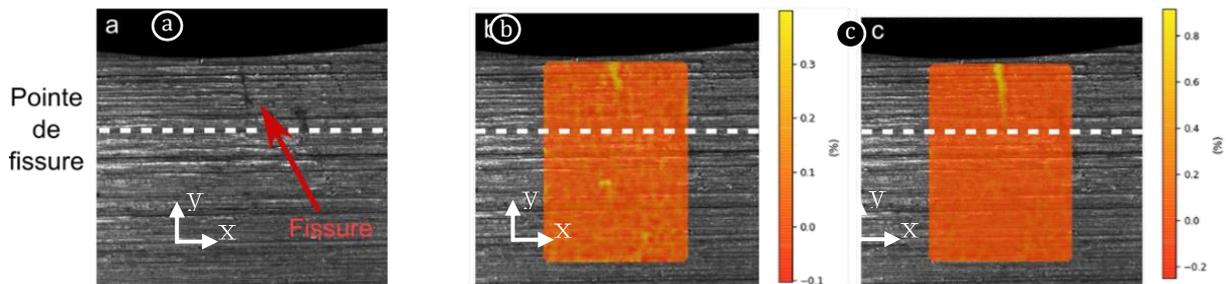


Figure 1-35 : (a) Photo de la fissure avant le chargement puis mesure des déformations autour de la fissure pour des chargements de (b) 15 kN et (c) 24 kN

Pour quantifier l'ouverture de la fissure observée avec la caméra, nous extrayons le maximum de déformation mesuré en fonction de la profondeur sur les images 2D. Nous obtenons alors un profil de déformation au cours du chargement que nous lisons pour améliorer les résultats (voir Figure 1-36).

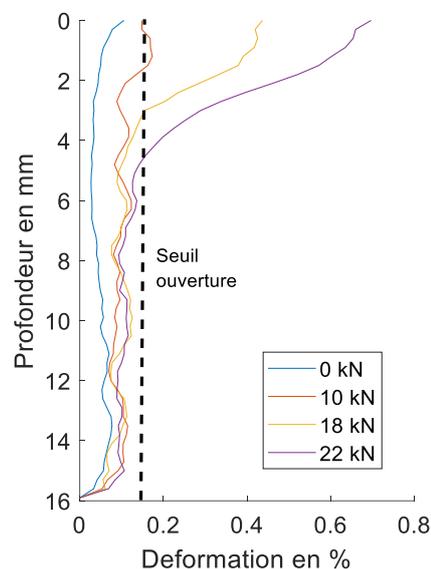


Figure 1-36 : Profil de déformation de la fissure

En choisissant un seuil de déformation au-dessus du bruit (voir Figure 1-36b), nous pouvons ensuite tracer l'évolution de la taille de la zone de forte déformation au cours de l'essai de flexion (voir Figure 1-37). Ce paramètre que nous nommerons $l_{ouverte-caméra}$ mesure indirectement la taille de la partie ouverte de la fissure ($l_{ouverte}$) et nous permet d'observer le comportement mécanique de la fissure face à une contrainte

1.3. Caractérisation de la partie fermée des fissures et de son impact sur les ultrasons

d'ouverture. En Figure 1-37, on distingue notamment 3 zones différentes pendant l'ouverture de la fissure :

- De 0 kN à 9 kN, la partie entre 0 mm et 2 mm s'ouvre très vite ;
- De 9 kN à 17.5 kN, un plateau est atteint et la longueur ouverte stagne par rapport à la zone 1 ;
- De 17.5 kN à 25 kN, la fissure s'ouvre de nouveau très vite jusqu'à atteindre la pointe de fissure à 5 mm de profondeur ;

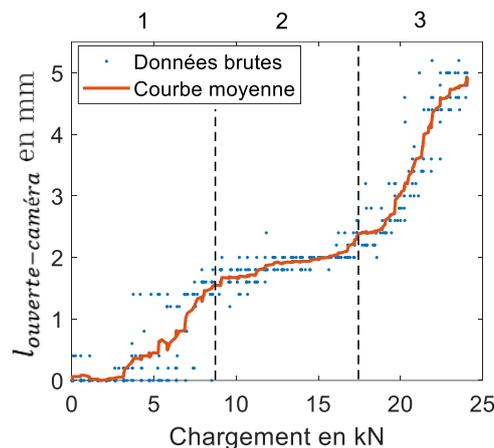


Figure 1-37 : Longueur de la partie ouverte de la fissure observée sur les mesures de la caméra en fonction de la charge appliquée par l'essai de flexion

Pendant l'essai de flexion, nous avons aussi placé un traducteur ultrasonore pour enregistrer l'écho de coin de la fissure (voir Figure 1-33). Nous pouvons donc tracer sur le même graphique la profondeur de la partie ouverte mesurée avec la caméra ($l_{ouverte-caméra}$) et la variation relative de l'écho de coin pendant l'essai de flexion (voir Figure 1-38). Nous remarquons que le comportement mécanique observé avec la caméra possède une forme différente de la réponse ultrasonore, mais les deux courbes respectent les 3 mêmes zones. Dans la zone 1, $l_{ouverte-caméra}$ augmente fortement tandis que l'amplitude de l'écho de coin augmente peu. Dans la zone 2, les tendances s'inversent, l'amplitude de l'écho de coin augmente rapidement tandis que $l_{ouverte-caméra}$ stagne. Dans la zone 3, l'amplitude de l'écho de coin atteint un plateau alors que $l_{ouverte-caméra}$ augmente de nouveau fortement jusqu'à atteindre la profondeur réelle de la fissure (5 mm).

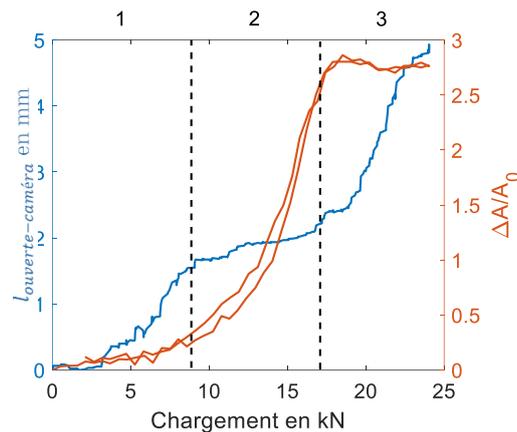


Figure 1-38 : Courbe moyennée de $l_{ouverte-caméra}$ et variation relative de l'amplitude de l'écho de coin de la fissure en fonction de la charge appliquée par l'essai de flexion

Les différences entre le comportement ultrasonore et l'ouverture mesurée par la caméra viennent des seuils de détection de l'ouverture de la fissure de ces deux méthodes. Pour que l'onde ultrasonore soit réfléchi, il suffit d'une couche d'air d'épaisseur très fine soit présente pour former une interface entre les deux parois de la fissure. A l'inverse, pour que l'ouverture soit détectée avec la caméra, un déplacement bien plus important est nécessaire. Nous pouvons alors considérer que l'ouverture de la fissure sera détectée bien plus tôt par le traducteur ultrasonore que par la caméra.

Dans la zone 1, la partie ouverte de la fissure se déforme rapidement mais sur la partie fermée de la fissure, les contraintes résiduelles de fermeture entre les deux parois empêchent la fissure de s'ouvrir pour les chargements faibles. La caméra mesure donc l'ouverture de la partie ouverte mais cela ne génère pas une variation importante du côté des ultrasons, car la partie fermée de la fissure est peu impactée.

Dans la zone 2, les efforts d'ouverture appliqués par l'essai de flexion deviennent importants par rapport à la contrainte résiduelle de fermeture de la fissure. Elle commence alors à s'ouvrir du point de vue ultrasonore bien que la caméra soit encore incapable de détecter les déformations.

Dans la zone 3, les efforts appliqués par l'essai de flexion permettent de complètement compenser les efforts de fermeture dans la fissure, ce qui la rend complètement ouverte du point de vue ultrasonore. Du point de vue de la caméra, comme les efforts de fermeture ont été compensés, les déformations autour de la fissure commencent alors à être grandes et peuvent être enregistrées par la caméra.

Pour cette fissure (sur l'échantillon 1), nous pouvons donc conclure que la profondeur de la partie ouverte est d'environ 2 mm tandis que la profondeur totale est de 5 mm. Cette mesure est cohérente avec les résultats des études destructives réalisées précédemment par Naval Group donnant une profondeur mesurée aux ultrasons entre 2 mm et 3 mm alors que la profondeur réelle des fissures se situe entre 4 mm et 5 mm.

1.3.3. Caractérisation retenue des fissures fermées

La mise en flexion de l'échantillon fissuré a permis de montrer le comportement mécanique d'une fissure fermée face à une contrainte d'ouverture et de faire le lien avec son comportement ultrasonore. Comme dans la littérature (voir Figure 1-29), une claire séparation entre la partie fermée et la partie ouverte de la fissure a été observée et l'augmentation de l'importance de la partie ouverte de la fissure a été suivie pendant son ouverture par l'essai de flexion. Le comportement des fissures fermées de nos échantillons semble donc similaire à celui des études déjà réalisées (Ohara et al. 2011; Takahashi et al. 2014; Tohmyoh, Saka, et Kondo 2006; Ohara et al. 2007a). La présence d'une contrainte résiduelle de fermeture empêchant le libre mouvement des parois a aussi été mise en évidence, ce qui est en accord avec les modèles de sollicitation en fatigue évoqués précédemment (voir Figure 1-8). Une des raisons de cette fermeture est notamment la couche d'oxyde comme vu lors de la découpe des fissures (voir Figure 1-13)

Pour la caractérisation de nos fissures fermées (voir Figure 1-39), nous allons donc considérer que dans sa profondeur, une fissure peut être divisée en deux parties. Une partie ouverte près de la surface de taille $l_{ouverte}$ et une partie fermée près de la pointe de fissure de taille $l_{fermée}$. Au niveau du contact entre les deux parois de la partie fermée de la fissure, nous allons considérer qu'il existe une pression de contact résiduelle $\sigma_{fermeture}$.

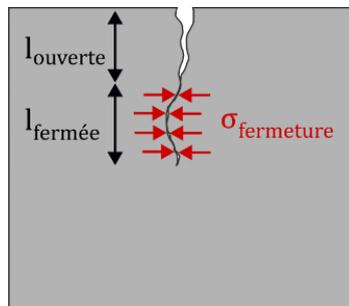


Figure 1-39: Modélisation mécanique d'une fissure fermée

Avec cette caractérisation du comportement mécanique des fissures fermées, nous avons identifié la source du problème de sous-dimensionnement par les méthodes ultrasonores. Nous allons maintenant nous intéresser aux méthodes permettant de dépasser la problématique de la fermeture.

1.4. Intérêt des méthodes d'acoustique non linéaire

Les méthodes de CND par ultrasons linéaires se basent sur la détection des échos émis par les défauts et utilisent des paramètres simples à observer comme des amplitudes et des temps de vol. Cela facilite la mise en place de ce genre de méthode et garantit une bonne répétabilité. Pour des raisons d'accessibilité (présence de la chemise et formule tubulaire de la pièce), nous ne pouvons placer des transducteurs ultrasonores que d'un côté des fissures et l'accès à la paroi opposée est impossible. C'est pourquoi, nous sommes contraints d'utiliser des mesures en réflexion avec un rebond sur la paroi inférieure.

Actuellement, lors du contrôle des fissures, les échos de diffraction en pointe de fissure ne sont en pratique jamais détectés et l'amplitude des échos de coin est largement réduite, ce qui pose des problèmes de sous-dimensionnement. Pour résoudre ce problème lié à la fermeture des fissures, de nombreuses études ont été développées afin d'améliorer les performances des méthodes ultrasonores. Ces méthodes dites « non linéaires » détectent la présence d'une fissure en mettant en évidence la non linéarité du comportement ultrasonore observé (Jhang 2009). Comparées aux méthodes usuelles, les méthodes non linéaires permettent de retrouver la position de la pointe de fissure initialement invisible (voir Figure 1-40) et d'améliorer le rapport signal/bruit des images ultrasonores (voir Figure 1-41). C'est pourquoi elles sont très utilisées pour l'étude des fissures fermées. Dans le chapitre suivant, nous allons décrire les avantages et les inconvénients de chacune des méthodes d'acoustique non linéaire pouvant nous aider à mieux dimensionner nos fissures afin de choisir les plus adaptées à notre cas d'application.

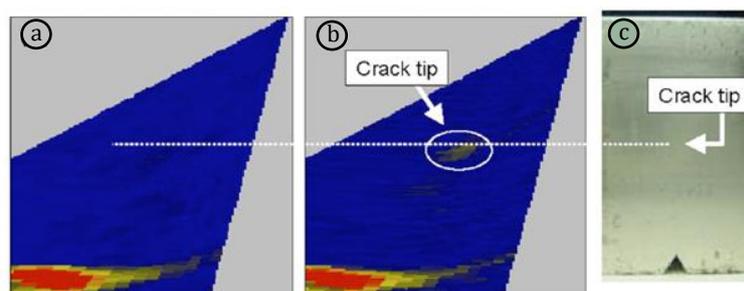


Figure 1-40: (a) Image linéaire, (b) Image non linéaire (méthodes des « sous-harmonique »), (c) Photo de la fissure fermée observée (Ohara et al. 2007a)

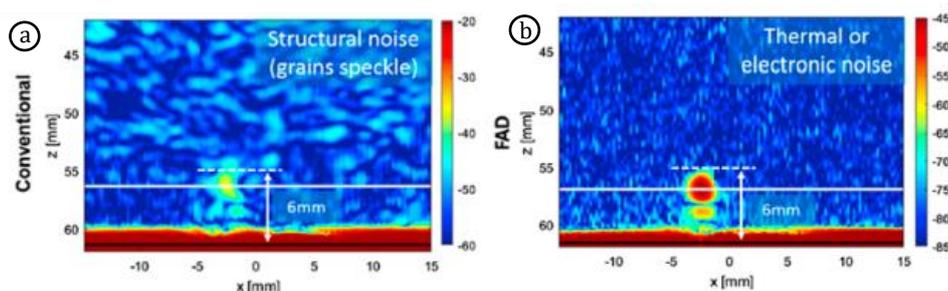


Figure 1-41: (a) Image linéaire, (b) Image non linéaire (méthode « FAD ») (Hauptert, Ohara, et al. 2019)

Chapitre 2 : Etude bibliographique sur le contrôle des fissures fermées grâce à l'acoustique non linéaire

2.1. Définition de la non linéarité

2.1.1. Non linéarité du matériau

Le comportement d'un matériau est dit non linéaire lorsque sa loi de comportement (relation contrainte/ déformation) est non linéaire. Généralement, ce type de comportement est observé avec des matériaux hétérogènes (roches, milieux granulaires, etc.) puisqu'ils contiennent de nombreuses inhomogénéités de tailles importantes (grains, granulats, fissures, etc.). Cela leur donne une loi de comportement non linéaire avec par exemple une forme asymétrique ou la présence d'hystérésis (McCall et Guyer 1994; Aleshin et Van Den Abeele 2018). Un comportement non linéaire peut aussi se développer pour un matériau au comportement initialement linéaire par son endommagement. Les dégradations volumiques comme les dégâts thermiques (Ruiz et al. 2013), les dislocations (Kim, Jacobs, et al. 2006) ou la radiation (Matlack et al. 2014) sont des sources connues de non linéarité.

A la différence des matériaux linéaires respectant la loi de Hooke ($\sigma = E \times \epsilon$), les matériaux au comportement non linéaire sont généralement modélisés par des lois de la forme :

$$\sigma = M(\epsilon + \beta\epsilon^2 + \dots) + \alpha[\epsilon, \text{sign}(\dot{\epsilon})] \quad (2.1)$$

avec $M(\epsilon + \beta\epsilon^2 + \dots)$, la composante polynomiale de la loi et $\alpha[\epsilon, \text{sign}(\dot{\epsilon})]$ la composante modélisant l'hystérésis de la courbe (Johnson et Sutin 2005; Ostrovsky et Johnson 2001). La non linéarité de ces matériaux est responsable de phénomènes comme la dépendance de la fréquence de résonance du matériau à l'amplitude de la sollicitation (voir Figure 2-1a) ou la génération d'harmoniques de la fréquence du fondamentale dans le spectre du signal ultrasonore (voir Figure 2-1b). Ces propriétés sont intéressantes pour le contrôle non-destructif car plus un matériau est endommagé, plus les effets sont marqués. En quantifiant la non linéarité du matériau étudié, des études montrent qu'il est possible de repérer les matériaux endommagés (Matlack et al. 2014) et de suivre l'avancement de la vie en fatigue des échantillons testés (Kim, Jacobs, et al. 2006; Ruiz et al. 2013).

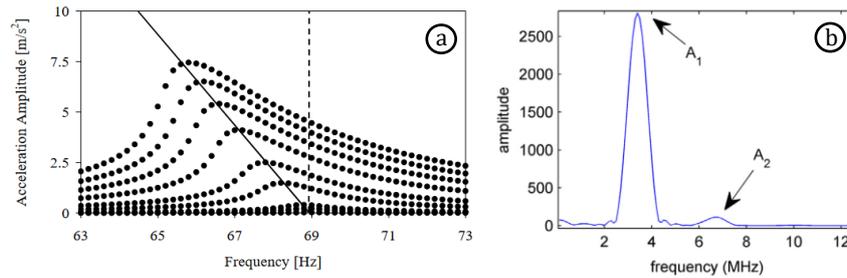


Figure 2-1: (a) Décalage de la fréquence de résonance d'un échantillon d'ardoise endommagée (Van Den Abeele et al. 2001), (b) Transformée de Fourier du signal ultrasonore passé dans un échantillon d'acier irradié (Matlack et al. 2014)

Comparés à ces matériaux très hétérogènes, les matériaux métalliques ont un comportement très linéaire. Cependant, lorsque l'avancement de la fissuration est suffisamment important, la non linéarité de la réponse ultrasonore se développe (Jin et Shokouhi 2022). Elle est uniquement le résultat de la présence d'une fissure et est étudiée avec des modèles étudiant le contact entre les parois de la fissure. La nature de la non linéarité de la fissure est donc différente de celle du matériau. C'est pourquoi la non linéarité de la fissure et du matériau doivent être dissociées.

2.1.2. Non linéarité de la fissure

2.1.2.1. Modélisation du contact

La propagation d'une onde ultrasonore dans un matériau se fait par la transmission de proche en proche de la sollicitation. Lorsqu'elle atteint la fissure, la contrainte perturbe l'équilibre mécanique des parois qui se mettent à osciller en suivant le mouvement imposé par l'onde. Pour une fissure ouverte, les parois de la fissure sont en contact avec de l'air et comme la différence d'impédance acoustique est très importante, la quasi-totalité du signal est réfléchi.

Dans le cas d'une fissure fermée, une partie de la perturbation ultrasonore atteint la zone où les deux parois sont en contact ($\sigma_{fermeture}$). Une partie du signal traverse donc la fissure au lieu d'être réfléchi (voir Figure 2-2) et contrairement à la partie ouverte de la fissure, le mouvement des parois de la partie fermée de la fissure n'est pas libre. Pour modéliser ce contact, nous utilisons le modèle d'une interface rugueuse soumise à une pression de contact p_0 (voir Figure 2-2). Une relation non linéaire entre la pression de contact et le déplacement de l'interface est alors obtenue. Lorsque l'onde ultrasonore atteint la fissure, elle fait varier la pression de contact de l'interface et la non linéarité du comportement de l'interface déforme alors la sinusoïde de l'onde incidente. Cela génère des harmoniques de la fréquence du fondamental dans le spectre du signal réfléchi et transmis (S. Biwa, Hiraiwa, et Matsumoto 2006).

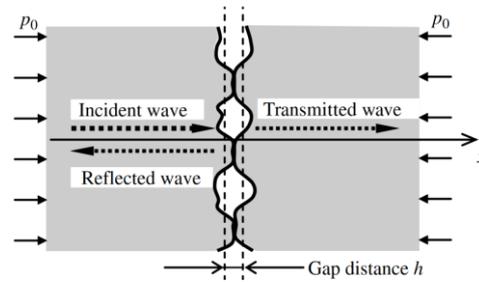


Figure 2-2: Modélisation de deux surfaces rugueuses en contact sous la pression initiale p_0 (S. Biwa, Hiraiwa, et Matsumoto 2006)

2.1.2.2. Sollicitation dynamique des fissures fermées

Pour une onde ultrasonore incidente d'amplitude suffisamment forte, la sollicitation de l'onde incidente fait varier la pression de contact jusqu'à compenser totalement $\sigma_{fermeture}$ durant une partie du cycle d'excitation de la fissure. En plus de faire varier la pression de contact de l'interface, l'onde provoque alors une séparation cyclique des parois de la fissure (voir Figure 2-3). Ce phénomène appelé « clapping » est à la base de la CAN (Contact Acoustic Nonlinearity) qui décrit le comportement des interfaces soumises à une sollicitation dynamique (I. Yu. Solodov, Krohn, et Busse 2002).

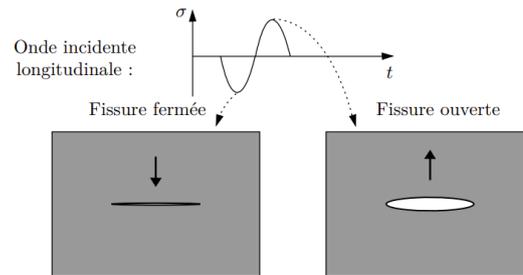


Figure 2-3: Principe de la CAN pour une fissure et une onde longitudinale d'incidence normale (Blanloeuil 2013)

Avec la perte de contact, l'oscillation des parois de la fissure a un mouvement asymétrique. Lors de la phase de traction, le contact est rompu et le mouvement de la paroi est libre. À l'inverse, lors de la phase de compression, le contact rend le mouvement de la paroi plus difficile. Une façon simple de modéliser le clapping est d'utiliser une relation bilinéaire entre la contrainte appliquée par l'onde ultrasonore et la déformation des parois (voir Figure 2-4) (I. Yu. Solodov, Krohn, et Busse 2002). Lorsque la fissure est ouverte ($\epsilon > 0$), le mouvement de la paroi est libre et la relation contrainte/déformation a un module d'élasticité E_+ . Lorsque la fissure est fermée ($\epsilon < 0$), la paroi est contrainte par le contact rendant le mouvement de la paroi plus difficile. La relation contrainte/déformation a donc un deuxième module d'élasticité E tel que $E > E_+$. Comme ce module est celui obtenu avec les deux parois en contact, E correspond au module d'élasticité du matériau sain.

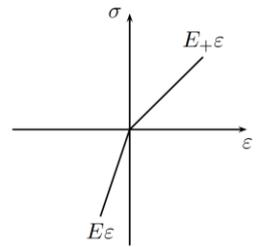


Figure 2-4: Modélisation bilinéaire du mouvement de la paroi d'une fissure fermée (Blanloeuil 2013)

Le clapping crée un effet de seuil très fort vis-à-vis de la sollicitation de la fissure car si la sollicitation n'est pas suffisante pour compenser $\sigma_{fermeture}$, le clapping n'est pas activé et seules de très faibles oscillations sont observées. A l'inverse, dès qu'il est activé, le mouvement des parois de la fissure est bien plus important car les parois sont libres pendant une partie du mouvement. Par conséquent, l'effet de seuil se retrouve aussi dans l'amplitude des harmoniques générées (Moussatov, Gusev, et Castagnède 2003).

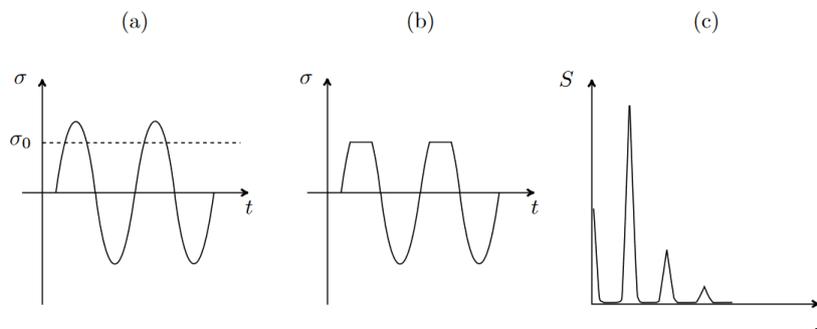


Figure 2-5 : (a) Signal d'excitation et seuil d'ouverture de la fissure avec σ_0 la contrainte de fermeture, (b) Signal rectifié lorsque l'effort de traction est suffisant pour ouvrir la fissure, (c) Spectre fréquentiel du signal rectifié faisant apparaître le fondamental et les super-harmoniques (Blanloeuil 2013)

Lorsque l'amplitude de l'onde incidente devient encore plus grande, en plus des harmoniques de fréquences supérieures au fondamental, d'après (Moussatov, Gusev, et Castagnède 2003), des harmoniques de fréquences inférieures apparaissent aussi. La modélisation bilinéaire de la loi de comportement de l'interface ne permet pas de comprendre l'origine de ces nouvelles fréquences. Dans les publications étudiant la génération de sous-harmoniques, ceux-ci sont attribués soit à un phénomène de résonance, soit à un phénomène d'inertie.

Pour le phénomène de résonance, les fissures étant une discontinuité dans le matériau, elles possèdent une fréquence de résonance ($f_{résonance}$) à laquelle elles vont se déformer de manière plus importante. En les soumettant à une sollicitation de fréquence $n \cdot f_{résonance}$ (avec n un entier), un sous-harmonique d'amplitude importante apparaîtra donc sur le spectre fréquentiel de la réponse de la fissure à $f_{résonance}$ (I. Solodov 2014).

Pour le phénomène d'inertie, les parois de la fissure sont séparées au moment de l'activation du clapping. La paroi sollicitée à la fréquence de l'onde incidente ne suit donc plus nécessairement le mouvement libre de la paroi opposée pendant une partie du cycle de sollicitation. Si l'inertie de la paroi opposée est lente par rapport à la période de la sollicitation de l'onde incidente, il peut alors s'écouler plusieurs périodes avant que le contact ne soit rétabli. Cela entraîne l'apparition de sous-harmoniques dans le spectre

fréquentiel du signal renvoyé (Yamanaka, Mihara, et Tsuji 2004) (voir **Erreur ! Source du renvoi introuvable.**). Ce deuxième type de modélisation, a ensuite été étendu à un modèle 2D et donne de bons résultats en accord avec les mesures expérimentales (Jinno et al. 2014; Ohara et al. 2012; Yamanaka et al. 2011).

Pour des questions de clarté, nous appellerons maintenant « super-harmoniques » les harmoniques de fréquences supérieures au fondamental et « sous-harmoniques », les harmoniques de fréquences inférieures. Le terme « harmoniques » désignera les harmoniques en général, c'est à dire à la fois les super-harmoniques et les sous-harmoniques.

Des études expérimentales ont montré que la génération de sous-harmoniques était uniquement liée à la présence d'une interface entre deux parois (Hayashi et Biwa 2013). La non linéarité du matériau ou du système d'acquisition ne pourrait donc pas en générer ce qui fait de la partie fermée de la fissure la seule source de sous-harmonique possible (Ohara et al. 2008; 2007b). Cette caractéristique est intéressante car elle permet de discriminer les défauts ouverts comme les entailles (Jinno et al. 2014) ou les trous (Ouchi et al. 2015). Cependant, pour les voir apparaître, l'amplitude de l'onde doit être très importante. L'auteur montre que les sous-harmoniques n'apparaissent que pour une sollicitation d'amplitude encore plus forte que les super-harmoniques.

2.1.2.3. Sollicitation quasi-statique des fissures fermées

Nous venons de voir quelles sont les conséquences de la non linéarité du contact au niveau de la partie fermée de la fissure face à une sollicitation dynamique. Les différents harmoniques générés sont très utiles pour le CND car ils sont la signature de la présence d'un défaut ce qui explique qu'une grande partie des méthodes d'acoustique non linéaires les utilisent. Utiliser une sollicitation dynamique n'est cependant pas le seul moyen d'observer la non linéarité du contact au niveau de la partie fermée de la fissure. En appliquant une contrainte d'ouverture quasi-statique comme pendant l'essai de flexion réalisé précédemment, la fermeture des fissures peut s'observer sur la relation contrainte/déformation (voir Figure 2-6). Pendant les deux cycles de chargement de l'essai de flexion, nous pouvons observer une forte hystérésis d'adhésion. Ce type d'hystérésis est défini par la différence entre le travail nécessaire pour séparer deux surfaces et le travail gagné en les rapprochant. Lors de la montée en charge, des forces dites « d'adhésion » comme les forces de van der Waals sont présentes entre les surfaces en contact et doivent être compensées tandis que lors de la remise en contact, ces effets sont beaucoup moins prononcés (Wei, He, et Zhao 2010; Nosonovsky 2007). La friction entre les deux surfaces joue aussi un rôle dans cette hystérésis d'adhésion (Nosonovsky 2007). La pente de la courbe en Figure 2-6 est donc plus forte pendant la montée en charge car l'adhésion entre les parois des fissures fermées augmente la raideur de la pièce par rapport à la phase de descente en charge.

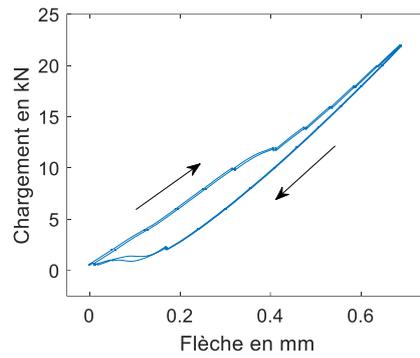


Figure 2-6 : Relation entre le chargement et la flèche pendant 2 cycles de montée/descente en charge pendant l'essai de flexion réalisé avec l'échantillon fissuré

L'hystérésis d'adhésion est aussi visible du point de vue ultrasonore par la mesure de l'écho de coin pendant l'ouverture de la fissure par l'essai de flexion (voir Figure 2-7). Pendant la montée en charge, les forces d'adhésion retiennent les parois de la fissure et son ouverture est donc légèrement décalée par rapport à la descente en charge.

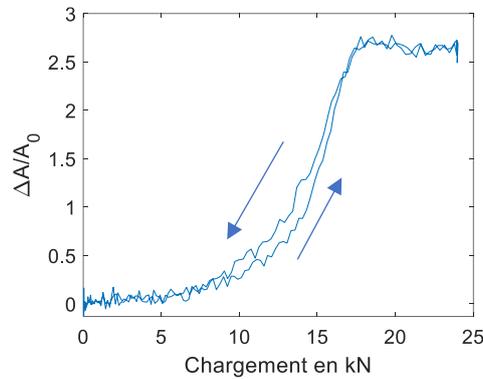


Figure 2-7 : Amplitude de l'écho de coin d'une fissure fermée pendant son ouverture par un essai de flexion

2.2. Utilisation des harmoniques générés par la fissure

2.2.1. Méthode des super-harmoniques

Comme le comportement du matériau de notre pièce est linéaire, il ne déforme pas le signal ultrasonore le traversant contrairement aux fissures fermées dont la forte non linéarité est responsable de l'apparition d'harmoniques dans le signal. Par conséquent, la présence de super-harmoniques dans le signal est la signature de la présence d'un défaut de type fissure fermée au sein de la pièce. L'observation des fréquences supérieures à celle du fondamental permettrait alors en théorie d'être moins sensible à la fermeture. Pour montrer cela, Seo et al. mesurent l'amplitude du fondamental (f_0) et du premier super-harmonique ($2f_0$) d'une fissure dans sa profondeur (voir Figure 2-8a). Nous observons que pour une fissure de 10 mm de profondeur, l'amplitude du fondamental est la plus forte autour de 4 mm de profondeur (voir Figure 2-8b) tandis que l'amplitude du super-harmonique reste forte jusqu'à 8 mm de profondeur (voir Figure 2-8c). La partie fermée de la fissure étant proche de la pointe de fissure, cela montre que l'observation du super-harmonique est plus sensible à la partie fermée des fissures que le fondamental.

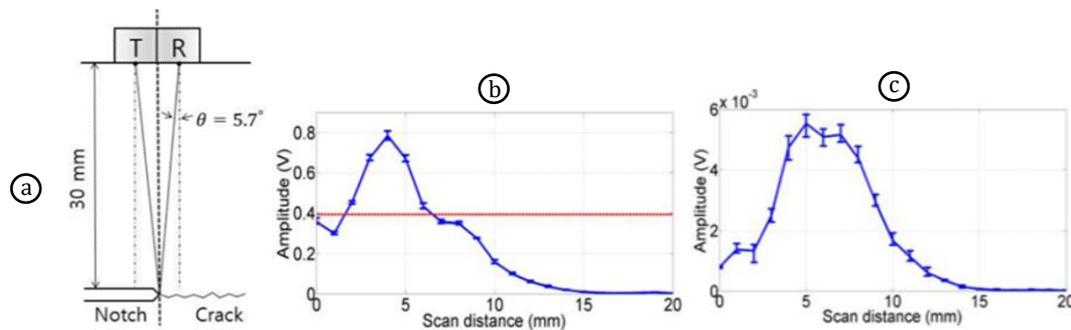


Figure 2-8 : (a) Schéma du dispositif expérimental et (b) amplitudes du fondamental et (c) du super-harmonique en fonction de la distance du scan (Seo et al. 2014)

Une méthode pour détecter les fissures fermées serait alors de cartographier la présence de super-harmoniques dans la pièce à contrôler. Dans la bibliographie, cette non linéarité est généralement quantifiée par le coefficient de non linéarité β , défini à partir du rapport de l'amplitude du super-harmonique (A_{2f}) et du carré de l'amplitude du fondamental (A_f):

$$\beta = \frac{A_{2f}}{A_f^2}$$

Dans une étude de Kou et al., la sollicitation des fissures est générée par un laser pulsé et le mouvement des parois de la fissure est mesuré en parallèle par un autre laser (voir Figure 2-9a). En observant la valeur de β sur la partie saine de la pièce et le long de la fissure, nous remarquons qu'elle est bien plus élevée sur la partie fissurée (voir Figure 2-9b).

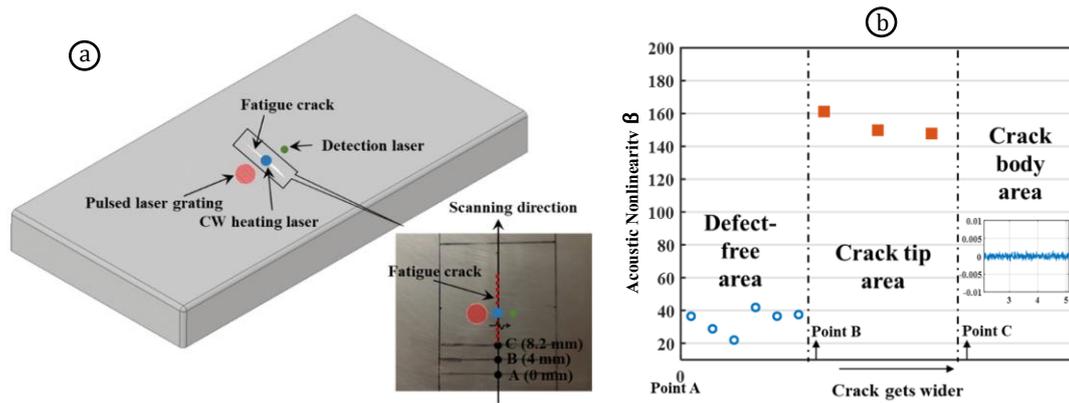


Figure 2-9 : (a) Dispositif expérimental et définition des points de mesure, (b) Non linéarité du signal en fonction de la position de mesure (Kou, Pei, et Chen 2021)

Au-delà d'être la signature des fissures fermées, l'amplitude des super-harmoniques augmente avec la propagation de la fissure. En surveillant l'amplitude du super-harmonique, cette méthode permet alors aussi de suivre le développement des fissures au cours de la vie en fatigue d'une pièce (Xu et al. 2021).

2.2.2. Méthode des sous-harmoniques

En pratique, l'utilisation des super-harmoniques est limitée car la fissure n'est pas la seule source de non linéarité. Les traducteurs, le système d'acquisition et le couplage génèrent aussi des super-harmoniques (Aurelle et al. 1996; Guyomar, Aurelle, et Eyraud 1997; Ohara, Nakajima, Hauptert, et al. 2019). C'est pourquoi les études déjà réalisées ne permettent que de localiser les fissures (Kou, Pei, et Chen 2021) ou de suivre la vie en fatigue de la pièce (Xu et al. 2021).

Contrairement aux super-harmoniques, les sous-harmoniques ne sont générés que par les fissures fermées. Une méthode basée sur leur détection ne posséderait donc pas les limitations des super-harmoniques. Pour activer cette non linéarité, une méthode utilisée dans les publications s'appelle « Subharmonic Phased Array for Crack Evaluation » (SPACE) (Ohara et al. 2008; Ohara, Potter, Nakajima, et al. 2019; Ouchi et al. 2015; Takahashi et al. 2014). Cette méthode consiste à envoyer de courts bursts de grande amplitude pour solliciter la fissure et générer les sous-harmoniques sur sa partie fermée. Deux configurations expérimentales sont possibles : soit l'émission et la réception sont séparées (voir Figure 2-10a), soit l'émission et la réception sont réalisées par le même transducteur multi-éléments (voir Figure 2-10b). L'avantage de séparer l'émission et la réception est que pour l'émission, nous pouvons utiliser une large pastille piézoélectrique et générer une sollicitation potentiellement plus puissante qu'un transducteur multi-éléments. En utilisant un même transducteur multi-éléments pour l'émission et la réception, la forte sollicitation est obtenue avec des lois de retard à l'émission focalisant le faisceau ultrasonore aux différents endroits de l'image US. La bande passante du transducteur doit aussi être très large pour pouvoir générer le

fondamental tout en étant sensible aux sous-harmoniques renvoyés. Cette deuxième solution a pour avantage d'être plus simple à mettre en place.

Une fois l'émission du signal réalisée (avec la pastille piézo-électrique ou le transducteur multi-éléments), une phase de reconstruction de l'image puis une opération de filtrage autour des fréquences désirées sont nécessaires. Nous nommons « image du fondamental » et « image du sous-harmonique » les résultats de l'imagerie multi-éléments obtenus après filtrage autour de la fréquence du fondamental et du sous-harmonique. Comme le fondamental n'est sensible qu'à la partie ouverte de la fissure et le sous-harmonique qu'à la partie fermée, nous pouvons observer respectivement la partie « ouverte » et « fermée » de la fissure sur ces deux images (voir Figure 2-10).

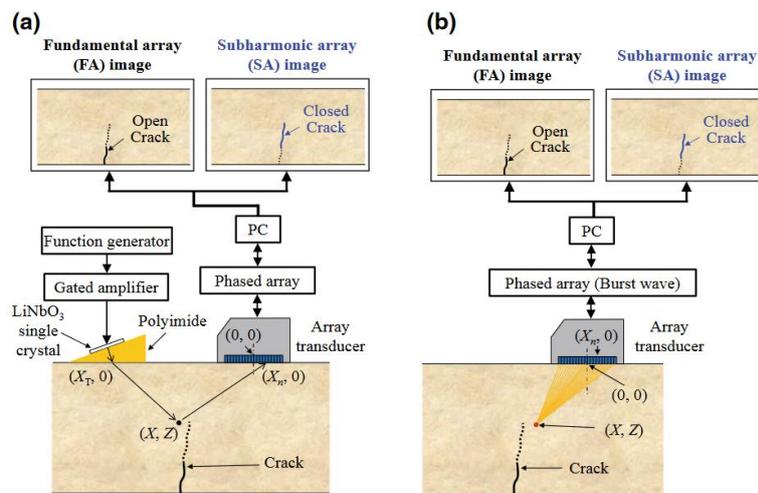


Figure 2-10 : Schéma du dispositif expérimental de la méthode SPACE (Ohara et al. 2008) : (a) avec une pastille piézo-électrique pour l'émission et un transducteur multi-éléments pour la réception ou (b) un transducteur multi-éléments à la fois pour l'émission et la réception

Pour comparer les résultats de l'imagerie de la fissure à partir du fondamental et du sous-harmonique, Ohara et al. ont placé un barreau d'aluminium contenant une fissure fermée sur un banc de flexion (voir Figure 2-11). Lorsqu'aucune charge n'est appliquée, la fissure peut être considérée comme fermée, puis lorsque la charge est appliquée, les efforts d'ouverture de l'essai de flexion font que la fissure peut être considérée comme totalement ouverte.

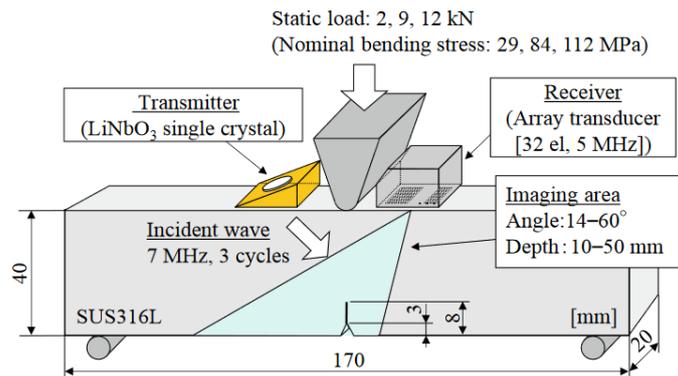


Figure 2-11 : Schéma du dispositif expérimental utilisé pour mesurer la réponse ultrasonore de la fissure en fonction de son état de fermeture (Ohara et al. 2007b)

Sur les images du fondamental, nous observons que l'écho de diffraction en pointe de fissure est clairement visible sur la fissure ouverte (voir Figure 2-12a) tandis qu'il disparaît sur la fissure fermée (voir Figure 2-12d). Inversement, sur les images du sous-harmonique, l'écho de diffraction en pointe de fissure est invisible sur la fissure ouverte (voir Figure 2-12b) alors qu'il apparaît sur la fissure fermée (voir Figure 2-12e). L'importance du contact pour la génération des sous-harmoniques est alors primordiale conformément à la description de l'origine (voir **Erreur! Source du renvoi introuvable.**). Cela montre aussi le potentiel de la méthode SPACE pour la résolution de la problématique des fissures fermées car avec l'image du fondamental, il n'est pas possible de dimensionner la fissure contrairement à l'image du sous-harmonique.

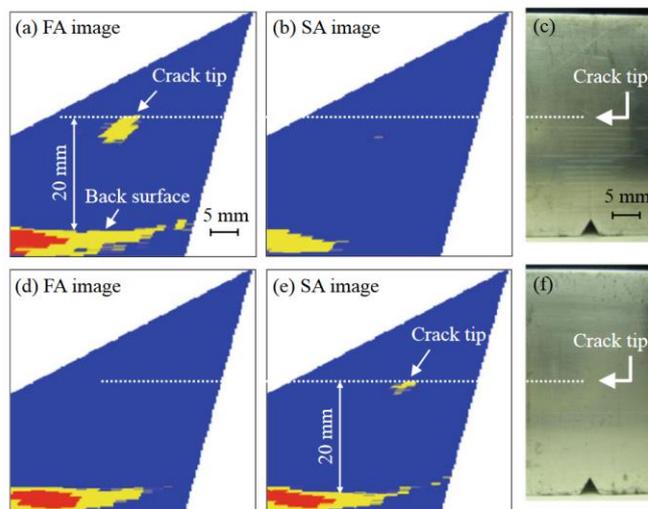


Figure 2-12 : Comparaison des résultats de la méthode SPACE pour une fissure ouverte et fermée : (a, b, c) Image du fondamental, du sous-harmonique et photo de la fissure ouverte par la flexion, (d, e, f) Image du fondamental, du sous-harmonique et photo de la fissure fermée (Ohara et al. 2007b)

Une autre utilisation des sous-harmoniques est la recherche d'une fissure dans un environnement possédant de nombreux autres réflecteurs (soudure, grain de taille importante, etc.) parasitant l'image ultrasonore (voir Figure 2-13c). Comme les sous-harmoniques ne sont générés que par deux plans en contact, leur observation permet alors de faire ressortir la fissure dans l'image et de la dimensionner correctement (voir

Figure 2-13d). En plus d'améliorer le dimensionnement des fissures, la méthode SPACE permet donc aussi de conclure sur la présence de fissures dans des environnements très parasites (Horinouchi et al. 2012; Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020; Sugawara et al. 2015).

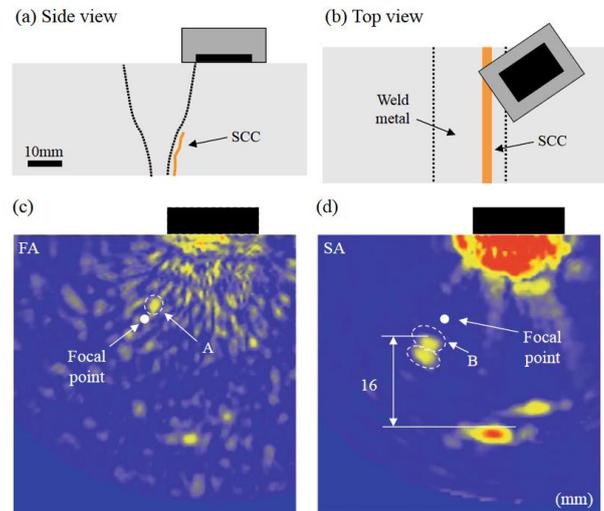


Figure 2-13 : Imagerie d'une fissure de corrosion sous contrainte dans un environnement avec beaucoup de réflecteurs linéaires (a) et (b) positionnement du traducteur par rapport au défaut, (c) image du fondamental et (d) image du sous-harmonique (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020)

2.2.3. Limites liées à la génération des harmoniques

Nous avons vu que la mesure de la profondeur des fissures à partir des super-harmoniques ne semble pas possible car les transducteurs eux-mêmes, le système d'acquisition et le couplage en produisent aussi. Une application plus adaptée des super-harmoniques est le contrôle des défauts volumiques. Par exemple, les dégâts thermiques (Ruiz et al. 2013), les dislocations (Kim, Jacobs, et al. 2006) et les zones irradiées (Matlack et al. 2014) en sont des sources importantes.

A l'inverse des super-harmoniques, les sous-harmoniques sont uniquement produits par les fissures fermées, la méthode SPACE ne souffre donc pas de ces problèmes. Le dimensionnement des fissures par la recherche des sous-harmoniques produits en pointe de fissure est donc réalisable. Le facteur limitant de cette méthode vient de l'amplitude de l'onde incidente nécessaire à la génération de sous-harmoniques. En effet, l'amplitude de la sollicitation requise est plus élevée que celle des super-harmoniques ce qui rend leur apparition délicate (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020). De nombreux paramètres importants ont aussi besoin d'être ajustés pour que la mesure soit optimale : la durée des bursts, l'angle d'incidence de l'onde, la bande passante du filtre lors de l'opération de filtrage, les fréquences des transducteurs utilisés, etc. (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020). En cas de choix de paramètres non optimaux, l'apparition des sous-harmoniques pourrait donc ne pas avoir lieu.

2.3. Recherche de la non linéarité de la fissure par soustraction d'image

2.3.1. Méthode FAD (Fundamental Wave Amplitude Difference)

Nous venons de voir le comportement non linéaire des fissures fermées au travers de la génération de super-harmoniques ($2f_0, 3f_0, \dots$) et de sous-harmoniques ($f_0/2, f_0/3, \dots$). Ces non linéarités sont le résultat de la conversion d'une partie de l'énergie du signal envoyé (fondamental) par le comportement non linéaire de la fissure. Parmi ces fréquences, la mesure des sous-harmoniques semble être la meilleure solution pour l'étude de la partie fermée de la fissure car elle permet d'isoler la présence de la fissure parmi le reste du signal. En mesurant les sous-harmoniques, nous évaluons une partie de l'énergie du fondamental dissipée par le comportement non linéaire de la fissure. Mesurer seulement les sous-harmoniques représente donc une perte d'information car cela met de côté l'énergie dissipée pour la création des super-harmoniques. Une méthode permettant d'évaluer la perte générale d'énergie du signal dans tous les harmoniques permettrait alors d'obtenir des résultats très sensibles à la partie fermée de la fissure (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020).

La méthode « Fundamental Amplitude wave Difference » (FAD) propose d'évaluer la perte d'énergie du fondamental envoyé dans tous les harmoniques à la fois en observant la différence d'amplitude du fondamental reçue pour différentes amplitudes de sollicitation. Avec un transducteur multi-éléments, trois acquisitions sont réalisées : la première avec tous les éléments d'activés (acquisition parallèle), et les deux autres avec seuls les éléments pairs et impairs (acquisition séquentielle) (voir Figure 2-14).

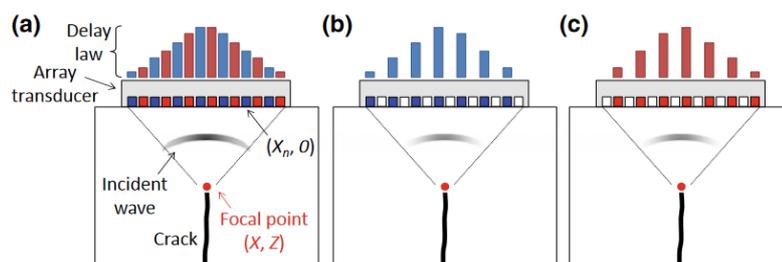


Figure 2-14 : Illustration des trois acquisitions de la méthode FAD avec les mesures (a) avec tous les éléments, (b) seuls les éléments pairs, (c) avec seuls les éléments impairs (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020)

En post-traitement, la somme des acquisitions séquentielles est ensuite soustraite à l'image de l'acquisition parallèle. Pour un réflecteur linéaire comme une entaille, la réponse ultrasonore est proportionnelle à l'amplitude de la sollicitation. L'image obtenue en activant tous les éléments est donc la même que la somme de celle obtenue avec les éléments pairs et celle obtenue avec les éléments impairs. La soustraction donne donc en théorie une image nulle. Avec une fissure fermée, la réponse ultrasonore n'est pas

linéaire par rapport à l'amplitude de la sollicitation et des amplitudes résiduelles sont donc enregistrées sur l'image soustraite. Les endroits où se trouvent ces amplitudes résiduelles correspondent aux zones au comportement non linéaire, c'est-à-dire la fissure fermée (voir Figure 2-15). De plus, comme les éléments piézo-électriques sont toujours sollicités avec la même tension pour les 3 acquisitions, leur non linéarité disparaît lors de la soustraction (voir Figure 2-15).

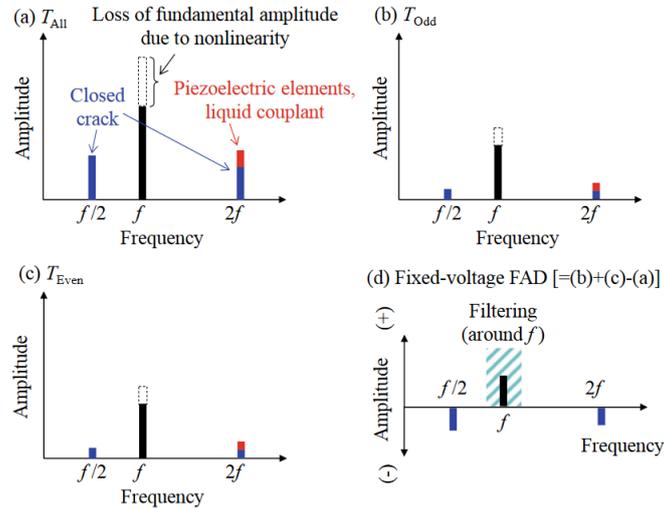


Figure 2-15 : Imagerie d'une fissure fermée par la méthode FAD. Amplitude du spectre fréquentiel obtenu avec (a) tous les éléments, (b) seuls les éléments pairs, (c) avec seuls les éléments impairs et (d) résultat de la différence des imageries (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020)

Pour l'acquisition séquentielle, les éléments du traducteur multi-éléments ont été séparés entre éléments pairs et impairs. Mais plus généralement, l'objectif de cette méthode est de comparer la réponse de la fissure pour une sollicitation « de forte amplitude » à sa réponse obtenue pour une sollicitation « de faible amplitude ». D'autres répartitions que les éléments pairs/impairs sont donc possibles pour la sollicitation « faible », notamment en utilisant la réponse obtenue en excitant chaque élément un à un, aussi appelée « Full Matrix Capture » (FMC). Ce mode d'acquisition permet de maximiser la différence de non linéarité mesurée avec l'acquisition parallèle (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020).

Pour l'acquisition parallèle, afin de maximiser l'amplitude de la sollicitation de la fissure, des lois de retard peuvent être utilisées pour focaliser le faisceau ultrasonore en différents points autour de la fissure. La zone imagée est alors discrétisée en un quadrillage de $n \times m$ points de focalisation définis autour de la fissure. L'acquisition parallèle se constitue donc de $n \times m$ acquisitions pour que chaque point du quadrillage soit sollicité avec l'énergie maximale atteignable avec le traducteur multi-éléments.

Afin de montrer l'intérêt de la méthode FAD, Ohara et al. comparent les résultats d'imagerie linéaire aux résultats de la FAD sur une fissure issue d'un essai de fatigue (voir Figure 2-16). La fissure commence au niveau de l'entaille (N_T), se propage en passant par C_2 jusqu'à sa pointe en C_1 . Le traducteur multi-éléments est activé avec un nombre d'éléments allant de 32 jusqu'à 128. Premièrement, nous constatons bien la disparition

de l'entaille sur l'image non linéaire comme décrit précédemment. Deuxièmement, nous remarquons que la position de la pointe de fissure apparaît sur le résultat de la méthode FAD pour un nombre d'éléments inférieur à la méthode d'imagerie linéaire. Sur les images obtenues avec 64 éléments, seule une indication en C2 est obtenue sur l'image linéaire (voir Figure 2-16e) alors que la pointe de fissure apparaît déjà clairement en C1 sur l'image non linéaire (voir Figure 2-16f). Il faut augmenter le nombre d'éléments à 96 ou 128 éléments pour qu'une tache apparaisse en C₁ sur l'image linéaire (voir Figure 2-16h et Figure 2-16k). La méthode FAD semble donc avoir des capacités supérieures aux méthodes linéaires, cependant elle possède aussi des limites. En effet, pour 32 éléments, aucun écho n'est visible sur le résultat de la méthode FAD alors que des indications sont tout de même notées sur l'image linéaire (voir Figure 2-16b et Figure 2-16c). Si la sollicitation appliquée à la fissure par l'onde ultrasonore n'est pas suffisante, les résultats de cette méthode non linéaire pourraient donc être en réalité moins bons que les méthodes d'imagerie linéaire. Cela met en évidence le besoin d'activer la non linéarité de la partie fermée de la fissure (génération d'harmoniques).

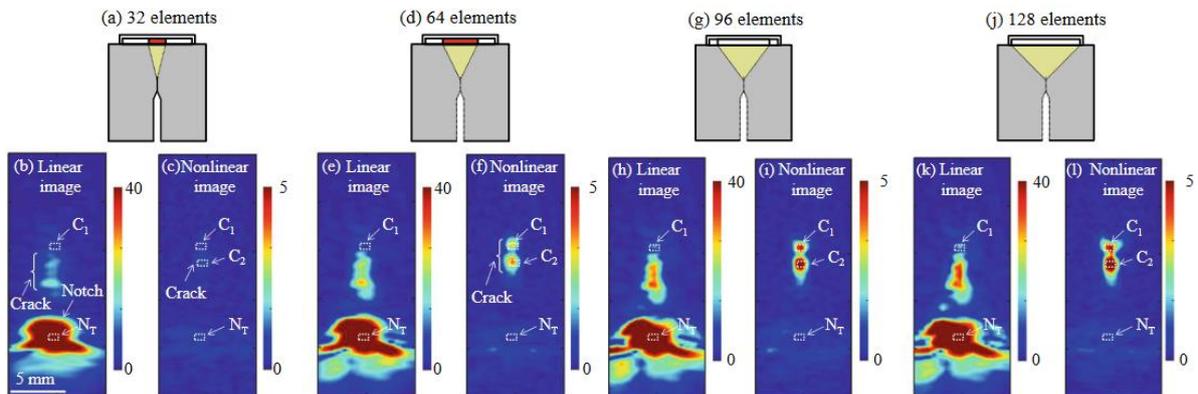


Figure 2-16 : Imagerie fissure de fatigue dans un échantillon d'aluminium obtenue par une méthode linéaire et par la méthode FAD avec (a-c) 32 éléments, (d-f) 64 éléments, (g-i) 96 éléments et (j-l) 128 éléments (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020)

2.3.2. Méthode d'imagerie par mesure de l'énergie diffuse

Comme pour la FAD, la méthode d'imagerie par mesure de l'énergie diffuse se compose d'une acquisition séquentielle avec chaque élément excité un à un et d'une acquisition parallèle où tous les éléments sont utilisés en même temps. Durant l'acquisition parallèle, tous les éléments sont excités selon des lois de retard pour focaliser l'onde incidente au point focal (X, Z) (voir Figure 2-17a). L'onde incidente approche donc le point focal avec une amplitude croissante (voir Figure 2-17b et c). Une fois le point de focalisation atteint, s'il se trouve sur la fissure, l'onde est séparée entre une onde réfléchie (dite « cohérente ») et une onde transmise grâce à l'interaction entre l'onde focalisée et la fissure (voir Figure 2-17d). À la suite de cette interaction, le champ cohérent se transforme progressivement en champ diffus à cause des multiples diffusions et réflexions ayant lieu dans la pièce (voir Figure 2-17e-g). Après un laps de temps suffisant, le champ diffus possède une énergie uniforme en tout point (voir Figure

2-17h). Des transformations similaires ont lieu lors de l'acquisition séquentielle (voir Figure 2-17i-n) (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020).

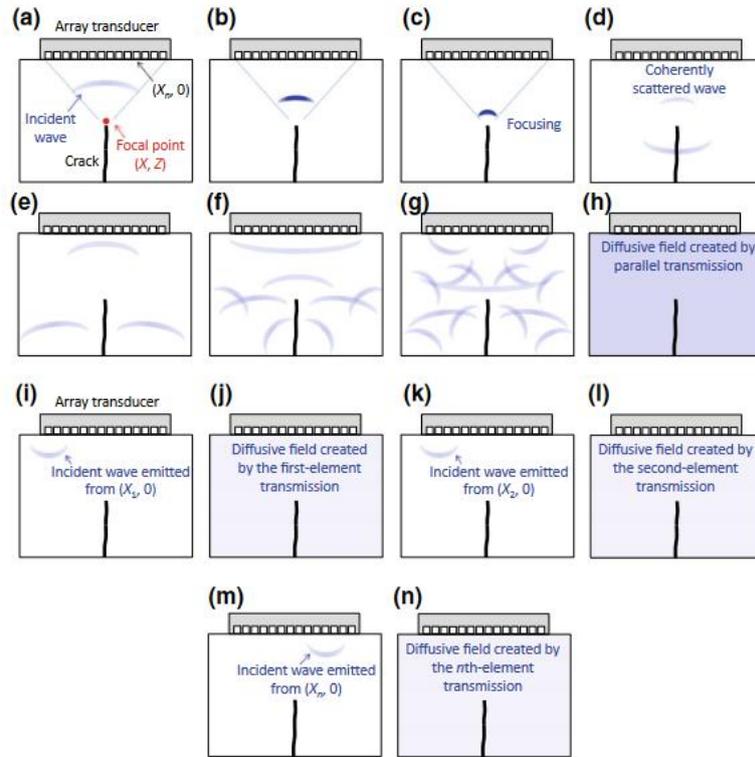


Figure 2-17 : Illustration du fonctionnement de la méthode d'imagerie par mesure de l'énergie diffuse et de la transition d'un champ ultrasonore cohérent à un champ ultrasonore diffus pendant une acquisition parallèle (a-h) et séquentielle (i-n) (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020).

Nous définissons $E_s(R)$ et $E_p(R)$ l'énergie du champ séquentiel et parallèle obtenues à partir de la mesure du traducteur multi-éléments avec une focalisation au point R de coordonnées (X, Z) (voir Figure 2-17). Les différences entre le champ séquentiel et le champ parallèle sont dues à l'interaction entre les différentes émissions durant l'acquisition parallèle. Ces effets sont donc majoritairement liés à l'interaction des champs au point de focalisation puisque c'est à cet endroit qu'ils sont tous importants en même temps. Par conséquent, la différence $E_s(R)$ et $E_p(R)$ est approximativement égale aux pertes dues au comportement non linéaire de la pièce au point focal. La métrique de la méthode d'imagerie par mesure de l'énergie diffuse est alors définie par :

$$\gamma(r) = \frac{E_s(r) - E_p(r)}{E_s(r)} \quad (2.2)$$

De cette manière, γ est faible aux endroits où le matériau a un comportement linéaire car l'interaction des champs durant l'acquisition parallèle a peu d'impact et γ est important au niveau de la fissure (voir Figure 2-18a). Comparée à une acquisition linéaire (ici de la TFM), cette métrique non linéaire donne un meilleur contraste entre les échos de la fissure et le bruit et détecte la pointe de fissure plus proche de sa position réelle (voir Figure 2-18b).

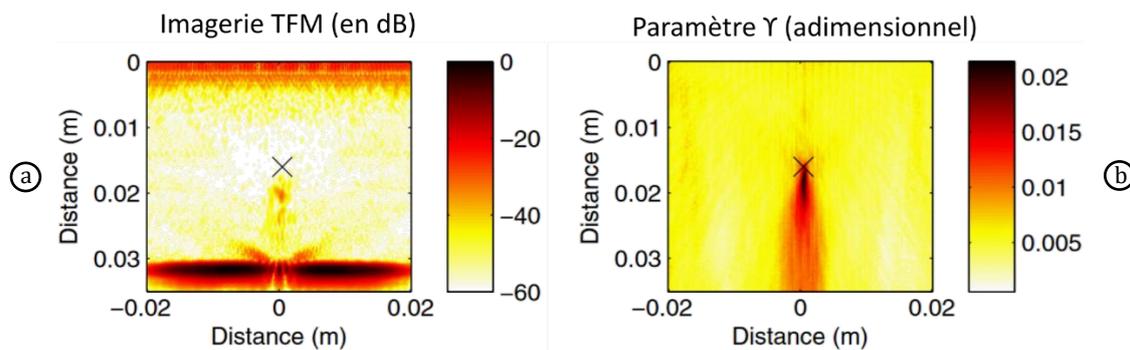


Figure 2-18: Imagerie d'une fissure de fatigue (la croix représente la pointe de fissure) avec (a) la méthode TFM et (b) le paramètre non linéaire γ (J. N. Potter, Croxford, et Wilcox 2014)

Cette méthode est donc intéressante pour la recherche de la position de la pointe de fissure par rapport aux méthodes linéaires (J. Potter et Croxford 2018; J. N. Potter, Croxford, et Wilcox 2014). Un désavantage est cependant qu'il est difficile d'obtenir un champ diffus dans une pièce de grande taille. Lors de l'acquisition ultrasonore, une grande partie du signal est dissipée dans la pièce et les multiples réflexions (voir Figure 2-17g) ne seront pas mesurées par le traducteur. Pour résoudre ce problème, une adaptation de la méthode n'utilisant que le champ cohérent réfléchi par la fissure (voir Figure 2-17d) a été développée (Cheng 2018). En termes d'acquisition, cette adaptation se rapproche alors de la FAD et la différence entre les deux se situe essentiellement au niveau du traitement du signal.

2.3.3. Limites liées à l'utilisation des traducteurs multi-éléments

Ces deux méthodes d'acoustique non linéaire exploitent les capacités des traducteurs multi-éléments en utilisant des lois de retard et en effectuant plusieurs acquisitions différentes. Leur utilisation permet d'améliorer significativement le dimensionnement des fissures fermées, ce qui fait de ce genre de méthode une piste intéressante pour la résolution des problèmes liés aux fissures fermées. De plus, même si elles gardent encore une grande partie des limitations liées à la génération des sous-harmoniques, le fait que seul le fondamental soit mesuré simplifie certains choix. Par exemple, le choix des traducteurs est plus simple car nous n'avons pas à nous soucier de la détection des sous-harmoniques ce qui rend la bande passante du traducteur moins limitante.

Cependant, comme observé en Figure 2-16, l'activation des non linéarités reste une problématique importante pour le fonctionnement de ce genre de méthode. Pour augmenter l'amplitude de l'onde incidente, il est possible d'utiliser un traducteur avec plus d'éléments mais cette solution a toute de même une limite. En effet, passé un certain nombre d'éléments, la déformation générée atteint un plateau (voir Figure 2-19). Comme les éléments sont de plus en plus éloignés de la zone d'inspection (voir Figure 2-19a), l'atténuation du matériau fait qu'au-delà d'une certaine distance, les éléments ont un

impact négligeable sur la perturbation provoquée au point de mesure (Ohara, Nakajima, Hauptert, et al. 2019).

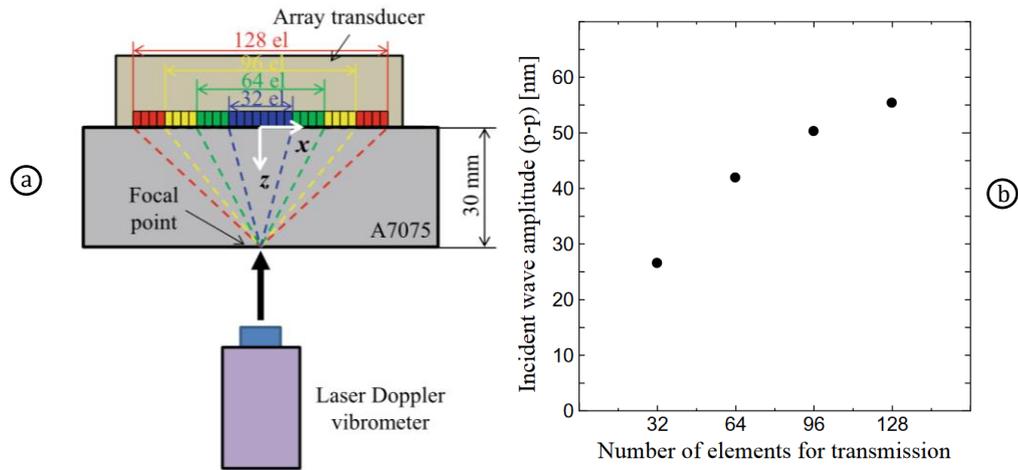


Figure 2-19 : (a) Dispositif expérimental pour la mesure du déplacement absolu sur le point de focalisation pour un nombre d'éléments allant de 32 à 128 éléments, (b) Déplacement de l'onde incidente mesurée pour un nombre d'éléments allant de 32 à 128 éléments (Ohara, Nakajima, Hauptert, et al. 2019)

2.4. Observation du comportement non linéaire par l'application d'une contrainte d'ouverture à la fissure

2.4.1. Méthode de l'onde pompe

Avec les méthodes d'acoustique non linéaire précédentes, une onde ultrasonore puissante est envoyée pour perturber le contact entre les deux parois de la partie fermée de la fissure. La non linéarité du comportement mécanique de la fissure s'exprime alors par la génération d'harmoniques de la fréquence du fondamental envoyé. Une autre manière d'observer cette non linéarité est d'enregistrer la réponse de la fissure fermée pendant son ouverture par une sollicitation mécanique extérieure. Une possibilité pour la génération de cette sollicitation est de prendre la forme d'une onde basse fréquence dite « pompe ». En appliquant une contrainte dynamique à la fissure, elle permet d'activer le clapping en rompant de manière cyclique le contact. En même temps, une onde haute fréquence dite « sonde » est envoyée pour sonder les propriétés de la fissure en fonction de la sollicitation appliquée par la pompe. Grâce à l'application de la pompe, la fermeture de la fissure varie, ce qui modifie la réflectivité du défaut. L'amplitude de la sonde est alors modulée au cours du temps par l'amplitude de la pompe, ce qui crée des harmoniques dits « de modulation » autour de la fréquence de la sonde dans le spectre de l'onde reçue (voir Figure 2-20). La modulation de l'onde sonde se fait généralement par la mise en résonance de l'échantillon fissuré mais elle peut aussi être faite par une sollicitation produite par un laser pulsé (Xiao et Nagy 1998; Liu et al. 2018).

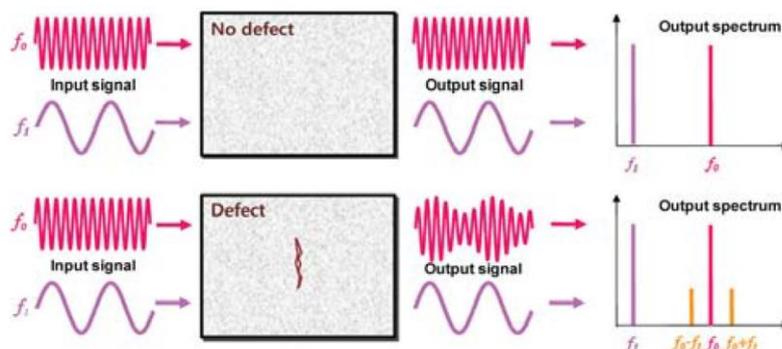


Figure 2-20 : Illustration du fonctionnement de la modulation d'onde (Jhang, 2009)

La mesure des harmoniques de modulation est intéressante pour le CND car leur amplitude dépend des propriétés du contact de l'interface évaluée. Pour les assemblages boulonnés, cette méthode permet d'évaluer le serrage (Meyer et Adams 2015; Zhang et al. 2018) et pour le contrôle de défauts, elle permet de détecter l'apparition de fissures et de suivre leur propagation (Courtney et al. 2008; Donskoy, Sutin, et Ekimov 2001; Hillis et al. 2006; Li et al. 2016).

Au lieu d'envoyer une onde sonde en continu et d'observer le spectre fréquentiel de l'onde sonde, il est aussi possible d'envoyer des bursts de courte durée par rapport à la période de la pompe. De cette façon, les propriétés des échos renvoyés par la fissure

2.4. Observation du comportement non linéaire par l'application d'une contrainte d'ouverture à la fissure

dépendent de l'état de contrainte appliqué par la pompe au moment où ils atteignent la fissure. Cette méthode permet de mesurer le comportement de la fissure au cours de la sollicitation en affichant les propriétés des échos renvoyés en fonction de l'amplitude de la pompe appliquée. Historiquement, cette méthode est utilisée sur des matériaux hétérogènes pour caractériser leur endommagement (Payan et al. 2013; Shokouhi et al. 2017). Le nom communément utilisé pour cette méthode est DAET (Dynamic Acousto-Elastic Testing) car elle permet de mesurer l'acousto-élasticité du matériau.

Plus récemment, la méthode DAET a aussi été appliquée à des matériaux métalliques pour mesurer l'acousto-élasticité des fissures de fatigue (Hauptert, Renaud, et al. 2019; Hauptert et al. 2014; Jin, Johnson, et Shokouhi 2020; Jin et al. 2018). La pompe est générée par une pastille piézo-électrique collée sur la paroi inférieure de l'échantillon qui sollicite le mode de compression de l'échantillon. La sonde est composée de deux traducteurs placés de part et d'autre de la fissure (en Figure 2-21, des traducteurs à onde de surface).

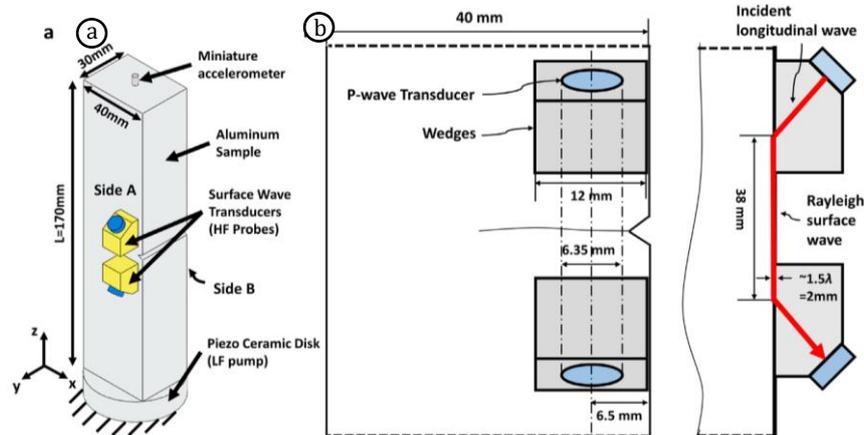


Figure 2-21 : Dispositif expérimental utilisé pour une mesure de type DAET sur une fissure de fatigue d'un échantillon d'aluminium, (a) Echantillon placé sur le disque piézoélectrique utilisé par la pompe et traducteurs à onde de surface utilisés pour la sonde, (b) Zoom sur le positionnement de la sonde par rapport à la fissure (Jin, Johnson, et Shokouhi 2020)

Sur les mesures des vitesses de propagation ($\Delta c/c_0$), de fortes variations sont observées le long de la fissure (de 0 mm jusqu'à 20 mm en Figure 2-22) alors que proche du matériau sain, les variations sont presque nulles (de 20 mm jusqu'à 30 mm en Figure 2-22). Cela met en évidence la forte acousto-élasticité de la zone très non linéaire autour de la fissure créée lors de sa propagation en fatigue.

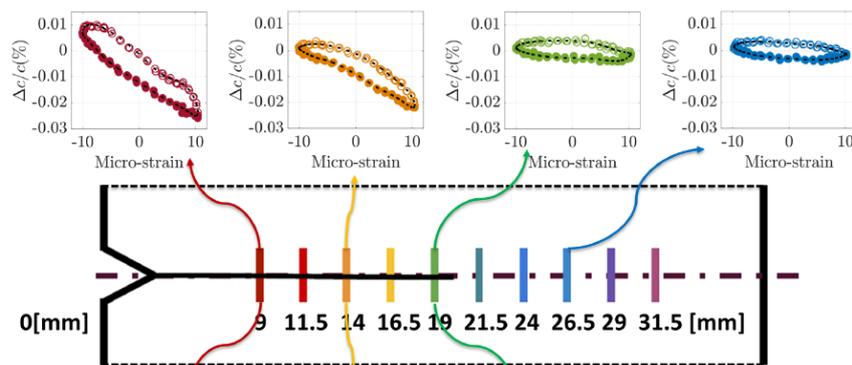


Figure 2-22 : Variation de la vitesse de propagation des ondes ultrasonores en fonction de la déformation produite par la pompe pour différentes positions de traducteur (Jin et al. 2018)

Au-delà de la mesure de l'acousto-élasticité de la fissure, la pompe a aussi un fort impact sur la réflectivité de la partie fermée de la fissure. Avec l'activation du clapping, la pompe ouvre et ferme la fissure au cours d'un cycle de sollicitation faisant varier de manière significative le coefficient de transmission de la fissure (voir Figure 2-23). Ces deux mesures mettent en évidence les capacités d'une onde pompe à activer la non linéarité des fissures fermées. L'onde pompe a un réel impact sur l'état de contrainte à l'interface de la partie fermée des fissures.

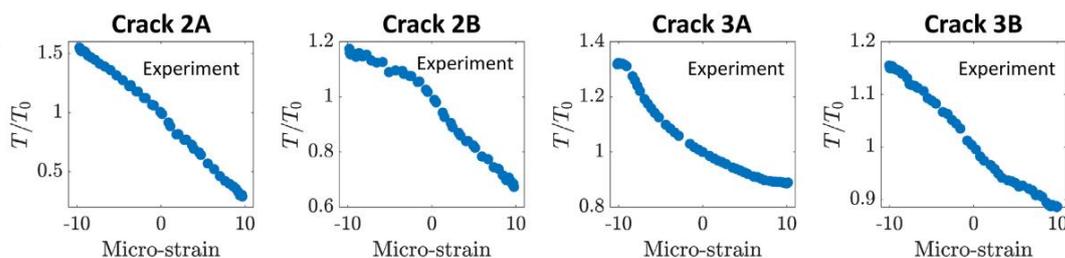


Figure 2-23 : Variation du coefficient de transmission relatif en fonction de la déformation produite par la pompe sur différentes fissures (Jin, Johnson, et Shokouhi 2020)

Lorsque la résonance a lieu à une fréquence suffisamment faible (quelques kHz), il est possible de réaliser une imagerie multi-éléments de la fissure dans un temps court devant la période de la pompe (Ohara, Hauptert, et Li 2021). Sur ces images, nous pouvons observer la pompe augmenter l'amplitude de l'écho de diffraction en pointe de fissure pendant la phase de traction, et à l'inverse, la diminuer pendant la phase de compression (voir Figure 2-24). Nous avons vu grâce à l'essai de flexion que pour faire varier de manière importante la réponse ultrasonore des fissures fermées, il fallait appliquer une contrainte d'ouverture du même ordre de grandeur que la contrainte résiduelle de fermeture des fissures fermées ($\sigma_{fermeture}$). Ces observations confirment alors qu'une onde pompe peut appliquer une contrainte d'ouverture significative devant $\sigma_{fermeture}$ ce qui a aussi un impact important sur la profondeur de la partie ouverte de la fissure ($l_{ouverte}$).

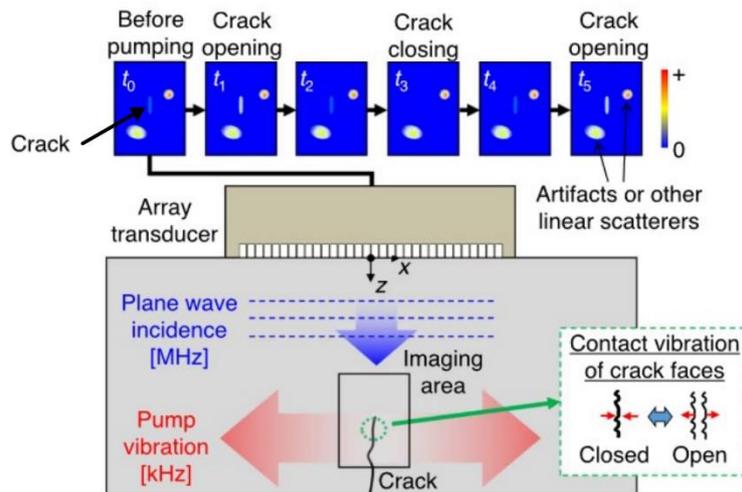


Figure 2-24 : Schéma du dispositif expérimental pour l'imagerie de la fissure pendant la sollicitation de la pompe et résultat de l'imagerie multi-élément en fonction des états de contraintes appliqués par la pompe (Ohara, Hauptert, et Li 2021)

Pour améliorer les résultats d'imagerie des fissures au cours de la sollicitation de la pompe, un traitement non linéaire des données peut ensuite être utilisé. En soustrayant les images prises pour des états de contraintes différents à l'image initiale, cela permet de mieux faire ressortir les échos de la fissure par rapport à l'image initiale où la fissure est très faiblement visible (voir Figure 2-25).

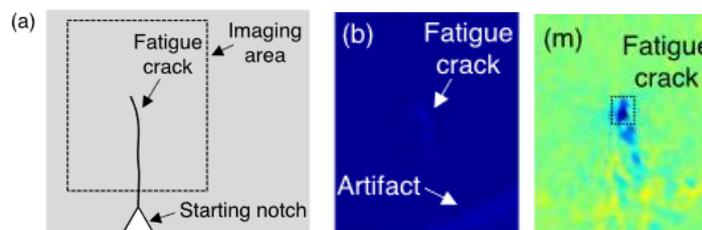


Figure 2-25 : (a) Représentation de la fissure et du positionnement de la zone imagée, (b) Image linéaire obtenue avant l'excitation de la pompe (PWI), (c) Image soustraite (Ohara, Hauptert, et Li 2021)

2.4.2. Méthode de la sollicitation thermique

Une autre façon d'ouvrir mécaniquement les fissures est d'exploiter la déformation du matériau dû à un changement de température. Comme le coefficient de dilatation thermique de certains matériaux est assez élevé (pour notre acier $\alpha_{acier} = 10.5 \times 10^{-6} K^{-1}$), un changement de température pourrait générer des déformations importantes dans la pièce. Tout en restant non destructif pour la pièce, un refroidissement pourrait générer une déformation du même ordre de grandeur que celle d'une onde pompe ($\epsilon_{max} = 10 \times 10^{-6}$ dans les Figure 2-22 et Figure 2-23).

Avec cette méthode, le refroidissement est généralement appliqué sur la paroi opposée à la fissure (Tohmyoh, Saka, et Kondo 2006; Xiao et Nagy 1998). La contraction du matériau près de la zone refroidie crée au début du refroidissement une déformation générale de la pièce permettant d'ouvrir la fissure (voir Figure 2-26b). Ensuite, après un

froid prolongé, les températures s'homogénéisent dans la pièce et les fissures se referment lentement (voir Figure 2-26c).

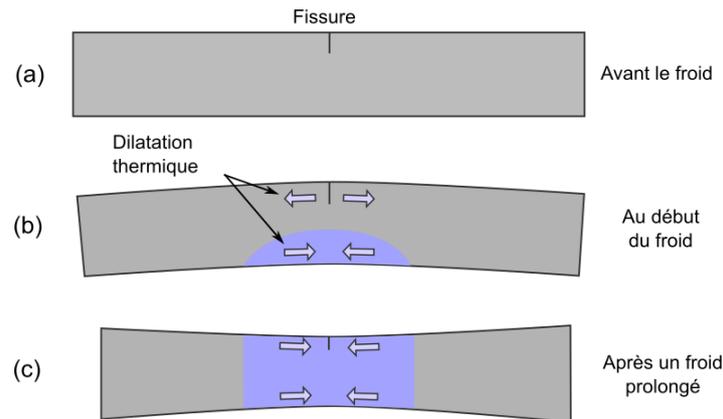


Figure 2-26: Schéma des déformations de la pièce pendant le refroidissement de la face opposée à la fissure

Pour augmenter l'efficacité de l'ouverture des fissures, un préchauffage peut éventuellement être appliqué à la pièce avant d'être refroidie localement comme décrit précédemment (voir dispositif en Figure 2-27a). Ce processus appelé GPLC (Global Pre-heating Local Cooling) augmente l'écart de température entre la zone refroidie et le reste de la pièce ce qui améliore l'ouverture des fissures (Ohara et al. 2022; 2017; 2014; 2013; Takahashi et al. 2014). A l'image de l'observation de la fissure pendant sa sollicitation par la pompe (voir Figure 2-24), une imagerie multi-éléments de la fissure peut être faite avant et pendant le refroidissement de la GPLC (voir Figure 2-27b-c). Sur ces images, l'écho de diffraction initialement absent (voir Figure 2-27b) apparaît grâce à l'ouverture produite par la sollicitation thermique (I_c en Figure 2-27c).

Avec cette configuration, un traitement non linéaire des données similaire à la FAD peut aussi être réalisé (Ohara et al. 2022; 2017; 2014; 2013). La soustraction de l'image US de la fissure obtenue pendant le refroidissement à celle obtenue avant le refroidissement permet d'augmenter le rapport signal/bruit (voir Figure 2-27d).

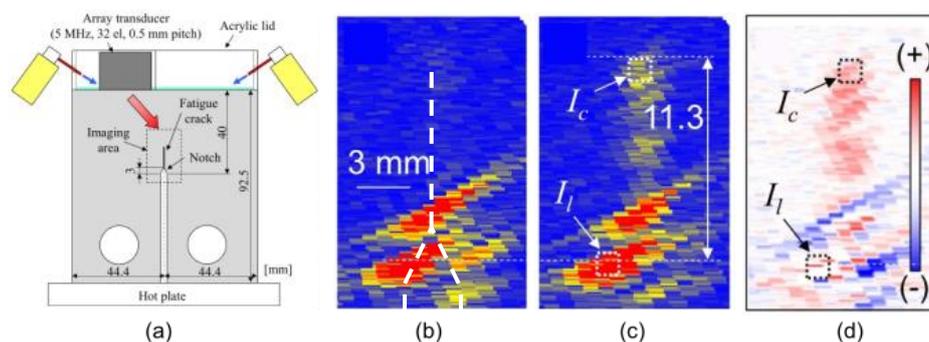


Figure 2-27: (a) Schéma du dispositif expérimental du GPLC, (b) Image ultrasonore obtenue avec le transducteur multi-éléments avant le refroidissement, (c) Image ultrasonore obtenue après 4s de refroidissement, (d) Image soustraite après 4s de refroidissement (Ohara et al. 2013)

Dans le cas d'un acier à gros grains possédant de nombreux autres réflecteurs parasitant l'image ultrasonore de la fissure, comme pour la FAD, ce traitement non linéaire permet de supprimer les réflecteurs linéaires et ainsi de correctement détecter

2.4. Observation du comportement non linéaire par l'application d'une contrainte d'ouverture à la fissure

et en plus de mieux dimensionner les fissures par la détection de la position réelle de la pointe de fissure en I_c (voir Figure 2-28).

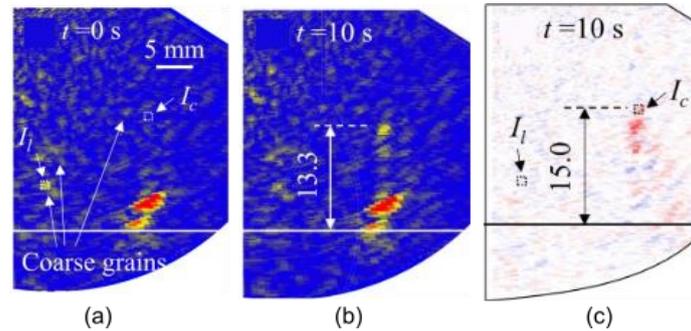


Figure 2-28 : (a) Image ultrasonore obtenue avec le traducteur multi-éléments avant le refroidissement, (b) Image ultrasonore obtenue après 10 s de refroidissement, (c) Image soustraite après 10 s de refroidissement (Ohara et al. 2013)

Plus généralement, la sollicitation thermique d'un échantillon (voir Figure 2-29a) permet de remplacer la pompe « mécanique » (voir Figure 2-29b) par une pompe « thermique » (voir Figure 2-29c). Pour les mesures d'acousto-élasticité, cette adaptation permet comme avec la pompe mécanique, de mettre en évidence le rôle de l'acousto-élasticité de la fissure de fatigue. En effet, les changements de vitesse de propagation de l'onde ultrasonore durant le changement de température sont bien plus marqués dans la zone fissurée que dans la zone saine (voir Figure 2-29d).

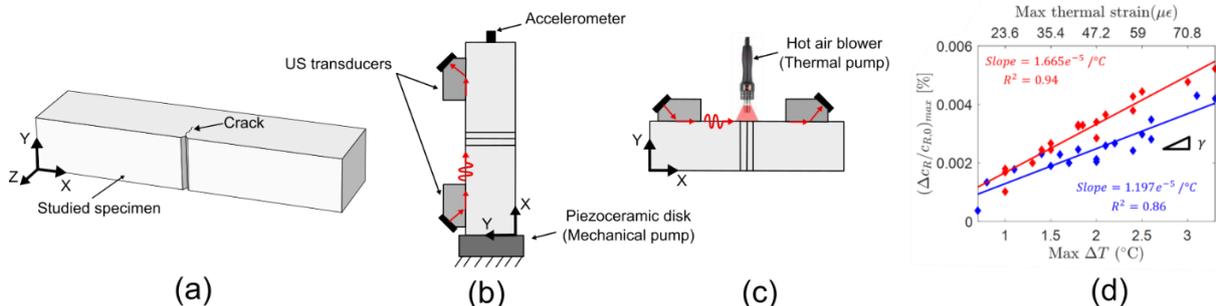


Figure 2-29: (a) Schéma de l'échantillon étudié, (b) Schéma du setup expérimental pour une pompe « mécanique » (Jin et al. 2018), (c) Schéma du setup expérimental pour une pompe « thermique », (d) Chute de la vitesse de propagation des ondes ultrasonore en fonction du gradient de température/déformation pour un échantillon sain (bleu) et un échantillon fissure (rouge) (Manogharan et Shokouhi 2023)

2.4.3. Limites de l'application des contraintes d'ouverture

Ces méthodes d'acoustique non linéaire sont intéressantes car elles permettent, en appliquant un effort d'ouverture à la fissure, de réduire temporairement voire complètement compenser la contrainte résiduelle de fermeture ($\sigma_{fermeture}$). Pendant la sollicitation, l'ouverture active la non linéarité de la fissure qui s'exprime par la relation entre la réponse ultrasonore de la fissure et l'état de contrainte. Du point de vue du CND, ces méthodes augmentent les performances des méthodes d'imagerie ultrasonore linéaires en permettant de passer de la mesure de la partie ouverte de la fissure ($l_{ouverte}$) seulement à la mesure de la profondeur réelle ($l_{ouverte} + l_{fermée}$).

La condition pour que l'utilisation d'une onde pompe soit efficace est que le clapping soit activé. La sollicitation imposée par la pompe doit donc être capable de compenser $\sigma_{fermeture}$. En pratique, pour sa génération, les différentes études utilisent systématiquement une mise en résonance de la pièce pour maximiser la perturbation de la fissure. Le mode utilisé n'est pas forcément le mode de compression, mais peut aussi être un mode de flexion (Courtney et al. 2008). Cela reste cependant une limite de la méthode car sur une pièce réelle, les fissures doivent obligatoirement se situer sur un nœud d'un mode de résonance, ce qui n'est pas garanti. De plus, sur une pièce de grande dimension, la génération d'une résonance d'amplitude importante pourrait être délicate. L'utilisation d'un autre type de sollicitation comme des ondes de volume ou des ondes de Lamb pourrait alors être nécessaire, mais l'efficacité d'une telle sollicitation semble faible par rapport aux contraintes à appliquer pour activer le clapping.

La méthode de sollicitation thermique des fissures fermées donne de bons résultats pour un refroidissement appliqué sur la paroi opposée aux fissures. Les contraintes d'ouverture induites par la contraction du matériau permettent d'ouvrir totalement les fissures dans les études présentées. Dans notre cas, avec la forme tubulaire de la pièce à contrôler, l'accessibilité de la paroi opposée aux fissures (paroi intérieure) est en revanche impossible. Une adaptation de la méthode doit donc être développée pour que la génération de la contrainte d'ouverture puisse se faire à partir d'un refroidissement de la paroi extérieure. Une piste intéressante est de placer le refroidissement directement sur les fissures (Ahmed et al. 2009) mais l'efficacité de ce mode de refroidissement doit encore être confirmée.

2.5. Choix des méthodes d'acoustique non linéaire étudiées

Dans ce chapitre, nous avons listé les méthodes permettant d'améliorer le dimensionnement des fissures fermées par rapport aux méthodes linéaires classiques. Le premier type de méthode d'acoustique non linéaire identifié est le groupe de méthodes exploitant la génération d'harmoniques par la fissure. Parmi ces méthodes, l'utilisation des sous-harmoniques semble intéressante, mais les méthodes FAD et de l'énergie diffuse semblent être plus efficaces car elles exploitent tous les harmoniques générés par la fissure au lieu de ne se concentrer que sur une seule fréquence.

Les méthodes FAD et de l'énergie diffuse utilisent des transducteurs multi-éléments avec des lois de focalisation pour maximiser la sollicitation de la fissure, car si l'amplitude de la sollicitation n'arrive pas à activer la non linéarité des fissures, la performance de ces méthodes est mauvaise voire moins bonne que les méthodes linéaires. Dans notre cas, la géométrie de la pièce à contrôler nous impose d'utiliser un rebond sur la surface intérieure, ce qui éloigne le transducteur de la fissure. La sollicitation maximale des fissures atteignable dans notre cas est donc réduite par rapport aux études présentées. D'autre part, le choix des nombreux paramètres expérimentaux (durée des bursts, fréquences utilisées, angle d'incidence, bande passante du filtre, etc.) rend en pratique ce genre de méthode assez complexe à faire fonctionner.

Les méthodes de l'onde pompe et de la sollicitation thermique sont plus simples à mettre en place car elles permettent de visualiser la non linéarité de la fissure à partir de méthodes d'imagerie linéaire bien connues. En ouvrant temporairement les fissures, une onde pompe ou une sollicitation thermique permet d'améliorer le dimensionnement des fissures sans utiliser de traitement numérique complexe similaire à la FAD. Ce genre de méthode possède donc un potentiel important pour l'objectif d'industrialisation fixé. Leur seule limite est leur capacité à produire un effort d'ouverture capable de dépasser $\sigma_{fermeture}$. Dans les chapitres suivants, nous appliquerons donc ces deux méthodes pour étudier le comportement des fissures fermées et déterminer si leurs capacités d'ouverture des fissures sont suffisantes.

Chapitre 3 : Modulation de l'onde ultrasonore par une onde pompe : Expérimentation et modélisation

3.1. Objectifs de la méthode

Dans le chapitre 1, nous avons mis en évidence la problématique des fissures fermées et son impact sur le contrôle non destructif des pièces. Nous avons notamment caractérisé le comportement des fissures fermées en séparant la fissure en une partie ouverte proche de la surface et une partie fermée proche de la pointe de fissure. Dans le chapitre 2, nous avons vu que les méthodes d'acoustique non linéaire étaient des pistes intéressantes pour la résolution du sous-dimensionnement causé par la fermeture des fissures. Nous avons retenu deux d'entre elles : la méthode de l'onde pompe et la méthode de la sollicitation thermique.

Dans ce chapitre, nous allons étudier la méthode de l'onde pompe qui vise à solliciter la partie fermée de la fissure en utilisant une onde dite « pompe » basse fréquence. Pendant l'ouverture et la fermeture de la fissure par cette sollicitation périodique, la fissure est évaluée avec une deuxième onde dite « sonde ». Puis, en traçant les variations de la sonde au cours d'un cycle de la pompe, nous pouvons observer le comportement non linéaire de la fissure. Cette méthode donne de bons résultats sur des échantillons de taille réduite, mais nécessite de mettre en résonance la pièce pour obtenir une contrainte d'ouverture suffisante au niveau de la fissure. Comme notre pièce réelle est de taille importante, ce chapitre aura pour but d'estimer l'ordre de grandeur de la sollicitation nécessaire afin de conclure sur son applicabilité sur la pièce réelle.

Nous commencerons par détailler comment la pompe peut être générée sur nos échantillons, puis quel paramètre nous choisissons d'étudier pour enregistrer la réponse des fissures au cours de leur sollicitation. Une fois que les résultats expérimentaux seront obtenus, nous modéliserons le comportement des fissures face à une sollicitation extérieure. Cela nous permettra de mieux comprendre le comportement non linéaire des fissures fermées et de mettre en évidence les différents phénomènes physiques en jeu. Nous finirons ce chapitre en concluant sur les capacités de la méthode de l'onde pompe et ce qu'elle nous a appris sur le comportement des fissures fermées.

3.2. Description de l'onde pompe et son impact sur les fissures

3.2.1. Description de la résonance de la pièce

Pour générer une sollicitation d'amplitude importante, nous devons utiliser un des modes de résonance des échantillons. Les fissures se situant au centre de la surface supérieure, nous allons utiliser le mode de compression (8,2 *kHz*). Un transducteur ultrasonore est alors collé sur la paroi latérale de l'échantillon pour solliciter ce mode de manière optimale (voir Figure 3-1). Il est composé d'un empilement de différents cylindres dont une pastille de matériau piézoélectrique. La puissance pouvant être générée par ce type de transducteur est très importante. En effet, le facteur limitant l'amplitude maximale de la pompe n'est pas le transducteur, mais le couplage entre la pompe et la pièce puisqu'il rompt avant que l'amplitude maximale atteignable par le transducteur ne soit envoyée. Pour laisser la pièce se déformer le plus librement possible, elle est posée sur un bloc de mousse.



Figure 3-1 : Fixation du transducteur de l'onde pompe sur la paroi latérale de l'échantillon étudié

Pour évaluer les déformations de la pièce générées par la pompe, nous commençons par réaliser des simulations de la résonance de la pièce. La géométrie 3D de l'échantillon numéro 1 est mesurée à l'aide d'un palpeur et nous ajoutons une entaille sur toute la largeur de la pièce pour représenter la présence de fissures (3 mm de profondeur voir Figure 3-2a). Nous avons choisi 3 mm de profondeur car il s'agit de la taille approximative de la partie ouverte des fissures. Sur la face latérale de la pièce le transducteur de la pompe est modélisé par un assemblage de 3 cylindres de rayon 18 mm (voir Figure 3-1a). Le premier est fait d'aluminium (22 mm de hauteur), le deuxième d'un matériau piézoélectrique (15 mm de hauteur) et le troisième d'acier (11 mm de hauteur). La simulation éléments finis, est réalisée avec le logiciel Comsol et son module « mécanique du solide ». Les conditions limites sont toutes laissées libres, même sur les arêtes en contact avec la mousse mais nous ajoutons l'effet de la gravité sur la pièce et le transducteur sous la forme d'une force volumique. Il est important de prendre en compte cette force volumique car sans elle, l'asymétrie provoquée par la présence du transducteur collé sur la face latérale ne serait pas correctement retrouvée sur les résultats de simulation. Avec ces hypothèses, nous obtenons une estimation des déformations du mode de compression (voir Figure 3-2b). Notre modélisation semble correcte puisque la fréquence de résonance trouvée par simulation (8.14 kHz) est très proche de celle mesurée expérimentalement (8.19 kHz).

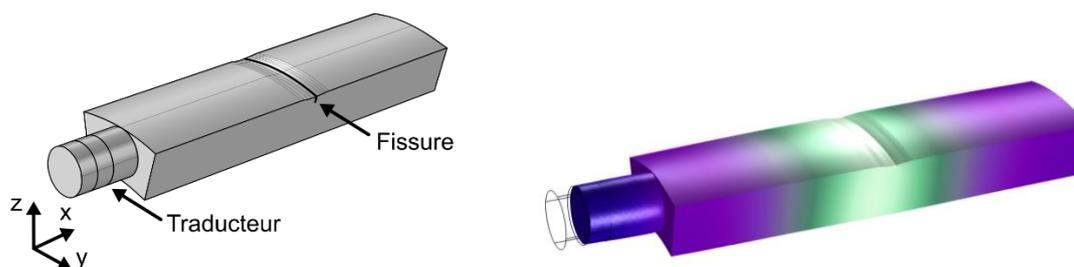


Figure 3-2 : (a) Géométrie de la pièce simulée, (b) Résultat de la simulation de la résonance de la pièce (champ de déplacement)

Pour visualiser plus précisément les déformations de la pièce créées par la pompe, nous affichons les déplacements de la paroi opposée au traducteur (voir Figure 3-3). Cette surface est intéressante à étudier car sa déformation est une représentation indirecte de la sollicitation des fissures. Nous remarquons que les déplacements se font majoritairement suivant la direction de la longueur de la pièce (direction x), ce qui confirme que la puissance du traducteur sert bien à ouvrir les fissures. Également, l'ouverture des fissures semble constante peu importe la position de la fissure dans la largeur de la pièce puisque U_x varie de moins de 3% sur toute la paroi (voir Figure 3-3a). Enfin, nous identifions aussi clairement l'influence de l'asymétrie créée par le poids du traducteur collé sur la paroi latérale de la pièce car les maximums de U_x et U_z se trouvent sur la partie basse de la face (voir Figure 3-3a et Figure 3-3c).

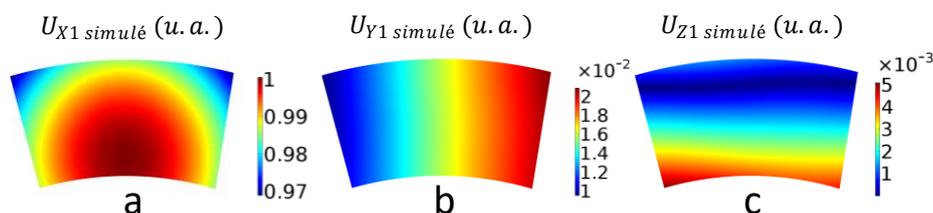


Figure 3-3 : Champs de déplacement normalisés de la face opposée au traducteur obtenus par simulation, (a) déplacements suivant x, (b) y et (c) z

Pour vérifier ces résultats de simulation, nous avons réalisé des mesures de vibrométrie laser 3D durant la sollicitation de la pompe pour mesurer les déplacements réels de l'échantillon dans les 3 directions. Ce type d'appareil basé sur la mesure de l'effet Doppler permet de mesurer les champs de vitesse et de déplacement d'une pièce sans contact. Avant de réaliser la mesure, la surface d'intérêt est d'abord discrétisée en une série de points pour former un maillage représentatif de son comportement. Lors de l'acquisition, le laser balaye ces différents points pour en mesurer les déplacements durant la sollicitation (voir système d'acquisition complet en Figure 3-4a). Nous obtenons alors une représentation du champ de déplacement nous permettant de visualiser la déformation de la pièce lors de sa sollicitation par la pompe. Le laser 3D est le système Polytech PSV-500-3D et l'amplificateur est le Tegam 2350.

À cause de l'état de surface, des taches de peinture présentes sur la pièce, etc., la qualité de la réflexion du laser peut varier en fonction de la zone mesurée. Avant la

mesure, la pièce a donc été recouverte d'un film réfléchissant pour avoir une réflexion optimale des lasers sur toute sa surface (voir Figure 3-4b).

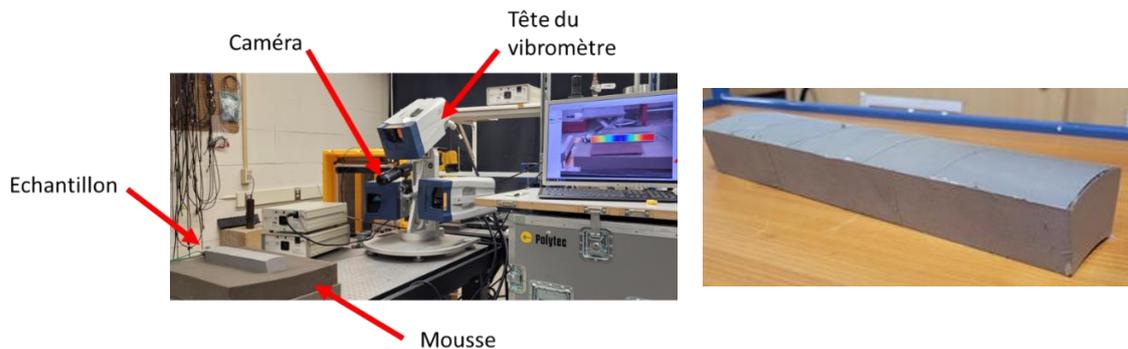


Figure 3-4 : (a) Dispositif expérimental pour la vibrométrie laser 3D et (b) Photo de l'échantillon recouvert d'un film réfléchissant

En observant les déplacements expérimentaux de la surface opposée au transducteur, nous remarquons que conformément aux résultats de simulation, la majorité se fait bien suivant la direction X. Cependant, la symétrie des valeurs de U_x par rapport au plan XZ n'est pas retrouvée (voir Figure 3-5).

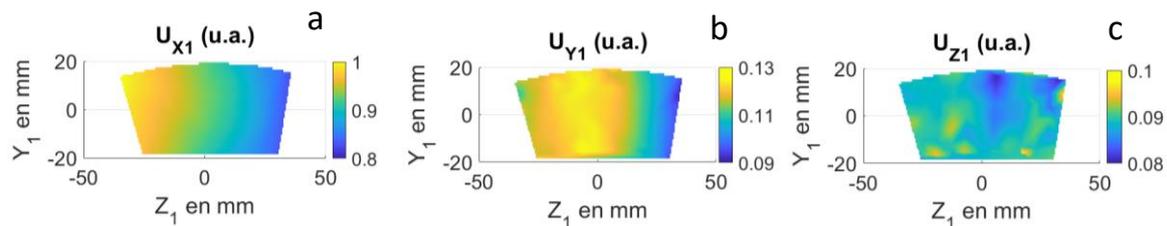


Figure 3-5: Mesures expérimentales des champs de déplacement de la surface opposée au transducteur de la pompe

Ce problème pourrait venir d'une erreur sur le placement du transducteur pendant son collage sur la pièce. Nous réalisons donc une deuxième simulation avec une pompe décalée de 3 mm pour simuler cette erreur (voir Figure 3-6).

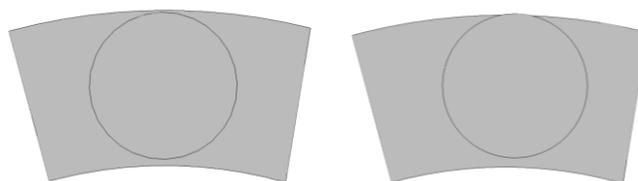


Figure 3-6: Décalage de la pompe : Pompe « centrée » (gauche) et pompe décalée (droite)

Sur les résultats de cette simulation modifiée, nous retrouvons maintenant la dissymétrie de U_x sur les résultats expérimentaux (voir Figure 3-7a). La différence entre les valeurs de U_x des deux extrémités de la surface est bien de 20%. Concernant U_y et U_z (voir Figure 3-5b-c), nous observons des différences entre les profils mesurés et simulés au niveau de la forme de la déformée. Nous attribuons ces différences à une modélisation imprécise de la condition limite avec la mousse. Cependant, les ordres de grandeur des

déplacements restent similaires et pour U_x (la valeur qui nous intéresse), les résultats sont très bons. Nous allons donc considérer que notre simulation est suffisamment représentative de l'assemblage réel pour conclure sur la forme de la déformée de la pièce.

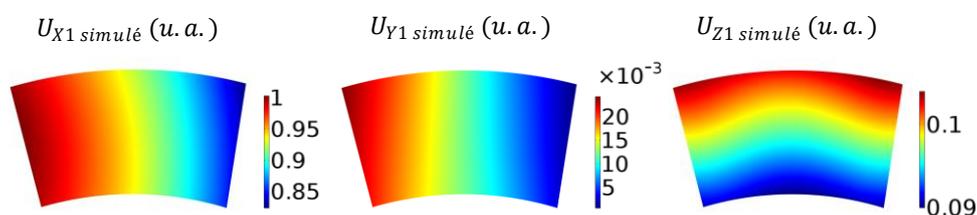


Figure 3-7: Champs de déplacements simulés de la face 2 avec une pompe légèrement décalée

Grâce à la modélisation que nous venons de valider, nous pouvons évaluer l'impact de l'erreur de placement du traducteur sur l'ouverture des fissures. Pour évaluer l'ouverture des fissures, nous allons utiliser les déplacements de l'arête supérieure de la face opposée au traducteur (voir ligne bleue en Figure 3-8a). En comparant les résultats de simulation obtenus avec le traducteur centré et avec le traducteur décalé, nous observons deux courbes légèrement différentes (voir Figure 3-8b). Lorsque le traducteur est parfaitement centré, U_x varie de seulement 2% entre le centre et les extrémités de la pièce alors que lorsque le traducteur est décalé de 3 mm, ce déplacement varie de $\pm 10\%$. Nous estimons donc qu'une erreur de quelques mm sur le placement du traducteur lors du collage peut avoir un impact significatif sur la sollicitation des fissures. Entre deux collages de traducteurs différents, l'amplitude de la sollicitation des fissures pourrait donc varier de l'ordre de la dizaine de pourcent sur un même échantillon ce qui mènerait à une dispersion des résultats lors de la répétition de la mesure.

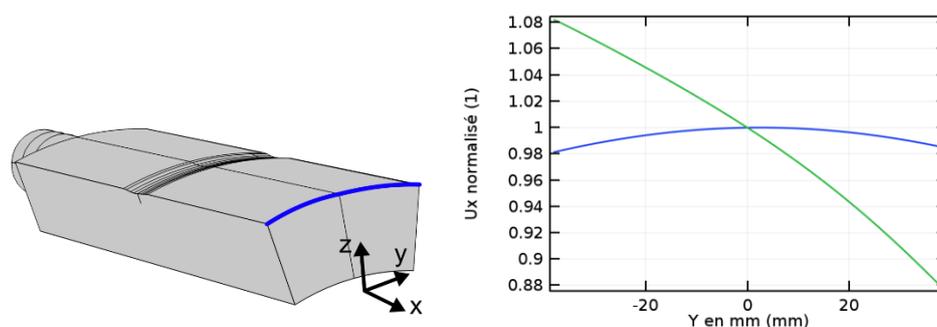


Figure 3-8: (a) Définition de l'arête où les déplacements sont évalués, (b) Valeurs de U_x normalisées suivant Y pour un traducteur centré (courbe bleue) ou un traducteur décalé de 3 mm (courbe verte)

3.2.2. Visualisation de l'ouverture de la fissure par la pompe

Dans les mesures précédentes, nous avons évalué l'ouverture des fissures de manière indirecte par le déplacement de la paroi opposée. Afin d'observer expérimentalement l'ouverture de la fissure, une deuxième mesure de vibrométrie 3D est réalisée sur la face coupant une fissure dans sa profondeur (voir Figure 3-9).

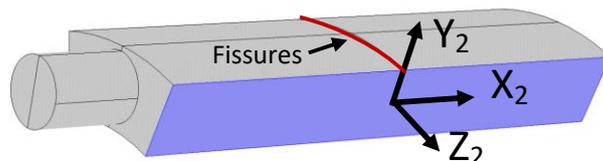


Figure 3-9: Face coupant les fissures utilisées pour réaliser la deuxième série de mesure de vibrométrie 3D

En comparant les résultats expérimentaux aux résultats simulés, nous observons que la forme de la déformée et l'amplitude des déplacements sont exactement les mêmes, ce qui valide une deuxième fois notre modèle (voir Figure 3-10). L'impact du poids du traducteur est aussi de nouveau observé : les formes de U_{Y2} et U_{Z2} sont asymétriques (voir Figure 3-10b et Figure 3-10c), et le nœud visible sur la mesure de U_{X2} est légèrement décalé en $X_2 = -5$ mm au lieu d'être situé au centre de l'échantillon (voir Figure 3-10a).

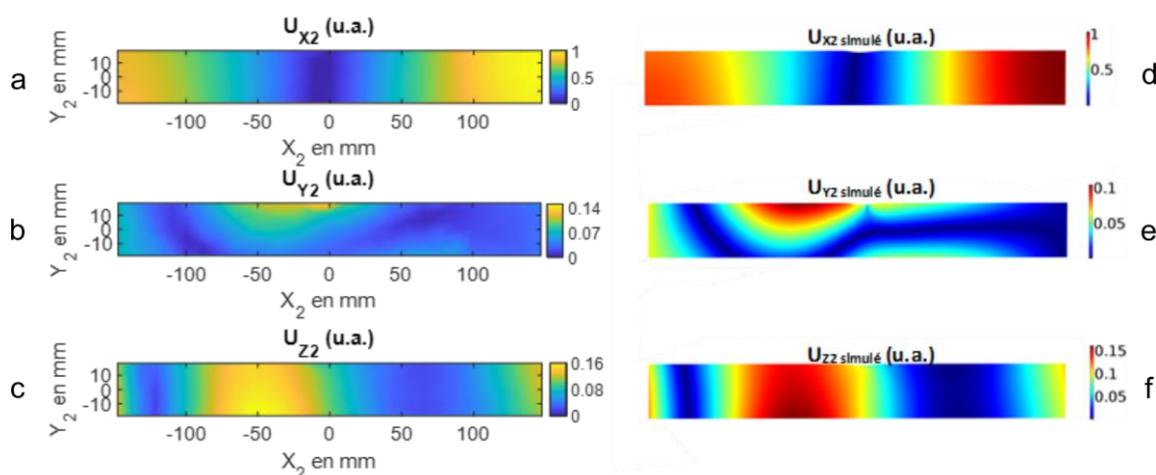


Figure 3-10 : Comparaison des mesures des déplacements au vibromètre laser (a, b et c) avec les résultats de simulation (d, e et f) sur la face coupant les fissures (valeurs normalisées par le maximum de U_x)

Pour visualiser l'ouverture de la fissure, nous recherchons un saut du déplacement. Cette discontinuité serait la signature de l'ouverture de la fissure car les deux parois n'étant pas soudées, elles vont se déplacer dans des directions opposées lors de l'ouverture de la fissure. Nous réalisons alors une autre acquisition avec un zoom et un maillage fin autour de la fissure (voir Figure 3-11). Pour cette mesure, le film réfléchissant est retiré car en recouvrant la fissure, il lisse le champ de déplacement ce qui empêche la mesure des discontinuités (et donc de l'ouverture de la fissure).

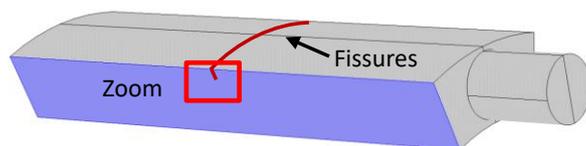


Figure 3-11 : Position de la zone de mesure autour de la fissure

Sur les mesures de déplacement selon X , une légère discontinuité des déplacements est bien enregistrée aux alentours de la fissure (voir Figure 3-12a). Pour confirmer cette observation, les valeurs du profil de déplacement selon X sont tracées pour 3 profondeurs différentes (à la surface de la fissure, à 1 mm de profondeur et à 2 mm

de profondeur voir Figure 3-12a). Un net saut de déplacement est observé à la surface de l'échantillon (voir Figure 3-12b), puis il diminue avec la profondeur jusqu'à être invisible pour les profondeurs supérieures à 2 mm (voir Figure 3-12c-d). Nous en concluons que la pompe choisie est bien adaptée pour ouvrir la fissure, mais que son impact sur la partie fermée doit encore être confirmé.

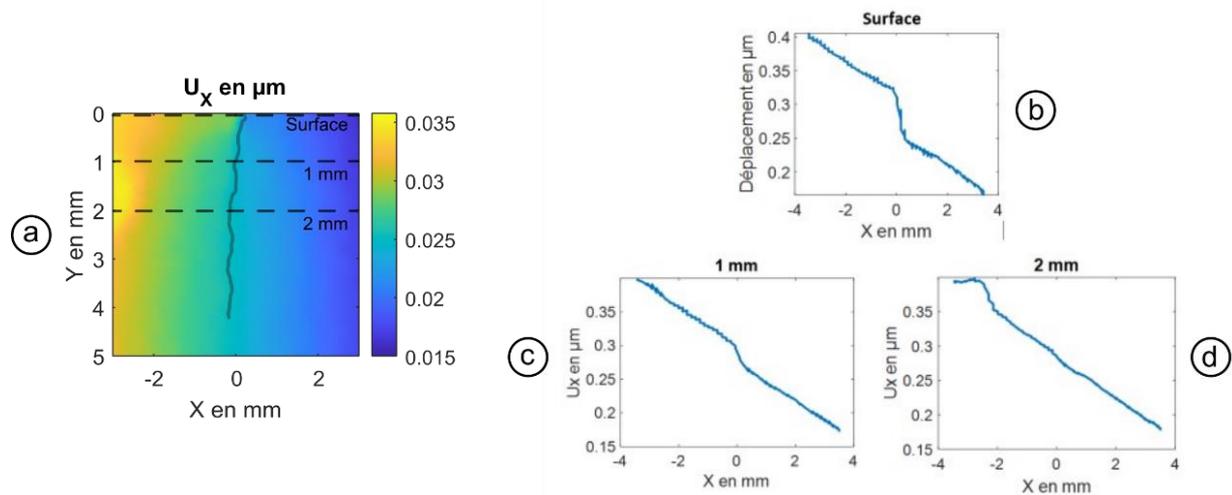


Figure 3-12 : (a) Champ de U_x mesuré autour de la fissure, (b, c, d) Profil de U_x au niveau de la surface de l'échantillon, à 1mm de profondeur et 2 mm de profondeur

3.3. Description de l'onde sonde

3.3.1. Dimensionnement des fissures à partir de l'amplitude de l'écho de coin

Dans les études déjà réalisées sur des fissures de fatigue, la sonde est soit composée de deux traducteurs à onde de surface positionnés de part et d'autre de la fissure (voir Figure 3-13b), soit de deux traducteurs à ondes longitudinales placés directement sur la fissure (voir Figure 3-13c). Ces configurations de mesure en transmission ne sont pas envisageables pour notre étude car sur la pièce réelle, nous n'avons pas accès à la fissure dans sa profondeur. De plus, la présence de la chemise nous obligea à faire des mesures en réflexion.

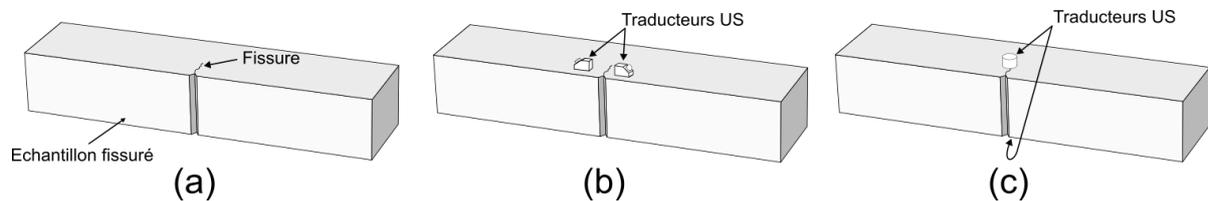


Figure 3-13: (a) Echantillon fissuré étudié, (b) Positionnement des traducteurs à onde de surface (Jin et al. 2018; Manogharan et Shokouhi 2023), (c) Positionnement du traducteur dans la profondeur de la fissure (Hauptert et al. 2014)

Pour mesurer l'évolution de la réflectivité d'une fissure, nous nous sommes tournés vers un traducteur d'angle car c'est cette configuration qui est actuellement utilisée pour les contrôles non destructifs réalisés par Naval Group. Avec l'ajout de la sollicitation de l'onde pompe, cela pourrait permettre d'améliorer les capacités de dimensionnement de cette méthode déjà bien connue par l'entreprise.

Au cours du chapitre 1, nous avons mis en évidence le lien entre la profondeur de la partie ouverte et l'amplitude de l'écho de coin de la fissure lors de la mise en flexion de l'échantillon. Pour aller plus loin, nous allons maintenant quantifier cette relation en simulant la réflexion des ultrasons sur des défauts de différentes profondeurs dans notre pièce. Pour ces simulations, nous allons considérer qu'une fissure a des propriétés ultrasonores équivalentes à une entaille de même profondeur et d'orientation perpendiculaire à la surface. Avec cette hypothèse, nous modélisons sous CIVA le contrôle ultrasonore réalisé. Le traducteur est placé de sorte que son faisceau soit centré sur le coin de la fissure (voir Figure 3-14).

Pour le choix de la profondeur des entailles, les études destructives réalisées sur des échantillons similaires ont montré que les fissures ont une profondeur maximale de 6 mm. Nous allons donc faire des simulations pour des entailles de 1 mm à 8 mm de profondeur pour dépasser la profondeur maximale mais aussi simuler le comportement de l'écho de coin pour des profondeurs de fissure moins importantes.

Pour le choix de la longueur des entailles (voir définition en Figure 3-14), des mesures de magnétoscopie sur la pièce réelle ont montré que les différentes fissures de nos échantillons ont des longueurs supérieures au centimètre. Cependant, des simulations CIVA ont montré que la réflexion n'était pas influencée pour des longueurs d'entaille au-delà de 10 mm. C'est donc cette valeur que nous allons retenir.

Pour le choix du transducteur, nous choisissons d'utiliser le transducteur Olympus, AM4S-8X9-45 car :

- Les ondes transversales nous permettent d'éviter les conversions de mode lors des différents rebonds dans la pièce ;
- Un angle de 45°, une fréquence de 4 MHz et l'élément piézo-électrique de 8 mm x 9 mm rendent l'écho de coin sensible à des profondeurs de 1 mm à 8 mm (voir courbe simulée en Figure 3-17b) ;

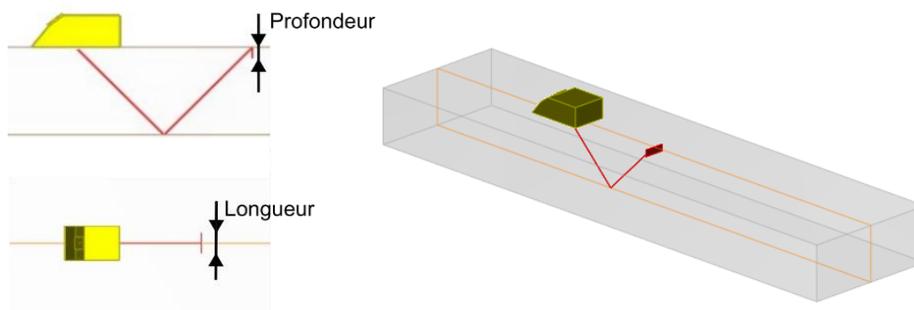


Figure 3-14: Définition de la longueur et de la profondeur de l'entaille et visualisation de la configuration de la simulation CIVA présentant le défaut simulé et la position du transducteur

Soit A l'amplitude de l'écho de coin, nous calculons la réflectivité de l'entaille simulée en prenant comme référence sa valeur obtenue pour une profondeur de référence (A_{ref}) :

$$R\acute{e}flectivit\acute{e} = 20 \log \left(\frac{A}{A_{ref}} \right) \quad (3.1)$$

Nous choisissons 3 mm comme profondeur de référence car cette profondeur se trouve au centre de la gamme des profondeurs que nous souhaitons mesurer (entre 1 mm et 8 mm). Sur la courbe de la réflectivité de l'entaille en fonction de sa profondeur (voir Figure 3-15), nous observons une forme croissante jusqu'au plateau atteint pour une profondeur de 8 mm. Il correspond au moment où l'entaille devient suffisamment profonde pour sortir du faisceau ultrasonore. La réflexion n'est donc plus impactée par cette partie de l'entaille ce qui explique le plateau. Par la mesure de la réflectivité des défauts, nous sommes alors sensibles à des profondeurs allant de 1 mm à 8 mm conformément à l'objectif choisi lors du choix du transducteur.

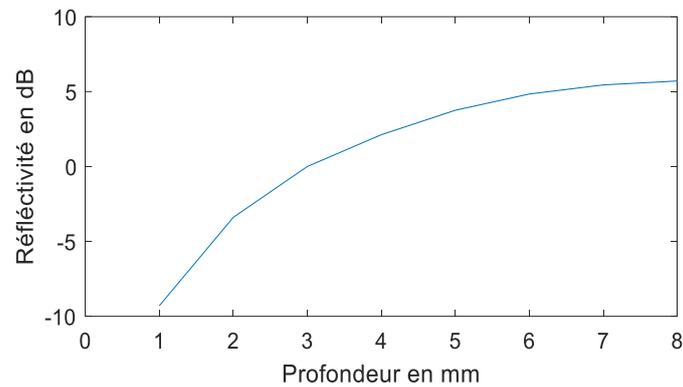


Figure 3-15 : Abaque donnant la réflectivité d'une entaille en fonction de sa profondeur

Notre méthode de dimensionnement consiste donc à comparer la réflectivité des fissures mesurées à cet abaque pour trouver la profondeur d'entaille équivalente. Avant de réaliser une mesure, un étalonnage est donc nécessaire (mesure de A_{ref}). Pour la fabrication de ce défaut étalon, une portion saine de la pièce réelle est prélevée. Ensuite, une entaille rectangulaire de taille 3mm x 10mm est usinée au centre de cette portion par électroérosion (voir Figure 3-16). Cette pièce étalon possède donc la même géométrie que la pièce réelle (épaisseur, courbure, matériau, etc.) ce qui nous permettra d'étalonner notre mesure dans les mêmes conditions qu'une mesure sur la pièce réelle. Cette entaille nous servira aussi de défaut complètement ouvert pour vérifier les capacités des méthodes non linéaires développées.

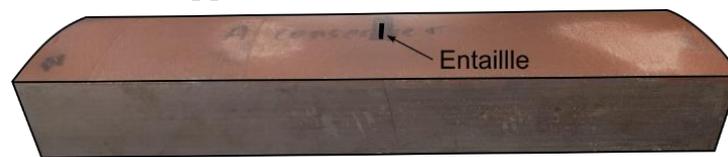


Figure 3-16: Photo de l'échantillon entaillé

Pour vérifier l'abaque simulé, nous effectuons une mesure sur le coin de la pièce. Comme il renvoie tous les rayons du faisceau US (voir Figure 3-17a), la valeur de réflectivité mesurée à cet endroit est la valeur maximale atteignable. Après étalonnage sur l'entaille de 3 mm de profondeur, nous mesurons une réflectivité de 5.1 dB sur le coin ce qui correspond bien au plateau observé à 8 mm de profondeur (voir Figure 3-17b). Les résultats de notre simulation semblent donc corrects.

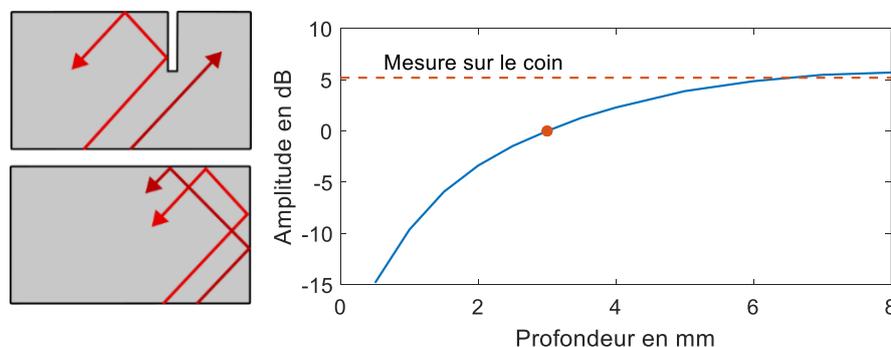


Figure 3-17: (a) Exemple de rayons du faisceau US pour une mesure sur une entaille et sur le coin, (b) Abaque simulé de la réflectivité des entailles en fonction de leur profondeur

3.3.2. Impact de l'orientation de la fissure

Lors de la construction de l'abaque, nous avons supposé que les défauts sont perpendiculaires à la surface de l'échantillon. Cependant, les études destructives ont révélé que les fissures de nos échantillons ont une forme de virgule leur donnant une légère inclinaison (approximativement 5°) par rapport à la surface (voir Figure 3-18). Cette orientation pourrait fortement affecter la réponse ultrasonore des défauts car même pour des angles ne dépassant pas quelques degrés, l'amplitude de l'écho de coin peut diminuer de plusieurs décibels (Minachi et al. 1997). Expérimentalement, nous mesurerons que l'amplitude de l'écho de coin obtenue avec un transducteur placé du côté gauche de la fissure est en moyenne de 6 dB au-dessus de celle obtenue en plaçant le transducteur du côté droit (voir définition des côtés en Figure 3-18).

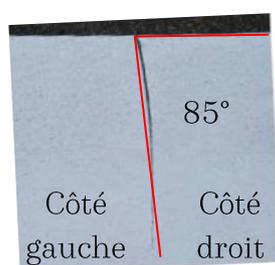


Figure 3-18: Visualisation d'une fissure d'un échantillon fissuré au microscope et constatation de son inclinaison

Pour mesurer la relation entre l'amplitude de l'écho de coin et l'orientation du défaut, nous réalisons une série de mesures expérimentales sur des entailles avec différentes orientations. Pour les angles de -10° , 0° et $+10^\circ$, nous disposons d'une cale avec des entailles de 3 mm de profondeur nous permettant de mesurer l'influence de l'orientation sur l'amplitude de l'écho de coin. Cependant, l'orientation approximative des fissures est de seulement 5° , nous avons besoin de mesures supplémentaires pour des angles plus faibles. Pour combler ce manque d'information, en s'inspirant de (Minachi et al. 1997), nous avons usiné un bloc d'acier de même épaisseur que nos échantillons de façon que ses coins aient des angles de 85° , 90° et 95° (voir Figure 3-19). Avec ce bloc, une mesure de référence est faite sur le coin d'angle 90° puis la mesure est répétée sur les coins d'angles 85° et 95° .



Figure 3-19: Schéma du bloc usiné pour obtenir des faces aux angles de 85° , 90° et 95°

En traçant l'amplitude de l'écho de coin en fonction de l'angle (voir Figure 3-20), nous confirmons que l'écho de coin est très sensible à l'orientation du défaut. Par exemple, pour une orientation de 5° , l'amplitude chute de 6 dB ou 10 dB en fonction du signe de l'orientation (voir définition en Figure 3-20a). Ces mesures mettent aussi en

évidence l'asymétrie de la courbe car l'amplitude de l'écho de coin chute plus rapidement lorsque l'orientation « ouvre » l'entaille que lorsqu'elle la « ferme ».

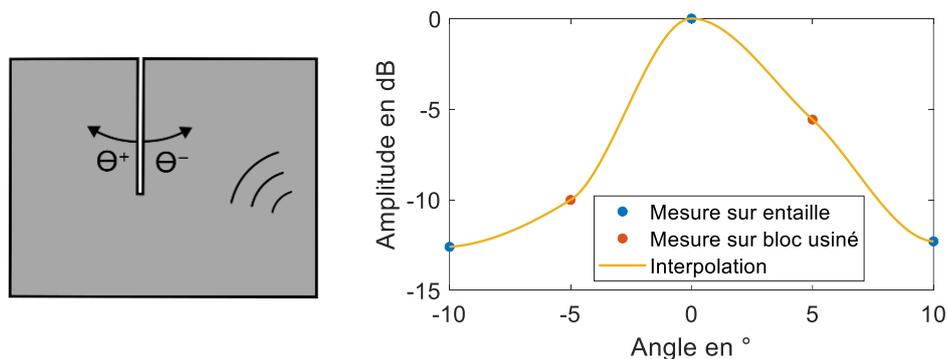


Figure 3-20: (a) Définition du signe de l'orientation par rapport au signal ultrasonore incident, (b) Amplitude de l'écho de coin en fonction de l'orientation du défaut

Grace à cette courbe, nous pouvons maintenant évaluer l'impact de l'orientation sur la différence de réflectivité entre les deux côtés d'une entaille, car faire une mesure de l'autre côté d'une entaille est équivalent à inverser le signe de son orientation. En calculant la différence d'amplitude entre les deux côtés ($Amplitude(\theta^+) - Amplitude(\theta^-)$), nous obtenons une différence maximale de 4.5 dB pour un angle de 5° (voir Figure 3-21). Ces résultats sont donc en accord avec ceux obtenus sur les fissures des échantillons (angle de 5° et 6 dB de différence de réflectivité). Nous en concluons que c'est bien l'orientation des défauts qui explique la différence de réflectivité entre les deux côtés des défauts. Également, l'approximation des fissures en forme de virgule par des entailles orientées de 5° semble donc aussi être correcte.

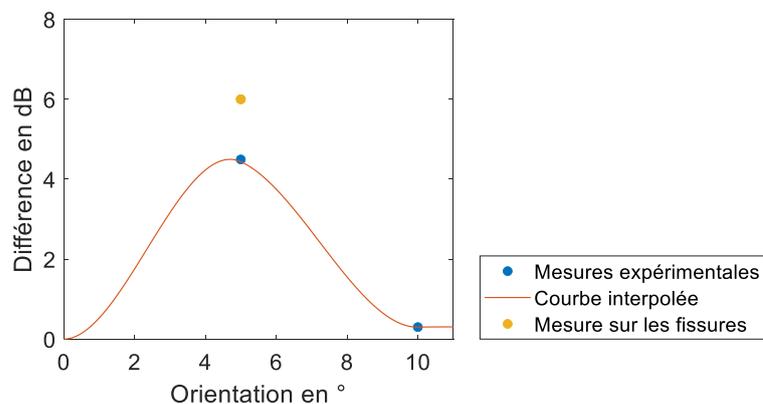


Figure 3-21 : Impact de l'orientation de l'entaille sur la différence d'amplitude de l'écho de coin mesurée entre deux traducteurs placés de part et d'autre d'une entaille en fonction de son orientation

Lors du dimensionnement des fissures, l'orientation des fissures va cependant réduire les performances de l'abaque. Comme l'amplitude de l'écho de coin est réduite, nous risquons de sous dimensionner les fissures. Pour évaluer ce problème, nous allons recalibrer l'abaque actuel grâce à des mesures expérimentales de réflectivité sur nos fissures. Comme sur la pièce réelle, la présence de la chemise nous empêche d'avoir accès à un des deux côtés de la fissure, nous n'allons dorénavant nous intéresser qu'au côté

accessible. Il est le côté le plus réfléchissant des deux, soit celui où l'orientation « ouvre » l'angle de la fissure.

3.3.3. Construction de l'abaque pour le dimensionnement des fissures

Pour le recalage de la courbe, nous allons exploiter les mesures faites sur la fissure observée par la caméra lors de l'essai de flexion (voir Figure 1-38). Sur cette fissure, nous avons mesuré grâce à la caméra placée en face de la fissure que la profondeur de partie ouverte ($l_{ouverte}$) est de 2 mm, et la profondeur totale ($l_{réelle}$) de 5 mm. Et à ces deux profondeurs, nous allons associer les amplitudes de l'écho de coin initiale et maximale mesurées pendant l'essai de flexion. Avec ces deux points expérimentaux, nous pourrons recaler notre abaque pour pouvoir l'appliquer aux fissures.

Le couplant utilisé pendant l'essai de flexion est une couche de silicone et expérimentalement, nous observons que l'amplitude de l'écho de coin mesurée diminue pendant son séchage qui dure plusieurs heures. Cette perte peut être due à plusieurs facteurs comme un léger glissement du traducteur, une variation de la pression de contact, etc. C'est pourquoi nous ne pouvons pas utiliser les valeurs brutes des amplitudes mesurées, mais seulement les variations relatives ($\Delta A/A_0$). Nous définissons notamment $\Delta A_{max}/A_0$ la variation maximale de l'amplitude de l'écho de coin au cours de l'essai de flexion.

Pour compenser cette perte d'information, nous réalisons une deuxième série de mesures sur les fissures en dehors de la machine de flexion avec un couplant adapté. Cette mesure nous permet d'obtenir la valeur de l'amplitude initiale de l'écho de coin de la fissure ($A_{initiale}$) et nous pouvons ensuite estimer l'amplitude maximale qu'aurait eu l'écho de coin durant l'essai de flexion avec :

$$A_{max} = A_{initiale} + A_{initiale} \times \Delta A_{max}/A_0 \quad (3.2)$$

Après étalonnage sur l'échantillon entaillé ($A_{ref} = 240 \text{ mV}$), nous mesurons $A_{initiale} = 155 \text{ mV}$. Comme aucun effort d'ouverture n'est appliqué, cette amplitude correspond à la partie ouverte mesurée avec la caméra (2 mm). Ensuite, l'essai de flexion nous donne $\Delta A_{max}/A_0 = 1.7$. Nous estimons alors que la valeur maximale de l'amplitude de l'écho de coin atteinte pendant l'essai de flexion est $A_{max} = 419 \text{ mV}$. Cette deuxième amplitude correspond cette fois-ci à la profondeur réelle de la fissure (5 mm). En calculant les réflectivités associées à ces deux profondeurs, nous obtenons :

$$\text{Réflectivité}_{2 \text{ mm}} = 20 \times \log\left(\frac{A_{initiale}}{A_{ref}}\right) = -3.8 \text{ dB} \quad (3.3)$$

$$\text{Réflectivité}_{5 \text{ mm}} = 20 \times \log\left(\frac{A_{max}}{A_{ref}}\right) = 4.8 \text{ dB} \quad (3.4)$$

En comparant ces mesures à l'abaque obtenu par simulation, nous constatons que les points expérimentaux se situent au même niveau que la courbe (voir Figure 3-22). Or, l'orientation des fissures est censée réduire l'amplitude de l'écho de coin (voir courbe abaissée pour prendre en compte l'inclinaison de la fissure en Figure 3-22). Nous n'avons pas réussi à identifier clairement la cause exacte de cette réflectivité plus importante des défauts. La piste la plus probable que nous avons identifiée est que le profil de l'usinage autour des fissures augmente la réflexion de l'onde par rapport à une surface plane. Comme l'abaque de CIVA décrit correctement la réflectivité des défauts, nous allons donc tout de même le garder sans le modifier pour prendre en compte l'orientation des fissures.

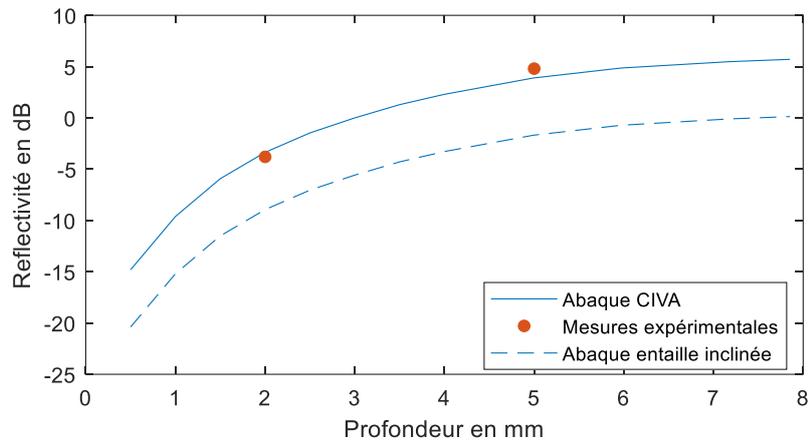


Figure 3-22: Abaque simulé de la réflectivité des entailles en fonction de leur profondeur et mesures expérimentales sur une fissure fermée

3.4. Application expérimentale de la méthode de l'onde pompe

3.4.1. Protocole et dispositif expérimental

Une acquisition se compose donc d'une mise en résonance par un transducteur ultrasonore collé sur la paroi latérale et d'une mesure de l'amplitude de l'écho de coin de la fissure par un transducteur d'angle (voir dispositif expérimental complet en Figure 3-23). Pour évaluer l'amplitude de la pompe, il est impossible d'accéder directement à l'ouverture de la fissure. La sollicitation de la pompe est donc associée aux déplacements de la paroi opposée au transducteur mesurés par un vibromètre laser 1D (Polytech OFV 050). C'est une manière indirecte d'évaluer l'ouverture des fissures, mais comme montré lors de la visualisation de la déformée de la pièce (voir Figure 3-10), ces déplacements sont directement reliés à la sollicitation des fissures. C'est pourquoi, ce paramètre est utilisé dans toutes les études s'intéressant à la sollicitation d'une fissure de fatigue pour une onde pompe (Ohara, Hauptert, et Li 2021; Jin, Johnson, et Shokouhi 2020; Jin et al. 2018; Hauptert et al. 2014).

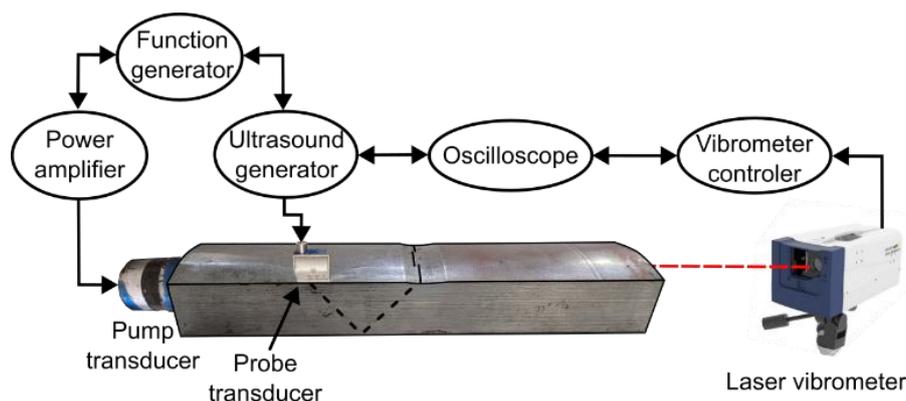


Figure 3-23: Schéma du dispositif expérimental complet utilisé pour la mesure de la réponse d'une fissure à la sollicitation de la pompe

Les échantillons ayant des géométries très similaires, leurs différentes fréquences de résonance sont toutes très proches (autour de $f_{\text{pompe}} = 8.2 \text{ kHz}$). La période de la pompe ($T_{\text{pompe}} = 150 \text{ } \mu\text{s}$) est donc grande devant celle de la sonde ($T_{\text{sonde}} = 0.25 \text{ } \mu\text{s}$). Cela nous permet de supposer que l'ouverture de la fissure est constante pendant le rebond de l'onde ultrasonore de la sonde sur les parois de la fissure. L'amplitude de l'écho de coin mesurée sera donc bien représentative de l'évolution de l'importance de la partie ouverte de la fissure pendant la sollicitation de la pompe.

Avec cette configuration, le temps de vol de l'écho de coin est de $70 \text{ } \mu\text{s}$ mais des échos supplémentaires sont encore enregistrés jusqu'à environ $150 \text{ } \mu\text{s}$. Comme nous ne voulons pas que les échos d'une émission se superposent avec ceux de l'émission suivante, nous devons envoyer des échos à une fréquence inférieure à 6.7 kHz . Il est alors impossible d'envoyer plusieurs échos par période de pompe. C'est pourquoi, pour observer le comportement de la fissure pour tous les états de contraintes appliqués par la pompe, nous envoyons des échos à chaque fois légèrement plus décalés par rapport à

l'amplitude de la pompe (voir Figure 3-24). De cette manière, nous sommes sûrs d'obtenir des mesures de l'écho de coin pour tous les états de contraintes appliqués par la pompe aux fissures.

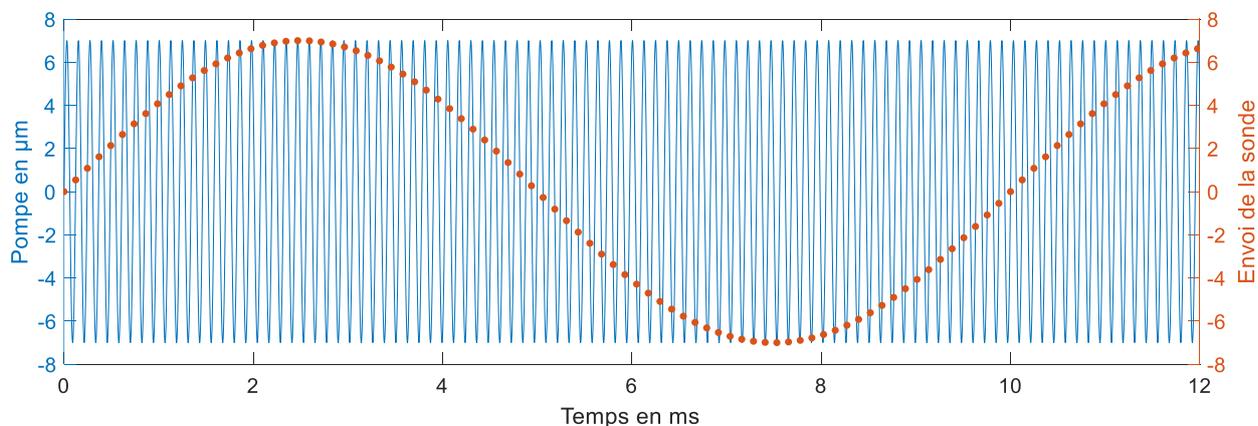


Figure 3-24: Envoi des échos de la sonde et amplitude de la pompe au cours du temps

Tous les appareils sont pilotés à partir du même trigger et lors du lancement de l'acquisition, 2000 périodes de pompe sont envoyées par le générateur de signal. Si la mesure est relancée avec les mêmes paramètres et sans toucher au transducteur, les signaux enregistrés sont donc en théorie strictement identiques. Grâce à cette propriété, l'acquisition est relancée 5 fois pour moyenner les résultats affichés sur l'oscilloscope et réduire le bruit de mesure.

En mesurant l'amplitude de la pompe au cours du temps, nous observons un régime transitoire important (environ 1200 cycles voir Figure 3-25). La mesure ultrasonore ne commence donc pas en même temps que la sollicitation de la pompe mais seulement une fois le régime permanent atteint (après environ 140 ms en Figure 3-25).

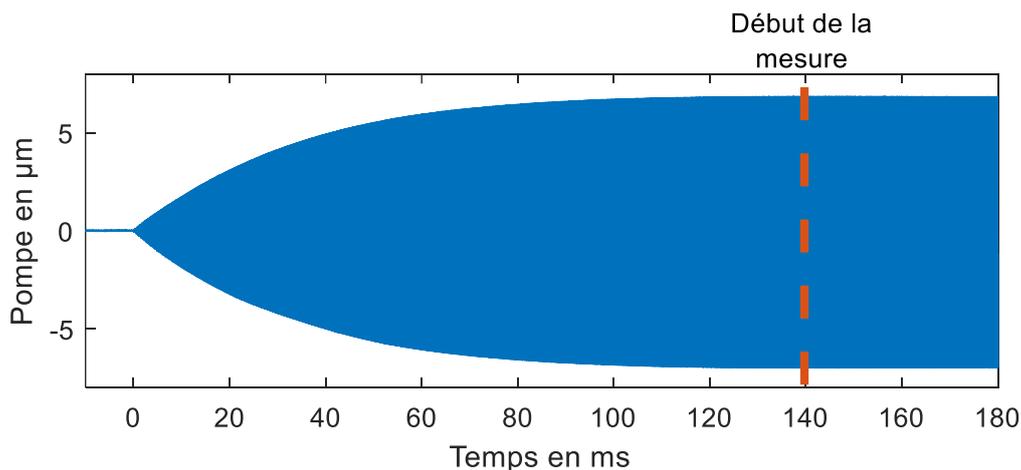


Figure 3-25: Amplitude de la pompe pendant sa phase de stabilisation

Le placement du transducteur se fait grâce à un système de fixation imprimé en 3D conçu pour correspondre aux dimensions de la pièce et du transducteur (voir Figure 3-26). Il serre légèrement l'échantillon fissuré empêchant le transducteur de reculer lors de la secousse causée par la première activation de la pompe et permet aussi de placer

librement le traducteur dans la largeur de la pièce. L'élastique par-dessus maintient le contact et assure un couplage constant pendant l'acquisition.

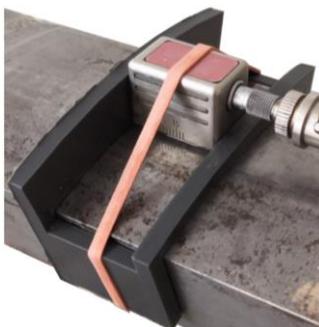


Figure 3-26 : Photo du système de fixation du traducteur

3.4.2. Définition des positions de mesures

Pour appliquer notre méthode d'ouverture des fissures, nous définissons différentes positions de mesures sur les trois échantillons fissurés (voir Figure 3-27). Pour chaque position de traducteur, seule une fissure est visible sur les A-Scans. Nous considérons alors que les réponses ultrasonores des fissures sont indépendantes les unes des autres. Également, les propriétés des fissures varient en fonction de la position où elles sont évaluées. Nous pouvons donc étudier une même fissure à plusieurs endroits différents sans obtenir la même réponse ultrasonore.

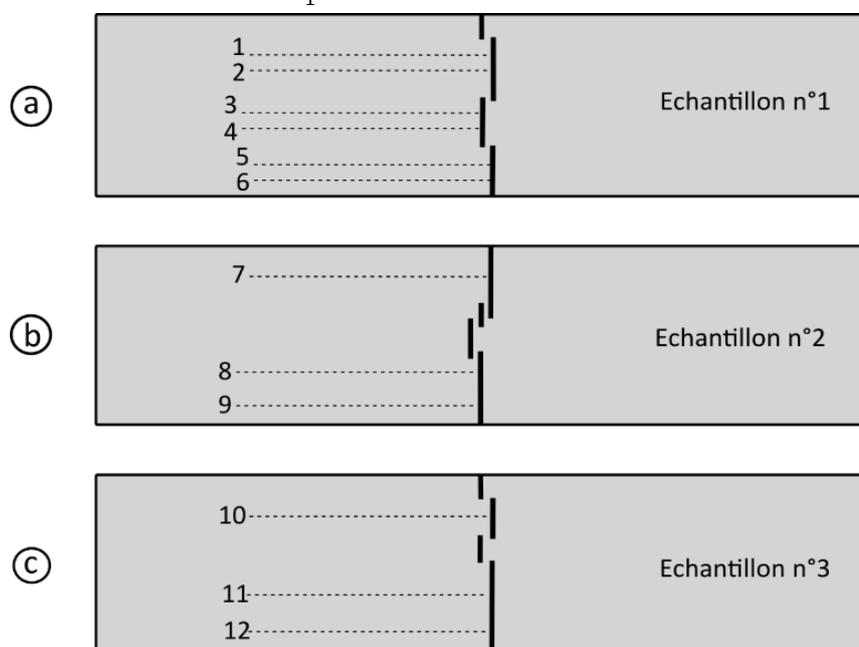


Figure 3-27: Description du placement des traducteurs sur les 3 échantillons et numérotation des positions

Avant de réaliser les essais avec la méthode de l'onde pompe, nous souhaitons connaître à quelle amplitude d'écho de coin correspond l'ouverture totale des fissures étudiées pour la comparer à l'ouverture obtenue avec l'onde pompe. Comme au chapitre 1, nous mettons en flexion les trois échantillons fissurés avec les traducteurs fixés aux positions de mesure définies précédemment (voir Figure 3-27). Sur les différentes

fissures évaluées, nous observons le même comportement en 3 phases que celui mesuré sur la fissure étudiée au chapitre 1 (voir Figure 3-28). Dans une première phase, l'amplitude de l'écho varie très peu, puis une fois une charge seuil dépassée, l'amplitude augmente rapidement jusqu'à atteindre un plateau correspondant à l'ouverture totale de la fissure. Notre modélisation du comportement mécanique des fissures fermées établie à partir des observations faites sur la fissure se situant au bord de la pièce est donc aussi valide sur les autres fissures fermées de la pièce.

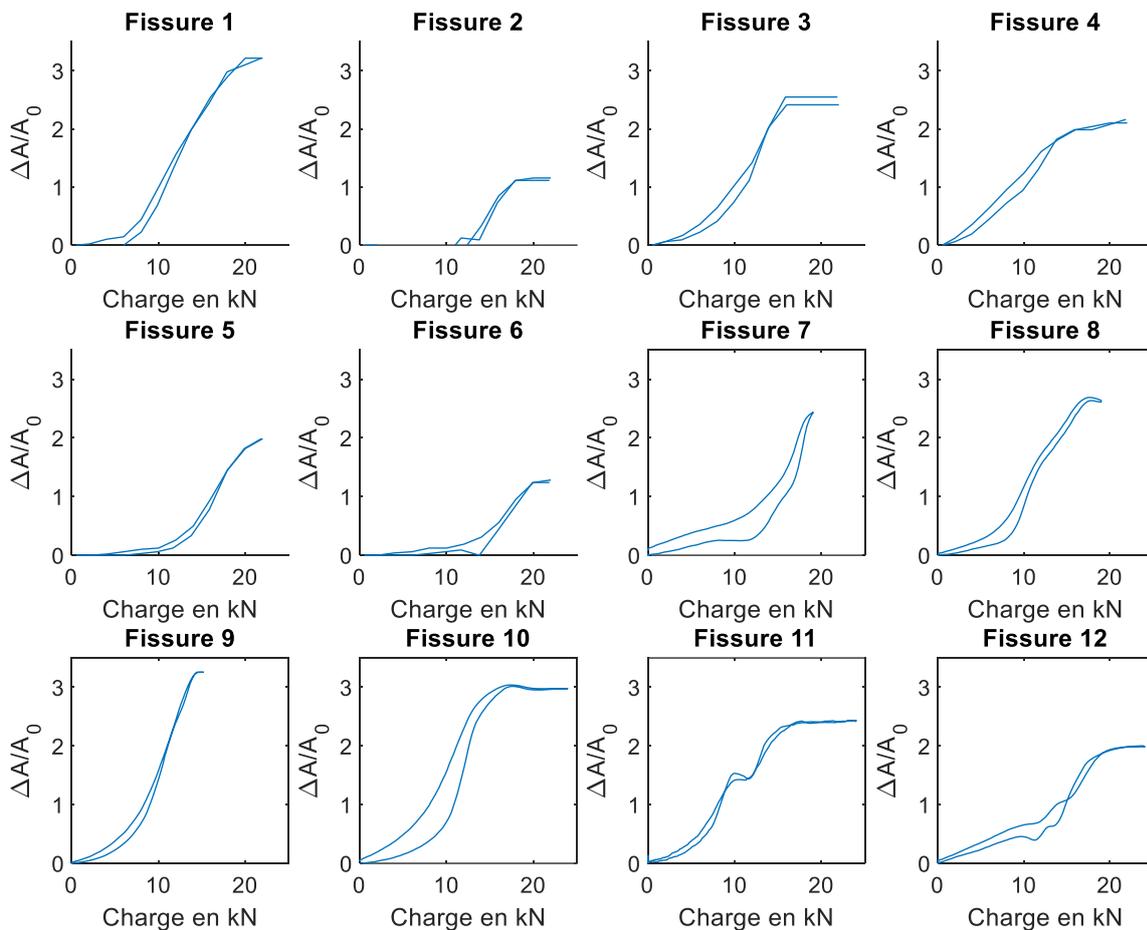


Figure 3-28: Résultats de l'essai de flexion pour les différentes positions de traducteurs

En comparant les résultats des différentes positions, nous observons que la charge à partir de laquelle l'amplitude de l'écho de coin des fissures commence à augmenter fortement n'est pas toujours la même. Par exemple, pour les fissures n°2, n°5, n°6 et n°7, aucune variation n'est enregistrée avant une charge importante (10-12 kN) alors que pour les fissures n°3, n°4, n°9 et n°11, l'amplitude de l'écho de coin augmente dès les chargements de quelques kN. Certaines fissures sont donc plus difficiles à ouvrir que d'autres, ce qui signifie que la contrainte résiduelle de fermeture ($\sigma_{fermeture}$) n'est donc pas la même pour toutes les fissures.

Ensuite, la valeur de $\Delta A_{max}/A_0$ n'est pas la même pour toutes les fissures. En fonction de la fissure étudiée, l'amplitude de l'écho de coin augmente de 125% à 310% ce qui montre que la profondeur des parties ouvertes et fermées ne sont pas les mêmes pour

toutes les fissures. Pour quantifier ces profils de profondeur ouverte ($l_{ouverte}$) et de profondeur réelle, nous appliquons l'abaque que nous avons développé sur les mesures des différentes fissures. Comme les 3 échantillons proviennent initialement de la même pièce, nous affichons les résultats côte à côte sur la même échelle de distance (voir Figure 3-29). Nous estimons que $l_{ouverte}$ varie entre 0.5 mm et 2 mm et alors que la profondeur réelle entre 2 mm et 7 mm.

Même si toutes les fissures fermées à notre disposition proviennent de la même pièce industrielle, leurs caractéristiques ne sont donc pas constantes ($\sigma_{fermeture}$, $l_{ouverte}$ et $l_{fermée}$). Avec les différentes positions de traducteur définies, nous avons donc un panel de fissures intéressant à étudier.

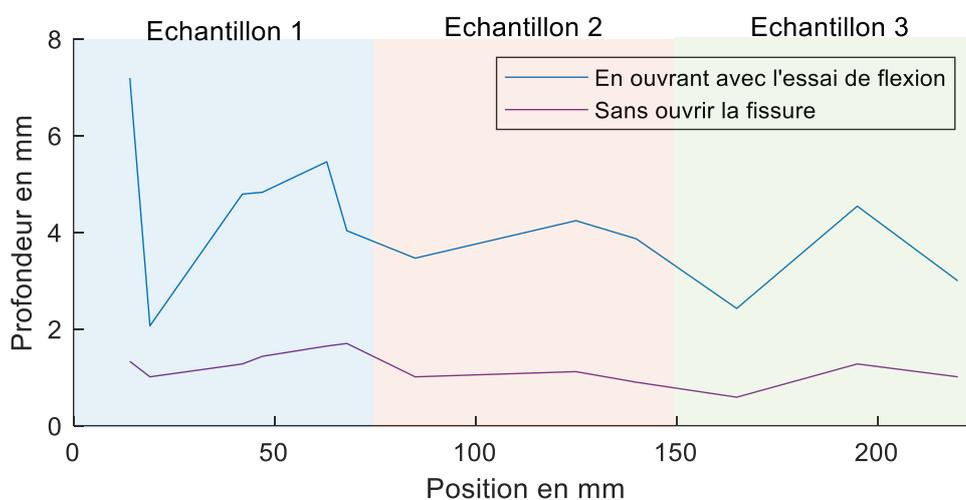


Figure 3-29 : Profil de profondeur estimé par l'abaque des trois échantillons fissurés côte à côte (profondeur de la partie ouverte ($l_{ouverte}$) et profondeur réelle)

3.4.3. Résultats expérimentaux de la méthode de l'onde pompe

Grâce à l'essai de flexion, nous en connaissons plus sur les propriétés des fissures évaluées et leur réponse ultrasonore au cours de leur ouverture. Nous allons maintenant réaliser une série d'essais pour caractériser cette nouvelle méthode d'ouverture des fissures. Nous commencerons par évaluer l'impact de l'amplitude de la pompe sur la réponse de la fissure en étudiant deux positions en particulier. Nous vérifierons ensuite que les variations observées sont bien le résultat de l'ouverture des fissures en réalisant des mesures sur l'échantillon entaillé ne comprenant pas de partie fermée. Et nous terminerons par appliquer la méthode de l'onde pompe sur toutes les fissures sélectionnées pour observer ses capacités d'ouverture sur un échantillon de fissures plus étendu.

3.4.3.1. Impact de l'amplitude de la pompe sur la forme de la courbe

En utilisant plusieurs amplitudes de pompe, nous observons que le comportement des fissures évolue lorsque l'amplitude de la pompe augmente (voir Figure 3-30). Dès qu'une amplitude seuil est dépassée ($2.5 \mu\text{m}$ en Figure 3-30), la forme de la courbe devient fortement asymétrique et les variations sont bien plus importantes. Nous verrons dans la partie modélisation que cet effet de seuil correspond à l'activation du phénomène de clapping évoqué au chapitre 2. Cela a pour conséquence de :

- Donner une forte asymétrie à la courbe ;
- Fortement augmenter les variations de $\Delta A/A_0$;
- Former une hystérésis uniquement sur la partie droite de la courbe (phase de traction) ;

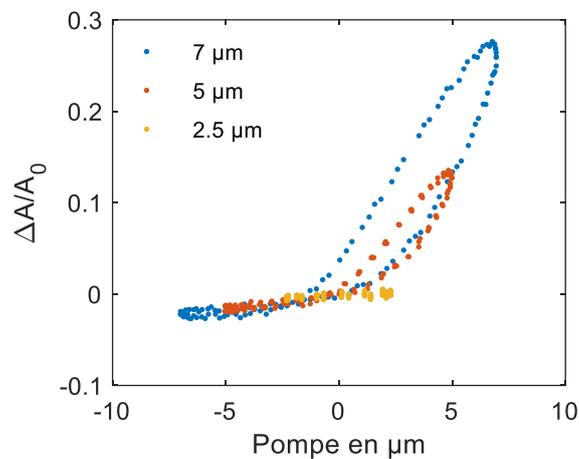


Figure 3-30: Mesure expérimentale sur la fissure I de la variation de l'amplitude de l'écho de coin pour trois amplitudes de pompe différentes

Pour d'autres fissures, la pompe n'arrive pas à activer le clapping peu importe son amplitude (voir Figure 3-31). Dans ce cas, les courbes ne développent pas d'asymétrie mais $\Delta A/A_0$ varie tout de même légèrement. Également, une hystérésis est présente sur toute la sollicitation donnant à la courbe une forme elliptique au lieu de n'être présente que pendant la phase de traction. La source de l'hystérésis n'est donc pas la même qu'avec le clapping. Nous verrons dans la partie modélisation que le seuil de déclenchement du clapping correspond au moment où la sollicitation de la pompe devient significative par rapport à la contrainte résiduelle de fermeture ($\sigma_{fermeture}$). Au-delà de ce seuil, la pompe a donc un réel impact sur la taille de la partie ouverte de la fissure et le clapping est le résultat de l'entrechoquement des parois de la fissure au cours de son ouverture/fermeture par la pompe. En dessous de ce seuil, $\sigma_{fermeture}$ est trop importante pour que la pompe ne réussisse à activer le clapping. Les variations observées dans ce deuxième cas ne viennent pas de l'augmentation de $l_{ouverte}$, mais de la perturbation de la valeur de $\sigma_{fermeture}$ par la sollicitation. Ce seuil sera étudié dans la partie 3.5 en modélisant la raideur de l'interface au niveau de la partie fermée de la fissure.

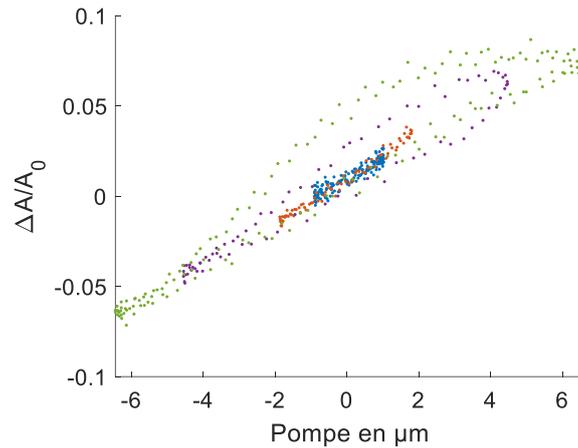


Figure 3-31 : Mesure expérimentale sur la fissure 7 de la variation de l'amplitude de l'écho de coin pour 4 amplitudes de pompe différentes

3.4.3.2. Mesure sur un défaut complètement ouvert : Cas de l'entaille

Pour vérifier que les variations constatées sont bien le résultat de l'ouverture des fissures, nous appliquons notre méthode d'ouverture à l'échantillon entaillé pour deux pompes d'amplitude différentes (3 μm et 7 μm). Étant donné que ce type de défaut ne comporte pas de partie fermée, aucune variation de l'amplitude de l'écho de coin ne devrait normalement apparaître. Pourtant, de faibles variations sont tout de même enregistrées (voir Figure 3-32). Nous les attribuons à une légère oscillation du traducteur le faisant autour de sa position initiale pendant l'acquisition (voir Figure 3-32). Comme ces variations restent faibles par rapport à celles observées sur les fissures fermées, cela confirme que les augmentations mesurées sur les fissures fermées sont le résultat de l'ouverture des fissures (voir Figure 3-30 et Figure 3-31). Nous considérerons pour la suite de notre étude une erreur de 1 % liée à ce phénomène.

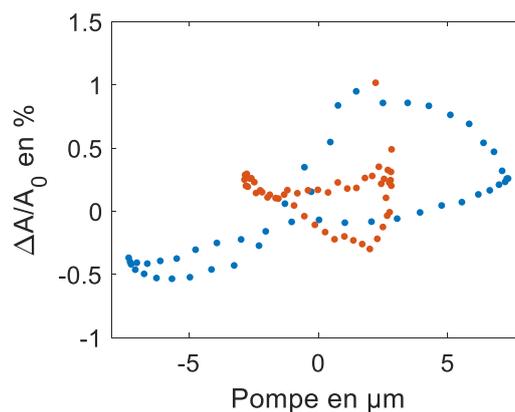


Figure 3-32: Mesure de l'amplitude de l'écho de coin d'une entaille en fonction de l'amplitude de la pompe

3.4.3.3. Mesure de l'ouverture des différentes fissures des échantillons

Pour avoir une meilleure idée du comportement général des fissures et évaluer la capacité d'ouverture des fissures de notre méthode, nous allons maintenant l'appliquer sur toutes les positions de traducteurs définies précédemment. Comme amplitude de

pompe, nous choisissons l'amplitude maximale que nous réussissons à atteindre avec le système de pompe actuel (7 μm). Au-delà, le couplage entre le transducteur et la pièce se dégrade très rapidement voire se rompt immédiatement.

Sur les différentes positions (voir Figure 3-33 et Figure 3-34), nous retrouvons les deux types de courbes montrés précédemment. Par exemple, aux positions 1, 2, 10, et 11, les courbes ont une forme très asymétrique et en position 7, une forme elliptique. Toutefois, un autre type de forme légèrement différent apparaît aussi. Aux positions 5, 6, 9 et 12, les courbes reprennent la forme générale du clapping, mais une deuxième boucle apparaît sur la partie gauche de la courbe (phase de compression). Cette forme est même encore plus exagérée en position 8. Plusieurs phénomènes expliquent cette forme inattendue. Tout d'abord, comme nous étudions une pièce industrielle avec plusieurs fissures dans des plans différents, le champ de contrainte autour des fissures étudiées est complexe. Les différentes fissures interagissent entre elles durant leur ouverture, ce qui rend leur mouvement différent du cas de traction simple. Cette boucle supplémentaire serait alors la conséquence de la perturbation du mouvement des parois induite par ces interactions.

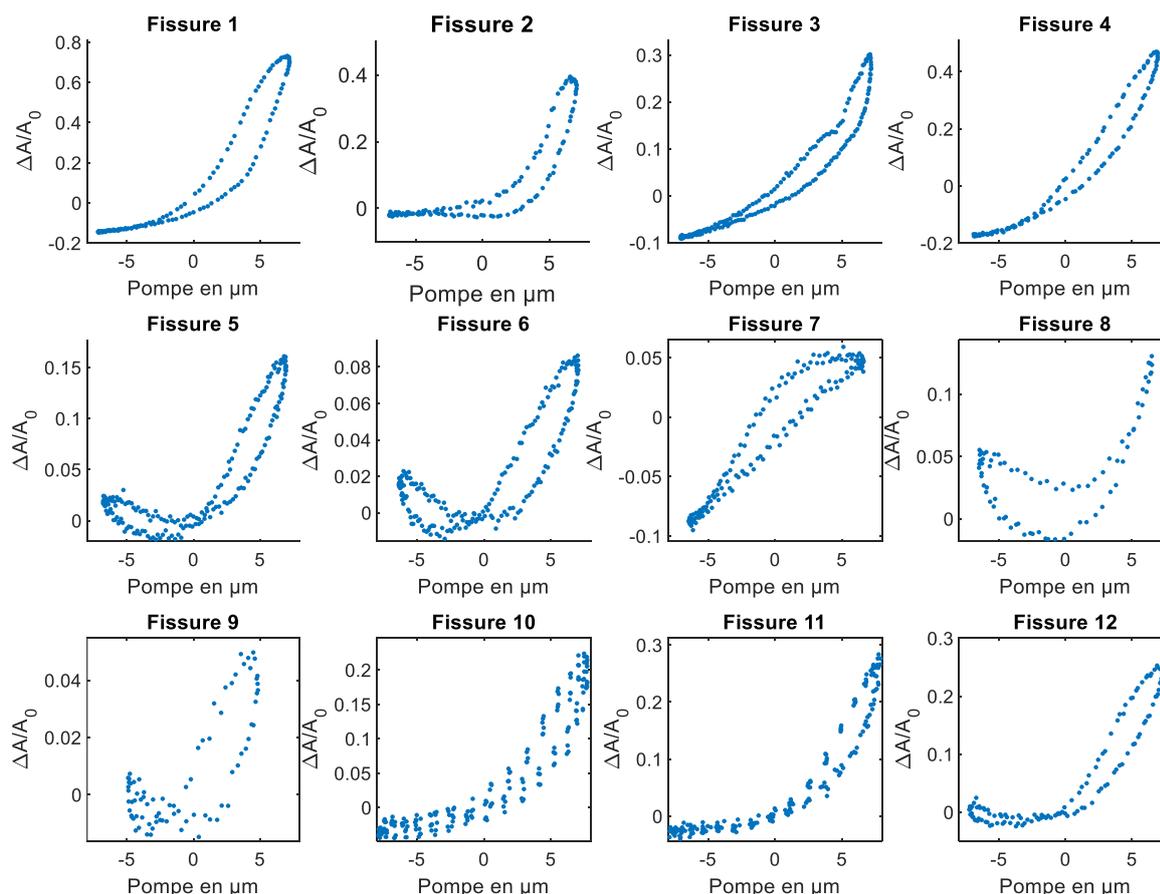


Figure 3-33 : Variations de l'amplitude de l'écho de coin des fissures des trois échantillons au cours de la sollicitation de la pompe

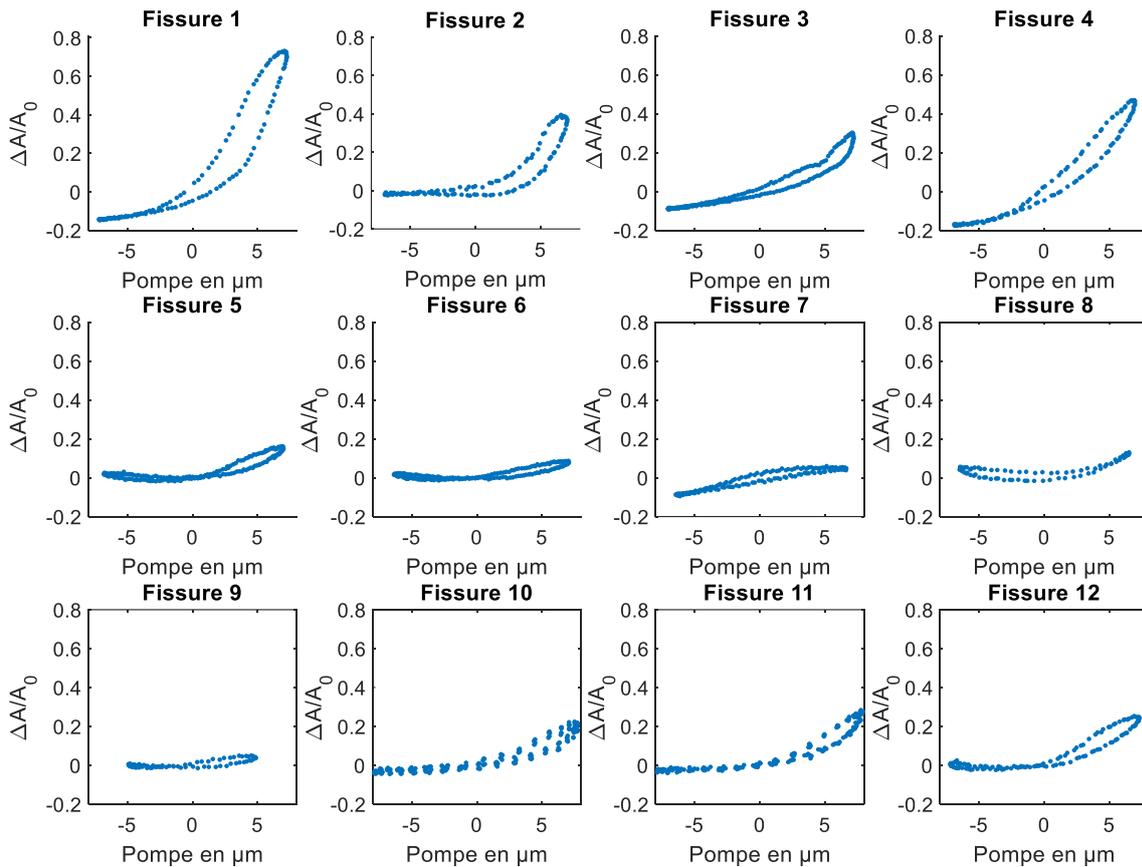


Figure 3-34 : Variations de l'amplitude de l'écho de coin des fissures des trois échantillons au cours de la sollicitation de la pompe pour une même échelle de valeur

Les mesures sont ensuite répétées plusieurs fois pour chaque position de traducteur entre 10 et 15 fois pour évaluer la répétabilité de cette méthode d'ouverture. En plaçant les 3 échantillons côte à côte, nous obtenons les résultats de la Figure 3-35. Comparée à l'ouverture totale, l'ouverture de la fissure engendrée par la pompe est faible. Avec l'essai de flexion (sur les 3 échantillons), nous obtenons en moyenne une variation maximale de l'amplitude de l'écho de coin $\Delta A/A_{\max} = 2.3$ alors qu'avec l'onde pompe, nous obtenons en moyenne $\Delta A/A_{\max} = 0.3$.

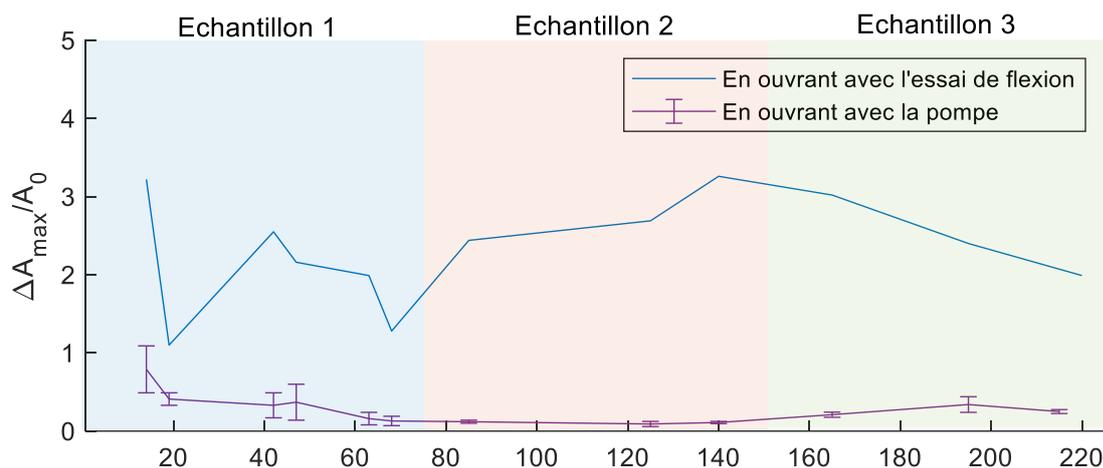


Figure 3-35 : Variations moyennes ± les écarts types des valeurs de $\Delta A_{\max}/A_0$ aux différentes positions définies sur les 3 échantillons fissurés

En appliquant l'abaque (Figure 3-22) aux amplitudes brutes enregistrées pendant la sollicitation de la pompe, nous pouvons retrouver un profil de profondeur de fissure ouverte par la pompe. Et pour évaluer l'amélioration du dimensionnement par la pompe, nous comparons ce profil aux profondeurs initiales (sans ouverture) et aux profondeurs réelles (fissures ouvertes avec l'essai de flexion) (voir Figure 3-36). Comme anticipé, le gain de taille sur la partie ouverte n'est pas très important par rapport à la taille de la partie fermée des fissures. Lorsque le clapping est activé (positions n°1, 2, 10 et 11), nous arrivons à obtenir une augmentation de l_{ouverte} d'environ 1 mm mais dans le reste des cas, cette augmentation est inférieure à 0.5 mm.

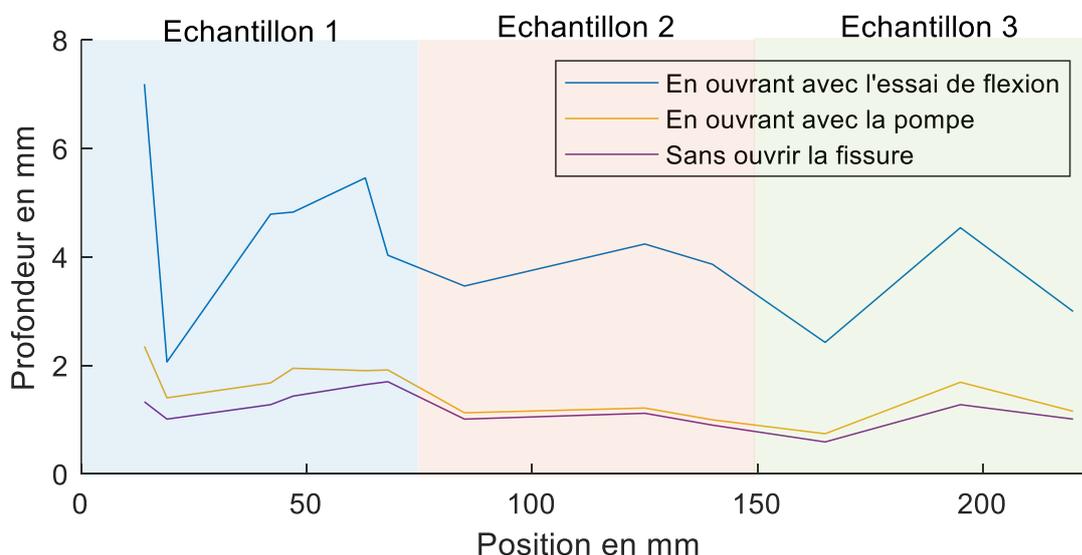


Figure 3-36 : Profil de fissure initial et profil de fissure obtenu grâce à l'ouverture de la pompe

En utilisant différentes amplitudes de pompe, nous avons constaté plusieurs comportements de fissure différents. Le clapping semble être nécessaire pour réellement ouvrir les fissures, mais ce phénomène possède un seuil de déclenchement en dessous duquel, seules de très faibles variations sont enregistrées. Ce seuil est donc une limite

importante de cette méthode car il est sur certaines fissures difficile à dépasser. Pour comprendre les limites d'utilisation de la méthode de l'onde pompe et plus généralement le comportement des fissures face à une sollicitation dynamique, une étape de modélisation est alors nécessaire. Cela pourra aussi permettre de faire des liens avec le comportement des fissures lors de leur ouverture par la pompe et la caractérisation des fissures fermées retenues.

3.5. Modélisation de la réponse des fissures fermées face à la sollicitation de la pompe

Par la présence d'un effet de seuil sur l'amplitude de la pompe, nous avons constaté expérimentalement que différents phénomènes physiques entrent en jeu selon l'ordre de grandeur de la perturbation. Nous allons donc étudier séparément la réponse des fissures avec une pompe de « faible » puis de « forte » amplitude. Le but de cette partie est de vérifier que les constats expérimentaux réalisés sur les fissures fermées avec les deux amplitudes de pompe sont cohérents avec les hypothèses faites sur le comportement mécanique des fissures.

Avec l'onde pompe d'amplitude « faible », aucune augmentation significative de la taille de la partie ouverte de la fissure ($l_{ouverte}$) n'a été constaté pendant la sollicitation (voir Figure 3-36). Il semble alors que l'effort d'ouverture appliqué par la pompe ne soit pas capable de séparer les parois de la fissure au cours d'un cycle de sollicitation. C'est pourquoi, nous allons commencer par assimiler la partie fermée de la fissure à une interface rugueuse soumise à une pression de contact initiale pour en étudier la réponse face à une sollicitation dynamique (Baltazar 2002; B. Drinkwater, Dwyer-Joyce, et Cawley 1996).

Avec la pompe d'amplitude « forte », il semble que l'effort d'ouverture appliqué par la pompe soit suffisant pour commencer à ouvrir la fissure puisque la taille de la partie ouverte peut augmenter de 1 mm (voir Figure 3-36). Nous étudierons alors les différents phénomènes apparaissant lors de la rupture du contact, notamment le phénomène de clapping et ses implications sur le mouvement des parois au cours de la sollicitation de la pompe (Nouira 2020).

3.5.1. Cas de la pompe « faible » : Etude de la raideur de la partie fermée de la fissure

Dans cette partie, nous allons reprendre les travaux de (S. Biwa, Nakajima, et Ohno 2004) puis les adapter à notre cas d'étude. Le modèle développé est intéressant car il étudie le mouvement de l'interface entre deux plans rugueux soumis à une sollicitation alternée. Cela permet notamment de décrire les propriétés mécaniques de l'interface (raideur) et de comprendre les harmoniques du mouvement introduits par la non linéarité du contact.

3.5.1.1. Réponse ultrasonore de deux plans rugueux en contact

Les parois en contact de la partie fermée de la fissure sont modélisées par deux plans rugueux infinis, en contact sous une pression initiale p_0 . Comme les plans sont rugueux, il existe un écart h entre leurs deux plans moyens. Cette interface est soumise à une onde incidente f_{inc} d'amplitude $A_{perturbation}$, de pulsation ω et de célérité c . Cette

3.5. Modélisation de la réponse des fissures fermées face à la sollicitation de la pompe

onde ne permet pas la rupture du contact mais crée les ondes réfléchies f_{ref} et transmises f_{tra} (voir Figure 3-37).

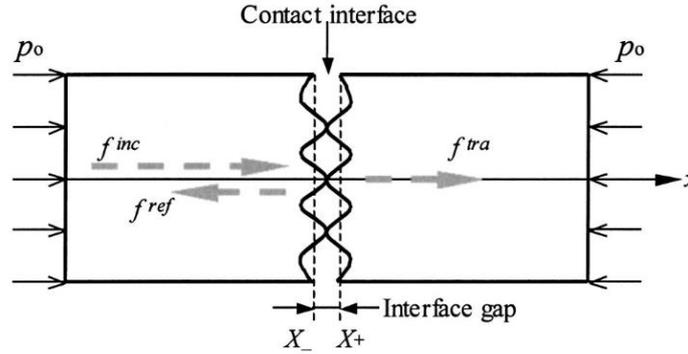


Figure 3-37: Schéma de la modélisation de l'interface (S. Biwa, Nakajima, et Ohno 2004)

Soit u le déplacement des parois engendré par le passage de l'onde, l'évolution au cours du temps de l'écart entre les deux plans moyens en contact est donnée par :

$$h(t) = h_0 + u(X_+, t) - u(X_-, t)$$

avec t le temps et h_0 l'écart initial. Si on ne s'intéresse qu'à l'écartement des parois provoqué par l'onde incidente, nous obtenons :

$$Y(t) = u(X_+, t) - u(X_-, t) \quad (3.6)$$

Avec l'écartement des parois (Y), la pression de contact (p) varie non linéairement :

$$p(h) = p(h_0 + Y) = p_0 - K_1 Y + K_2 Y^2 \quad (3.7)$$

avec K_1 et K_2 les raideurs de premier et deuxième ordre de l'interface. Les raideurs d'ordres supérieurs sont pour l'instant considérées comme négligeables. Ces raideurs sont définies comme :

$$K_1 = \left. \frac{dp}{dh} \right|_{h=h_0} \quad \text{et} \quad K_2 = \left. \frac{1}{2} \frac{d^2p}{dh^2} \right|_{h=h_0} \quad (3.8)$$

Grâce à cette modélisation et en développant l'équation du mouvement $\left(\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma}{\partial x} \right)$ ainsi que la relation contrainte/déplacement $\left(\sigma + p_0 = E \frac{\partial u}{\partial x} \right)$, nous obtenons l'équation différentielle du mouvement de l'interface :

$$\dot{Y} + \frac{2K_1}{\rho c} Y - \frac{2K_2}{\rho c} Y^2 = 2A_{perturbation} \omega \sin(\omega t) \quad (3.9)$$

avec σ la contrainte, ρ la masse volumique du matériau, c et ω la célérité et la pulsation de l'onde incidente et $A_{perturbation}$ l'amplitude de la perturbation (en m). En résolvant cette équation, nous trouvons les solutions Y_1 et Y_2 telles que $Y = Y_1 + Y_2$ avec $Y_1 \ll Y_2$:

$$\begin{aligned}
 Y_1(t) &= \frac{2A_{perturbation}}{\sqrt{1 + \frac{a^2}{\omega^2}}} \sin(\omega t - \delta_1) \text{ et } Y_2(t) \\
 &= \frac{2K_2 A_{perturbation}^2}{K_1 \left(1 + \frac{a^2}{\omega^2}\right)} \left(1 - \frac{\sin(2\omega t - 2\delta_1 + \delta_2)}{\sqrt{1 + \frac{4\omega^2}{a^2}}}\right) \\
 a &= \frac{2K_1}{\rho c}, \delta_1 = \arctan\left(\frac{\omega}{a}\right), \delta_2 = \arctan\left(\frac{a}{2\omega}\right)
 \end{aligned} \tag{3.10}$$

Dans le mouvement de l'interface, nous retrouvons alors la pulsation ω de l'onde incidente ainsi que son harmonique 2ω dont l'importance est liée à la raideur d'ordre 2 de l'interface (K_2). Également, cette description de l'interface permet de retrouver le coefficient de réflexion ultrasonore de l'interface avec la formule (S. Biwa, Nakajima, et Ohno 2004) :

$$R = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{4K_1^2}{\rho^2 c^2 \omega^2}}} \tag{3.11}$$

3.5.1.2. Adaptation de la modélisation à la réponse ultrasonore d'une fissure fermée

La modélisation de Biwa permet de décrire les propriétés mécaniques et acoustiques de la fissure dans son état de contrainte initial. Il introduit des raideurs d'ordre 1 et 2 (K_1 et K_2) ainsi que son coefficient de réflexion de l'interface (R). Avec sa perturbation d'amplitude $A_{perturbation}$, la pompe ferait alors varier l'écartement moyen entre les deux parois de la partie fermée de la fissure (Y), faisant alterner la pression de contact autour de sa valeur initiale et donc aussi le coefficient de réflexion. Également, le mouvement induit des parois de la fissure ne suivrait pas parfaitement la sollicitation sinusoïdale de la pompe car la raideur d'ordre 2 (K_2) provoquerait des harmoniques dans la réponse de la fissure.

Pour vérifier cela, nous souhaiterions appliquer les résultats du modèle en fixant des valeurs pour K_1 et K_2 puis en vérifiant que le mouvement prévu des parois correspond bien à celui obtenu expérimentalement. Cependant, nous ne pouvons pas mesurer directement les différents paramètres nécessaires ($A_{perturbation}$ et Y) car il faudrait connaître précisément les valeurs du champ de déformation autour de la fissure au cours du temps. Nous allons donc évaluer indirectement ces valeurs en exploitant les mesures réalisées sur l'échantillon.

Au cours de l'expérience, la sollicitation de l'onde incidente (pompe) est de pulsation $\omega_{pompe} = 2\pi f_{pompe}$ mais l'amplitude des déplacements qu'elle génère au niveau de la fissure n'est pas mesurable de manière fiable. C'est pourquoi nous allons assimiler la sollicitation de la fissure à la déformation de la pièce mesurée avec le

3.5. Modélisation de la réponse des fissures fermées face à la sollicitation de la pompe

vibromètre laser. Nous définissons la déformation $\epsilon_{pompe} = \frac{A_{pompe}}{L}$ obtenue à partir de A_{pompe} l'amplitude du déplacement de la paroi latérale de l'échantillon et L la longueur de l'échantillon. Cette mesure indirecte de la sollicitation appliquée à la fissure reste cependant représentative de la perturbation réelle puisque plus le déplacement de la paroi latérale est important, plus la fissure est sollicitée. A l'inverse, lorsque le déplacement de la paroi est nul, cela signifie que la fissure se trouve dans son état de contrainte initial.

Le deuxième paramètre utilisé par la modélisation est le déplacement de la paroi induit par la sollicitation de la pompe (Y). Cependant, comme pour la sollicitation de la pompe, il est impossible de le mesurer fidèlement au cours du temps. Nous allons alors aussi l'évaluer de manière indirecte en utilisant les variations de l'amplitude de l'écho de coin ($\Delta A/A_0$). En effet, il existe une relation entre ces deux paramètres car lorsque les parois de la fissure s'écartent (quand $Y(t)$ augmente), l'amplitude de l'écho de coin augmente. A l'inverse, lorsque la variation de l'amplitude de l'écho de coin est nulle, cela signifie que l'écartement des parois de la fissure est le même que celui mesuré initialement.

En substituant ϵ_{pompe} à la sollicitation de l'onde incidente et $\Delta A/A_0$ aux déplacements de l'interface induits par la perturbation extérieure, nous obtenons :

$$\frac{\Delta A}{A_0} = C_0 \epsilon_{pompe} + C_\omega \epsilon_{pompe} \sin(\omega_{pompe} t + \phi_1) + C_{2\omega} \epsilon_{pompe}^2 \sin(2\omega_{pompe} t + \phi_2)$$

$$C_0 = \frac{2\widehat{K}_2}{\widehat{K}_1 \left(1 + \frac{4\widehat{K}_1^2}{\rho^2 c^2 \omega^2}\right)}, C_\omega = \frac{2}{\sqrt{1 + \frac{4\widehat{K}_1^2}{\rho^2 c^2 \omega^2}}} \text{ et } C_{2\omega} = \frac{2\widehat{K}_2}{\left(1 + \frac{4\widehat{K}_1^2}{\rho^2 c^2 \omega^2}\right) \sqrt{\widehat{K}_1^2 + 16\rho^2 c^2 \omega^2}} \quad (3.12)$$

avec ϕ_1, ϕ_2 les phases des harmoniques du mouvement. Le mouvement de la fissure et l'amplitude de la perturbation n'étant mesuré que qualitativement, les raideurs obtenues ne correspondent pas à K_1 et K_2 strictement. C'est pourquoi nous introduisons les « raideurs équivalentes » \widehat{K}_1 et \widehat{K}_2 . Ces deux paramètres modélisent l'interaction mécanique entre les deux parois de la fissure au niveau de sa partie fermée. Ils permettent de représenter de manière qualitative la difficulté à rompre le contact pour augmenter l'amplitude de l'écho de coin et la non linéarité du contact.

3.5.1.3. Validation expérimentale

Pour valider le modèle, nous réalisons des acquisitions avec une position de traducteur où il est difficile de déclencher le clapping, (fissure n°4 voir Figure 3-33). En observant la courbe de l'amplitude de la pompe au cours du temps (voir Figure 3-38a), nous remarquons une forme parfaitement sinusoïdale. Nous avons donc bien une sollicitation composée d'une seule fréquence (f_{pompe}). En revanche, par rapport à cette sinusoïde, la courbe de $\Delta A/A_0$ est légèrement déformée (voir Figure 3-38b), ce qui témoigne de l'apparition d'harmoniques dans la réponse de la fissure. En appliquant

notre modèle, nous obtenons $\widehat{K}_1 = 31 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{-1}$ et $\widehat{K}_2 = 12 \times \text{Pa} \cdot \text{mm}^{-1}$, et le résultat de la modélisation décrit très bien les courbes obtenues (voir Figure 3-38).

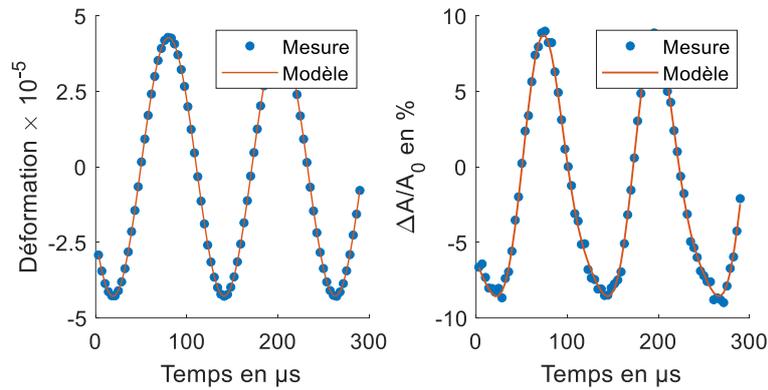


Figure 3-38 : Amplitude de la pompe et de la sonde au cours du temps avec les résultats de la modélisation pour la position de traducteur numéro 4

Pour vérifier la capacité du modèle à décrire le comportement des fissures, nous répétons l'acquisition avec différentes amplitudes de pompe. Si notre modèle est performant, il décrira correctement les courbes des différentes amplitudes en gardant les mêmes valeurs de \widehat{K}_1 et \widehat{K}_2 . Ainsi, sans déplacer le traducteur de place, nous répétons l'acquisition avec des valeurs de ϵ_{pompe} entre 1.5×10^{-5} et 4.5×10^{-5} et nous calculons les courbes du modèle avec toujours $\widehat{K}_1 = 31 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{-1}$ et $\widehat{K}_2 = 12 \times \text{Pa} \cdot \text{mm}^{-1}$ (voir Figure 3-39). Nous observons alors que pour une seule paire de valeur de \widehat{K}_1 , \widehat{K}_2 , notre modèle décrit fidèlement les variations de l'amplitude de l'écho de coin et son hystérésis pour toutes les amplitudes de la pompe testée.

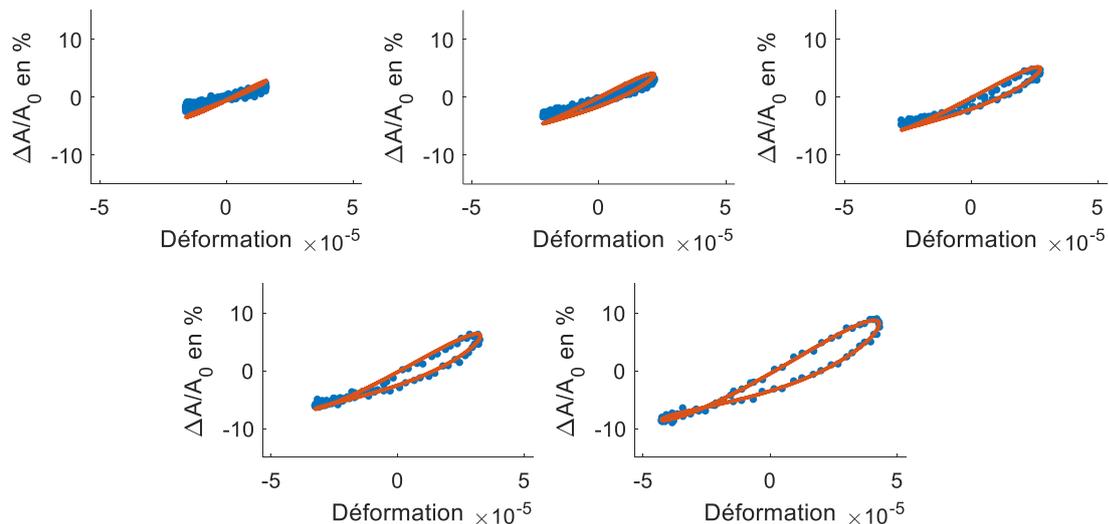


Figure 3-39: Comparaison des résultats expérimentaux à la modélisation de la réponse ultrasonore de la fissure face à la sollicitation de l'onde pompe

3.5.1.4. Conclusion sur la sollicitation de l'onde pompe n'activant pas le clapping

Les résultats de la modélisation développée à partir de la raideur non linéaire de l'interface sont en accord avec les mesures expérimentales lorsque la pompe n'active pas le phénomène de clapping. Cela semble donc confirmer que les variations de $\Delta A/A_0$ ne proviennent pas de l'augmentation de la taille de la partie ouverte de la fissure mais de l'augmentation du coefficient de réflexion de l'interface par la réduction de la pression de contact au niveau de la partie fermée de la fissure ($\sigma_{fermeture}$).

Cela implique que la division de la fissure entre une partie ouverte et une partie fermée n'est pas exacte car la partie fermée réfléchit tout de même une partie du signal ultrasonore car son coefficient de réflexion n'est pas nul. L'impact de la réflexion de l'onde ultrasonore par la partie fermée de la fissure reste cependant faible par rapport à la réflexion de la partie ouverte. En effet, lorsque le clapping n'est pas activé, l'augmentation de $l_{ouverte}$ estimées par l'abaque est faible (voir Figure 3-36). La séparation des fissures entre une partie ouverte et une partie fermée reste donc cohérente par rapport aux observations expérimentales.

3.5.2. Cas de la pompe « forte » : Etude du phénomène de clapping

Lors de l'ouverture des différentes fissures de nos échantillons, nous avons remarqué que lorsque les variations sont les plus importantes, la courbe prenait une forme très asymétrique avec une hystérésis seulement sur la partie droite de la courbe (voir Figure 3-33). Le modèle que nous venons de développer prédit correctement la forme de la courbe lorsque la forme de la courbe est une ellipse. En revanche, il ne prévoit pas l'effet de seuil rendant la courbe asymétrique (voir Figure 3-30). Ce changement abrupt de comportement vis-à-vis de l'amplitude de la pompe vient de l'activation du phénomène de « clapping » désignant l'alternance de la fissure entre un état ouvert et fermé (Nouira 2020). Or, notre modélisation du contact basée sur la raideur non linéaire de l'interface suppose que le contact soit gardé tout au loin de la sollicitation. Il est donc normal qu'il ne prévoie pas l'apparition de ce genre d'asymétrie.

3.5.2.1. Description du clapping

Pour comprendre le phénomène de clapping, commençons par considérer la fissure comme une interface infiniment raide constituée d'une paroi fixe et d'une paroi mobile (voir Figure 3-40). Nous définissons u la distance entre ces deux parois et σ la pression de contact.

Pour qualifier l'état de l'interface, nous distinguons alors deux situations. Lorsque les parois ne sont pas en contact ($u > 0$) et lorsque les parois sont en contact ($u = 0$). Comme nous supposons que les parois sont infiniment raides, l'interpénétration des

parois n'est pas possible. Le cas $u < 0$ n'est alors pas possible. Lorsque $u > 0$, les parois ne sont pas en contact, donc aucune interaction n'a alors lieu ($\sigma = 0$) et la paroi mobile peut se déplacer librement. A l'inverse, lorsque les parois entrent en contact ($u = 0$), une contrainte de compression apparaît au niveau de l'interface ($\sigma < 0$) (voir Figure 3-40). Le clapping désigne le phénomène de collisions répétées ayant lieu lorsqu'une sollicitation alternée est appliquée à la paroi mobile.

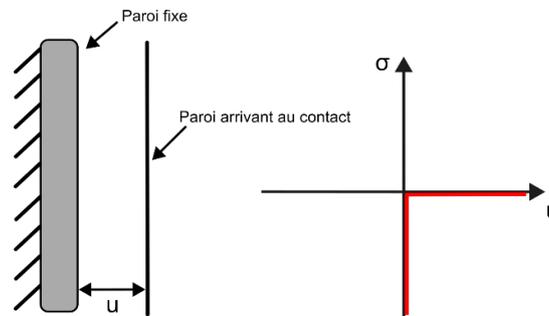


Figure 3-40: Modélisation du phénomène de clapping (Nouira 2020)

En plus du phénomène de clapping, nous pouvons aussi considérer le phénomène d'adhésion entre les parois de la fissure. Au moment où les parois sont sur le point de se séparer ($u = 0^+$), aucun effort de compression n'est présent. Les parois devraient alors pouvoir se séparer librement mais l'interaction entre les deux parois (force de Van der Waals, friction, etc.) fait qu'un effort de traction supplémentaire est nécessaire pour complètement les séparer (Nosonovsky 2007). Au début de l'écartement des parois ($u \nearrow$), l'interface se trouve alors dans un état de traction ($\sigma > 0$) avant que le contact ne soit complètement rompu (voir Figure 3-41).

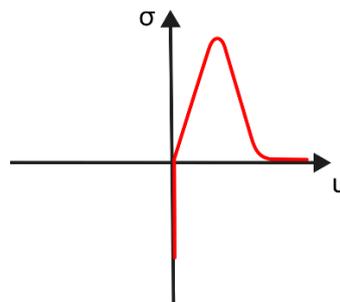


Figure 3-41: Modélisation du phénomène d'adhésion entre les parois en contact (Nouira 2020)

Une conséquence de cette interaction entre les parois est que lors de leur rapprochement ($u \searrow$), la paroi mobile ne prendra pas la même trajectoire que pendant leur écartement. En effet, comme les parois ne sont plus en contact au début du rapprochement, les efforts d'adhésion n'interviennent pas. Lorsque l'interface est soumise à une sollicitation alternée, une hystérésis dite « d'adhésion » est alors observée (Wei, He, et Zhao 2010).

Pour aller plus loin, Nouira propose dans sa thèse de créer un modèle du contact en fusionnant cette modélisation du clapping et de l'adhésion avec une description du contact grâce à la raideur non linéaire de l'interface (Nouira 2020). L'interface n'est alors plus considérée comme infiniment raide et l'interpenetration des surfaces en contact est

3.5. Modélisation de la réponse des fissures fermées face à la sollicitation de la pompe

prise en compte. Avec ces hypothèses, la phase du mouvement où l'interface se trouve dans un état de compression est étudiée par la modélisation de la raideur de l'interface, et la phase du mouvement où l'interface se trouve dans un état de traction, par la modélisation de l'adhésion des parois. La frontière entre ces deux domaines est u_{lim} , le déplacement nécessaire pour que la pression de contact initiale p_0 soit annulée (voir Figure 3-42).

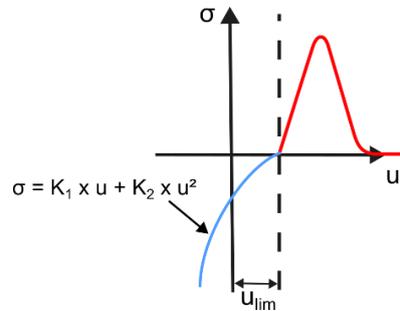


Figure 3-42: Modélisation de la rupture du contact avec la raideur non linéaire de l'interface (Nouira 2020)

3.5.2.2. Conclusion sur la sollicitation de l'onde pompe activant le clapping

En sollicitant les fissures avec plusieurs amplitudes de pompe, nous avons observé deux comportements différents. Le premier est celui obtenu avec une pompe « faible » n'activant pas le clapping. Nous avons vu que celui-ci était lié à la variation de la pression de contact sur la partie fermée de la fissure ($\sigma_{fermeture}$) et que la pompe n'avait pas de réel impact sur la profondeur de la partie ouverte de la fissure ($l_{ouverte}$). Le deuxième comportement est celui observé pour une pompe « forte » donnant une courbe très asymétrique et les observations expérimentales faites sur ces courbes décrivent parfaitement le phénomène de clapping modélisé en Figure 3-42 :

- La forme que prend $\Delta A/A_0$ au cours du temps n'est pas une sinusoïde déformée comme précédemment, mais plutôt la forme d'une sinusoïde rencontrant un obstacle (voir Figure 3-43) ;
- L'importance des harmoniques est bien plus marquée que pour une pompe plus faible (voir Figure 3-44) ce qui souligne l'activation d'une non linéarité plus forte ;
- L'hystérésis est observée pour les pompes positives seulement (phase de traction) ce qui correspondrait bien à une hystérésis d'adhésion ;
- L'écartement limite u_{lim} de la modélisation du clapping (voir Figure 3-42) est équivalent à la pompe seuil à appliquer pour obtenir de fortes variations de $\Delta A/A_0$;
- En utilisant l'abaque, l'augmentation estimée de $l_{ouverte}$ est significative pour les courbes asymétriques aux variations les plus fortes (de l'ordre du mm voir Figure 3-36) ;

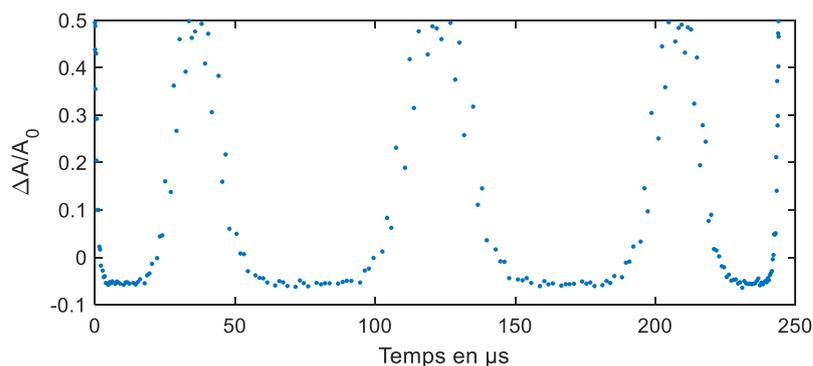


Figure 3-43 : $\Delta A/A_0$ au cours du temps pour une pompe activant le clapping (position 1)

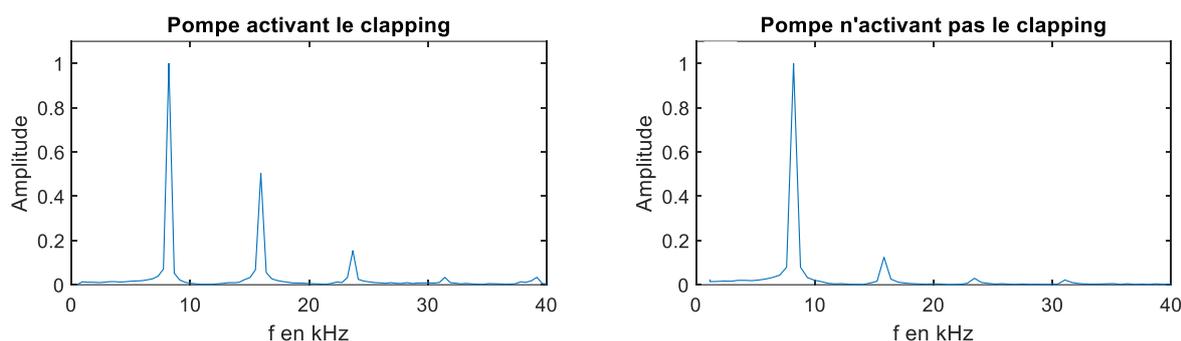


Figure 3-44: FFT des signaux obtenus pour une pompe activant le clapping (position 1) et une pompe ne l'activant pas (position 4)

Nous en déduisons que cette pompe a un impact important sur la valeur de $l_{ouverte}$, provoquant alternativement l'ouverture et la fermeture de la fissure au cours du temps. Le phénomène de clapping est alors expliqué par l'entrechoquement local des parois au cours d'une période de l'onde pompe. Également, en suivant la modélisation du clapping donnée précédemment (voir Figure 3-42), la phase de compression de la fissure serait dictée par la raideur de l'interface (comme pour la pompe n'activant pas le clapping). Cela expliquerait donc pourquoi la pente de la courbe pour les déformations négatives est du même ordre de grandeur que celle de la courbe obtenue avec une pompe « faible » (voir Figure 3-45).

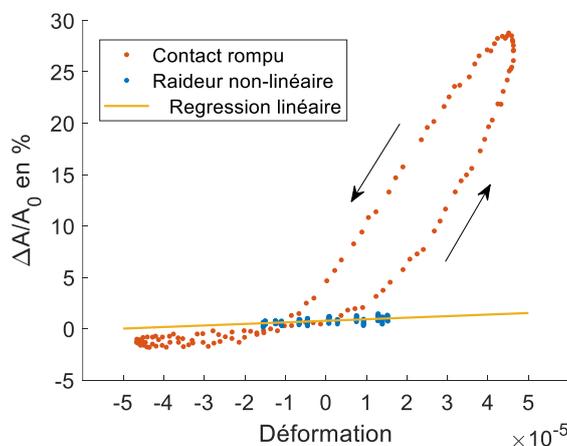


Figure 3-45: Comparaison des mesures expérimentales des variations de l'amplitude de l'écho de coin observées avec une amplitude pompe rompant ou ne rompant pas le contact de l'interface

3.5.3. Comparaison entre l'essai de flexion et la sollicitation de la pompe

Pour rappel, au chapitre 1, nous avons divisé en 3 phases le comportement ultrasonore de la fissure pendant un essai de flexion (voir Figure 3-46). Une première phase où le chargement fait diminuer la contrainte résiduelle de fermeture ($\sigma_{fermeture}$) mais n'agrandit pas la partie ouverte de la fissure ($l_{ouverte}$). Une deuxième phase où les efforts d'ouverture de l'essai de flexion deviennent du même ordre de grandeur que $\sigma_{fermeture}$, ce qui agrandit $l_{ouverte}$. Une troisième phase où la fissure est totalement ouverte et où la flexion ne fait qu'écarter encore plus les parois de la fissure.

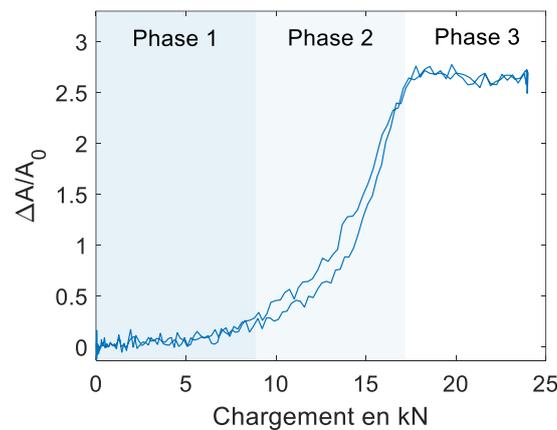


Figure 3-46 : Comportement de l'amplitude de l'écho de coin pendant l'ouverture de la fissure par l'essai de flexion

Bien que la sollicitation de la pompe et de l'essai de flexion soient différentes car l'une est dynamique alors que l'autre est quasi-statique, ces deux sollicitations semblent avoir beaucoup en commun. La phase 1 de l'essai de flexion est très similaire à la sollicitation d'une pompe n'activant pas le clapping car pour ces deux sollicitations :

- L'ordre de grandeur des variations de $\Delta A/A_0$ est le même ;
- Aucune ouverture de la partie fermée ($l_{fermée}$) n'est mesurée ;
- Aucune hystérésis d'adhésion n'est visible ;

Ensuite, la phase 2 de l'essai de flexion peut aussi être comparée à la sollicitation d'une pompe activant le clapping car :

- Les effets du seuil entre les phases 1 et 2 de l'essai de flexion ont les mêmes effets que le seuil entre l'amplitude d'une pompe activant ou n'activant pas le clapping ;
- C'est seulement à partir de la phase 2 et avec l'activation du clapping que la fissure s'ouvre réellement (augmentation de $l_{ouverte}$) ;
- Des hystérésis d'adhésion sont présentes avec les deux sollicitations sur les résultats des mesures ultrasonores ;

Réaliser un essai de flexion ou solliciter une fissure avec une onde pompe semble donc avoir les mêmes effets. Nous n'observons cependant pas la phase 3 sur les mesures avec l'onde pompe car nous ne sommes actuellement pas capables d'ouvrir totalement les fissures avec l'onde pompe. Si c'était le cas, nous pourrions alors observer l'apparition d'un plateau sur la partie droite de la courbe. Pour aller plus loin dans la comparaison avec l'essai de flexion, nous définissons l'effort équivalent $F_{eq\ pompe}$ comme le chargement de l'essai de flexion permettant d'obtenir le même $\Delta A_{max}/A_0$ que la pompe. Ce paramètre nous permet de quantifier la capacité d'ouverture de la pompe et de mieux apprécier la différence qu'il y a entre l'ouverture obtenue avec la pompe et l'ouverture totale des fissures. Sur toutes les fissures utilisées, nous obtenons en moyenne $F_{eq\ pompe} = 8\ kN$. Sachant que les échos de coin saturent en moyenne à partir de 18 kN, cela signifie que les efforts d'ouverture appliqués par la pompe sont tout de même significatifs. En réalité, les faibles variations observées sont le résultat du comportement non linéaire de l'ouverture des fissures (seuil entre les phases 1 et 2 de l'essai de flexion). Si une pompe deux fois plus forte pouvait être appliquée pour faire passer $F_{eq\ pompe}$ de 8 kN à 16 kN, des variations égales ou proches des variations maximales observées pendant l'essai de flexion seraient obtenues.

3.6. Conclusion sur l'utilisation d'une onde pompe

Au cours de ce chapitre, nous avons développé une méthode permettant de dimensionner les fissures après leur ouverture par une onde pompe. Dans cet objectif, un nouveau dispositif expérimental simplifiant celui utilisé par la méthode DAET a été développé. Il permet de suivre l'ouverture des fissures fermées sans avoir besoin de détecter la position de l'écho de diffraction. Ces simplifications permettent donc de s'adapter plus facilement aux contraintes de la pièce à contrôler, ce qui nous rapproche d'une application en conditions réelles de la méthode.

Une modélisation du comportement des fissures pendant leur sollicitation par la pompe a aussi été réalisée. Grâce à elle, nous avons pu expliquer les difficultés de l'onde pompe à ouvrir les fissures et mettre en évidence les phénomènes non linéaires en jeu. En faisant le lien entre la sollicitation de la pompe et de l'essai de flexion, la modélisation a une nouvelle fois validé le découpage des fissures fermées entre une partie ouverte et une partie fermée et le concept de charge équivalente a été introduit. Cela nous a permis de voir que même si les variations de l'amplitude de l'écho de coin obtenues ne sont pas très importantes, l'effort d'ouverture appliqué par la pompe est non négligeable. Si nous arrivions à doubler cet effort, nous nous rapprocherions de l'ouverture totale de toutes les fissures de nos échantillons.

La méthode de l'onde pompe reste donc intéressante à développer, mais l'adaptation de la méthode sur la pièce réelle semble délicate. Sur des échantillons de taille réduite, doubler l'amplitude de la pompe est envisageable mais sur la pièce réelle, sa taille massive rend difficile sa mise en résonance. Une application in situ de la méthode de l'onde pompe semble donc difficile à envisager.

Chapitre 4 : Ouverture des fissures fermées par sollicitation thermique :

Expérimentation et modélisation

4.1. Objectifs de la méthode

Lors de la description des différentes méthodes d'acoustique non linéaire (chapitre 2), nous avons vu qu'il était possible d'ouvrir les fissures fermées grâce à un refroidissement local de la pièce à contrôler (sollicitation thermique). Cette méthode exploite le coefficient de dilatation thermique important de l'acier permettant d'atteindre des déformations du même ordre de grandeur qu'une onde pompe. C'est pourquoi, une étude récente s'intéresse au remplacement de la pompe « mécanique » de la méthode DAET par une pompe « thermique » (Manogharan et Shokouhi 2023). Une autre application de la sollicitation thermique est le remplacement des deux acquisitions de la méthode FAD par une acquisition avant et après l'ouverture de la fissure par le refroidissement local de la pièce (Ohara et al. 2022; 2013).

A notre connaissance, toutes les études d'acoustique non linéaire de la littérature utilisent un refroidissement placé sur la surface opposée aux fissures (Ohara et al. 2022; 2013). Cela a pour but de faire fléchir la pièce pour ouvrir les fissures qui se situent sur la surface opposée. Dans notre cas, la pièce industrielle étudiée est de forme tubulaire (voir Figure 1-9), l'accès à l'intérieur du tube est donc difficile. Comme les fissures se situent sur la paroi extérieure, l'application d'un refroidissement similaire aux études déjà réalisées n'est pas envisageable. Pour surmonter ce problème, une deuxième configuration n'ayant besoin que d'un accès à la paroi fissurée existe (Ahmed et al. 2009). En refroidissant directement la fissure, ses parois vont se rétracter chacune de leur côté et ouvrir la fissure (voir Figure 4-1). A notre connaissance, cette méthode d'ouverture n'a jamais été utilisée avec des ultrasons. Notre objectif dans ce chapitre sera donc de caractériser l'ouverture des fissures avec cette nouvelle méthode. Nous étudierons les phénomènes physiques en jeu, notamment l'impact du changement de température sur la propagation des ultrasons.

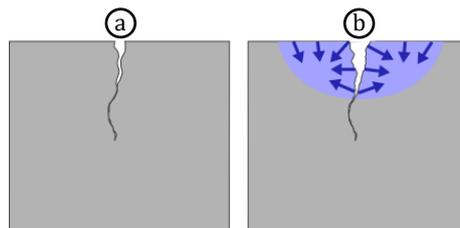


Figure 4-1: (a) Schéma de la fissure dans son état initial, (b) et quelques instants après le début du refroidissement

4.2. Application expérimentale de la méthode de sollicitation thermique

4.2.1. Protocole et dispositif expérimental

Pour les mêmes raisons qu’avec la méthode de l’onde pompe, nous allons estimer la profondeur des fissures à partir de l’amplitude de l’écho de coin. Pour pouvoir comparer les résultats du refroidissement avec les deux autres méthodes d’ouverture, nous gardons le même transducteur mono-élément (Olympus, AM4S-8X9-45) et les mêmes positions de mesure.

L’application du refroidissement se fait grâce à des bombes de froid avec un tube flexible fixé sur la sortie de la bombe pour orienter librement le flux refroidissant (voir Figure 4-2). Le tube a un diamètre de 4 mm et une longueur de 20 cm. Il est orienté perpendiculairement à la surface fissurée, à une distance de 1 cm (voir détail du choix de ces paramètres en Annexe A). Ces bombes sont disponibles dans le commerce car elles sont utilisées pour le frettage de pièces métalliques, le dépannage de composants électroniques ou le test de fonctionnement des thermostats et des sondes de température.

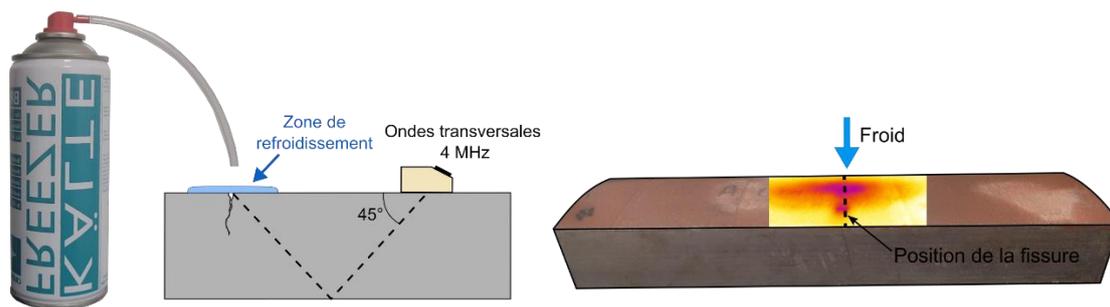


Figure 4-2: Schéma du dispositif expérimental utilisé pour la méthode de refroidissement et image infrarouge de la zone refroidie

Afin de se mettre dans des conditions expérimentales proches d’un environnement industriel, nous choisissons de diriger le tube à la main (voir Figure 4-3). De cette façon, l’application du refroidissement sur les fissures s’adapte facilement aux contraintes expérimentales d’un milieu hors laboratoire.



Figure 4-3: Placement du tube de refroidissement à la main

Le processus d'ouverture des fissures peut être divisé en deux étapes. D'abord, un traducteur est placé sur la pièce de façon à maximiser l'écho de coin enregistré (comme avec la méthode de l'onde pompe). La fixation du transducteur peut être réalisée par un système externe (serre-joint, etc.) ou par l'utilisation d'une fine couche de silicone qui, une fois sèche, sert à la fois de support et de couplant. Une fois que le traducteur est en place, l'acquisition est lancée pour mesurer l'amplitude initiale (A_i), puis la sollicitation thermique est appliquée en dirigeant le refroidissement sur la zone fissurée en face du traducteur pendant environ 2 secondes (voir Figure 4-4). Au début du refroidissement, l'amplitude de l'écho de coin augmente très vite car la différence de température entre la zone fissurée et le reste de la pièce est forte. Après environ 1 seconde, la fissure atteint son ouverture maximale (A_{max}). Mais passée cette ouverture maximale, le froid se diffuse peu à peu dans la pièce, ce qui réduit la contrainte d'ouverture. Même si le refroidissement n'est pas arrêté, une diminution de l'amplitude de l'écho de coin est donc enregistrée. Lorsque le refroidissement s'arrête, l'amplitude de l'écho de coin redescend jusqu'à se stabiliser autour d'une valeur proche de sa valeur initiale (voir Figure 4-4). Cette valeur peut être légèrement inférieure ou supérieure à la valeur initiale de l'amplitude de l'écho de coin (de quelques pourcents), car les parois de la fissure ne reviennent pas exactement dans la même configuration de contact. Pour relancer une acquisition, il faut attendre que la pièce revienne à sa température initiale (environ 10 min). Ainsi, même si l'écho de coin a atteint sa valeur finale, cela ne signifie pas que la pièce ait retrouvé sa température initiale.

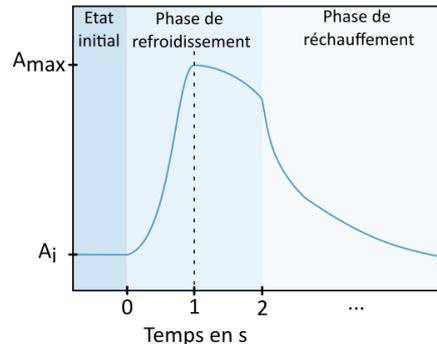


Figure 4-4 : Représentation schématique de la réponse de la fissure au cours du processus de refroidissement

Pour évaluer la répétabilité de cette méthode d'ouverture, nous allons répéter la mesure 15 fois d'affilée sans déplacer le traducteur et en attendant 10 min entre chaque mesure pour que l'échantillon revienne à sa température initiale (voir Figure 4-5).

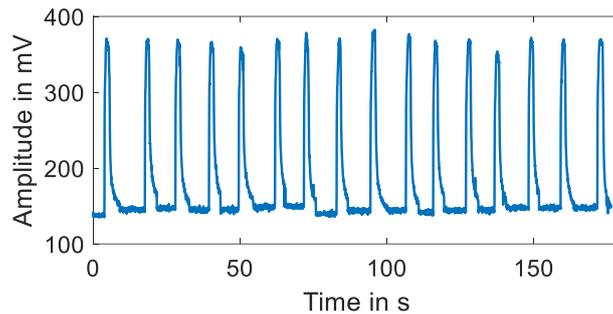


Figure 4-5: Mesure de l'amplitude de l'écho de coin au cours des tests de répétabilité avec un placement du tube à la main

Nous observons que la répétabilité est plutôt bonne puisque l'amplitude maximale atteinte par l'écho de coin (A_{max}) est assez constante, mais l'erreur introduite par le placement du tube à la main augmente l'incertitude et diminue sa valeur moyenne ($\overline{A_{max}}$). Une piste d'amélioration est d'utiliser un dispositif mécanique permettant de placer le tube de manière optimale et de fixer ce positionnement tout au long du refroidissement (voir Figure 4-6).



Figure 4-6: Photographie du système de maintien du tube

Nous évaluons alors une deuxième fois la répétabilité de la méthode avec ce dispositif (voir Figure 4-7). La valeur de $\overline{A_{max}}$ passe de $\overline{A_{max\ main}} = 345\ mV$ à $\overline{A_{max\ support}} = 376\ mV$ et l'écart type de $\sigma_{max\ main} = 11\ mV$ à $\sigma_{max\ support} = 3\ mV$. Dans le cadre d'une industrialisation de la méthode, l'utilisation d'un système permettant de placer de manière optimale le tube par rapport aux fissures aurait donc un réel intérêt. Pour la suite de notre étude, nous allons donc continuer d'utiliser le système de fixation montré en Figure 4-6.

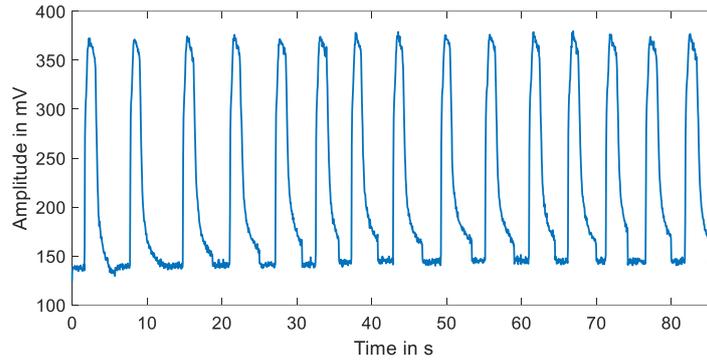


Figure 4-7: Amplitude de l'écho de coin pendant les essais de répétabilité du refroidissement d'une fissure fermée avec un tube fixé par un système de maintien

4.2.2. Caractérisation de la capacité d'ouverture de la sollicitation thermique

4.2.2.1. Vérification de l'ouverture des fissures

Avant de continuer d'appliquer la sollicitation thermique pour toutes les positions de transducteur identifiées au chapitre 3, nous allons vérifier expérimentalement que l'augmentation de l'amplitude de l'écho de coin observée précédemment provient bien de l'ouverture de la fissure. Comme pour la méthode de l'onde pompe, nous réalisons une acquisition sur l'échantillon entaillé. L'entaille ne contenant pas de partie fermée, nous pourrions alors voir l'impact du refroidissement sur la propagation de l'onde dans la pièce.

Sur la mesure de A_{max} au cours du temps (voir Figure 4-8), nous remarquons une chute de 4% de l'amplitude pendant le refroidissement, puis la valeur remonte jusqu'à une valeur proche de sa valeur initiale au bout de plusieurs secondes. L'application du froid perturbe la propagation de l'onde ultrasonore au cours de l'acquisition. Néanmoins, cette perturbation est très faible par rapport à l'ouverture des fissures constatée dans la partie précédente (voir Figure 4-7). L'augmentation de A_{max} mesurée avec les fissures réelles fermées est donc bien le résultat de leur ouverture. Et comme seule une diminution de l'amplitude est enregistrée, nous en concluons que la perturbation de la propagation de l'onde ultrasonore par le refroidissement va tendre à sous-estimer l'ouverture réelle de la fissure.

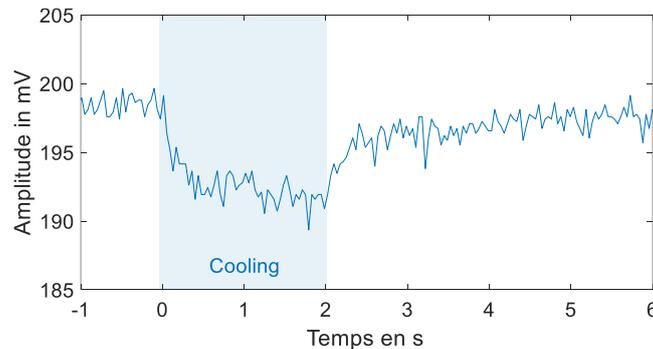


Figure 4-8: Mesure de l'écho de coin d'une entaille pendant l'application du refroidissement

4.2.2.2. Ouverture observée sur les différents échantillons

Pour caractériser la capacité d'ouverture des fissures, nous appliquons la sollicitation thermique aux différentes positions de traducteur identifiées au chapitre 3 (voir Figure 4-9). Sur les 12 fissures évaluées, les mesures montrent des augmentations très fortes de l'amplitude de l'écho de coin pendant le refroidissement (entre +30% et +200%). Comparée à la sollicitation de la pompe, l'ouverture de la sollicitation thermique est bien plus importante et se rapproche de celle de l'essai de flexion.

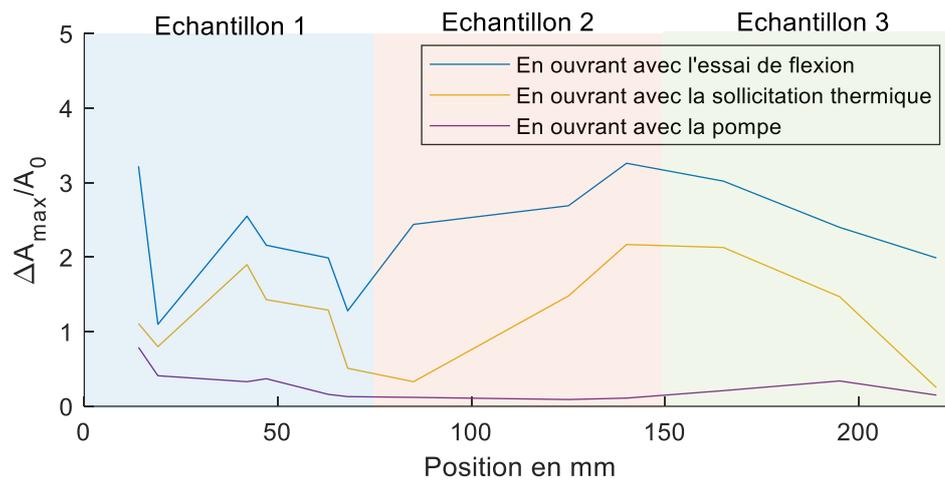


Figure 4-9: Variations de l'amplitude de l'écho de coin durant la sollicitation de la pompe, la sollicitation thermique et l'essai de flexion sur les 3 échantillons fissurés

Après application de l'abaque (Figure 3-22), nous confirmons que la sollicitation thermique a un réel impact sur la taille de la partie ouverte des fissures (l_{ouverte}) (voir Figure 4-10). A la différence de la méthode de l'onde pompe, une augmentation significative de l_{ouverte} est systématiquement mesurée. Cette nouvelle méthode d'ouverture des fissures n'est donc pas limitée par la contrainte seuil à dépasser pour réellement ouvrir la partie fermée de la fissure ($l_{\text{fermée}}$).

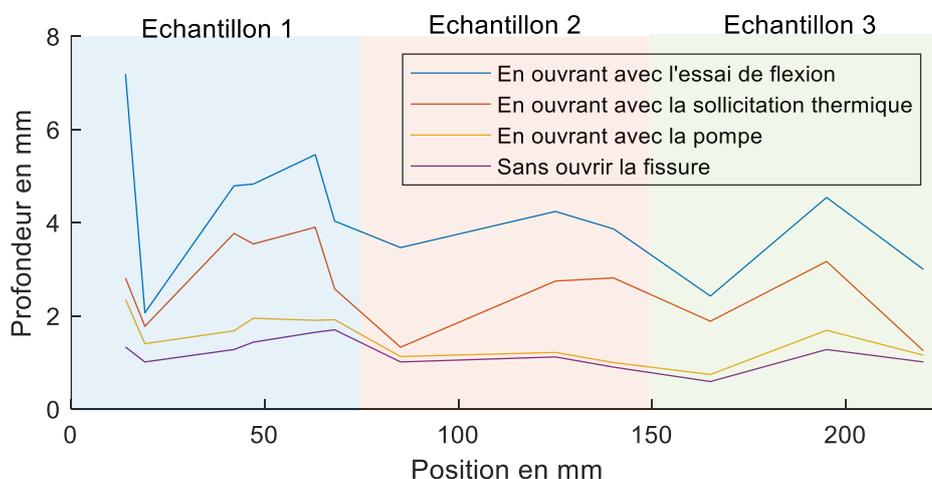


Figure 4-10 : Profils de profondeur estimés des fissures obtenus grâce aux différents essais réalisés sur les 3 échantillons fissurés

Dans le chapitre 2, nous avons défini un effort de flexion équivalent à la sollicitation de la pompe $F_{eq\ pompe} = 8\ kN$. Avec la sollicitation thermique, nous trouvons l'effort de flexion équivalent $F_{eq\ thermique} = 13\ kN$. Cette valeur est donc presque deux fois supérieure à $F_{eq\ pompe}$ ce qui a d'importantes conséquences par rapport au comportement non linéaire de la fissure. Avec l'onde pompe, nous avons vu que sa sollicitation n'arrivait pas systématiquement à activer le clapping car l'ouverture de la fissure n'atteint pas toujours la phase 2 visualisée avec l'essai de flexion (voir Figure 4-11). Avec la sollicitation thermique, ce n'est plus le cas car $F_{eq\ thermique}$ donne toujours une ouverture toujours en phase 2 (voir Figure 4-11). De plus, comme l'ouverture totale des fissures se trouve en moyenne à 18 kN, nous nous rapprochons fortement de l'ouverture totale.

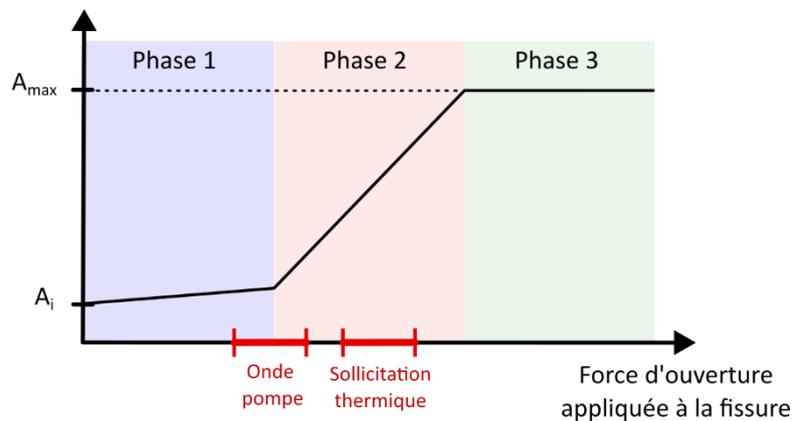


Figure 4-11 : Schéma du comportement de la fissure lors de son ouverture comparé à l'effort d'ouverture appliqué par l'onde pompe et la sollicitation thermique

4.3. Modélisation de la réponse ultrasonore pendant le refroidissement

Dans la partie précédente, nous avons réalisé une série d'observations expérimentales qui ont permis de conclure que la sollicitation thermique permet d'ouvrir les fissures de manière importante. L'objectif de cette partie est de mettre en évidence les différents phénomènes physiques en jeu afin de comprendre plus en détail les courbes observées. Pour cela, nous étudierons l'amplitude de l'écho de coin au cours du temps, mais aussi le temps de vol des échos. Nous modéliserons d'abord la sollicitation thermique de l'entaille, car comme elle ne contient pas de partie fermée, elle est plus simple à étudier en premier. Le cas des fissures fermées sera étudié à la fin de cette partie en mettant en avant les différences avec l'entaille.

Nous commencerons par nous intéresser à la diffusion du froid dans la pièce en considérant une durée d'application du refroidissement de 2 secondes. Une fois que l'évolution du champ de températures au cours du temps sera estimée, nous évaluerons l'impact d'un changement de température sur la propagation de l'onde ultrasonore.

4.3.1. Simulation du champ de température au cours du temps

4.3.1.1. Mesures expérimentales pour la calibration du modèle numérique

Afin d'avoir des données expérimentales pour calibrer notre modélisation, nous réalisons des mesures de thermographie infrarouge (Fluke Ti480) de la face supérieure de la pièce. A cause du flux de liquide refroidissant, il n'est pas possible d'avoir une mesure de température correcte pendant et juste après la fin du refroidissement. Les relevés de températures sont donc faits à 2s, 4s et 30s après la fin du refroidissement (Figure 4-12). Ces données nous permettront d'avoir des valeurs fiables de la température de la surface de la pièce au cours du temps et de les comparer aux résultats de la simulation.

Sur les images infrarouges (voir Figure 4-12b-d), plusieurs éléments apparaissent :

- Une tache de couleur plus foncée est présente sur la paroi supérieure de la pièce. Elle correspond à la réflexion de la sortie du tube sur la surface supérieure de la pièce qui agit comme un miroir pour les infrarouges. La température froide de la sortie du tube se retrouve alors à cet endroit de l'image sans être représentative de la température de la pièce ;
- Sur l'image prise seulement 2 secondes après la fin du refroidissement (voir Figure 4-12b), une zone circulaire de diamètre $D_{froid} = 1.5 \text{ cm}$ se forme où le froid

est bien plus marqué que sur le reste de la pièce. Cette zone correspond à la surface directement touchée par le flux refroidissant envoyé par la bombe ;

- Autour de cette zone de refroidissement direct, une deuxième zone légèrement plus froide que la température du reste de la pièce apparaît (voir Figure 4-12b). Cette zone correspond à la portée de la projection du liquide de refroidissement après contact avec la paroi supérieure ;

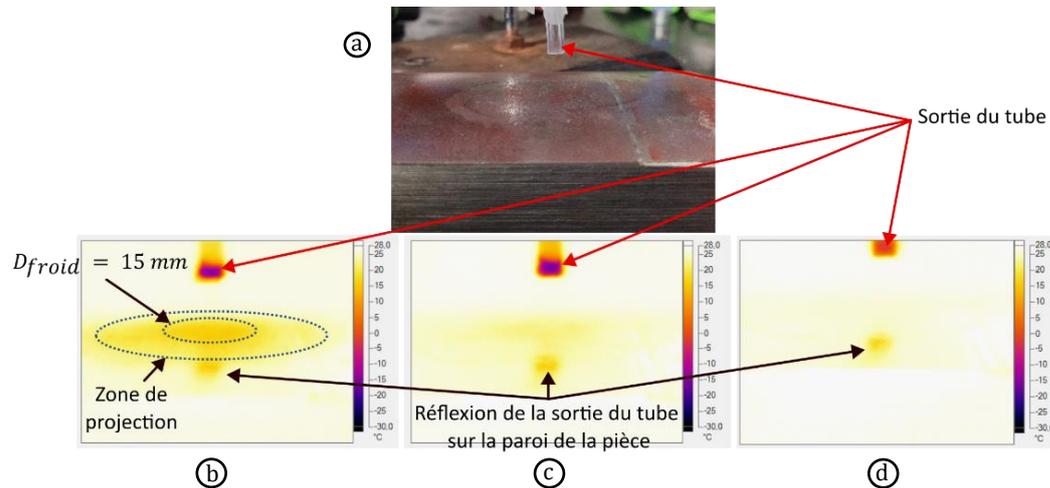


Figure 4-12: (a) Photo de la zone refroidie et thermographie infrarouge de la zone refroidie (b) 2s, (c) 4s et (d) 30s après la fin du refroidissement

Nous effectuons aussi une autre mesure expérimentale pour obtenir la température du fluide refroidissant projeté par la bombe avec un thermocouple placé juste en dessous de la sortie du tube. La température enregistrée est $T_{froid} = -30^{\circ}\text{C}$ et sera prise comme température du flux de chaleur appliqué par la bombe sur la pièce.

4.3.1.2. Définition du modèle thermomécanique

Pour réaliser nos simulations, nous utilisons Comsol avec son module multiphysique thermomécanique, pour simuler à la fois le refroidissement de la pièce et la dilatation thermique associée. Nous faisons l'hypothèse d'un problème 2D en ne représentant la pièce que par sa vue en coupe et grâce à la symétrie du problème, seulement une moitié de l'échantillon entaillé est représentée (voir Figure 4-13).

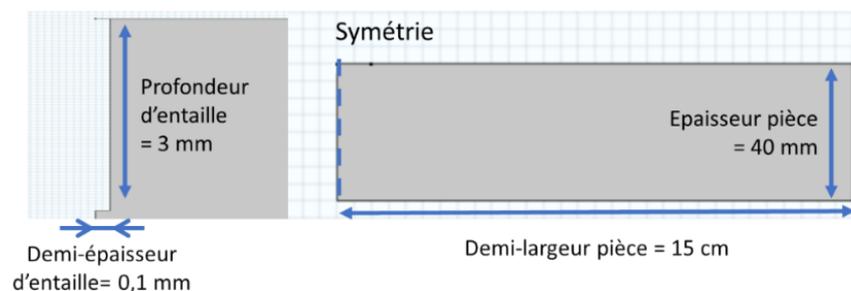


Figure 4-13: Géométrie de la modélisation par élément fini du refroidissement

Pour les conditions limites mécaniques, un appui plan est appliqué sur l'arrête inférieure de la pièce, une condition de symétrie est appliquée sur l'arrête gauche de la pièce et le reste est laissé libre.

Pour les conditions limites thermiques, nous allons modéliser le transfert de chaleur entre le liquide de refroidissement et la pièce (phénomène de convection). Le flux de chaleur de la convection (q_{froid}) est calculé par l'équation de refroidissement de Newton (Fernández-Seara et al. 2007; Goldstein et Franchett 1988):

$$q_{froid} = S_{froid} \cdot h_{froid} (T_s - T_f) \quad (4.1)$$

avec S_{froid} la surface de la zone refroidie, h le coefficient de convection et $(T_s - T_f)$ la différence de température entre la surface solide (T_s) et le fluide de refroidissement (T_f). Pour piloter cet échange de chaleur, il faut donc définir une zone de refroidissement, une température de refroidissement et un coefficient de convection. Pour la zone de refroidissement, nous utilisons la zone directement refroidie par la pompe mesurée sur les images de thermographie (voir Figure 4-12a). Sur l'arête supérieure de la pièce simulée, nous définissons donc une zone de taille d_{froid} autour de l'entaille pour l'application de la convection (voir Figure 4-14). Pour la température du refroidissement, nous prenons T_{froid} mesurée avec le thermocouple. Enfin, pour le coefficient de convection h_{froid} , il est difficile de le calculer de manière fiable car il dépend de beaucoup de paramètres différents : vitesse du fluide, géométrie de la pièce, l'angle du refroidissement et la température du refroidissement, etc. (Fernández-Seara et al. 2007; Goldstein et Franchett 1988; Sartori 2006). Ce paramètre est alors pris comme paramètre d'ajustement pour que le modèle représente au mieux les résultats expérimentaux obtenus avec la caméra thermique. En pratique, nous verrons lors de la validation des résultats du modèle que $h_{froid} = 10^4 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ permet d'obtenir de bons résultats (voir Figure 4-16).

Sur le reste de la pièce, il faut modéliser l'échange de chaleur avec l'air de la pièce. Il s'agit aussi d'un phénomène de convection sur la surface S_{amb} avec le coefficient de convection h_{amb} et la température ambiante T_{amb} (Yener, Yener, et Mutlu 2019):

$$q_{amb} = S_{amb} \cdot h_{amb} (T_s - T_{amb}) \quad (4.2)$$

Dans ce cas, comme le fluide impliqué dans l'échange de chaleur (l'air) n'est pas en mouvement, l'évaluation de h_{amb} est beaucoup plus simple et pour une pièce d'acier, sa valeur peut être définie comme $h_{amb} = 25 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ (Yener, Yener, et Mutlu 2019). Cette convection est appliquée sur le reste des surfaces à l'air libre avec la température de l'air ambiant T_{amb} (voir Figure 4-14). En pratique, si le même ordre de grandeur est gardé, cette valeur peut être modifiée sans beaucoup changer les résultats de la simulation.

Enfin, la paroi inférieure est laissée libre car elle est en contact avec la table. En pratique, une modélisation plus poussée de cette condition limite ne change pas les résultats obtenus (voir Figure 4-14).

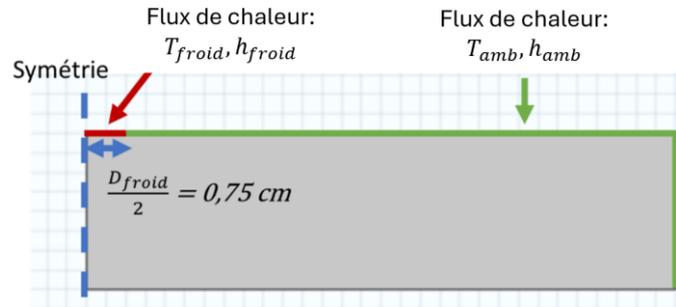


Figure 4-14: Conditions limites pour la modélisation éléments finis du refroidissement

Ce modèle est appliqué pendant la durée du refroidissement (2 secondes) et ensuite, la zone où nous appliquons le refroidissement est remplacée par de la convection naturelle comme sur le reste de la pièce. Cela nous permet d'obtenir le champ de température simulé $T_{estimé}(x, y, t)$ pendant et après la fin du refroidissement (voir Figure 4-15).

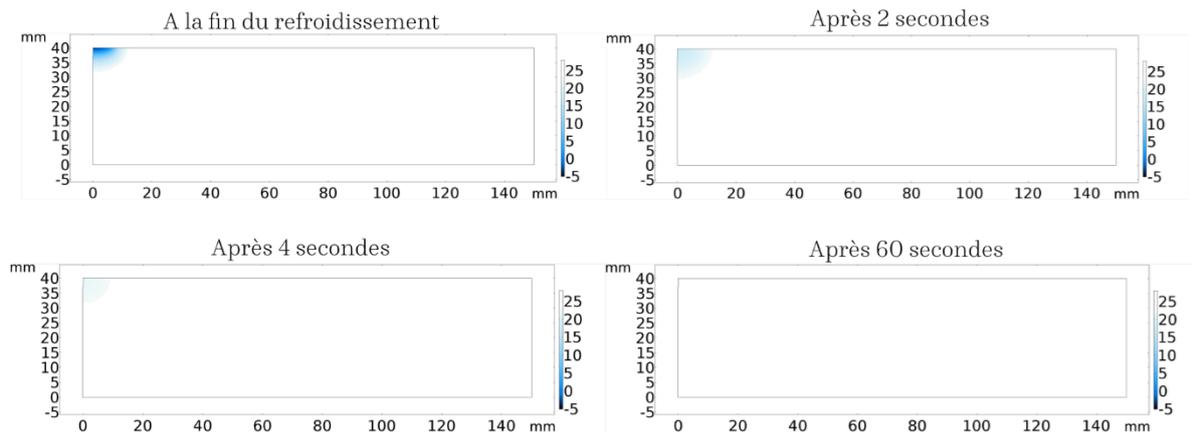


Figure 4-15: Résultats de simulation du froid à la fin du refroidissement et aux instants des images infrarouges

4.3.1.3. Validation expérimentale du modèle

Pour valider notre modèle, les températures sur l'arête supérieure du modèle sont extraites au cours du temps (voir Figure 4-16b) et comparées aux températures mesurées pour la ligne correspondante sur les images infrarouges (voir Figure 4-16a). Nous observons alors que les résultats de simulation sont similaires aux mesures expérimentales (voir Figure 4-16c). Nous pourrions donc utiliser ces résultats comme une bonne approximation du champ réel de température parcouru expérimentalement au cours du temps. Nous retiendrons par exemple que même si la température du fluide refroidissant est mesurée à $T_{froid} = -30^{\circ}\text{C}$, la température minimale atteinte par la pièce est de seulement $T_{mini} = -5^{\circ}\text{C}$ (température minimale estimée par les simulations (voir Figure 4-15).

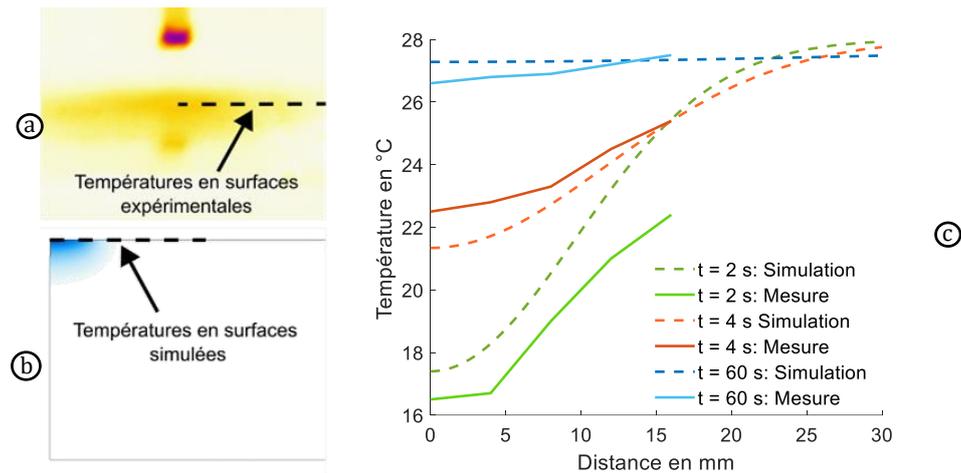


Figure 4-16: (a) Ligne sur laquelle les données de température expérimentales sont extraites pour la comparaison avec les données simulées, (b) Ligne sur laquelle les données de température simulées sont extraites pour la comparaison avec les données expérimentales, (c) Comparaison des résultats de simulation aux mesures expérimentales faites avec la caméra infrarouge à 3 instants différents

Au-delà du champ de température, cette simulation nous permet aussi de visualiser la déformée de la pièce. Nous observons que les déformations créées par le refroidissement local de la pièce « ouvrent » l’entaille (voir Figure 4-17), de la même manière que les fissures fermées lors des mesures précédentes. En termes d’ordre de grandeur, les déplacements simulés sont de l’ordre de quelques microns.

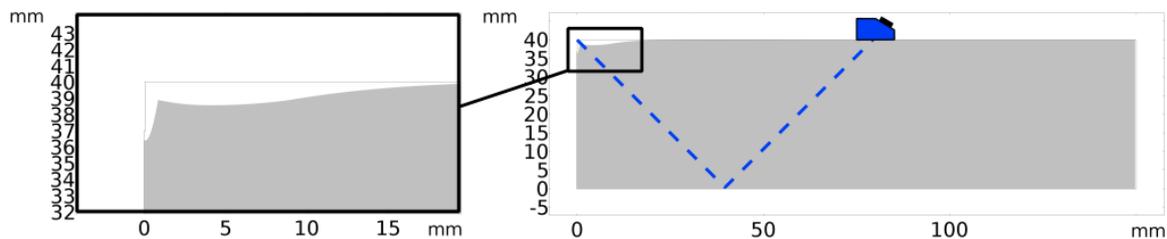


Figure 4-17: Déformée de la pièce après 2s de refroidissement (facteur d’échelle=300)

4.3.2. Modélisation du faisceau ultrasonore

Le but de cette modélisation du faisceau est de pouvoir identifier l’impact du changement de température sur la propagation de l’onde au cours du temps. L’entaille ne contient pas de partie fermée, et les déformations provoquées par le refroidissement sont trop faibles pour influencer sa réflectivité, nous allons considérer que le coefficient de réflexion de l’entaille ne varie pas au cours du temps. Ainsi, nous mettons de côté l’étude de la réflexion de l’onde pour uniquement s’intéresser à la description de l’influence du froid sur les propriétés acoustiques du matériau au sein de la pièce : vitesse de propagation (v_T) et atténuation ultrasonore (α). Avant de trouver la loi de la vitesse et de l’atténuation du matériau en fonction de la température, nous allons modéliser le faisceau US. Puis, nous rechercherons $v_T(T)$ et $\alpha(T)$ pour l’appliquer sur le trajet du faisceau US modélisé.

4.3.2.1. Modélisation 1D du faisceau

Une première approximation pour représenter le faisceau US est de restreindre le faisceau de l'onde ultrasonore à uniquement son rayon central (voir Figure 4-18).

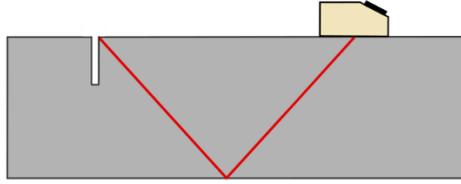


Figure 4-18: Modélisation 1D du faisceau US à partir du rayon central (ligne rouge)

Avec cette définition, nous pouvons évaluer le changement de température le long du parcours de l'onde (voir exemple en Figure 4-19). Sur ce tracé, nous constatons que la majorité du trajet de l'onde n'est pas impactée par le changement de température. Après les 2 secondes de refroidissement, la température sur le trajet de l'onde ne baisse en moyenne que de 1.5 °C.

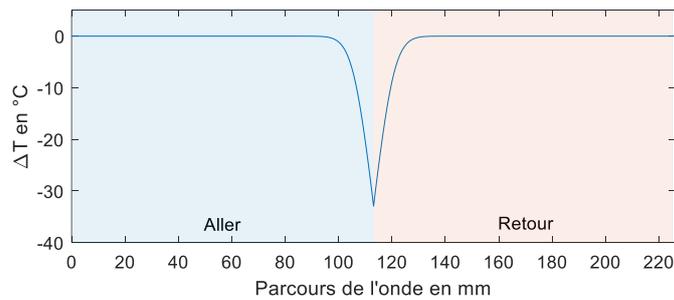


Figure 4-19 : Variation de la température simulée sur le parcours de l'onde après 2 secondes de refroidissement

Pour l'évaluation de l'impact du changement de température, nous divisons le parcours de l'onde en une série de tranches de longueur dx. Sur chacune de ces subdivisions, nous supposons la température constante (voir Figure 4-20) et pour une valeur de dx suffisamment faible, la courbe discrétisée converge vers le profil de température simulé.

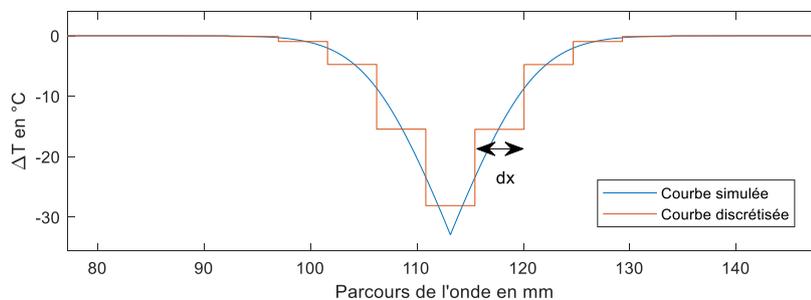


Figure 4-20 : Description de la discrétisation du trajet de l'onde en une série de N sections de largeur dx

Sur une tranche i, l'atténuation de l'onde peut s'écrire :

$$A(i + 1) = A(i) \cdot e^{-\alpha(i) \cdot dx}$$

avec $A(i)$ et $A(i + 1)$ les amplitudes à l'entrée et à la sortie du tronçon i et α_i le coefficient d'atténuation. Puis sur la tranche suivante, nous avons :

$$A(i + 2) = A(i + 1) \cdot e^{-\alpha(i+1).dx} \quad (4.3)$$

$$A(i + 2) = A(i) \cdot e^{-\alpha(i).dx} \cdot e^{-\alpha(i+1).dx} \quad (4.4)$$

Et après avoir traversé les N tranches du parcours de l'onde, nous obtenons l'amplitude :

$$A_{1D} = A_{envoyée} \prod_{i=1}^N e^{-\alpha(i).dx} \quad (4.5)$$

$$A_{1D} = A_{envoyée} \cdot e^{-dx \sum_{i=1}^N \alpha(i)} \quad (4.6)$$

$$A_{1D} = A_{envoyée} \cdot e^{-\alpha_{ligne} \cdot L} \quad (4.7)$$

avec $A_{envoyée}$ l'amplitude de l'onde émise par le traducteur, α_{ligne} le coefficient d'atténuation moyen mesuré sur le rayon central du faisceau ultrasonore et L la longueur du parcours de l'onde dans la pièce. Nous pouvons aussi calculer que le temps passé par l'onde sur la tranche i :

$$t(i) = \frac{dx}{v(i)} \quad (4.8)$$

avec $v(i)$ la vitesse de l'onde sur la tranche i . Et en intégrant cette relation sur le trajet de l'onde, nous obtenons l'expression du temps de vol :

$$TOF_{1D} = \int_0^L \frac{1}{v} dx \quad (4.9)$$

4.3.2.2. Modélisation 2D du faisceau

Avec cette modélisation 1D du faisceau, nous avons donc une expression de l'amplitude et du temps de vol de l'écho de coin à partir du coefficient d'atténuation moyen (α_{ligne}) et du profil de vitesse observé sur le trajet de l'onde. Mais, cette représentation surévalue l'impact réel du changement de température sur l'onde car le rayon central passe par la zone la plus froide de la pièce alors que le faisceau ultrasonore réel est globalement moins affecté. Pour améliorer la représentation du faisceau, nous allons prendre en compte la largeur du faisceau. Nous faisons le choix simplifié de ne pas prendre en compte son ouverture en considérant donc que tous les rayons qui le composent sont parallèles. La partie du faisceau réfléchi par l'entaille passe donc par la zone bleue montrée en Figure 4-21.

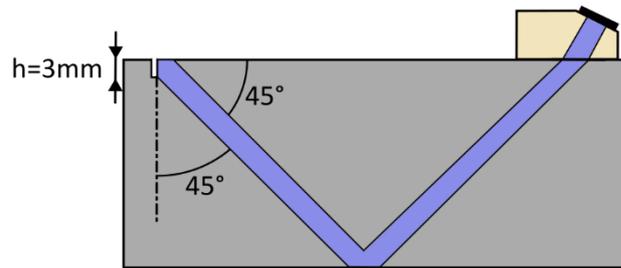


Figure 4-21 : Représentation du faisceau avec son ouverture

Au lieu d'évaluer les propriétés acoustiques du matériau uniquement sur la ligne du rayon central, nous allons les extraire de la surface retenue du faisceau. Nous admettons que l'impact du changement de propriété de la pièce est uniforme sur la surface du faisceau, les équations obtenues pour la propagation de l'onde en 1D deviennent donc :

$$A_{2D} = A_0 \cdot e^{-\alpha_{surface}L} \quad (4.10)$$

$$TOF_{2D} = \frac{L}{S} \iint \frac{1}{v} dS \quad (4.11)$$

avec $\alpha_{surface}$ le coefficient d'atténuation moyen sur la surface du faisceau, dS l'élément de surface et S la surface du faisceau.

Avec cette représentation, nous prenons en compte de manière plus précise l'impact du refroidissement sur la propagation de l'onde qu'avec seulement le rayon central. Elle permet notamment d'éviter la surestimation de l'impact du refroidissement par la modélisation 1D même si cette modélisation de la propagation de l'onde dans la pièce reste simpliste. Nous allons maintenant combiner ces équations de l'amplitude de l'écho de coin et du temps de vol de l'onde aux résultats de simulation pour voir dans quelle mesure nous retrouvons les résultats expérimentaux.

4.3.3. Cas de l'entaille : Variation de la réponse ultrasonore avec le changement de température

Pour comprendre les résultats expérimentaux obtenus lors du refroidissement de l'entaille, nous allons étudier les différents phénomènes physiques pouvant intervenir :

- La déviation du faisceau par l'introduction d'un gradient de température dans la pièce ;
- La dépendance de la vitesse à la température du matériau, ce qui pourrait affecter le temps de vol de l'écho de coin au cours du temps ;
- La dépendance du coefficient d'atténuation à la température, ce qui pourrait faire varier l'amplitude de l'écho de coin au cours du temps ;

- La projection d'une fine couche de liquide par la bombe sur la pièce. Une partie du signal pourrait être perdue dans cette couche ajoutée lors du refroidissement, ce qui réduirait l'amplitude de l'écho de coin ;

Nous évaluerons un à un chacun de ces points en mettant en place de nouvelles mesures expérimentales ou en exploitant les résultats de simulation au cours du temps. L'objectif est de retrouver les variations d'amplitude et de temps de vol mesurées expérimentalement sur l'entaille (voir Figure 4-22).

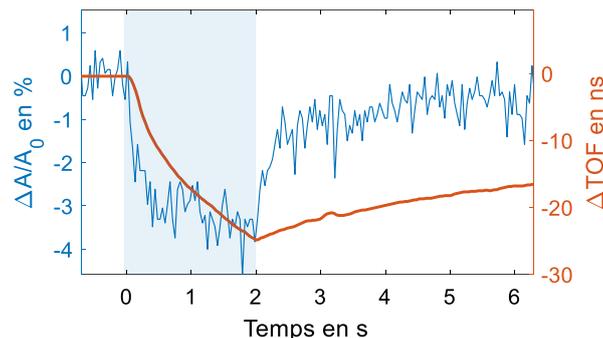


Figure 4-22 : Amplitude et temps de vol de l'écho de coin de l'entaille pendant et après le refroidissement

4.3.3.1. Déviation du faisceau ultrasonore

Sur les résultats de simulations (voir Figure 4-15), nous avons vu que le champ de température $T(x, y)$ n'est pas uniforme au cours du temps. Nous avons donc les gradients de température $\frac{\partial T(x,y)}{\partial x}$ et $\frac{\partial T(x,y)}{\partial y}$ non nuls. Et comme la vitesse de l'onde dépend de la température (voir plus loin en 4.3.3.2), elle n'est pas la même dans toutes les directions sur une partie du trajet de l'onde. Le faisceau pourrait donc être dévié et ce qui perturberait la réflexion de l'onde par l'entaille même si celle-ci ne s'ouvre pas.

Pour mesurer expérimentalement la déviation du faisceau, nous mesurons l'onde ultrasonore passant sur la surface inférieure de la pièce avec un transducteur multi-éléments (voir Figure 4-23). Etant placé à l'endroit du rebond, nous pouvons comparer l'écho renvoyé par l'entaille initialement à celui renvoyé après 2 secondes de refroidissement. Le transducteur possède 64 éléments, un pitch de 0.6 mm et une fréquence 4MHz.

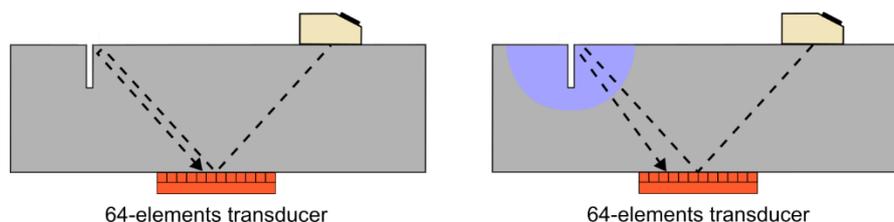


Figure 4-23: Schéma du dispositif expérimental pour la mesure de la déviation de l'onde ultrasonore par le froid avant et pendant le refroidissement de l'entaille

Sur le B-Scan obtenu par le transducteur multi-éléments, nous pouvons observer deux échos (voir Figure 4-24a). Le premier écho correspond au premier rebond sur la

surface inférieure de l'onde envoyée par le traducteur mono-élément, l'onde n'a donc pas encore atteint l'entaille. Le deuxième correspond au rebond de l'onde sur la surface inférieure après avoir été renvoyée par l'entaille (parcours décrit en Figure 4-23).

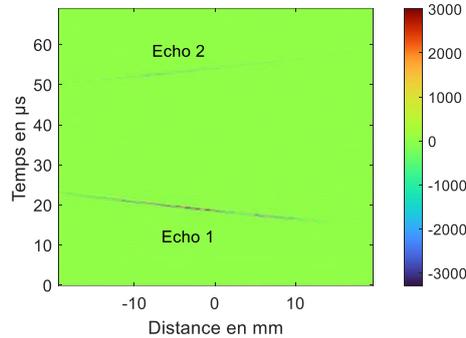


Figure 4-24: B-Scan obtenu pour l'observation de la déviation de l'onde par le froid

Le pitch du traducteur multi-éléments (0.6 mm) étant plus grand que la déviation estimée précédemment, la précision de la mesure de la déviation est limitée. Pour optimiser sa précision, nous utilisons un algorithme de corrélation croisée 2D. Cet algorithme nous permet de voir l'évolution de la position de l'écho 2 dans le B-Scan au cours du temps par rapport à sa position initiale (voir fenêtre utilisée en Figure 4-25). Le décalage de l'écho est à la fois temporel (variation de TOF) et spatial (position du rebond sur le traducteur). Nous définissons alors $\Delta x_{mesuré}$ et Δtof les décalages mesurés par la corrélation 2D (voir Figure 4-25). Après 2 secondes de refroidissement, $\Delta tof = 25 ns$ ce qui est cohérent avec les mesures précédentes (voir Figure 4-8) mais aucune variation $\Delta x_{mesuré}$ n'a pu être détectée. Il semble donc que la déviation de l'écho durant le refroidissement ne soit pas significative.

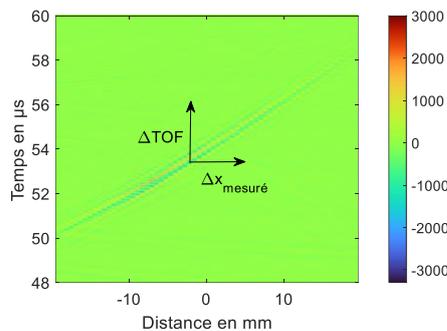


Figure 4-25: Zoom sur l'écho 2 utilisé pour la corrélation croisée 2D

Une autre façon de visualiser l'impact du froid sur la direction de propagation de l'onde, est de projeter les valeurs du B-Scans sur l'axe des ordonnées (voir Figure 4-26a). En prenant le maximum de l'amplitude obtenue sur chaque élément du traducteur, nous obtenons une représentation de la distribution de l'écho sur la longueur du traducteur multi-éléments (voir Figure 4-26b). Conformément aux résultats de la corrélation 2D, aucune différence en dehors du bruit de mesure n'est visible entre les deux courbes. Nous allons considérer que les effets de la déviation du faisceau sur la réponse ultrasonore sont négligeables.

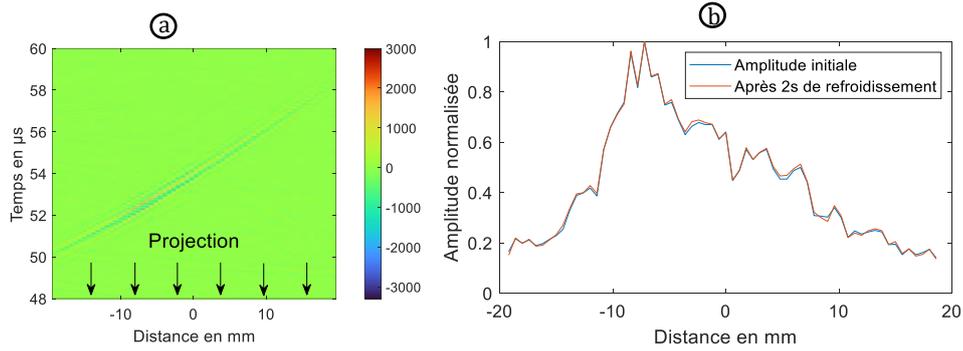


Figure 4-26: (a) Schéma de la projection du B-Scan, (b) Maximum de l'amplitude de l'écho initial et de l'écho obtenu après 2 secondes de refroidissement le long du traducteur multi-élément

4.3.3.2. Impact de la température sur la vitesse de propagation

La vitesse des ondes transversales v_T dépend des propriétés mécaniques du matériau (Royer et Valier-Brasier 2021) :

$$v_T = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1 + \nu)}} \quad (4.12)$$

Et comme le module de Young (E), la masse volumique (ρ) et le coefficient de poisson (ν) dépendent de la température (T), v_T va varier au cours du refroidissement. Pour estimer la loi de $v_T(T)$, nous utilisons la formule ci-dessus avec les valeurs de E , ρ et ν mesurées expérimentalement en fonction de la température par Naval Group lors d'essai sur ce matériau. Sur la gamme de température allant de $T_{mini} = -6^\circ\text{C}$ à T_{amb} , nous trouvons que la loi de vitesse ultrasonore peut s'écrire :

$$v_T(T) = K_{vitesse} \cdot T + v_{0^\circ\text{C}} \text{ avec } K_{vitesse} = -0.233 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{C}^{-1} \text{ et } v_{0^\circ\text{C}} = 3220 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}.$$

A partir de cette loi, nous estimons que la vitesse passe de $v_t = 3214 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ à T_{amb} à $v_t = 3221 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ à T_{mini} (température minimale atteinte par la pièce). Lors du refroidissement de l'entaille, une partie de la baisse du temps de vol est donc liée à l'augmentation locale de la vitesse de l'onde ultrasonore.

En remplaçant la vitesse par son expression en fonction de la température dans l'expression issue de la modélisation que nous avons faite précédemment, nous obtenons :

$$TOF = \frac{L}{S} \iint \frac{1}{K_{température} \cdot T + v_{0^\circ\text{C}}} dS \quad (4.13)$$

Nous en déduisons alors la variation de temps de vol par rapport à l'état initial :

$$\Delta TOF = \frac{L}{S} \iint \frac{1}{K_{température} \cdot T + v_{0^\circ\text{C}}} dS - \frac{L}{v(T_{amb})} \quad (4.14)$$

A partir du champ de température simulé $T(x, y, t)$, nous calculons la variation de temps de vol au cours du temps due à la modification des caractéristiques mécaniques

du matériau par le changement de température (voir Figure 4-27). Nous observons une baisse progressive du TOF jusqu'à atteindre la valeur minimum de -8 ns. Le TOF remonte ensuite lentement avec le réchauffement de la pièce.

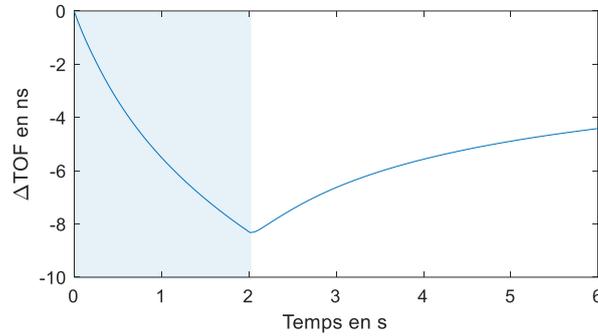


Figure 4-27: Variation du temps de vol estimée provoquée par le changement des propriétés mécaniques au cours du temps

L'impact du changement de température sur les propriétés du matériau a donc un impact non négligeable sur la vitesse de l'onde mais ce n'est pas sa seule source de variation. En effet, en contractant le matériau, le refroidissement entraîne le phénomène d'acousto-élasticité. Ce phénomène peut être mis en évidence analytiquement en développant la relation entre l'énergie et la déformation au 3ème ordre. Dans ce développement apparaissent 3 constantes d'élasticité supplémentaires *l, m et n* (dites de Murnaghan) pour décrire le comportement non linéaire d'un matériau isotrope. Avec ces nouvelles constantes, nous pouvons résoudre l'équation d'onde pour une onde plane dans un milieu isotrope donné (Hughes et Kelly 1953).

Dans le cas de la dilatation thermique, il a été montré par (Sun et Zhu 2020; Zeng et al. 2023; Zhong 2022) que pour des ondes transversales dans une pièce d'acier, la variation de v_T pouvait être reliée à la déformation issue de la dilatation thermique ϵ_{th} par :

$$\frac{dv_T/v_T^0}{d\epsilon_{th}} = 1 + \frac{6m - n}{4\mu} = -8.27 \quad (4.15)$$

Dans la formule de v_T en fonction de la température, il faut donc ajouter cette composante d'acousto-élasticité :

$$v_T(T, \epsilon) = K_{température} \cdot T + K_{acousto} \cdot \epsilon_{th} + v_{0°C} \quad (4.16)$$

avec $K_{acousto} = -8.27 \times v_{amb}$ et v_{amb} la vitesse de l'onde à température ambiante. Nous en déduisons la formule de la variation de temps de vol :

$$\Delta TOF = \frac{L}{S} \iint \frac{1}{K_{température} \cdot T + K_{acousto} \cdot \epsilon_{th} + v_{0°C}} dS - \frac{L}{v(T_{amb}, 0)} \quad (4.17)$$

En plus du champ de température, nous extrayons le champ des déformations $\epsilon_{th}(x, y, t)$ des simulations réalisées précédemment. Et en le combinant aux valeurs du champ de température $T(x, y, t)$, nous en déduisons la variation de ΔTOF_{totale} (voir

Figure 4-28). Nous obtenons une bonne concordance entre la variation de temps de vol simulée et mesurée expérimentalement. Également, nous remarquons que sans prendre en compte l'acousto-élasticité du matériau, les variations de temps de vol sont environ 3 fois plus faibles.

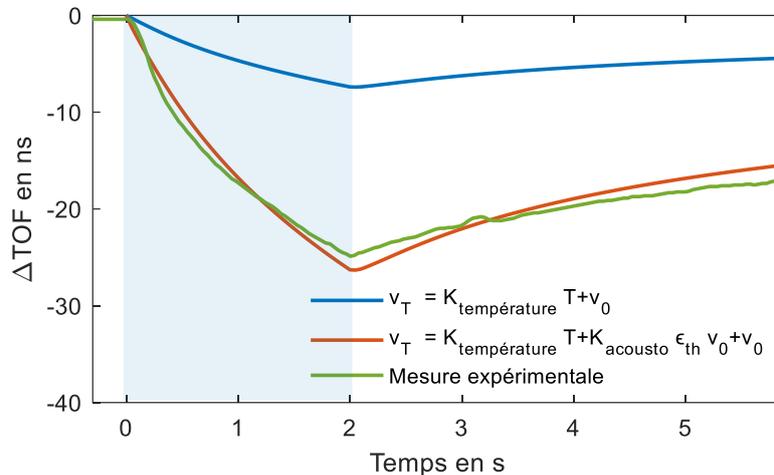


Figure 4-28: Variation du temps de vol estimée à partir des résultats de simulation comparée aux mesures expérimentales

Grâce à cette modélisation, nous avons montré que le refroidissement de la pièce avait un impact significatif sur la vitesse de l'onde ce qui a pour conséquence de légèrement réduire le temps de vol de l'écho de coin.

4.3.3.3. Impact de changement de température sur l'atténuation de l'onde

L'atténuation de l'onde ultrasonore lors de sa propagation est liée à deux phénomènes : l'absorption de l'énergie de l'onde par le matériau (conversion de l'énergie vibratoire en chaleur) et la diffusion de l'onde par le matériau. L'atténuation dépend donc énormément de la microstructure du matériau, c'est-à-dire du volume des grains, de l'anisotropie et du module longitudinal ou de cisaillement (Stanke et Kino 1984). Lors d'un changement de température, ces propriétés de la microstructure du matériau vont varier et entraîner une modification de l'atténuation du matériau.

Plusieurs tendances sont observées autour de 0°C. Certaines études trouvent que l'atténuation augmente avec la température (Hutchinson et al. 2016; Scruby et Moss 1993; Singh et Pandey 2006) mais une courbe d'abord décroissante a aussi déjà été observée. Comme nous avons peu d'informations sur la valeur de l'atténuation de notre matériau pour une onde transversale, nous devons exploiter les résultats de la bibliographie. Nous choisissons de surévaluer l'impact de la température par rapport aux résultats de la littérature (Hutchinson et al. 2016; Scruby et Moss 1993; Singh et Pandey 2006; Papadakis et al. 1972) et de prendre :

$$\alpha = \alpha_o + K_\alpha \cdot T \text{ en } mm^{-1} \text{ avec } K_\alpha = -2 \times 10^{-4} \text{ } ^\circ C^{-1} mm^{-1} \quad (4.18)$$

Nous avons choisi une pente décroissante car nous verrons plus tard que dans notre cas, la baisse de température augmente la valeur de l'atténuation.

Grâce à notre modélisation de la réponse ultrasonore, nous avons établi que :

$$() \quad A(t = 0) = A_0 e^{-\alpha_{amb} L} \text{ et } A(t > 0) = A_0 e^{-\alpha_{surface}(t)L} \quad (4.19)$$

Nous en déduisons alors que :

$$\frac{\Delta A_{attenuation}}{A_0}(t) = e^{(\alpha_{surface}(t) - \alpha_{amb})L} - 1 \quad (4.20)$$

A partir des résultats de la simulation du refroidissement au cours du temps, nous déduisons du champ de température, la valeur moyenne $\alpha_{surface}$. Ce qui nous permet d'évaluer la valeur de $\frac{\Delta A_{attenuation}}{A_0}$ au cours du temps (voir Figure 4-29). Avec cette courbe $\alpha(T)$, nous estimons donc que la variation de l'atténuation du matériau pourrait faire varier l'amplitude de l'onde ultrasonore de 6.5%. Cette valeur surestime cependant l'impact réel du changement d'atténuation car nous avons surévalué la dépendance de $\alpha(T)$.

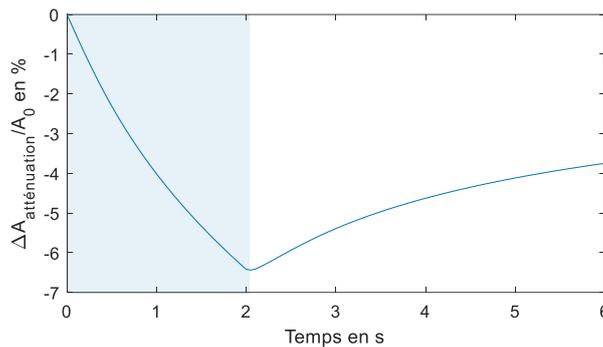


Figure 4-29 : Variation de l'amplitude de l'écho de coin au cours du temps liée à la variation de l'atténuation du matériau

4.3.3.4. Impact de la transmission d'une partie du signal dans la couche de liquide projetée par la bombe

Pour refroidir la pièce à contrôler, la bombe projette un liquide refroidissant ce qui forme une fine couche de liquide aux alentours de la fissure zone contrôlée. Lors de la mesure sur l'entaille, une partie de la baisse de l'amplitude mesurée vient alors de la transmission d'une partie du signal à cette interface. A partir de la formule analytique (Royer et Valier-Brasier 2021), nous calculons que le coefficient de réflexion d'une onde transversale à une interface solide-liquide en fonction de l'angle d'incidence (voir Figure 4-30) . Pour $\theta_T = 45^\circ$, nous trouvons $R_{TT} = 0,95$ (voir détail du calcul en Annexe 0), et nous estimons donc que la projection d'une couche de liquide sur l'entaille réduit l'amplitude de l'écho de coin de 5%.

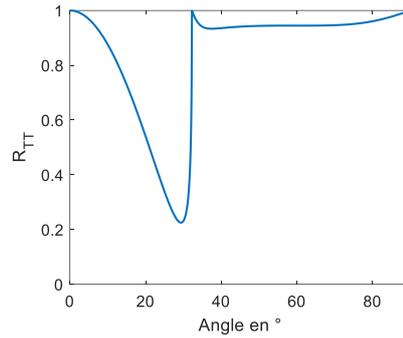


Figure 4-30: Coefficient de réflexion d'une onde transversale à l'interface solide-fluide en fonction de l'angle d'incidence

Cette chute apparaît brutalement lors de l'application du refroidissement puis disparaît après la fin du refroidissement car le liquide s'évapore. La forme de cette baisse de $\Delta A_{\text{liquide}}/A_0$ prend alors la forme d'un échelon (voir Figure 4-31).

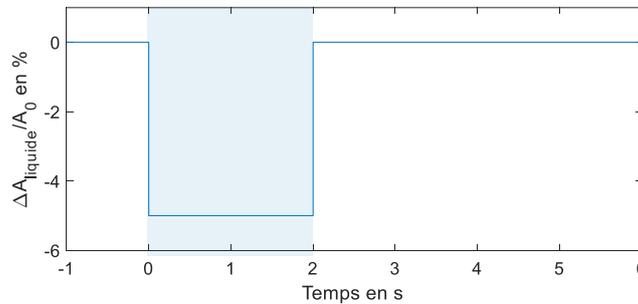


Figure 4-31 : Chute de l'amplitude de l'écho de coin due à la présence d'une couche de liquide sur l'entaille

Cette chute de 5 % de l'amplitude réfléchi est tout de même approximative puisque l'épaisseur de la couche de liquide n'est pas prise en compte. Lorsque l'onde incidente u_i arrive à l'interface avec une couche de liquide d'épaisseur h , elle crée l'onde transmise u_T et l'onde réfléchi u_{R0} (voir Figure 4-32). L'onde transmise rebondit ensuite alternativement entre l'interface solide-liquide et la surface supérieure de la couche de liquide pour former les réflexions u_{Rk} dans la pièce avec k le numéro du rebond (voir Figure 4-32). Pendant leur propagation dans la couche de liquide, ces rebonds accumulent un retard de phase $\phi_k = 2h \times \frac{\omega}{v_f} \times k$ par rapport à u_i . Et lors de l'interaction entre les différents u_{Rk} , cela crée des interférences soit constructives, soit destructives en fonction de la phase de l'onde et donc de l'épaisseur de la couche de liquide. La valeur du coefficient de réflexion calculé pourrait alors être inexacte (Royer et Valier-Brasier 2021).

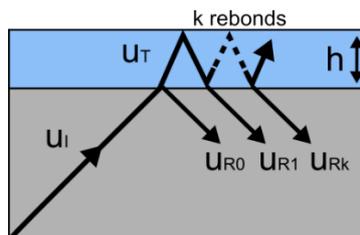


Figure 4-32: Schéma d'illustration de l'influence de l'épaisseur de la couche de liquide

En sommant les variations de l'amplitude de l'écho de coin estimées avec la modélisation du changement d'atténuation et de la couche de liquide, nous obtenons des variations plus importantes que celles des mesures expérimentales, mais la forme générale de la courbe reste similaire (voir Figure 4-33). Nous avons vu que ces deux phénomènes ont pu être surévalués lors de leur modélisation, ce qui expliquerait les variations plus grandes sur la courbe modélisée que sur la courbe expérimentale. Nous en concluons donc que la chute brutale des mesures sur l'entaille est le résultat de l'application d'une couche de liquide par la bombe de refroidissement. Ensuite, une fois la couche de liquide disparue, la lente remontée vers la valeur initiale est due à l'augmentation de l'atténuation du matériau par le refroidissement qui reste impactant jusqu'à ce que la pièce ait retrouvé sa température initiale.

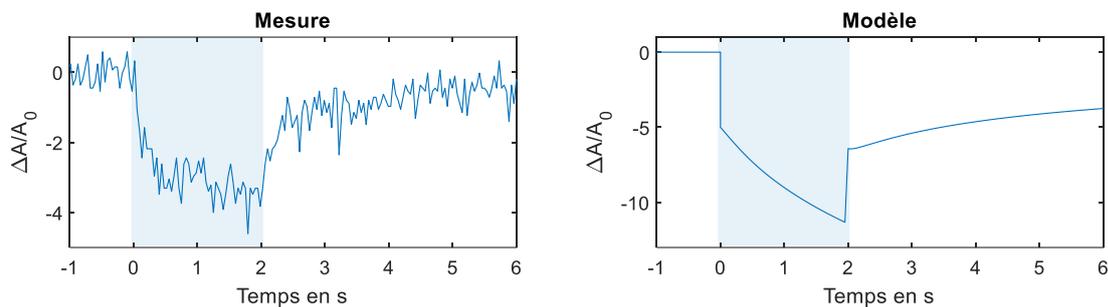


Figure 4-33: Variation de l'amplitude de l'écho de coin pendant le refroidissement mesurée expérimentalement et du modèle

4.3.3.5. Conclusion sur l'influence du froid vis-à-vis de la propagation ultrasonore

Cette étude du cas de l'entaille a permis de complètement caractériser l'impact du refroidissement sur la propagation de l'onde ultrasonore dans la pièce. Nous avons vu que le faisceau n'était pas dévié par le gradient de vitesse introduit par le changement de vitesse de propagation de l'onde introduit par le changement local de température.

En termes d'amplitude, nous avons montré que l'amplitude de l'écho est impactée par l'application du refroidissement. La variation de l'atténuation et de la projection du liquide refroidissant sont responsables d'une diminution de l'amplitude de l'onde (environ 4 %) sous-estimant légèrement l'ouverture des fissures réellement obtenue.

En termes de temps de vol, nous avons montré que l'augmentation locale de la vitesse de propagation de l'onde lié au changement des propriétés mécaniques et à l'acousto-élasticité du matériau explique la chute d'environ 20 ns sur les mesures avec l'entaille.

4.3.4. Cas des fissures fermées : Différences de comportement par rapport à l'entaille

A la différence de l'entaille, les fissures fermées ont un comportement non linéaire. Non seulement l'amplitude de l'écho augmente pendant le refroidissement, mais les mesures de temps de vol montrent aussi une légère augmentation au début du refroidissement avant de redescendre au lieu de seulement diminuer comme avec l'entaille (voir Figure 4-34). Nous avons vu que l'augmentation de l'amplitude de l'écho de coin venait de l'ouverture de la fissure, mais l'augmentation du temps de vol ne s'explique pas avec le modèle actuel. Pour comprendre cette forme de courbe, nous allons étudier les différences entre une mesure sur l'entaille et une mesure sur une fissure fermée.

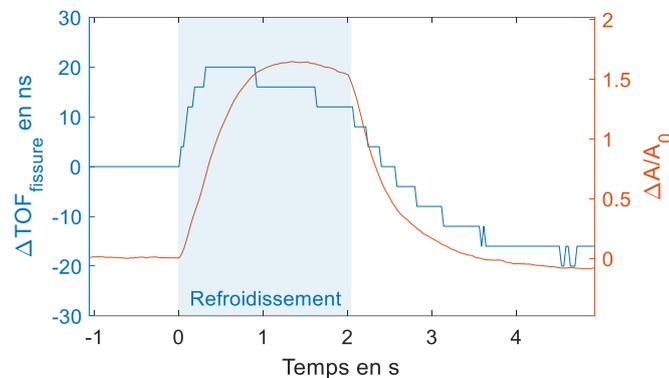


Figure 4-34 : Variation de temps de vol et d'amplitude de l'écho de coin lors d'une mesure sur une fissure fermée

4.3.4.1. Impact de l'agrandissement de la partie ouverte de la fissure

Contrairement à l'entaille, la partie ouverte des fissures fermées ($l_{ouverte}$) augmente au cours de la mesure. Au-delà d'augmenter l'amplitude de l'écho de coin, cela a aussi un impact sur le temps de vol de l'onde. Nous reprenons les simulations CIVA réalisées pour la construction de l'abaque et affichons le temps de vol des échos en fonction de la profondeur des entailles (voir Figure 4-35).

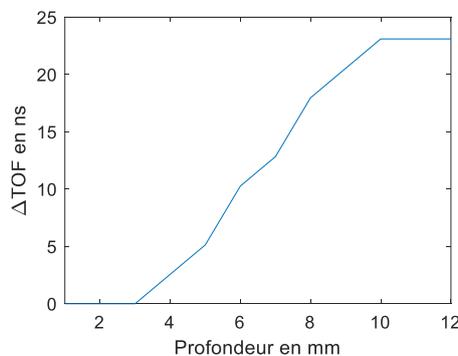


Figure 4-35: Résultat des simulations réalisées avec CIVA donnant le temps de vol des échos en fonction de la profondeur des entailles

En utilisant l’abaque sur l’amplitude de l’écho de coin mesuré au cours du refroidissement, nous obtenons une estimation de l’évolution de $l_{ouverte}$ au cours du temps (voir Figure 4-36a). D’après les résultats de la simulation CIVA, cela donne la variation de temps de vol en Figure 4-36b. Nous trouvons alors que l’impact de l’agrandissement de $l_{ouverte}$ sur le temps de vol est significatif. Cependant, il n’est pas assez important pour compenser la baisse de temps de vol causée par l’augmentation de la vitesse de l’onde.

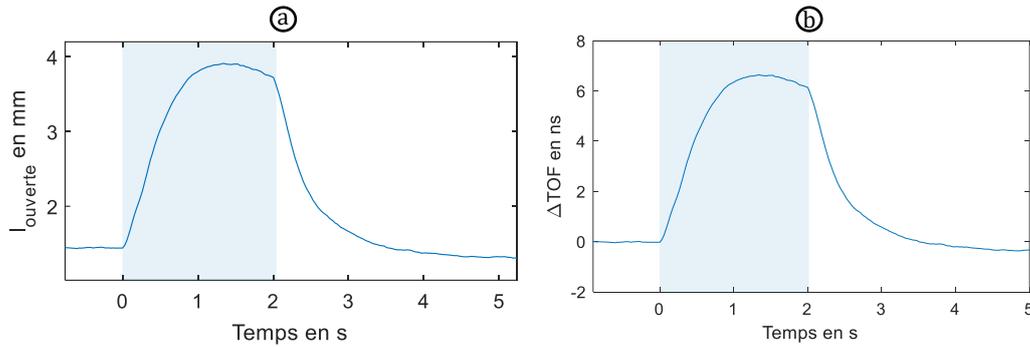


Figure 4-36 : (a) Profondeur de la partie ouverte de la fissure ($l_{ouverte}$) au cours du temps estimée par l’abaque, (b) Variation de temps de vol associée à l’agrandissement de la taille de la partie ouverte de la fissure au cours du temps

4.3.4.2. Acousto-élasticité de la fissure

L’augmentation de la taille de la partie ouverte ($l_{ouverte}$) n’est pas la seule différence entre une fissure fermée et une entaille. A la différence d’une entaille obtenue par électroérosion, les fissures sont issues du phénomène de fatigue. Une zone très fortement non linéaire correspondant à la plastification du matériau lors de la propagation de la fissure est présente aux alentours des fissures. L’acousto-élasticité de cette zone est bien plus forte que pour le matériau sain et même si elle ne représente qu’une portion très faible du faisceau US, elle entraîne d’importantes variations de temps de vol (Jin et al. 2018; Manogharan et Shokouhi 2023).

L’acousto-élasticité de la fissure est un phénomène qui varie énormément en fonction du type d’onde utilisé, de l’angle d’incidence, du type de fissure etc. (Rivière et al. 2014; Jin et al. 2018; Hauptert et al. 2014). La pente de la relation entre la vitesse de propagation de l’onde et la déformation peut très bien être positive comme négative (voir Figure 4-37).

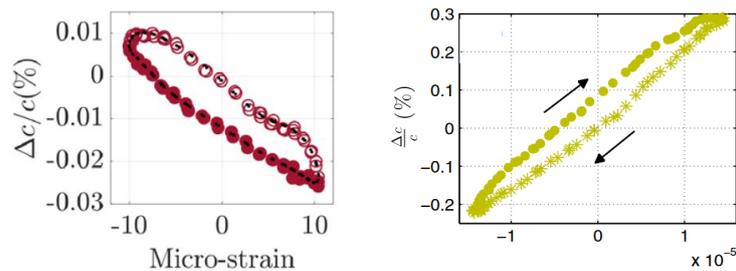


Figure 4-37 : Variation de la vitesse de propagation d'une onde ultrasonore en fonction de la déformation appliquée lors du passage au travers d'une fissure fermée dans deux cas différents (Rivière et al. 2014; Jin et al. 2018)

Pour retrouver l'augmentation du temps de vol, nous prendrons une pente positive du même ordre de grandeur que celle des mesures de la bibliographie :

$$\frac{dv_{fissure}/v_{fissure}}{d\epsilon_{th}} = 150 \quad (4.21)$$

La taille de la zone de plasticité autour de la fissure dépend du coefficient de concentration de contrainte en pointe de fissure. Elle dépend donc énormément de la sollicitation, ce qui la rend difficile à estimer à partir des résultats de la bibliographie. La taille de la zone plastique peut être de quelques dizaines de microns comme de plusieurs millimètres (Caputo, Lamanna, et Soprano 2013; Park, Kim, et Lee 1996; Do 2013). Dans la simulation du refroidissement, en plus de la zone représentant le faisceau, nous choisissons d'ajouter une zone de 1 mm de large à côté de l'entaille pour représenter la zone de forte non linéarité (voir Figure 4-38). A l'intérieur de cette zone, nous appliquerons le coefficient d'acousto-élasticité $K_{fissure} = 150 \times v_{amb}$. Il faut cependant garder en tête que cette taille et ce coefficient d'acousto-élasticité sont très approximatifs. Les résultats de simulations n'auront donc qu'une valeur qualitative.

La modélisation fidèle d'une fissure fermée avec les contraintes résiduelles et le contact entre les deux parois de la fissure est difficile à obtenir. Comme première approximation du champ de déformation autour de la fissure, nous allons donc continuer d'utiliser les résultats de la simulation de l'entaille. En considérant que le champ de déformation pendant la sollicitation thermique est le même autour d'une entaille qu' autour d'une fissure fermée, nos simulations perdent en précision. Cependant, elles restent suffisantes pour évaluer l'ordre de grandeur des différents phénomènes en jeu.

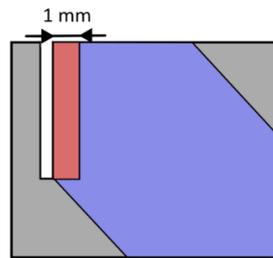


Figure 4-38 : Modélisation de la zone de forte non linéarité autour de la fissure (zone rouge) par rapport au reste du faisceau (zone bleue)

Lors de l'évaluation de l'acousto-élasticité, nous divisons le calcul en deux parties :

$$\begin{aligned} \Delta TOF_{fissure} = L & \left[\frac{S_{totale}}{S_{fissure}} \iint \frac{1}{K_{température}T + K_{fissure}\epsilon_{th} + v_0} \frac{dS_{fissure}}{S_{fissure}} \right. \\ & \left. + \frac{S_{totale}}{S_{faisceau}} \iint \frac{1}{K_{température}T + K_{acousto}\epsilon_{th} + v_0} \frac{dS_{faisceau}}{S_{faisceau}} - \frac{1}{v(T_{amb})} \right] \quad (4.22) \end{aligned}$$

avec $S_{fissure}$ et $dS_{fissure}$ la surface et l'élément de surface de la zone fissurée, $S_{faisceau}$ et $dS_{faisceau}$ la surface et l'élément de surface du faisceau.

Grâce à cette nouvelle modélisation, nous confirmons que la variation de temps de vol due à l'acousto-élasticité de la fissure peut être du même ordre de grandeur que celle due à l'acousto-élasticité du matériau (voir Figure 4-39a). Et quand on somme l'impact de l'acousto-élasticité du matériau et de la fissure (voir Figure 4-39b), nous obtenons la même forme de courbe que celle des mesures expérimentales (voir Figure 4-34).

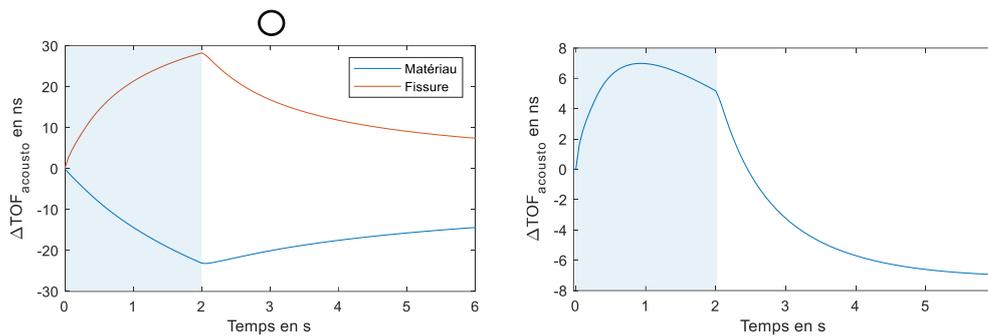


Figure 4-39 : (a)Variation de temps de vol due à l'acousto-élasticité du matériau et de la fissure, (b) Variation de temps de vol totale due au phénomène d'acousto-élasticité pendant le refroidissement d'une fissure fermée

En sommant la variation de temps de vol obtenue en étudiant l'ouverture de la fissure et l'acousto-élasticité de la fissure (voir Figure 4-40), nous observons que la forme de la courbe simulée et expérimentale sont similaires. La forme de la courbe observée pendant la phase de refroidissement est donc bien le rôle de l'acousto-élasticité et de l'ouverture de la fissure. Ensuite, lorsque le refroidissement est arrêté, la fissure se referme et les déformations autour de la fissure diminuent rapidement. Leur influence sur le temps de vol diminue donc petit à petit jusqu'à ce que le phénomène physique principal en jeu soit l'acousto-élasticité du matériau. Cela explique pourquoi la valeur minimale atteinte (voir Figure 4-40) est proche de celle de la mesure sur l'entaille (voir Figure 4-28).

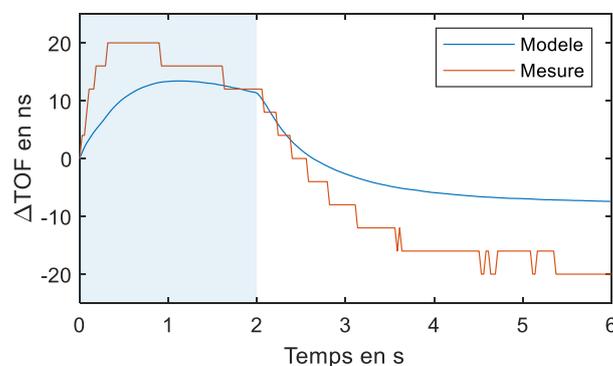


Figure 4-40 : Comparaison de la variation de temps de vol expérimentale à celle obtenue avec le modèle

4.3.5. Synthèse des phénomènes physiques en jeu

Dans cette partie modélisation, nous nous sommes intéressés à la transition d'une fissure fermée en une fissure ouverte et inversement grâce à la sollicitation thermique. Cela a permis de confirmer que toute l'augmentation de l'écho de coin était liée à l'ouverture de la fissure. De plus, il semble que nous sous-estimions l'ouverture réelle de la fissure de quelques pourcents à cause de la modification de l'atténuation et à la projection d'une couche de liquide sur la zone fissurée.

L'étude des temps de vol nous a montré que l'impact du refroidissement sur le matériau tend à diminuer le temps de vol, alors que l'ouverture de la fissure tend à l'augmenter dans les premiers instants (ouverture de la fissure et acousto-élasticité de la fissure). L'augmentation du temps de vol étant majoritairement liée à l'acousto-élasticité de la fissure, mesurer la hausse de temps de vol au début du processus de refroidissement pourrait alors être une nouvelle façon indirecte de mesurer l'acousto-élasticité d'une fissure.

Maintenant que la méthode a été validée en laboratoire et que tous les phénomènes physiques en jeu sont quantifiés, nous allons nous intéresser à l'industrialisation de la méthode.

4.4. Industrialisation de la méthode de la sollicitation thermique

Les parties précédentes ont permis de complètement caractériser la capacité d'ouverture de la sollicitation thermique des fissures et les différents phénomènes physiques en jeu. Le potentiel de cette méthode innovante d'ouverture des fissures fermées semble donc important, mais il existe des différences entre les échantillons étudiés et la pièce réelle. La pièce est de taille bien plus importante que les échantillons fissurés mais surtout, la présence de la chemise nous empêche de refroidir directement la zone fissurée (voir Figure 1-9). Il faut alors vérifier que les résultats obtenus dans l'étude précédente sont transposables sur la pièce réelle à contrôler.

4.4.1. Validation de la méthode sur une pièce de taille importante

Par rapport aux échantillons que nous avons utilisés, la pièce réelle est de taille bien plus importante. Une première étape pour évaluer l'applicabilité de la sollicitation thermique sur la pièce réelle est donc de vérifier que cette méthode fonctionne aussi sur des pièces massives. Nous allons utiliser le reste du tronçon de la pièce réelle restant après l'extraction de nos 3 échantillons, qui contient de nombreuses fissures sur toute sa circonférence (voir Figure 4-41). Pour fixer notre traducteur, nous utilisons un dispositif mécanique entourant la pièce de forme tubulaire. Ce système possède un codeur permettant de connaître la position effective du traducteur sur la circonférence de la pièce et aussi un bras permettant de placer le traducteur près de la fissure. Pour le couplage, nous utilisons un gel couplant qui ne colle donc pas le traducteur à la pièce. C'est pourquoi nous rajoutons un élastique faisant le tour de la pièce pour garantir un couplage constant au cours de la mesure (voir Figure 4-41).

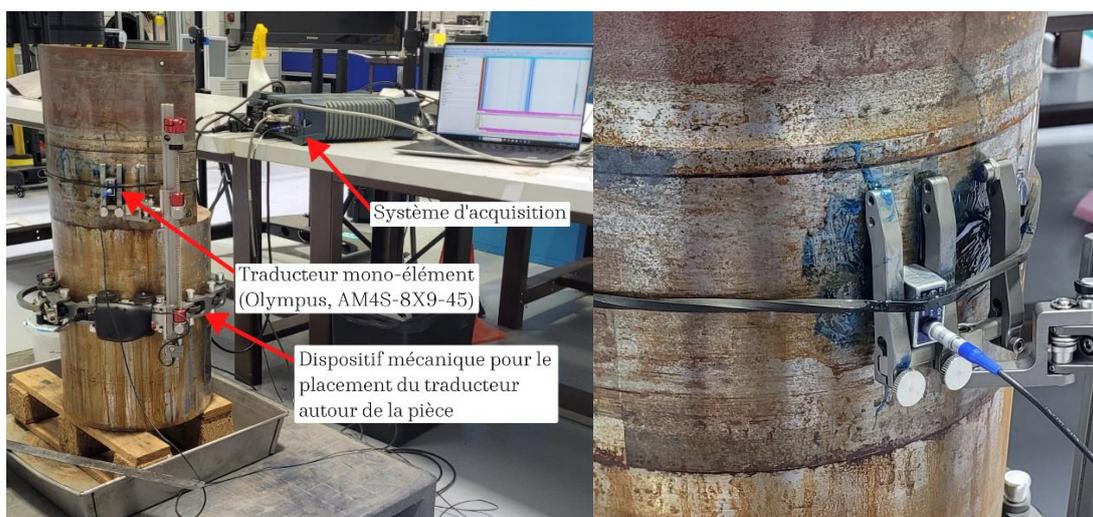


Figure 4-41 : Dispositif expérimental utilisé pour la mesure de l'ouverture des fissures présentes sur le tronçon extrait de la pièce réelle

Nous effectuons environ une mesure tous les 2 cm sur tout le reste de la circonférence de la pièce, soit en tout 20 positions de traducteur. Nous relevons l'amplitude de l'écho de coin initial de chaque fissure, puis nous appliquons la sollicitation thermique pour mesurer l'amplitude maximale atteinte pendant l'ouverture de la fissure. L'opération est répétée 3 fois à chaque position en enlevant et en remettant le traducteur de la pièce pour ne retenir que la moyenne des amplitudes initiales et maximales.

En observant les variations de l'amplitude de l'écho de coin aux différentes positions de traducteur (voir Figure 4-42), nous remarquons que l'ordre de grandeur des variations est le même que sur les échantillons étudiés. Elles semblent même légèrement meilleures puisque sur cette pièce, l'amplitude varie entre +100% et +190% alors que sur nos échantillons, nous observons des variations entre +30% et +200%. Également, le fait que la pièce soit de taille plus importante, le refroidissement de la fissure est rapidement diffusé dans le reste de la pièce. Il faut donc beaucoup moins de temps pour que la température initiale de la pièce soit retrouvée.

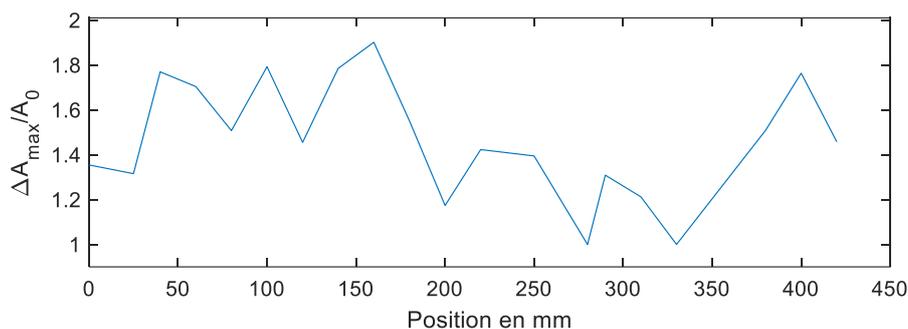


Figure 4-42 : Variation de l'amplitude de l'écho de coin des fissures le long de la circonférence de la pièce réelle après la sollicitation thermique

En appliquant l'abaque sur les amplitudes des échos mesurés avant et pendant la sollicitation thermique, nous observons une ouverture significative des fissures. Avant la sollicitation thermique, la profondeur moyenne des fissures mesurée sur sa circonférence de la pièce est de 0.8 mm alors qu'après la sollicitation, elle est de 2.7 mm (voir Figure 4-43). Au-delà d'améliorer le dimensionnement des fissures, nous observons que la sollicitation thermique permet de détecter certaines fissures dont la partie fermée rendait l'amplitude de l'écho de coin trop faible pour être relevée. Pour certaines positions (par exemple 160 mm, 200 mm ou 310 mm voir Figure 4-43), l'amplitude initiale de l'écho de coin n'est pas suffisante pour être dimensionnée avec l'abaque. L'application de la sollicitation thermique permet alors de rendre visibles ces fissures puisque pendant le refroidissement, leur profondeur maximale est estimée à environ 1 mm. La méthode de la sollicitation thermique reste donc efficace sur des pièces plus massives.

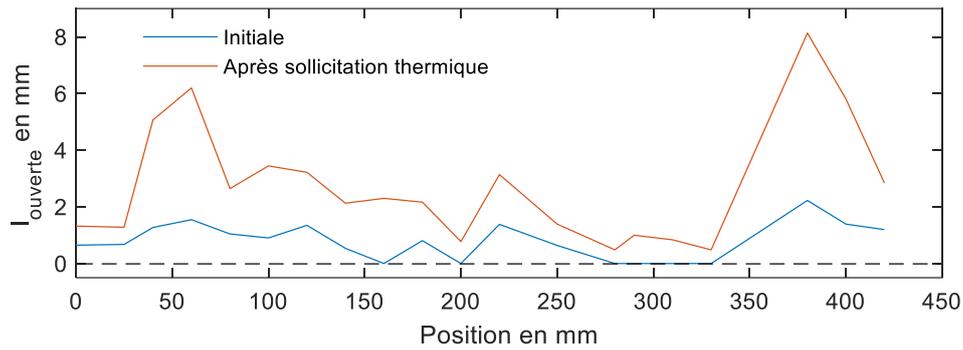


Figure 4-43 : Profondeur de la partie ouverte ($l_{ouverte}$) des fissures le long de la pièce réelle avant et après la sollicitation thermique

4.4.2. Problématique de la présence de la chemise

Nous allons maintenant étudier les nouvelles problématiques ajoutées par la présence de la chemise, que ce soit son impact sur la réponse ultrasonore de la zone fissurée, ou l'impact du décalage du refroidissement qu'elle impose.

4.4.2.1. Présence d'échos de frette

Le contrôle de la pièce actuellement réalisé est un contrôle ultrasonore de l'interface entre la chemise et la pièce car c'est ici que se forment les fissures. L'avantage de cette méthode est que si une fissure est présente, son écho de coin est directement visible sur le S-Scan. Et si son amplitude est supérieure au seuil de notation, nous concluons sur la présence d'un défaut. Le désavantage est lié à la présence d'échos de frette. Expérimentalement, nous constatons que même si la pièce est saine, l'interface entre la chemise et la pièce peut renvoyer des échos et à certains endroits, leur amplitude peut dépasser le seuil de notation (voir Figure 4-44). Ces échos sont donc gênants car ils peuvent conduire à des faux positifs lors des contrôles. En plus d'améliorer le dimensionnement des fissures, la sollicitation thermique pourrait donc permettre de différencier plus facilement les échos de frette des échos de fissures.

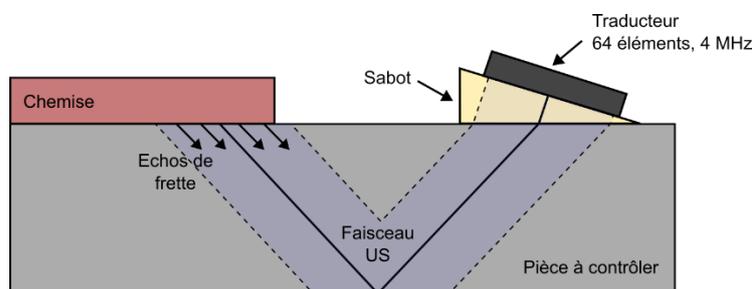


Figure 4-44 : Schéma de description des échos de frette

A l'occasion d'une campagne d'inspection, nous avons pu avoir accès à une pièce réelle. Les différents essais mis en place ont montré qu'aucune fissure n'était présente, mais de nombreux échos de frette ont été mesurés. Comme pour le contrôle habituel, nous avons utilisé un traducteur multi-éléments de 64 éléments et de fréquence 4 MHz

que nous avons placé aux endroits où de fortes indications étaient mesurées (voir S-Scan en Figure 4-45).

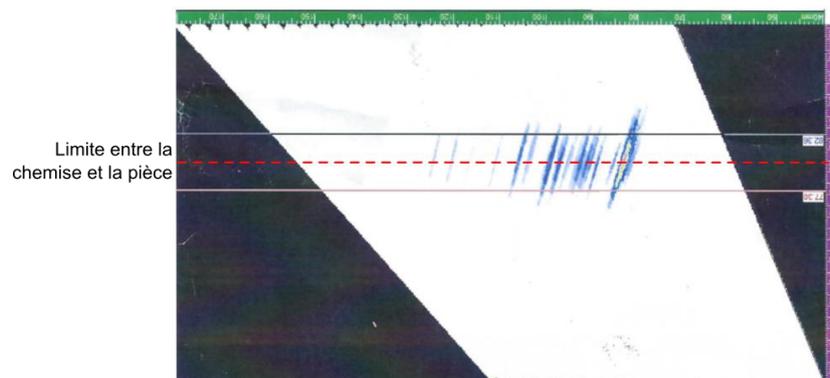


Figure 4-45 : S-Scan obtenu après rebond lors du contrôle d'une pièce réelle saine avec un traducteur placé où un écho de frette a une amplitude importante

Sur 4 positions de traducteur différentes, nous avons enregistré l'évolution du S-Scan pour deux positions de refroidissement différentes : une sur la pièce, juste à côté de la chemise et l'autre sur la chemise (voir Figure 4-46). L'implémentation de la sollicitation thermique n'a pas posé de problème, ce qui est bon signe pour l'industrialisation de la méthode. Mais, elle a nécessité 2 opérateurs différents (un pour activer le refroidissement et un pour lancer l'acquisition ultrasonore) car les conditions expérimentales nous imposaient de placer le système d'acquisition loin de la zone de refroidissement.

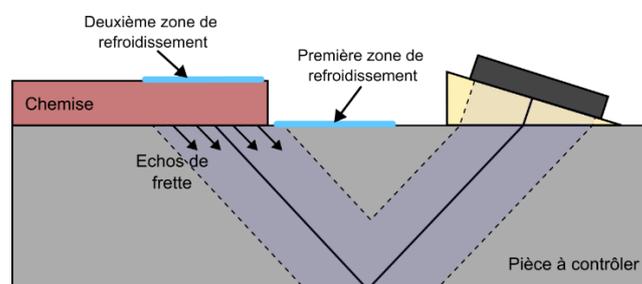


Figure 4-46 : Description des deux placements du refroidissement sur la pièce à contrôler

Avec un refroidissement sur la chemise, aucune différence n'a été mesurée sur la réponse ultrasonore de l'interface, mais pour un refroidissement sur la pièce juste devant la chemise, différents comportements ont été observés. Pour deux des quatre positions de transducteurs, l'amplitude de l'écho de frette n'a pas varié pendant le refroidissement. Sur la troisième, une augmentation de quelques pourcents a été mesurée (voir Figure 4-47). Et sur la dernière position de transducteur, une baisse de quelques pourcents de l'amplitude a été enregistrée. Le fait qu'une hausse ait été enregistrée est intéressant car elle ne peut pas être liée à la variation de l'atténuation ultrasonore du matériau ou à l'application d'une couche de liquide par la pompe de refroidissement comme sur les mesures effectuées sur l'entaille. Cela signifie alors que la contraction du matériau a un réel impact sur le serrage de la chemise, faisant potentiellement changer le coefficient de

réflexion ultrasonore de l'interface (Shiro Biwa, Hiraiwa, et Matsumoto 2007; Kim, Baltazar, et al. 2006).

Comparées aux mesures sur les fissures des échantillons précédents, les variations d'amplitude obtenues sur les échos de frette restent faibles. Si en présence d'une fissure, les variations de l'écho de coin restent les mêmes que sur les échantillons, nous ne pourrions donc pas confondre les échos de frette avec une fissure.



Figure 4-47: Evolution de la forme de l'écho de frette au cours de la sollicitation thermique pour la position de traducteur ou l'amplitude de l'écho augmente

4.4.2.2. Impact du décalage de la zone de refroidissement

La présence de la chemise nous empêche de placer optimalement la zone de refroidissement. Au lieu de placer le refroidissement directement sur les fissures, nous devons le décaler sur le côté. Également, comme la chemise a été mise en place par frettage, la pression de contact entre la chemise et la pièce ($\approx 5 \text{ MPa}$) pourrait aussi restreindre l'ouverture de la fissure. Nous n'avons pas pu avoir accès à une pièce réelle fissurée avec une chemise frettée. Pour évaluer l'impact de la présence de la chemise sur les capacités d'ouverture de la sollicitation thermique, nous allons donc devoir passer par la simulation.

4.4.2.3. Simulation de l'ouverture d'une fissure présente à la limite de la chemise

Nous faisons le choix de ne pas étudier le contact entre la chemise et la pièce en les représentant solidaires et sans pression de serrage (voir géométrie en voir Figure 4-49). Cette modélisation simpliste a pour but de vérifier si les fissures sont toujours ouvertes avec une zone de refroidissement placée sur le côté des fissures. Pour les mêmes raisons, la fissure de l'assemblage fretté est représentée par une entaille de 3 mm de profondeur. Pour mesurer son ouverture, nous allons suivre l'écartement de ses parois (voir Figure 4-48). L'évolution de l'ouverture d'une fissure fermée avec la modélisation du contact sur la partie fermée pourra être réalisée dans une étude future.

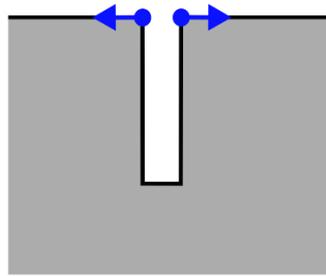


Figure 4-48 : Définition de l'ouverture de l'entaille

Nous commençons par simuler le cas où la chemise n'est pas présente et où le refroidissement peut être centré sur la fissure, ce qui correspond à la simulation 2D déjà validée précédemment avec les paramètres de refroidissement T_{froid} , h_{froid} et D_{froid} (voir Figure 4-49a). Ensuite, nous simulons le cas où une chemise est présente en ajoutant une partie en bronze d'épaisseur 15 mm sur la moitié de la pièce (voir Figure 4-49b). Les paramètres du refroidissement restent les mêmes (refroidissement T_{froid} , h_{froid} et D_{froid}) mais la zone de refroidissement est placée sur la pièce à contrôler, à la limite de la chemise. De même, l'entaille n'est pas sous la chemise, mais juste devant.

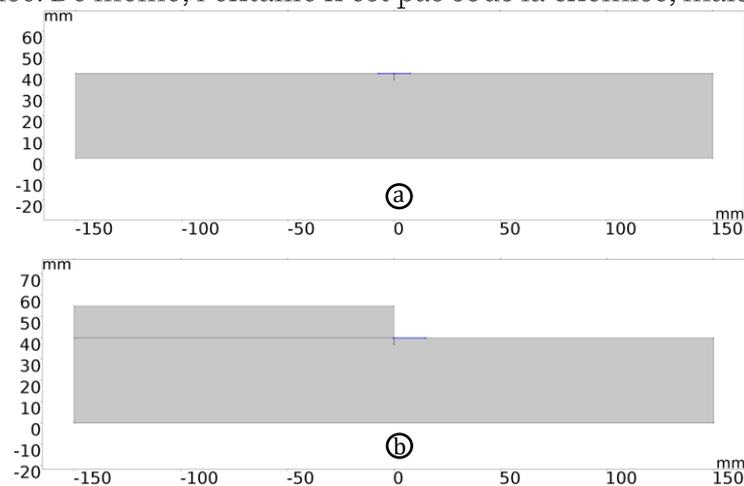


Figure 4-49: Pièce simulée et refroidissement appliqué (ligne bleue) : (a) pour une position centrée sur l'entaille et (b) une position décalée sur le côté

Sur les déformées obtenues (voir Figure 4-50), nous observons que le décalage du refroidissement crée une forte asymétrie dans la déformée de la pièce, mais cela n'empêche cependant pas l'entaille de s'ouvrir. La contraction du matériau sur la partie droite de la pièce « tire » sur l'entaille, ce qui écarte ses parois.

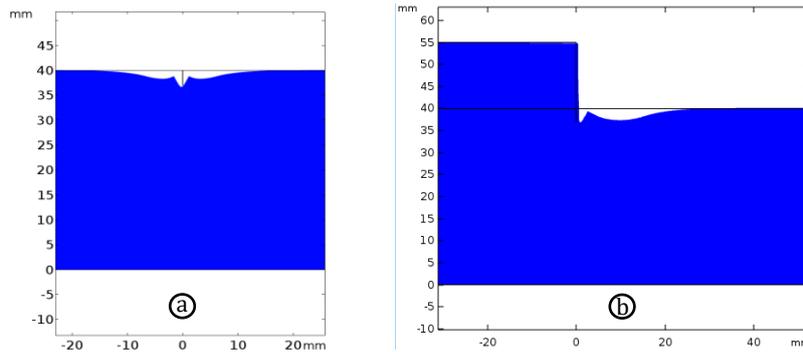


Figure 4-50: Déformées des entailles après 1 seconde de refroidissement pour (a) un refroidissement centré et (b) un refroidissement décalé (facteur d'échelle = 1000)

En termes d'écartement, les deux refroidissements semblent être aussi efficaces l'un que l'autre (voir Figure 4-51). Nous remarquons que pour le refroidissement centré, le pic d'écartement est observé 1 seconde après le début du refroidissement comme les mesures de sollicitation thermique sur les fissures fermées. Pour le refroidissement décalé à cause de la présence de la chemise, le pic est atteint plus tard, après 5 secondes de refroidissement.

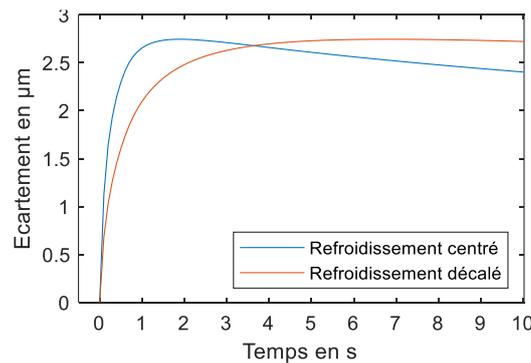


Figure 4-51: Ecartement de l'entaille au cours du temps pour un refroidissement centré sur la fissure ou décalé à cause de la présence de la chemise

Pour valider ce résultat de simulation, nous réalisons une acquisition sur la fissure 4 de nos échantillons fissurés avec un refroidissement décalé de 1 cm par rapport au centre de la fissure (voir Figure 4-52). Par rapport à l'ouverture de la fissure obtenue pour un refroidissement centré sur la fissure ($\Delta A_{max}/A_0 = 1.5$), nous observons que le décalage du refroidissement ne réduit que légèrement les performances de la sollicitation thermique ($\Delta A_{max}/A_0 = 1.2$). Même si cette mesure expérimentale n'est pas faite sur une pièce avec une chemise, elle montre que le décalage du refroidissement n'est pas nécessairement éliminatoire pour l'application de la sollicitation thermique.

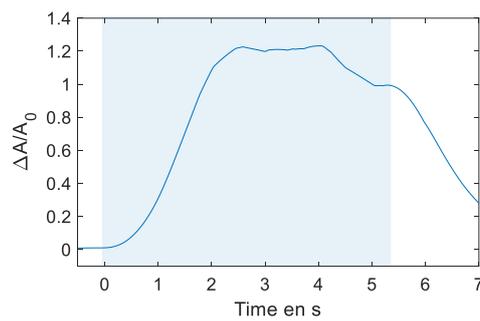


Figure 4-52 : Ouverture de la fissure 4 avec un refroidissement décalé de 1 cm

4.4.2.4. Simulation de l'ouverture d'une fissure présente sous la chemise

Dans la simulation précédente avec une entaille à la limite de la chemise, l'entaille peut s'écarter librement car elle n'est pas recouverte par la chemise (voir Figure 4-50). Cependant, la plupart des fissures est située en dessous de la chemise, à quelques millimètres du bord. Dans ce cas, le contact avec la chemise va complètement restreindre l'écartement de l'entaille. Pour simuler ce cas, nous plaçons cette fois l'entaille 5 mm sous la chemise (voir Figure 4-53) et encore une fois, nous considérons la chemise et la pièce à contrôler totalement solidaires pour se placer dans le pire des cas (pas de glissement).

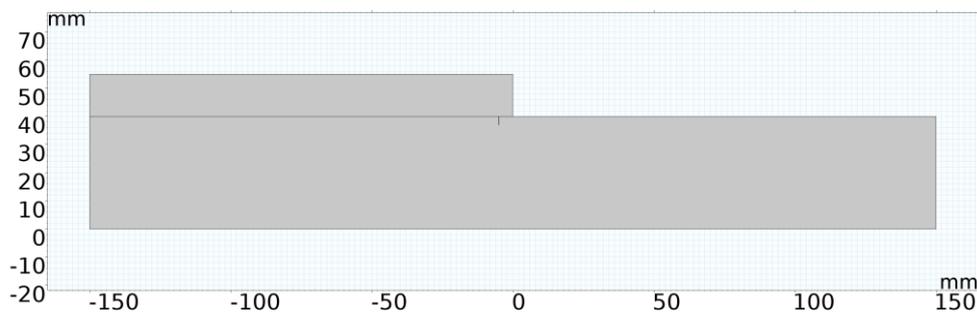


Figure 4-53 : Géométrie simulée de la pièce chemisée avec une entaille présente à 5 mm sous la chemise

Sur la déformée simulée de la pièce, nous observons que la contraction du matériau « tire » à la fois la paroi de l'entaille et la chemise (voir Figure 4-54). Nous observons alors un écartement général de l'assemblage et par conséquent de l'entaille.

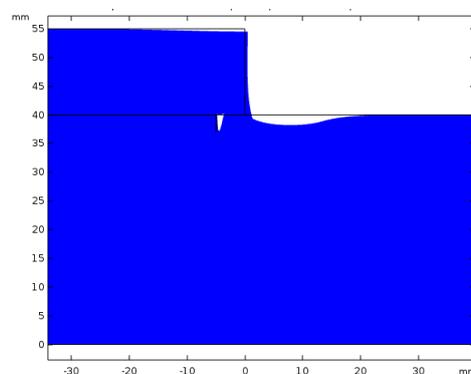


Figure 4-54 : Déformée de la pièce après 1 seconde de refroidissement pour une entaille située à 5 mm en dessous de la chemise (facteur d'échelle = 1000)

Par rapport au cas du refroidissement centré sur la fissure, l'écartement de la fissure située à 5 mm sous la chemise est plus faible dans les simulations (voir Figure 4-55). Nous estimons alors que la sollicitation thermique des fissures de la pièce fretté serait moins efficace que sur les échantillons que nous avons étudiés. Des mesures expérimentales d'ouverture des fissures devront donc être réalisées pour vérifier que les fissures présentes sous la chemise sont toujours ouvertes de manière importante par la sollicitation thermique.

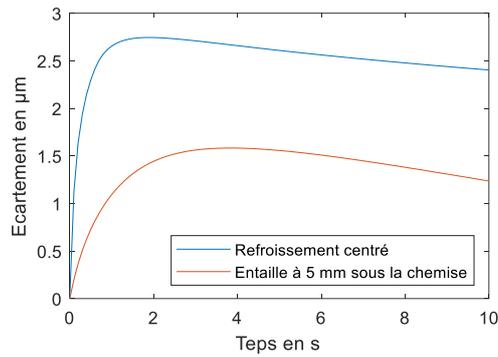


Figure 4-55 : Ecartement de l'entaille pour un refroidissement centré sur l'entaille ou avec une entaille située à 5 mm sous la chemise

4.5. Conclusion sur les capacités de la sollicitation thermique

Dans ce chapitre, nous avons montré que la méthode de la sollicitation thermique a une capacité d'ouverture importante. Sur les 3 échantillons étudiés, pour une profondeur estimée initiale moyenne de 1.2 mm, nous atteignons une profondeur de 2.6 mm avec la sollicitation thermique, ce qui se rapproche de la profondeur réelle estimée qui est en moyenne de 4.2 mm. De plus, l'effort équivalent à la sollicitation thermique $F_{eq\ thermique} = 13\ kN$, alors que les échos saturent en moyenne à 18 kN. Nous sommes alors proches de l'ouverture totale des fissures. Sa répétabilité et sa facilité de mise en œuvre sont aussi de réels avantages pour son utilisation dans un environnement industriel. Nous avons aussi montré que sur notre pièce, les fissures ne sont pas encore totalement ouvertes. Les fissures ne risquent donc pas encore de se propager. Également, la température minimale imposée au matériau ($T_{mini} = -5^{\circ}C$) reste au-dessus de la température de transition ductile-fragile (environ $-15^{\circ}C$ d'après les données de Naval Group). Le caractère non destructif de la méthode est donc assuré.

La modélisation de la propagation de l'onde ultrasonore dans un champ de température non uniforme nous a permis de mettre en évidence les différents phénomènes physiques en jeu. Nous avons vu que l'augmentation de la réponse ultrasonore venait bien de l'ouverture des fissures et même que nous sous-estimions légèrement l'ouverture réelle des fissures. Nous avons aussi vu que la variation de temps de vol sur les fissures était fortement impactée par l'acousto-élasticité des fissures et que mesurer la hausse de temps de vol au début de la mesure pourrait être un nouveau type de mesure indirect de ce phénomène.

Une fois l'impact du froid sur la mesure ultrasonore caractérisé, nous nous sommes intéressés à l'applicabilité de cette méthode sur la pièce réelle dans un environnement industriel. Nous avons montré que les grandes dimensions de la pièce réelle n'étaient pas un problème, mais que la présence de la chemise pourrait réduire les performances de la méthode. Cela ne disqualifie pas la méthode, mais des mesures expérimentales sur une pièce réelle chemisée contenant des fissures fermées sont nécessaires pour clarifier ce point. Au-delà d'améliorer le dimensionnement des fissures, la sollicitation thermique pourrait aussi être une méthode intéressante pour repérer les nombreux faux positifs des contrôles actuels (écho de frette). Également, en mettant en évidence le caractère fermé des fissures présentes, elle nous alerterait sur le risque de sous-dimensionnement. Cette méthode garde donc tout de même un intérêt important dans tous les cas.

Conclusion générale

Le but de ces travaux de thèse était de développer une méthode de contrôle non destructif capable de dimensionner correctement les fissures partiellement fermées des pièces en acier. Cet objectif a été en partie atteint car nous avons réussi à nous approcher de la dimension réelle de la fissure, tout en intégrant des contraintes d'accessibilité et de taille importante de pièce. En effet, la présence d'une chemise nous empêche d'avoir un accès libre aux deux côtés de la zone fissurée de la pièce et nous impose d'utiliser un rebond sur la paroi inférieure de la pièce pour que l'onde ultrasonore atteigne les fissures.

Dans un premier temps, nous avons étudié le comportement mécanique et ultrasonore des fissures fermées de notre pièce. La fermeture est liée à la combinaison de plusieurs phénomènes : la plastification du matériau en pointe de fissure, la présence d'une couche d'oxyde et la rugosité des parois. Cela se traduit par un contact entre les deux parois proche de la pointe de fissure. La fissure peut être divisée en deux parties, une partie ouverte proche de la surface et une partie fermée proche de la pointe de fissure. Sur la partie fermée, nous avons mis en évidence une contrainte résiduelle de fermeture empêchant la partie fermée de s'ouvrir en dessous d'une contrainte seuil. Pour le dimensionnement de ces fissures, nous avons montré que dans notre cas, les ultrasons étaient la méthode de CND la plus adaptée, mais aussi que les performances de cette méthode étaient réduites par la fermeture. Comme la partie fermée des fissures est invisible aux ultrasons, la dimension mesurée ne représente que la partie ouverte, ce qui conduit à un sous-dimensionnement important de la fissure.

Nous avons vu au chapitre 2, qu'à la différence des méthodes linéaires classiques, les méthodes d'acoustique non linéaire étaient sensibles à la partie fermée des fissures. Ces méthodes reposent sur l'activation de la non linéarité du contact entre les deux parois de la fissure par une onde ultrasonore de forte amplitude ou par une source extérieure. En raison de l'éloignement du traducteur de la fissure et du dispositif expérimental nécessaire, les méthodes activant la non linéarité de la fissure avec une source extérieure sont les plus compatibles avec notre cas et notre objectif d'industrialisation.

La première source externe capable de solliciter suffisamment les parois des fissures fermées est une onde pompe. Au chapitre 3, nous avons mis en évidence que cette méthode de sollicitation dynamique des fissures pouvait être reliée à la sollicitation quasi-statique de l'essai de flexion. Comme pour l'essai de flexion, il faut dépasser une amplitude de pompe seuil pour réellement observer une augmentation de la taille de la partie ouverte des fissures. Or, pour certains défauts, cette amplitude seuil est difficile à

dépasser. Nous avons montré qu'il était nécessaire d'envoyer une onde au moins 2 fois plus forte que celle utilisée dans notre cas pour ouvrir toutes les fissures de l'étude. C'est envisageable sur des échantillons de petite taille, en revanche, sur la pièce réelle étudiée, cela semble plus difficile car ses grandes dimensions rendent sa mise en résonance difficile.

Au chapitre 4, nous avons étudié une deuxième source de sollicitation externe des fissures fermées : le refroidissement local de la pièce à contrôler. Contrairement à toutes les études d'acoustique non linéaire, nous proposons de refroidir directement la zone fissurée. L'ouverture des fissures fermées est obtenue par la contraction des parois avec le changement local de température. Nous avons vu que l'effort d'ouverture appliqué par la sollicitation thermique se rapprochait de l'effort nécessaire pour ouvrir totalement les fissures. Cela se traduit par une profondeur estimée après refroidissement en moyenne de 2.6 mm alors qu'avant le refroidissement, elle est en moyenne à 1.2 mm. Pour comparaison, la profondeur réelle estimée avec l'essai de flexion des fissures est en moyenne de 4.2 mm. Les différents phénomènes physiques en jeu ont été identifiés et leur modélisation a permis d'évaluer les capacités d'ouverture des fissures de cette méthode innovante.

L'ouverture des fissures obtenue avec la sollicitation thermique étant importante, répétable et le dispositif expérimental étant compatible avec un environnement industriel, nous nous sommes penchés sur l'industrialisation de la méthode. Nous avons montré que la sollicitation thermique reste efficace sur des pièces de grande taille. Au-delà d'améliorer le dimensionnement des fissures, la sollicitation thermique pourrait aussi permettre de réduire les faux positifs lors des contrôles (écho de frette) et de mettre en évidence le caractère fermé des fissures. Ce sont alors d'importantes avancées pour le contrôle des fissures fermées. Il reste cependant à quantifier l'impact de la présence de la chemise sur l'ouverture des fissures.

Pour atteindre l'ouverture totale des fissures, le développement d'un système de refroidissement plus performant est envisageable. En augmentant la taille de la zone refroidie ou en projetant un fluide refroidissant plus froid, cela pourrait fortement augmenter l'ouverture des fissures. Il faudra cependant vérifier que le caractère non destructif de la méthode est conservé, car en atteignant l'ouverture totale des fissures, nous risquons de les propager.

Nous avons donc développé une nouvelle méthode innovante pour ouvrir les fissures de manière répétable et sa facilité de mise en place la rend intéressante du point de vue industriel. Les perspectives sont nombreuses. Maintenant que les capacités d'ouverture importantes de la sollicitation thermique ont été démontrées et que les différents phénomènes physiques en jeu ont été caractérisés, nous pourrions tester un traitement non linéaire de données d'acquisition multi-éléments similaire à (Ohara,

Hauptert, et Li 2021). En soustrayant l'image obtenue pendant le refroidissement à l'image initiale, cela mettrait en évidence la non linéarité de la fissure. La position de la pointe de fissure actuellement invisible aux US pourrait alors apparaître, améliorant considérablement les capacités et la fiabilité du dimensionnement des fissures fermées.

Une autre perspective est l'utilisation de la sollicitation thermique sur d'autres types de fissures (de soudage, corrosion sous contrainte, fatigue, etc.) ou sur d'autres types de matériaux (acier inoxydable austénitique, béton, etc.).

Par exemple, les fissures de corrosion sous contrainte peuvent aussi développer une partie fermée importante et ont une géométrie différente de celle étudiée dans ce manuscrit (ramifications). La méthode a donc le potentiel de réduire la taille de la partie fermée, mais les ramifications pourraient aussi changer le comportement des fissures vis-à-vis de l'effort d'ouverture. La sollicitation thermique a donc de nombreux domaines d'application potentiels, notamment le nucléaire.

Bibliographie

- Ahmed, S. Reaz, M. Saka, Y. Matsuura, D. Kobayashi, Y. Miyachi, et Y. Kagiya. 2009. « An Effective Method of Local Thermal Treatment for Sensitive NDE of Closed Surface Cracks ». *Research in Nondestructive Evaluation* 20 (1): 51-70. <https://doi.org/10.1080/09349840802503409>.
- Akanda, M. A. Salam, et M. Saka. 2004. « Relationship Between Closure Stress of Small Fatigue Crack and Ultrasonic Response ». *Journal of Nondestructive Evaluation* 23 (2): 37-47. <https://doi.org/10.1023/B:JONE.0000045219.59685.ef>.
- Aleshin, V. V., et K. Van Den Abeele. 2018. « Preisach Description for Solids with Frictional Cracks ». *International Journal of Non-Linear Mechanics* 104 (septembre): 28-38. <https://doi.org/10.1016/j.ijnonlinmec.2017.12.010>.
- Arakcheev, A.S., A. Huber, M. Wirtz, G. Sergienko, I. Steudel, A.V. Burdakov, J.W. Coenen, et al. 2015. « Theoretical Investigation of Crack Formation in Tungsten after Heat Loads ». *Journal of Nuclear Materials* 463 (août): 246-49. <https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2014.10.090>.
- Aurette, N., D. Guyomar, C. Richard, P. Gonnard, et L. Eyraud. 1996. « Nonlinear Behavior of an Ultrasonic Transducer ». *Ultrasonics, Proceedings of Ultrasonics International 1995*, 34 (2): 187-91. [https://doi.org/10.1016/0041-624X\(95\)00077-G](https://doi.org/10.1016/0041-624X(95)00077-G).
- Baltazar, A. 2002. « On the Relationship between Ultrasonic and Micromechanical Properties of Contacting Rough Surfaces ». *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 50 (7): 1397-1416. [https://doi.org/10.1016/S0022-5096\(01\)00119-3](https://doi.org/10.1016/S0022-5096(01)00119-3).
- Biwa, S., S. Hiraiwa, et E. Matsumoto. 2006. « Experimental and Theoretical Study of Harmonic Generation at Contacting Interface ». *Ultrasonics, Proceedings of Ultrasonics International (UI'05) and World Congress on Ultrasonics (WCU)*, 44 (décembre): e1319-22. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2006.05.010>.
- Biwa, S., S. Nakajima, et N. Ohno. 2004. « On the Acoustic Nonlinearity of Solid-Solid Contact With Pressure-Dependent Interface Stiffness ». *Journal of Applied Mechanics* 71 (4): 508-15. <https://doi.org/10.1115/1.1767169>.
- Biwa, Shiro, Shunsuke Hiraiwa, et Eiji Matsumoto. 2007. « Stiffness Evaluation of Contacting Surfaces by Bulk and Interface Waves ». *Ultrasonics* 47 (1-4): 123-29. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2007.08.005>.
- Blanloeuil, Philippe. 2013. « Analyse de la non-linéarité acoustique de contact pour l'évaluation et le contrôle non destructif ». Phdthesis, Université Sciences et Technologies - Bordeaux I. <https://theses.hal.science/tel-00879225>.
- Buck, O., R. B. Thompson, et D. K. Rehbein. 1984. « The Interaction of Ultrasound with Contacting Asperities: Applications to Crack Closure and Fatigue Crack Growth ».

- Journal of Nondestructive Evaluation* 4 (3-4): 203-12.
<https://doi.org/10.1007/BF00566225>.
- Caputo, Francesco, Giuseppe Lamanna, et Alessandro Soprano. 2013. « On the Evaluation of the Plastic Zone Size at the Crack Tip ». *Engineering Fracture Mechanics* 103 (mai): 162-73.
<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2012.09.030>.
- Cheng, Jingwei. 2018. « The Parallel-Sequential Field Subtraction Technique for Coherent Nonlinear Ultrasonic Imaging ». *Smart Mater. Struct.*, 11.
- Chowdhury, P., et H. Sehitoglu. 2016. « Mechanisms of Fatigue Crack Growth - a Critical Digest of Theoretical Developments ». *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 39 (6): 652-74. <https://doi.org/10.1111/ffe.12392>.
- Coniglio, N., et C. Cross. 2009. « Mechanisms for Solidification Crack Initiation and Growth in Aluminum Welding ». *Metallurgical and Materials Transactions A* 40 (novembre): 2718-28. <https://doi.org/10.1007/s11661-009-9964-4>.
- Corneloup, Gilles, Cécile Gueudré, et Marie-Aude Ploix. 2016. *Le Contrôle Non Destructif (CND) - Et la contrôlabilité des matériaux et structures*. Engineering Sciences. EPFL Press. <https://www.epflpress.org/produit/791/9782889150021>.
- Courtney, Charles R. P., Bruce W. Drinkwater, Simon A. Neild, et Paul D. Wilcox. 2008. « Factors Affecting the Ultrasonic Intermodulation Crack Detection Technique Using Bispectral Analysis ». *NDT & E International* 41 (3): 223-34. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2007.09.004>.
- Croccolo, Dario, Massimiliano De Agostinis, Stefano Fini, Giorgio Olmi, Francesco Robusto, et Chiara Scapecchi. 2022. « Fretting Fatigue in Mechanical Joints: A Literature Review ». *Lubricants* 10 (4): 53. <https://doi.org/10.3390/lubricants10040053>.
- Dieu, B., S. Fouvry, V. Doquet, et F. Bridier. 2023. « Predicting Fretting-Fatigue Endurance of Rotating Bending Shrink-Fitted Assemblies Using a Sequential RUIZ-SWT Approach: The Effect of Entrapped Debris Layer ». *Tribology International* 186 (août): 108593. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2023.108593>.
- Do, Tien Dung. 2013. « Etude de la zone plastique en pointe de fissure pour l'alliage d'aluminium 2024T351 ». These de doctorat, Tours. <https://www.theses.fr/2013TOUR4019>.
- Donskoy, D., A. Sutin, et A. Ekimov. 2001. « Nonlinear Acoustic Interaction on Contact Interfaces and Its Use for Nondestructive Testing ». *NDT & E International* 34 (4): 231-38. [https://doi.org/10.1016/S0963-8695\(00\)00063-3](https://doi.org/10.1016/S0963-8695(00)00063-3).
- Drinkwater, B., Rob Dwyer-Joyce, et Peter Cawley. 1996. « A Study of the Interaction Between Ultrasound and a Partially Contacting Solid-Solid Interface ». *Proceedings of The Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 452 (décembre): 2613-28. <https://doi.org/10.1098/rspa.1996.0139>.
- Drinkwater, Bruce W., et Paul D. Wilcox. 2006. « Ultrasonic Arrays for Non-Destructive Evaluation: A Review ». *NDT & E International* 39 (7): 525-41. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2006.03.006>.

- Dumont-Fillon, Jacques. 1996. *Contrôle non destructif (CND)*. Ed. Techniques Ingénieur. Extende. s. d. « CIVA - Caractérisation expérimentale - Echos de Coin ». Site d'entreprise. extende.com. Consulté le 24 août 2023. <https://www.extende.com/fr/echos-coin-en-ondes-t-influence-hauteur-entaille>.
- Fernández-Seara, José, Francisco J. Uhía, Jaime Sieres, et Antonio Campo. 2007. « A General Review of the Wilson Plot Method and Its Modifications to Determine Convection Coefficients in Heat Exchange Devices ». *Applied Thermal Engineering* 27 (17): 2745-57. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2007.04.004>.
- Goldstein, R. J., et M. E. Franchett. 1988. « Heat transfer from a flat surface to an oblique impinging jet ».
- Guyomar, D., N. Aurelle, et L. Eyraud. 1997. « Piezoelectric Ceramics Nonlinear Behavior. Application to Langevin Transducer ». *Journal de Physique III* 7 (6): 1197-1208. <https://doi.org/10.1051/jp3:1997183>.
- Hauptert, Sylvain, Yoshikazu Ohara, Ewen Carcreff, et Guillaume Renaud. 2019. « Fundamental Wave Amplitude Difference Imaging for Detection and Characterization of Embedded Cracks ». *Ultrasonics* 96 (juillet): 132-39. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2019.02.003>.
- Hauptert, Sylvain, Guillaume Renaud, Jacques Rivière, et Parisa Shokouhi. 2019. « Dynamic Acousto-Elastic Testing ». In *Nonlinear Ultrasonic and Vibro-Acoustical Techniques for Nondestructive Evaluation*, édité par Tribikram Kundu, 509-46. Cham: Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-319-94476-0_13.
- Hauptert, Sylvain, Jacques Rivière, Brian Anderson, Yoshikazu Ohara, T. J. Ulrich, et Paul Johnson. 2014. « Optimized Dynamic Acousto-Elasticity Applied to Fatigue Damage and Stress Corrosion Cracking ». *Journal of Nondestructive Evaluation* 33 (2): 226-38. <https://doi.org/10.1007/s10921-014-0231-2>.
- Hayashi, Takahiro, et Shiro Biwa. 2013. « Subharmonic Wave Generation at Interfaces of a Thin Layer between Metal Blocks ». *Japanese Journal of Applied Physics* 52 (7S): 07HC02. <https://doi.org/10.7567/JJAP.52.07HC02>.
- Hillis, Andrew J., Simon A. Neild, Bruce W. Drinkwater, et Paul D. Wilcox. 2006. « Bispectral Analysis of Ultrasonic Inter-Modulation Data for Improved Defect Detection ». *AIP Conference Proceedings* 820 (1): 89-96. <https://doi.org/10.1063/1.2184515>.
- Horinouchi, Satoshi, Masako Ikeuchi, Yohei Shintaku, Yoshikazu Ohara, et Kazushi Yamanaka. 2012. « Evaluation of Closed Stress Corrosion Cracks in Ni-Based Alloy Weld Metal Using Subharmonic Phased Array ». *Japanese Journal of Applied Physics* 51 (juillet). <https://doi.org/10.1143/JJAP.51.07GB15>.
- Hughes, D. S., et J. L. Kelly. 1953. « Second-Order Elastic Deformation of Solids ». *Physical Review* 92 (5): 1145-49. <https://doi.org/10.1103/PhysRev.92.1145>.

- Hutchinson, Bevis, Peter Lundin, Eva Lindh-Ulmgren, et Daniel Lévesque. 2016. « Anomalous Ultrasonic Attenuation in Ferritic Steels at Elevated Temperatures ». *Ultrasonics* 69 (juillet): 268-72. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2016.03.005>.
- « Introduction à l'inspection par ultrasons | Olympus IMS ». s. d. Consulté le 20 octobre 2023. <https://www.olympus-ims.com/fr/ndt-tutorials/intro/ut/>.
- Jhang, Kyung-Young. 2009. « Nonlinear Ultrasonic Techniques for Nondestructive Assessment of Micro Damage in Material: A Review ». *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 10 (1): 123-35. <https://doi.org/10.1007/s12541-009-0019-y>.
- Jia, Zhi-xin, Yao-wei Liu, Ji-qiang Li, Liu Lijun, et Hong-lin Li. 2015. « Crack growth behavior at thermal fatigue of H13 tool steel processed by laser surface melting ». *International Journal of Fatigue* 78 (avril). <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2015.04.005>.
- Jiang, Li. 1994. « Calcul en fatigue des ouvrages métalliques par la mécanique de la rupture (approche probabiliste) ». ÉCOLE NATIONALE DES PONTS ET CHAUSSÉES.
- Jin, Jiang, Paul Johnson, et Parisa Shokouhi. 2020. « An Integrated Analytical and Experimental Study of Contact Acoustic Nonlinearity at Rough Interfaces of Fatigue Cracks ». *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 135 (février): 103769. <https://doi.org/10.1016/j.jmps.2019.103769>.
- Jin, Jiang, Jacques Rivière, Yoshikazu Ohara, et Parisa Shokouhi. 2018. « Dynamic acousto-elastic response of single fatigue cracks with different microstructural features: An experimental investigation ». *Journal of Applied Physics* 124 (7): 075303. <https://doi.org/10.1063/1.5036531>.
- Jin, Jiang, et Parisa Shokouhi. 2022. « Nonlinear Resonant Ultrasonic Spectroscopy (NRUS) for Monitoring Fatigue Crack Growth in Aluminum ». *Research in Nondestructive Evaluation* 33 (1): 4-16. <https://doi.org/10.1080/09349847.2021.2017530>.
- Jinno, Kentaro, Azusa Sugawara, Yoshikazu Ohara, et Kazushi Yamanaka. 2014. « Analysis on Nonlinear Ultrasonic Images of Vertical Closed Cracks by Damped Double Node Model ». *Materials Transactions* 55 (7): 1017-23. <https://doi.org/10.2320/matertrans.I-M2014812>.
- Johnson, Paul, et Alexander Sutin. 2005. « Slow dynamics and anomalous nonlinear fast dynamics in diverse solids ». *The Journal of the Acoustical Society of America* 117 (1): 124-30. <https://doi.org/10.1121/1.1823351>.
- Khalifeh, Alireza. 2019. « Stress Corrosion Cracking Damages ». In *Failure Analysis*. IntechOpen. <https://doi.org/10.5772/intechopen.80826>.
- Kim, Jin-Yeon, Arturo Baltazar, Jong Wan Hu, et Stan I. Rokhlin. 2006. « Hysteretic Linear and Nonlinear Acoustic Responses from Pressed Interfaces ». *International Journal of Solids and Structures* 43 (21): 6436-52. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2005.11.006>.

- Kim, Jin-Yeon, Laurence J. Jacobs, Jianmin Qu, et Jerrol W. Littles. 2006. « Experimental characterization of fatigue damage in a nickel-base superalloy using nonlinear ultrasonic waves ». *The Journal of the Acoustical Society of America* 120 (3): 1266-73. <https://doi.org/10.1121/1.2221557>.
- Kou, Xing, Cuixiang Pei, et Zhenmao Chen. 2021. « Fully Noncontact Inspection of Closed Surface Crack with Nonlinear Laser Ultrasonic Testing Method ». *Ultrasonics* 114 (juillet): 106426. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2021.106426>.
- Li, Nan, Junjun Sun, Jingpin Jiao, Bin Wu, et Cunfu He. 2016. « Quantitative Evaluation of Micro-Cracks Using Nonlinear Ultrasonic Modulation Method ». *NDT & E International* 79 (avril): 63-72. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2015.12.003>.
- Liu, Peipei, Jinho Jang, Suyoung Yang, et Hoon Sohn. 2018. « Fatigue crack detection using dual laser induced nonlinear ultrasonic modulation ». *Optics and Lasers in Engineering* 110 (novembre): 420-30. <https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2018.05.025>.
- Lynch, S.P. 2011. « Mechanistic and Fractographic Aspects of Stress-Corrosion Cracking (SCC) ». In *Stress Corrosion Cracking*, 3-89. Elsevier. <https://doi.org/10.1533/9780857093769.1.3>.
- Manogharan, Prabhakaran, et Parisa Shokouhi. 2023. « Dynamic Acoustoelastic Testing (DAET) with a Thermal Strain Pump for Characterization of Closed Fatigue Cracks ». *NDT & E International*, mars, 102834. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2023.102834>.
- Matlack, K. H., J.-Y. Kim, J. J. Wall, J. Qu, L. J. Jacobs, et M. A. Sokolov. 2014. « Sensitivity of Ultrasonic Nonlinearity to Irradiated, Annealed, and Re-Irradiated Microstructure Changes in RPV Steels ». *Journal of Nuclear Materials* 448 (1): 26-32. <https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2014.01.038>.
- Matos, P.F.P. de, et D. Nowell. 2009. « Experimental and Numerical Investigation of Thickness Effects in Plasticity-Induced Fatigue Crack Closure ». *International Journal of Fatigue* 31 (11-12): 1795-1804. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2008.12.003>.
- McCall, K. R., et R. A. Guyer. 1994. « Equation of State and Wave Propagation in Hysteretic Nonlinear Elastic Materials ». *Journal of Geophysical Research: Solid Earth* 99 (B12): 23887-97. <https://doi.org/10.1029/94JB01941>.
- Meyer, Janette J., et Douglas E. Adams. 2015. « Theoretical and Experimental Evidence for Using Impact Modulation to Assess Bolted Joints ». *Nonlinear Dynamics* 81 (1): 103-17. <https://doi.org/10.1007/s11071-015-1976-6>.
- Minachi, A., F. J. Margetan, R. B. Thompson, et M. S. Greenwood. 1997. « Sensitivity Analysis of the Ultrasonic Response from a Non-Normal Surface-Breaking Crack ». In *Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation*, édité par Donald O. Thompson et Dale E. Chimenti, 35-42. Boston, MA: Springer US. https://doi.org/10.1007/978-1-4615-5947-4_5.

- Moussatov, Alexei, Vitalyi Gusev, et Bernard Castagnède. 2003. « Self-Induced Hysteresis for Nonlinear Acoustic Waves in Cracked Material ». *Physical Review Letters* 90 (12): 124301. <https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.90.124301>.
- Nosonovsky, Michael. 2007. « Model for solid-liquid and solid-solid friction of rough surfaces with adhesion hysteresis ». *The Journal of Chemical Physics* 126 (22): 224701. <https://doi.org/10.1063/1.2739525>.
- Nouira, Dorra. 2020. « Non-Linear Interactions between US Waves and Contact Interface ». Phdthesis, Université de Bordeaux; Università degli studi La Sapienza (Rome). Dipartimento di Ingegneria Meccanica e Aerospaziale. <https://theses.hal.science/tel-03121135>.
- Ohara, Yoshikazu, Sylvain Hauptert, et Sinan Li. 2021. « Ultrafast Phased-Array Imaging with Pump Excitation for Closed-Crack Imaging ». *Applied Physics Express* 14 (12): 126505. <https://doi.org/10.35848/1882-0786/ac3dle>.
- Ohara, Yoshikazu, Satoshi Horinouchi, Makoto Hashimoto, Yohei Shintaku, et Kazushi Yamanaka. 2011. « Nonlinear Ultrasonic Imaging Method for Closed Cracks Using Subtraction of Responses at Different External Loads ». *Ultrasonics* 51 (6): 661-66. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2010.12.010>.
- Ohara, Yoshikazu, Tsuyoshi Mihara, Ryouta Sasaki, Toshihiro Ogata, Setsu Yamamoto, Yuuki Kishimoto, et Kazushi Yamanaka. 2007a. « Imaging of closed cracks using nonlinear response of elastic waves at subharmonic frequency ». *Applied Physics Letters* 90 (janvier): 011902-011902. <https://doi.org/10.1063/1.2426891>.
- 2007b. « Imaging of closed cracks using nonlinear response of elastic waves at subharmonic frequency ». *Applied Physics Letters* 90 (janvier): 011902-011902. <https://doi.org/10.1063/1.2426891>.
- Ohara, Yoshikazu, Tsuyoshi Mihara, et Kazushi Yamanaka. 2020. « Nonlinear Ultrasonic Phased Array for Measurement of Closed-Crack Depth ». In *Measurement of Nonlinear Ultrasonic Characteristics*, édité par Kyung-Young Jhang, Cliff J. Lissenden, Igor Solodov, Yoshikazu Ohara, et Vitalyi Gusev, 165-234. Springer Series in Measurement Science and Technology. Singapore: Springer. https://doi.org/10.1007/978-981-15-1461-6_5.
- Ohara, Yoshikazu, Hiromichi Nakajima, Sylvain Hauptert, Toshihiro Tsuji, et Tsuyoshi Mihara. 2019. « Nonlinear ultrasonic phased array with fixed-voltage fundamental wave amplitude difference for high-selectivity imaging of closed cracks ». *The Journal of the Acoustical Society of America* 146 (1): 266-77. <https://doi.org/10.1121/1.5116017>.
- Ohara, Yoshikazu, Hiromichi Nakajima, Toshihiro Tsuji, et Tsuyoshi Mihara. 2019. « Nonlinear Surface-Acoustic-Wave Phased Array with Fixed-Voltage Fundamental Wave Amplitude Difference for Imaging Closed Cracks ». *NDT & E International* 108 (décembre): 102170. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2019.102170>.
- Ohara, Yoshikazu, Taro Oshiumi, Xiaoyang Wu, Tetsuya Uchimoto, Toshiyuki Takagi, Toshihiro Tsuji, et Tsuyoshi Mihara. 2022. « High-Selectivity Imaging of the

- Closed Fatigue Crack Due to Thermal Environment Using Surface-Acoustic-Wave Phased Array (SAW PA)». *Ultrasonics* 119 (février): 106629. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2021.106629>.
- Ohara, Yoshikazu, Jack Potter, Hiromichi Nakajima, Toshihiro Tsuji, et Tsuyoshi Mihara. 2019. « Multi-Mode Nonlinear Ultrasonic Phased Array for Imaging Closed Cracks ». *Japanese Journal of Applied Physics* 58 (SG): SGGB06. <https://doi.org/10.7567/1347-4065/ab0adc>.
- Ohara, Yoshikazu, Yohei Shintaku, Satoshi Horinouchi, Masako Ikeuchi, et Kazushi Yamanaka. 2012. « Enhancement of Selectivity in Nonlinear Ultrasonic Imaging of Closed Cracks Using Amplitude Difference Phased Array ». *Japanese Journal of Applied Physics* 51 (7S): 07GB18. <https://doi.org/10.1143/JJAP.51.07GB18>.
- Ohara, Yoshikazu, Koji Takahashi, Yoshihiro Ino, Kazushi Yamanaka, Toshihiro Tsuji, et Tsuyoshi Mihara. 2017. « High-Selectivity Imaging of Closed Cracks in a Coarse-Grained Stainless Steel by Nonlinear Ultrasonic Phased Array ». *NDT & E International* 91 (octobre): 139-47. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2017.07.007>.
- Ohara, Yoshikazu, Koji Takahashi, Kentaro Jinno, et Kazushi Yamanaka. 2014. « High-Selectivity Ultrasonic Imaging of Closed Cracks Using Global Preheating and Local Cooling ». *Materials Transactions* 55 (7): 1003-10. <https://doi.org/10.2320/matertrans.I-M2014810>.
- Ohara, Yoshikazu, Koji Takahashi, Satoru Murai, et Kazushi Yamanaka. 2013. « High-selectivity imaging of closed cracks using elastic waves with thermal stress induced by global preheating and local cooling ». *Applied Physics Letters* 103 (3): 031917. <https://doi.org/10.1063/1.4816160>.
- Ohara, Yoshikazu, Setsu Yamamoto, Tsuyoshi Mihara, et Kazushi Yamanaka. 2008. « Ultrasonic Evaluation of Closed Cracks Using Subharmonic Phased Array ». *Japanese Journal of Applied Physics* 47 (5S): 3908. <https://doi.org/10.1143/JJAP.47.3908>.
- Ostrovsky, L. A., et P. A. Johnson. 2001. « Dynamic Nonlinear Elasticity in Geomaterials ». *La Rivista Del Nuovo Cimento* 24 (7): 1-46. <https://doi.org/10.1007/BF03548898>.
- Ouchi, Akihiro, Azusa Sugawara, Yoshikazu Ohara, et Kazushi Yamanaka. 2015. « Subharmonic Phased Array for Crack Evaluation Using Surface Acoustic Wave ». *Japanese Journal of Applied Physics* 54 (7S1): 07HC05. <https://doi.org/10.7567/JJAP.54.07HC05>.
- Papadakis, Emmanuel P., Lawrence C. Lynnworth, Kenneth A. Fowler, et Edmund H. Carnevale. 1972. « Ultrasonic Attenuation and Velocity in Hot Specimens by the Momentary Contact Method with Pressure Coupling, and Some Results on Steel to 1200°C ». *The Journal of the Acoustical Society of America* 52 (3B): 850-57. <https://doi.org/10.1121/1.1913189>.
- Park, Heung-Bae, Kyung-Mo Kim, et Byong-Whi Lee. 1996. « Plastic Zone Size in Fatigue Cracking ». *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 68 (3): 279-85. [https://doi.org/10.1016/0308-0161\(95\)00066-6](https://doi.org/10.1016/0308-0161(95)00066-6).

- Payan, C., A. Quiviger, V. Garnier, J. F. Chaix, et J. Salin. 2013. « Applying diffuse ultrasound under dynamic loading to improve closed crack characterization in concrete ». *The Journal of the Acoustical Society of America* 134 (2): EL211-16. <https://doi.org/10.1121/1.4813847>.
- Potter, Jack, et Anthony J. Croxford. 2018. « Characterization of Nonlinear Ultrasonic Diffuse Energy Imaging ». *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control* 65 (5): 870-80. <https://doi.org/10.1109/TUFFC.2018.2816243>.
- Potter, J. N., A. J. Croxford, et P. D. Wilcox. 2014. « Nonlinear Ultrasonic Phased Array Imaging ». *Physical Review Letters* 113 (14): 144301. <https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.113.144301>.
- Reinhard, Pippin, et Franz O. Riemelmoser. 1998. « Visualization of the Plasticity-Induced Crack Closure under Plane Strain Conditions ». *Engineering Fracture Mechanics* 60 (3): 315-22. [https://doi.org/10.1016/S0013-7944\(98\)00014-9](https://doi.org/10.1016/S0013-7944(98)00014-9).
- Renshaw, Jeremy, Stephen D. Holland, et R. Bruce Thompson. 2008. « Measurement of Crack Opening Stresses and Crack Closure Stress Profiles from Heat Generation in Vibrating Cracks ». *Applied Physics Letters* 93 (8): 081914. <https://doi.org/10.1063/1.2976310>.
- Resch, M. T., B. D. London, G. F. Ramusat, H. H. Yuce, D. V. Nelson, et J. C. Shyne. 1984. « Saw NDE Techniques for Monitoring the Growth Behavior of Small Surface Fatigue Cracks ». In *Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation: Volume 3A*, édité par Donald O. Thompson et Dale E. Chimenti, 217-27. Boston, MA: Springer US. https://doi.org/10.1007/978-1-4684-1194-2_20.
- Rivière, J., M. C. Remillieux, Y. Ohara, B. E. Anderson, S. Hauptert, T. J. Ulrich, et P. A. Johnson. 2014. « Dynamic Acousto-Elasticity in a Fatigue-Cracked Sample ». *Journal of Nondestructive Evaluation* 33 (2): 216-25. <https://doi.org/10.1007/s10921-014-0225-0>.
- Royer, Daniel, et Tony Valier-Brasier. 2021. *Ondes élastiques dans les solides 1: Propagation*. ISTE Group.
- Ruiz, A., N. Ortiz, A. Medina, J. -Y. Kim, et L. J. Jacobs. 2013. « Application of Ultrasonic Methods for Early Detection of Thermal Damage in 2205 Duplex Stainless Steel ». *NDT & E International* 54 (mars): 19-26. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2012.11.009>.
- Saka, M., et M. A. Salam Akanda. 2004. « Ultrasonic Measurement of the Crack Depth and the Crack Opening Stress Intensity Factor Under a No Load Condition ». *Journal of Nondestructive Evaluation* 23 (2): 49-63. <https://doi.org/10.1023/B:JONE.0000045220.19233.c3>.
- Sartori, Ernani. 2006. « Convection Coefficient Equations for Forced Air Flow over Flat Surfaces ». *Solar Energy* 80 (9): 1063-71. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2005.11.001>.

- Scrubby, C. B., et B.C. Moss. 1993. « Non-Contact Ultrasonic Measurements on Steel at Elevated Temperatures ». *NDT & E International* 26 (4): 177-88. [https://doi.org/10.1016/0963-8695\(93\)90472-7](https://doi.org/10.1016/0963-8695(93)90472-7).
- Seo, Hogeon, Kyung-Young Jhang, Kyung-Cho Kim, et Dong-Pyo Hong. 2014. « Improvement of Crack Sizing Performance by Using Nonlinear Ultrasonic Technique ». *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 15 (11): 2461-64. <https://doi.org/10.1007/s12541-014-0614-4>.
- Shokouhi, Parisa, Jacques Rivière, Colton R. Lake, Pierre-Yves Le Bas, et T. J. Ulrich. 2017. « Dynamic Acousto-Elastic Testing of Concrete with a Coda-Wave Probe: Comparison with Standard Linear and Nonlinear Ultrasonic Techniques ». *Ultrasonics* 81 (novembre): 59-65. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2017.05.010>.
- Singh, R.K., et K.K Pandey. 2006. « Sound Attenuation at High Temperatures in Pt ». *Acta Physica Polonica A* 109 (2): 219-28. <https://doi.org/10.12693/APhysPolA.109.219>.
- Solodov, I. Yu., N. Krohn, et G. Busse. 2002. « CAN: An Example of Nonclassical Acoustic Nonlinearity in Solids ». *Ultrasonics* 40 (1): 621-25. [https://doi.org/10.1016/S0041-624X\(02\)00186-5](https://doi.org/10.1016/S0041-624X(02)00186-5).
- Solodov, Igor. 2014. « Resonant Acoustic Nonlinearity of Defects for Highly-Efficient Nonlinear NDE ». *Journal of Nondestructive Evaluation* 33 (2): 252-62. <https://doi.org/10.1007/s10921-014-0229-9>.
- Stanke, Fred E., et G. S. Kino. 1984. « A unified theory for elastic wave propagation in polycrystalline materials ». *The Journal of the Acoustical Society of America* 75 (3): 665-81. <https://doi.org/10.1121/1.390577>.
- Starling, C.M.D, et J.R.T Branco. 1997. « Thermal Fatigue of Hot Work Tool Steel with Hard Coatings ». *Thin Solid Films* 308-309 (octobre): 436-42. [https://doi.org/10.1016/S0040-6090\(97\)00600-7](https://doi.org/10.1016/S0040-6090(97)00600-7).
- Sugawara, Azusa, Kentaro Jinno, Yoshikazu Ohara, et Kazushi Yamanaka. 2015. « Closed-Crack Imaging and Scattering Behavior Analysis Using Confocal Subharmonic Phased Array ». *Japanese Journal of Applied Physics* 54 (juin): 07HC08-1. <https://doi.org/10.7567/JJAP.54.07HC08>.
- Sun, Hongbin, et Jinying Zhu. 2020. « Determination of Acoustic Nonlinearity Parameters Using Thermal Modulation of Ultrasonic Waves ». *Applied Physics Letters* 116 (24): 241901. <https://doi.org/10.1063/5.0014975>.
- Suresh, S., G. F. Zamiski, et D R. O. Ritchie. 1981. « Oxide-Induced Crack Closure: An Explanation for Near-Threshold Corrosion Fatigue Crack Growth Behavior ». *Metallurgical and Materials Transactions A* 12 (8): 1435-43. <https://doi.org/10.1007/BF02643688>.
- Takahashi, Koji, Kentaro Jinno, Yoshikazu Ohara, et Kazushi Yamanaka. 2014. « Evaluation of crack closure stress by analyses of ultrasonic phased array images during global preheating and local cooling ». *Japanese Journal of Applied Physics* 53 (juin): 07KC20. <https://doi.org/10.7567/JJAP.53.07KC20>.

- Tohmyoh, Hironori, Masumi Saka, et Yuichi Kondo. 2006. « Thermal Opening Technique for Nondestructive Evaluation of Closed Cracks ». *Journal of Pressure Vessel Technology* 129 (1): 103-8. <https://doi.org/10.1115/1.2389026>.
- Tschegg, E.K. 1983. « Sliding Mode Crack Closure and Mode III Fatigue Crack Growth in Mild Steel ». *Acta Metallurgica* 31 (9): 1323-30. [https://doi.org/10.1016/0001-6160\(83\)90003-2](https://doi.org/10.1016/0001-6160(83)90003-2).
- Van Den Abeele, Koen, Alexander Sutin, Jan Carmeliet, et Paul Johnson. 2001. « Micro-damage diagnostics using nonlinear elastic wave spectroscopy (NEWS) ». *NDT & E International* 34 (juin): 239-48. [https://doi.org/10.1016/S0963-8695\(00\)00064-5](https://doi.org/10.1016/S0963-8695(00)00064-5).
- Vor, Kokleang. 2009. « Etude expérimentale et modélisation numérique de la fermeture de fissures longues et courtes dans un acier inoxydable 304L ». Theses, ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique - Poitiers. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00445991>.
- Wei, Zheng, Meng-Fu He, et Ya-Pu Zhao. 2010. « The Effects of Roughness on Adhesion Hysteresis ». *Journal of Adhesion Science and Technology* 24 (6): 1045-54. <https://doi.org/10.1163/016942409X12584625925222>.
- Xiao, Hui, et Peter B. Nagy. 1998. « Enhanced ultrasonic detection of fatigue cracks by laser-induced crack closure ». *Journal of Applied Physics* 83 (12): 7453-60. <https://doi.org/10.1063/1.367507>.
- Xu, Lei, Yiyin Su, Kai Wang, Xiongbing Yang, Shenfang Yuan, et Zhongqing Su. 2021. « An Elastodynamic Reciprocity Theorem-Based Closed-Form Solution to Second Harmonic Generation of Lamb Waves by a Fatigue Crack: Theory & Experimental Validation ». *Journal of Sound and Vibration* 509 (septembre): 116226. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2021.116226>.
- Yamanaka, Kazushi, Tsuyoshi Mihara, et Toshihiro Tsuji. 2004. « Evaluation of Closed Cracks by Model Analysis of Subharmonic Ultrasound ». *Japanese Journal of Applied Physics* 43 (5S): 3082. <https://doi.org/10.1143/JJAP.43.3082>.
- Yamanaka, Kazushi, Yoshikazu Ohara, Miyuki Oguma, et Yohei Shintaku. 2011. « Two-Dimensional Analyses of Subharmonic Generation at Closed Cracks in Nonlinear Ultrasonics ». *Applied Physics Express* 4 (7): 076601. <https://doi.org/10.1143/APEX.4.076601>.
- Yener, Tuba, Şuayb Çağrı Yener, et Reşat Mutlu. 2019. « Convection Coefficient Estimation of Still Air Using an Infrared Thermometer and Curve-Fitting ». *Journal of Engineering Technology and Applied Sciences*, août. <https://doi.org/10.30931/jetas.598862>.
- Zalt, Abdulkader. 2012. « Endommagement par fatigue et prédiction de la durée de vie des structures soudées de type caisson ». These de doctorat, Université de Lorraine. <https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01749316>.
- Zeng, Shengyang, Jinying Zhu, Bibo Zhong, et Xiongbing Li. 2023. « Thermo-Acoustoelastic Effect of Rayleigh Wave: Theory and Experimental Verification ». *Ultrasonics* 131 (mai): 106948. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2023.106948>.

- Zhang, Zhen, Menglong Liu, Yaozhong Liao, Zhongqing Su, et Yi Xiao. 2018. « Contact Acoustic Nonlinearity (CAN)-Based Continuous Monitoring of Bolt Loosening: Hybrid Use of High-Order Harmonics and Spectral Sidebands ». *Mechanical Systems and Signal Processing* 103 (mars): 280-94. <https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2017.10.009>.
- Zhong, Bibo. 2022. « Measuring Acoustic Nonlinearity of Elastic Materials Using Thermal Modulation of Ultrasonic Waves ». University of Nebraska.
- Zippel, William J., José A. Pincheira, et Glenn A. Washer. 2000. « Crack Measurement in Steel Plates Using TOFD Method ». *Journal of Performance of Constructed Facilities* 14 (2): 75-82. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0887-3828\(2000\)14:2\(75\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0887-3828(2000)14:2(75)).

Table des figures

Figure 1-1: Exemple de fissuration à chaud pouvant apparaître dans les soudures (Coniglio et Cross 2009).....	16
Figure 1-2: Distribution des contraintes dans une plaque entaillée sous traction (Zalt 2012)	17
Figure 1-3: Loi de propagation générale, A : Zone d’amorce de la fissure, B : Zone de propagation de la fissure, C : Zone de rupture (Jiang 1994).....	17
Figure 1-4: Forme générale d’une courbe de Wöhler (Zalt 2012).....	18
Figure 1-5: (a) Endommagement en surface d’un acier faiblement allié (H13) dû à la fatigue thermique (Starling et Branco 1997), (b) Fissure propagée par fatigue thermique après initiation de la fissuration en pointe d’entaille dans un acier H13 (Jia et al. 2015)	19
Figure 1-6: Image au microscope optique d'une fissure de corrosion sous contrainte : (a) Transgranulaire dans un acier inoxydable austénitique, (b) Intergranulaire dans un acier inoxydable martensitique (Lynch 2011).....	19
Figure 1-7: Illustration des différents types de fermeture (Suresh, Zamiski, et Ritchie 1981)	20
Figure 1-8: Variation du coefficient de concentration de contrainte en pointe de fissure lors d’un essai de fatigue sur une fissure fermée (Vor 2009).....	21
Figure 1-9: (a) Description de la pièce à contrôler (gris) et de sa chemise (bleu), (b) Position de la zone fissurée (rouge) par rapport à la pièce et la chemise.....	22
Figure 1-10: Représentation schématique du mécanisme de fretting fatigue (Dieu et al. 2023).....	23
Figure 1-11: Photo des zones endommagées sur une maquette de fretting fatigue une fois la chemise déposée (Dieu et al. 2023)	23
Figure 1-12: Image obtenue au microscope d'une fissure issue de nos échantillons après examen destructif de la pièce	24
Figure 1-13: Visualisation de l’intérieur d’une fissure après son ouverture par rupture brusque de l’échantillon par choc.....	24
Figure 1-14: Contrôle par ressuage : (a) Application et pénétration dans la fissure du liquide pénétrant, (b) Enlèvement de l’excédent de pénétrant, (c) Révélation du pénétrant (Dumont-Fillon 1996).....	25
Figure 1-15: Contrôle par magnétoscopie (Dumont-Fillon 1996)	26
Figure 1-16: (a) Visualisation de l'image d'un défaut sur un film radiographique.....	27
Figure 1-17: Schéma de la position de la source du rayonnement par rapport à la pièce à contrôler et à ses défauts pour le contrôle radiographique.....	27
Figure 1-18: Contrôle par courants de Foucault: (a) Pièce sans défaut, (b) Pièce avec défaut (Dumont-Fillon 1996).....	28
Figure 1-19 : Illustration de la propagation d'une onde longitudinale et transversale	29

Figure 1-20 : Réflexion et réfraction d'une onde incidente longitudinale à une interface entre deux milieux.....	29
Figure 1-21: (a) Visualisation de l'écho de coin et de l'écho de diffraction, (b) Explication de l'écho de coin	30
Figure 1-22: Définition du (a) A-Scan, du (b) B-Scan, (c) Balayage de la pièce réalisé pour le C-Scan et (d) Résultat du C-Scan (« Introduction à l'inspection par ultrasons Olympus IMS », s. d.).....	31
Figure 1-23 : Définition des transducteurs multi-éléments : (a) Linéaire 1D, (b) Linéaire 2D, (c) avec des éléments annulaires (B. W. Drinkwater et Wilcox 2006)	31
Figure 1-24: Différents types de pilotage des transducteurs multi-éléments : (a) B-Scan, (b) B-Scan focalisé, (c) Balayage angulaire (d) Balayage angulaire avec un sabot (B. W. Drinkwater et Wilcox 2006).....	32
Figure 1-25: (a) Image multi-éléments d'une fissure de fatigue et (b) Photographie de la fissure correspondante (Ohara et al. 2007a).....	32
Figure 1-26: Dispositif expérimental de la méthode TOFD, (b) A-Scan obtenu contenant les différents échos de la fissure (Zippel, Pincheira, et Washer 2000)	33
Figure 1-27: (a) Configuration CIVA simulée, (b) Courbe de l'amplitude de l'écho de coin en fonction de la profondeur de l'entaille simulée et expérimentale (Extende, s. d.)	33
Figure 1-28 : Positionnement du transducteur ultrasonore par rapport à l'axe, à la chemise et à la zone fissurée (rouge).....	33
Figure 1-29: Image ultrasonore obtenue au cours du cycle de chargement-déchargement: (a) avant le chargement, (b-c) pendant le chargement, (d) chargement maximal, (e-f) pendant le déchargement, (g-l) schémas de la fissure correspondants respectivement aux instants des images (a-f) (Takahashi et al. 2014).....	34
Figure 1-30: Photo de la pièce fissurée extraite de la pièce industrielle totale	35
Figure 1-31: (a) Schéma des 3 échantillons extraits de la pièce industrielle contenant les fissures fermées, (b) Profil de la zone usinée.....	35
Figure 1-32: (a) Positionnement du transducteur pour la réalisation des B-Scans, (b, c, d) Résultat des B-Scans des 3 échantillons fissurés, (e, f, g) Cartographie des fissures des 3 échantillons.....	36
Figure 1-33: Schéma du dispositif pour l'observation de l'évolution de l'amplitude de l'écho de coin et de l'ouverture de la fissure pendant l'essai de flexion (échantillon 1) ...	37
Figure 1-34: (a) Photo de la fissure avant sa mise en flexion, (b) Mesure des déplacements suivant X autour de la fissure pour un chargement de 24 kN	37
Figure 1-35 : (a) Photo de la fissure avant le chargement puis mesure des déformations autour de la fissure pour des chargements de (b) 15 kN et (c) 24 kN	38
Figure 1-36 : Profil de déformation de la fissure.....	38
Figure 1-37 : Longueur de la partie ouverte de la fissure observée sur les mesures de la caméra en fonction de la charge appliquée par l'essai de flexion	39
Figure 1-38 : Courbe moyennée de ouverte – caméra et variation relative de l'amplitude de l'écho de coin de la fissure en fonction de la charge appliquée par l'essai de flexion	40

Figure 1-39: Modélisation mécanique d'une fissure fermée.....	41
Figure 1-40: (a) Image linéaire, (b) Image non linéaire (méthodes des « sous-harmonique »), (c) Photo de la fissure fermée observée (Ohara et al. 2007a)	42
Figure 1-41: (a) Image linéaire, (b) Image non linéaire (méthode « FAD ») (Hauptert, Ohara, et al. 2019).....	42
Figure 2-1: (a) Décalage de la fréquence de résonance d'un échantillon d'ardoise endommagée (Van Den Abeele et al. 2001), (b) Transformée de Fourier du signal ultrasonore passé dans un échantillon d'acier irradié (Matlack et al. 2014)	46
Figure 2-2: Modélisation de deux surfaces rugueuses en contact sous la pression initiale p_0 (S. Biwa, Hiraiwa, et Matsumoto 2006).....	47
Figure 2-3: Principe de la CAN pour une fissure et une onde longitudinale d'incidence normale (Blanloeuil 2013)	47
Figure 2-4: Modélisation bilinéaire du mouvement de la paroi d'une fissure fermée (Blanloeuil 2013)	48
Figure 2-5 : (a) Signal d'excitation et seuil d'ouverture de la fissure avec σ_0 la contrainte de fermeture, (b) Signal rectifié lorsque l'effort de traction est suffisant pour ouvrir la fissure, (c) Spectre fréquentiel du signal rectifié faisant apparaître le fondamental et les super-harmoniques (Blanloeuil 2013).....	48
Figure 2-6 : Relation entre le chargement et la flèche pendant 2 cycles de montée/descente en charge pendant l'essai de flexion réalisé avec l'échantillon fissuré	50
Figure 2-7 : Amplitude de l'écho de coin d'une fissure fermée pendant son ouverture par un essai de flexion	50
Figure 2-8 : (a) Schéma du dispositif expérimental et (b) amplitudes du fondamental et (c) du super-harmonique en fonction de la distance du scan (Seo et al. 2014)	51
Figure 2-9 : (a) Dispositif expérimental et définition des points de mesure, (b) Non linéarité du signal en fonction de la position de mesure (Kou, Pei, et Chen 2021)	52
Figure 2-10 : Schéma du dispositif expérimental de la méthode SPACE (Ohara et al. 2008) : (a) avec une pastille piézo-électrique pour l'émission et un transducteur multi-éléments pour la réception ou (b) un transducteur multi-éléments à la fois pour l'émission et la réception	53
Figure 2-11 : Schéma du dispositif expérimental utilisé pour mesurer la réponse ultrasonore de la fissure en fonction de son état de fermeture (Ohara et al. 2007b)	54
Figure 2-12 : Comparaison des résultats de la méthode SPACE pour une fissure ouverte et fermée : (a, b, c) Image du fondamental, du sous-harmonique et photo de la fissure ouverte par la flexion, (d, e, f) Image du fondamental, du sous-harmonique et photo de la fissure fermée (Ohara et al. 2007b).....	54
Figure 2-13 : Imagerie d'une fissure de corrosion sous contrainte dans un environnement avec beaucoup de réflecteurs linéaires (a) et (b) positionnement du transducteur par rapport au défaut, (c) image du fondamental et (d) image du sous-harmonique (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020)	55

Figure 2-14 : Illustration des trois acquisitions de la méthode FAD avec les mesures (a) avec tous les éléments, (b) seuls les éléments pairs, (c) avec seuls les éléments impairs (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020).....	56
Figure 2-15 : Imagerie d'une fissure fermée par la méthode FAD. Amplitude du spectre fréquentiel obtenu avec (a) tous les éléments, (b) seuls les éléments pairs, (c) avec seuls les éléments impairs et (d) résultat de la différence des imageries (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020).....	57
Figure 2-16 : Imagerie fissure de fatigue dans un échantillon d'aluminium obtenue par une méthode linéaire et par la méthode FAD avec (a-c) 32 éléments, (d-f) 64 éléments, (g-i) 96 éléments et (j-l) 128 éléments (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020).....	58
Figure 2-17 : Illustration du fonctionnement de la méthode d'imagerie par mesure de l'énergie diffuse et de la transition d'un champ ultrasonore cohérent à un champ ultrasonore diffus pendant une acquisition parallèle (a-h) et séquentielle (i-n) (Ohara, Mihara, et Yamanaka 2020).....	59
Figure 2-18: Imagerie d'une fissure de fatigue (la croix représente la pointe de fissure) avec (a) la méthode TFM et (b) le paramètre non linéaire γ (J. N. Potter, Croxford, et Wilcox 2014).....	60
Figure 2-19 : (a) Dispositif expérimental pour la mesure du déplacement absolu sur le point de focalisation pour un nombre d'éléments allant de 32 à 128 éléments, (b) Déplacement de l'onde incidente mesurée pour un nombre d'éléments allant de 32 à 128 éléments (Ohara, Nakajima, Hauptert, et al. 2019).....	61
Figure 2-20 : Illustration du fonctionnement de la modulation d'onde (Jhang, 2009) ...	62
Figure 2-21 : Dispositif expérimental utilisé pour une mesure de type DAET sur une fissure de fatigue d'un échantillon d'aluminium, (a) Echantillon placé sur le disque piézoélectrique utilisé par la pompe et traducteurs à onde de surface utilisés pour la sonde, (b) Zoom sur le positionnement de la sonde par rapport à la fissure (Jin, Johnson, et Shokouhi 2020).....	63
Figure 2-22 : Variation de la vitesse de propagation des ondes ultrasonores en fonction de la déformation produite par la pompe pour différentes positions de traducteur (Jin et al. 2018).....	64
Figure 2-23 : Variation du coefficient de transmission relatif en fonction de la déformation produite par la pompe sur différentes fissures (Jin, Johnson, et Shokouhi 2020)	64
Figure 2-24 : Schéma du dispositif expérimental pour l'imagerie de la fissure pendant la sollicitation de la pompe et résultat de l'imagerie multi-élément en fonction des états de contraintes appliqués par la pompe (Ohara, Hauptert, et Li 2021)	65
Figure 2-25 : (a) Représentation de la fissure et du positionnement de la zone imagée, (b) Image linéaire obtenue avant l'excitation de la pompe (PWI), (c) Image soustraite (Ohara, Hauptert, et Li 2021).....	65
Figure 2-26: Schéma des déformations de la pièce pendant le refroidissement de la face opposée à la fissure.....	66

Figure 2-27: (a) Schéma du dispositif expérimental du GPLC, (b) Image ultrasonore obtenue avec le traducteur multi-éléments avant le refroidissement, (c) Image ultrasonore obtenue après 4s de refroidissement, (d) Image soustraite après 4s de refroidissement (Ohara et al. 2013).....	66
Figure 2-28 : (a) Image ultrasonore obtenue avec le traducteur multi-éléments avant le refroidissement, (b) Image ultrasonore obtenue après 10 s de refroidissement, (c) Image soustraite après 10 s de refroidissement (Ohara et al. 2013).....	67
Figure 2-29: (a) Schéma de l'échantillon étudié, (b) Schéma du setup expérimental pour une pompe « mécanique », (c) Schéma du setup expérimental pour une pompe « thermique », (d) Chute de la vitesse de propagation des ondes ultrasonore en fonction du gradient de température/déformation pour un échantillon sain (bleu) et un échantillon fissure (rouge) (Manogharan et Shokouhi 2023).....	67
Figure 3-1 : Fixation du traducteur de l'onde pompe sur la paroi latérale de l'échantillon étudié.....	72
Figure 3-2 : (a) Géométrie de la pièce simulée, (b) Résultat de la simulation de la résonance de la pièce (champ de déplacement)	73
Figure 3-3 : Champs de déplacement normalisés de la face opposée au traducteur obtenus par simulation, (a) déplacements suivant x, (b) y et (c) z	73
Figure 3-4 : (a) Dispositif expérimental pour la vibrométrie laser 3D et (b) Photo de l'échantillon recouvert d'un film réfléchissant.....	74
Figure 3-5: Mesures expérimentales des champs de déplacement de la surface opposée au traducteur de la pompe.....	74
Figure 3-6: Décalage de la pompe : Pompe « centrée » (gauche) et pompe décalée (droite)	74
Figure 3-7: Champs de déplacements simulés de la face 2 avec une pompe légèrement décalée.....	75
Figure 3-8: (a) Définition de l'arête où les déplacements sont évalués, (b) Valeurs de U_x normalisées suivant Y pour un traducteur centré (courbe bleue) ou un traducteur décalé de 3 mm (courbe verte).....	75
Figure 3-9: Face coupant les fissures utilisées pour réaliser la deuxième série de mesure de vibrométrie 3D.....	76
Figure 3-10 : Comparaison des mesures des déplacements au vibromètre laser (a, b et c) avec les résultats de simulation (d, e et f) sur la face coupant les fissures (valeurs normalisées par le maximum de U_x).....	76
Figure 3-11 : Position de la zone de mesure autour de la fissure.....	76
Figure 3-12 : (a) Champ de U_x mesuré autour de la fissure, (b, c, d) Profil de U_x au niveau de la surface de l'échantillon, à 1mm de profondeur et 2 mm de profondeur	77
Figure 3-13: (a) Echantillon fissuré étudié, (b) Positionnement des traducteurs à onde de surface (Jin et al. 2018; Manogharan et Shokouhi 2023), (c) Positionnement du traducteur dans la profondeur de la fissure (Hauptert et al. 2014).....	78

Figure 3-14: Définition de la longueur et de la profondeur de l'entaille et visualisation de la configuration de la simulation CIVA présentant le défaut simulé et la position du traducteur.....	79
Figure 3-15 : Abaque donnant la réflectivité d'une entaille en fonction de sa profondeur	80
Figure 3-16: Photo de l'échantillon entaillé.....	80
Figure 3-17: (a) Exemple de rayons du faisceau US pour une mesure sur une entaille et sur le coin, (b) Abaque simulé de la réflectivité des entailles en fonction de leur profondeur.....	80
Figure 3-18: Visualisation d'une fissure d'un échantillon fissuré au microscope et constatation de son inclinaison.....	81
Figure 3-19: Schéma du bloc usiné pour obtenir des faces aux angles de 85°,90° et 95°	81
Figure 3-20: (a) Définition du signe de l'orientation par rapport au signal ultrasonore incident, (b) Amplitude de l'écho de coin en fonction de l'orientation du défaut.....	82
Figure 3-21 : Impact de l'orientation de l'entaille sur la différence d'amplitude de l'écho de coin mesurée entre deux traducteurs placés de part et d'autre d'une entaille en fonction de son orientation.....	82
Figure 3-22: Abaque simulé de la réflectivité des entailles en fonction de leur profondeur et mesures expérimentales sur une fissure fermée	84
Figure 3-23: Schéma du dispositif expérimental complet utilisé pour la mesure de la réponse d'une fissure à la sollicitation de la pompe	85
Figure 3-24: Envoi des échos de la sonde et amplitude de la pompe au cours du temps	86
Figure 3-25: Amplitude de la pompe pendant sa phase de stabilisation.....	86
Figure 3-26 : Photo du système de fixation du traducteur	87
Figure 3-27: Description du placement des traducteurs sur les 3 échantillons et numérotation des positions.....	87
Figure 3-28: Résultats de l'essai de flexion pour les différentes positions de traducteurs	88
Figure 3-29 : Profil de profondeur estimé par l'abaque des trois échantillons fissurés cote à cote (profondeur de la partie ouverte (louverte) et profondeur réelle).....	89
Figure 3-30: Mesure expérimentale sur la fissure 1 de la variation de l'amplitude de l'écho de coin pour trois amplitudes de pompe différentes.....	90
Figure 3-31 : Mesure expérimentale sur la fissure 7 de la variation de l'amplitude de l'écho de coin pour 4 amplitudes de pompe différentes	91
Figure 3-32: Mesure de l'amplitude de l'écho de coin d'une entaille en fonction de l'amplitude de la pompe	91
Figure 3-33: Variations de l'amplitude de l'écho de coin des fissures des trois échantillons au cours de la sollicitation de la pompe	92
Figure 3-34 : Variations de l'amplitude de l'écho de coin des fissures des trois échantillons au cours de la sollicitation de la pompe pour une même échelle de valeur	93
Figure 3-35 : Variations moyennes \pm les écarts types des valeurs de $\Delta A_{max}/A_0$ aux différentes positions définies sur les 3 échantillons fissurés.....	94

Figure 3-36 : Profil de fissure initial et profil de fissure obtenu grâce à l'ouverture de la pompe.....	94
Figure 3-37: Schéma de la modélisation de l'interface (S. Biwa, Nakajima, et Ohno 2004)	97
Figure 3-38 : Amplitude de la pompe et de la sonde au cours du temps avec les résultats de la modélisation pour la position de traducteur numéro 4	100
Figure 3-39: Comparaison des résultats expérimentaux à la modélisation de la réponse ultrasonore de la fissure face à la sollicitation de l'onde pompe.....	100
Figure 3-40: Modélisation du phénomène de clapping (Nouira 2020)	102
Figure 3-41: Modélisation du phénomène d'adhésion entre les parois en contact (Nouira 2020)	102
Figure 3-42: Modélisation de la rupture du contact avec la raideur non linéaire de l'interface (Nouira 2020).....	103
Figure 3-43 : $\Delta A/A_0$ au cours du temps pour une pompe activant le clapping (position 1)	104
Figure 3-44: FFT des signaux obtenus pour une pompe activant le clapping (position 1) et une pompe ne l'activant pas (position 4)	104
Figure 3-45: Comparaison des mesures expérimentales des variations de l'amplitude de l'écho de coin observées avec une amplitude pompe rompant ou ne rompant pas le contact de l'interface.....	104
Figure 3-46 : Comportement de l'amplitude de l'écho de coin pendant l'ouverture de la fissure par l'essai de flexion	105
Figure 4-1: (a) Schéma de la fissure dans son état initial, (b) et quelques instants après le début du refroidissement.....	109
Figure 4-2: Schéma du dispositif expérimental utilisé pour la méthode de refroidissement et image infrarouge de la zone refroidie	110
Figure 4-3: Placement du tube de refroidissement à la main	110
Figure 4-4 : Représentation schématique de la réponse de la fissure au cours du processus de refroidissement	111
Figure 4-5: Mesure de l'amplitude de l'écho de coin au cours des tests de répétabilité avec un placement du tube à la main.....	112
Figure 4-6: Photographie du système de maintien du tube	112
Figure 4-7: Amplitude de l'écho de coin pendant les essais de répétabilité du refroidissement d'une fissure fermée avec un tube fixé par un système de maintien ...	113
Figure 4-8: Mesure de l'écho de coin d'une entaille pendant l'application du refroidissement	113
Figure 4-9: Variations de l'amplitude de l'écho de coin durant la sollicitation de la pompe, la sollicitation thermique et l'essai de flexion sur les 3 échantillons fissurés....	114
Figure 4-10 : Profils de profondeur estimés des fissures obtenus grâce aux différents essais réalisés sur les 3 échantillons fissurés.....	114
Figure 4-11 : Schéma du comportement de la fissure lors de son ouverture comparé à l'effort d'ouverture appliqué par l'onde pompe et la sollicitation thermique.....	115

Figure 4-12: (a) Photo de la zone refroidie et thermographie infrarouge de la zone refroidie (b) 2s, (c) 4s et (d) 30s après la fin du refroidissement.....	117
Figure 4-13: Géométrie de la modélisation par élément fini du refroidissement.....	117
Figure 4-14: Conditions limites pour la modélisation éléments finis du refroidissement	119
Figure 4-15: Résultats de simulation du froid à la fin du refroidissement et aux instants des images infrarouges.....	119
Figure 4-16: (a) Ligne sur laquelle les données de température expérimentales sont extraites pour la comparaison avec les données simulées, (b) Ligne sur laquelle les données de température simulées sont extraites pour la comparaison avec les données expérimentales, (c) Comparaison des résultats de simulation aux mesures expérimentales faites avec la caméra infrarouge à 3 instants différents	120
Figure 4-17: Déformée de la pièce après 2s de refroidissement (facteur d'échelle=300)	120
Figure 4-18: Modélisation 1D du faisceau US à partir du rayon central (ligne rouge).....	121
Figure 4-19 : Variation de la température simulée sur le parcours de l'onde après 2 secondes de refroidissement.....	121
Figure 4-20 : Description de la discrétisation du trajet de l'onde en une série de N sections de largeur dx.....	121
Figure 4-21 : Représentation du faisceau avec son ouverture	123
Figure 4-22 : Amplitude et temps de vol de l'écho de coin de l'entaille pendant et après le refroidissement.....	124
Figure 4-23: Schéma du dispositif expérimental pour la mesure de la déviation de l'onde ultrasonore par le froid avant et pendant le refroidissement de l'entaille.....	124
Figure 4-24: B-Scan obtenu pour l'observation de la déviation de l'onde par le froid....	125
Figure 4-25: Zoom sur l'écho 2 utilisé pour la corrélation croisée 2D.....	125
Figure 4-26: (a) Schéma de la projection du B-Scan, (b) Maximum de l'amplitude de l'écho initial et de l'écho obtenu après 2 secondes de refroidissement le long du transducteur multi-élément	126
Figure 4-27: Variation du temps de vol estimée provoquée par le changement des propriétés mécaniques au cours du temps.....	127
Figure 4-28: Variation du temps de vol estimée à partir des résultats de simulation comparée aux mesures expérimentales	128
Figure 4-29 : Variation de l'amplitude de l'écho de coin au cours du temps liée à la variation de l'atténuation du matériau	129
Figure 4-30: Coefficient de réflexion d'une onde transversale à l'interface solide-fluide en fonction de l'angle d'incidence	130
Figure 4-31 : Chute de l'amplitude de l'écho de coin due à la présence d'une couche de liquide sur l'entaille.....	130
Figure 4-32: Schéma d'illustration de l'influence de l'épaisseur de la couche de liquide	130

Figure 4-33: Variation de l'amplitude de l'écho de coin pendant le refroidissement mesurée expérimentalement et du modèle	131
Figure 4-34 : Variation de temps de vol et d'amplitude de l'écho de coin lors d'une mesure sur une fissure fermée.....	132
Figure 4-35: Résultat des simulations réalisées avec CIVA donnant le temps de vol des échos en fonction de la profondeur des entailles	132
Figure 4-36 : (a) Profondeur de la partie ouverte de la fissure (louverte) au cours du temps estimée par l'abaque, (b) Variation de temps de vol associée à l'agrandissement de la taille de la partie ouverte de la fissure au cours du temps.....	133
Figure 4-37 : Variation de la vitesse de propagation d'une onde ultrasonore en fonction de la déformation appliquée lors du passage au travers d'une fissure fermée dans deux cas différents (Rivière et al. 2014; Jin et al. 2018).....	134
Figure 4-38 : Modélisation de la zone de forte non linéarité autour de la fissure (zone rouge) par rapport au reste du faisceau (zone bleue).....	134
Figure 4-39 : (a)Variation de temps de vol due à l'acousto-élasticité du matériau et de la fissure, (b) Variation de temps de vol totale due au phénomène d'acousto-élasticité pendant le refroidissement d'une fissure fermée	135
Figure 4-40 : Comparaison de la variation de temps de vol expérimentale à celle obtenue avec le modèle.....	135
Figure 4-41 : Dispositif expérimental utilisé pour la mesure de l'ouverture des fissures présentes sur le tronçon extrait de la pièce réelle	137
Figure 4-42 : Variation de l'amplitude de l'écho de coin des fissures le long de la circonférence de la pièce réelle après la sollicitation thermique	138
Figure 4-43 : Profondeur de la partie ouverte (louverte) des fissures le long de la pièce réelle avant et après la sollicitation thermique.....	139
Figure 4-44 : Schéma de description des échos de frette	139
Figure 4-45 : S-Scan obtenu après rebond lors du contrôle d'une pièce réelle saine avec un transducteur placé où un écho de frette a une amplitude importante.....	140
Figure 4-46 : Description des deux placements du refroidissement sur la pièce à contrôler.....	140
Figure 4-47: Evolution de la forme de l'écho de frette au cours de la sollicitation thermique pour la position de transducteur où l'amplitude de l'écho augmente	141
Figure 4-48 : Définition de l'ouverture de l'entaille.....	142
Figure 4-49: Pièce simulée et refroidissement appliqué (ligne bleue) : (a) pour une position centrée sur l'entaille et (b) une position décalée sur le côté	142
Figure 4-50: Déformées des entailles après 1 seconde de refroidissement pour (a) un refroidissement centré et (b) un refroidissement décalé (facteur d'échelle = 1000).....	143
Figure 4-51 : Ecartement de l'entaille au cours du temps pour un refroidissement centré sur la fissure ou décalé à cause de la présence de la chemise	143
Figure 4-52 : Ouverture de la fissure 4 avec un refroidissement décalé de 1 cm.....	144
Figure 4-53 : Géométrie simulée de la pièce chemisée avec une entaille présente à 5 mm sous la chemise.....	144

Figure 4-54 : Déformée de la pièce après 1 seconde de refroidissement pour une entaille située à 5 mm en dessous de la chemise (facteur d'échelle = 1000).....	144
Figure 4-55 : Ecartement de l'entaille pour un refroidissement centré sur l'entaille ou avec une entaille située à 5 mm sous la chemise	145
Figure 5.4-56: Schéma des différents paramètres expérimentaux étudiés pour l'optimisation de l'ouverture de la fissure par le refroidissement local de la pièce	Erreur ! Signet non défini.
Figure 5.4-57: Mesure de l'amplitude de l'écho de coin au cours des tests de répétabilité avec des diamètres de tube de 4 mm, 6 mm et 8 mm	Erreur ! Signet non défini.
Figure 5.4-58: Valeur maximale moyenne et écart type de l'amplitude de l'écho de coin atteinte lors de la sollicitation thermique d'une fissure fermée pour plusieurs diamètres différents avec un placement manuel du tube	175
Figure 5.4-59: Influence de la longueur du tube sur l'ouverture de la fissure par la méthode de refroidissement local.....	176
Figure 5.4-60: Influence de a sur l'ouverture de la fissure par la méthode de refroidissement local	Erreur ! Signet non défini.
Figure 5.4-61: Influence de l'orientation du tube sur l'ouverture de la fissure obtenue avec la méthode de la sollicitation thermique.....	Erreur ! Signet non défini.
Figure 5.4-62: Schéma de l'interface solide-fluide étudiée pour une onde transversale incidente (Royer et Valier-Brasier 2021).....	Erreur ! Signet non défini.

Annexe

A. Choix des paramètres expérimentaux pour l'application du refroidissement

Avec la sollicitation thermique des fissures, de nombreux paramètres expérimentaux entrent en jeu. Pour choisir quelle est la configuration optimale, nous allons effectuer des tests de répétabilité sur une même fissure fermée en faisant varier les paramètres étudiés. Nous allons tester les dimensions du tuyau (son diamètre d et sa longueur L) et son positionnement par rapport à la fissure (la distance entre la fissure et la sortie du tube (a) et l'inclinaison du tube (θ) voir Figure A. 1). Nous supposons que les paramètres étudiés sont indépendants les uns des autres et allons les étudier un à un.

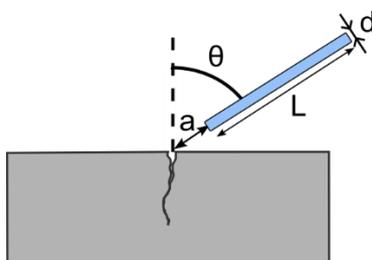


Figure A. 1 : Schéma des différents paramètres expérimentaux étudiés pour l'optimisation de l'ouverture de la fissure par le refroidissement local de la pièce

A.1. Choix du diamètre du tube

Le diamètre est un paramètre très important pour l'ouverture des fissures car il a un impact sur la taille de la zone refroidie. Il n'a cependant pas un impact sur la valeur du flux de refroidissement envoyé sur la pièce car la quantité de liquide refroidissant reste constante. Un diamètre de tube faible donne donc un refroidissement fort sur une zone plus réduite, alors qu'avec un diamètre plus grand, l'intensité du refroidissement est plus faible mais sur une surface plus étendue. Pour l'ouverture des fissures, il doit donc exister un optimal que nous allons rechercher pour les bombes de refroidissement à notre disposition.

Pour commencer ces premiers essais, nous devons choisir des valeurs arbitraires pour a , L et θ . Nous décidons de prendre : $L = 20 \text{ cm}$, $a = 1 \text{ cm}$ et $\theta = 0^\circ$. Ces valeurs « raisonnables » donnent une longueur de tube adaptée à la distance entre la surface fissurée et la sortie de la bombe, le tube n'est ni trop rapproché, ni trop écarté des fissures, etc. Pour les diamètres, nous allons tester les diamètres de 4 mm, 6 mm et 8 mm. Nous n'avons pas besoin de tester des diamètres plus importants car au-delà de 8 mm, le flux de refroidissement n'est plus aussi régulier. Nous constatons que pour ces diamètres de tube, le liquide de refroidissement projeté par la bombe se concentre sur les bords de la paroi du tube et que de grosses gouttes se forment en sortie du tube, ce qui rend le

refroidissement beaucoup moins efficace. Nous supposons que dans ce cas, la bombe n'est plus assez puissante pour produire un écoulement régulier dans le tube.

Pour l'évaluation de la répétabilité, nous réalisons 15 mesures consécutives espacées de 10 minutes pour que la pièce ait le temps de reprendre sa température initiale (voir Figure A. 2). Le traducteur n'est pas déplacé entre les mesures, les écarts d'ouverture observés entre les acquisitions ne viennent donc que de la variation de sollicitation imposée par le refroidissement.

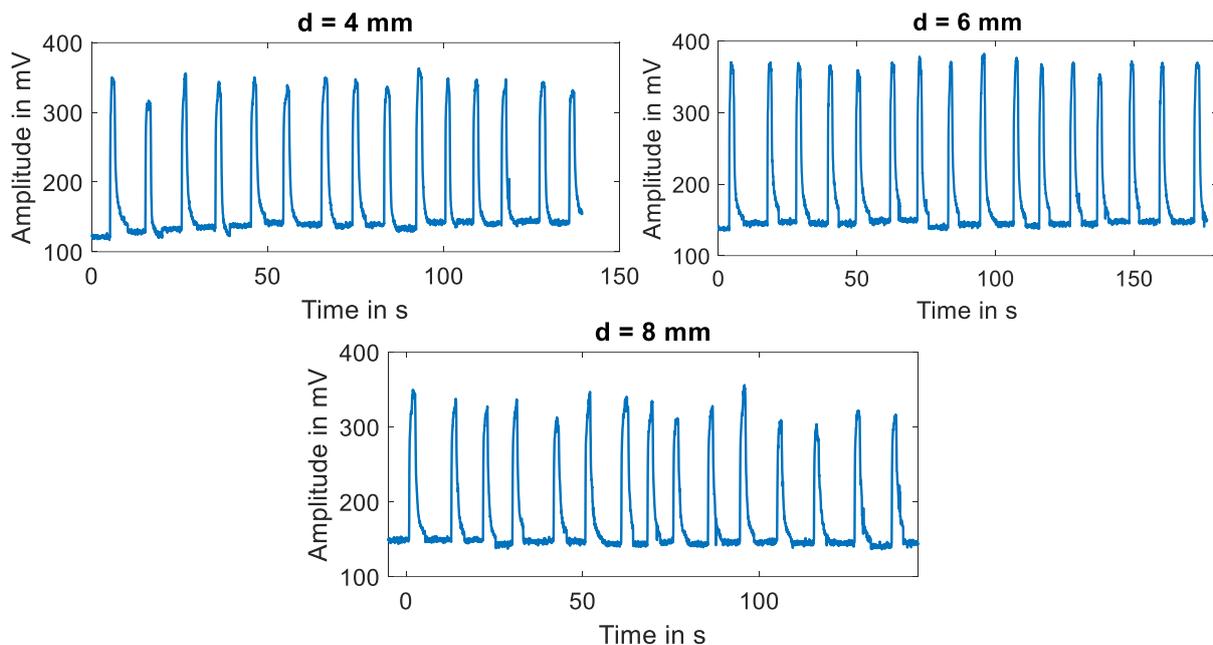


Figure A. 2 : Mesure de l'amplitude de l'écho de coin au cours des tests de répétabilité avec des diamètres de tube de 4 mm, 6 mm et 8 mm

Afin de représenter l'ouverture maximale de la fissure obtenue avec la sollicitation thermique, nous allons observer la valeur maximale de l'amplitude de l'écho de coin atteinte pendant le refroidissement. Nous notons sa valeur moyenne sur les 15 acquisitions ($\overline{A_{max}}$) et son écart type σ (voir Figure A. 3). Nous constatons que la différence de performance entre les différents diamètres n'est pas très importante car $\overline{A_{max}}$ varie de moins de 15%. Également, nous remarquons aussi que les difficultés de refroidissement observées pour les diamètres supérieurs à 10 mm se font déjà ressentir pour le diamètre de 8 mm. Même si le diamètre est plus élevé, la répétabilité n'est pas améliorée. L'optimale semble être $d = 6 \text{ mm}$ car c'est le diamètre donnant à la fois la meilleure ouverture des fissures (valeur maximale de $\overline{A_{max}}$) et la meilleure répétabilité.

d	4 mm	6 mm	8 mm
$\overline{A_{max}}$	345 mV	370 mV	327 mV
σ	11 mV	7 mV	16 mV

Figure A. 3 : Valeur maximale moyenne et écart type de l'amplitude de l'écho de coin atteinte lors de la sollicitation thermique d'une fissure fermée pour plusieurs diamètres différents avec un placement manuel du tube

A.2. Choix de la longueur du tube

La longueur du tube optimale est sans doute la longueur la plus faible possible afin de réduire la perte de charge lors du passage du fluide refroidissant dans le tube. L'évaluation de ce paramètre reste cependant intéressante car dans un contexte industriel, une longueur de tube importante peut se révéler utile pour s'adapter aux conditions expérimentales parfois difficiles. Des essais sont donc réalisés avec des tubes « courts » obligeant la bombe à être placée juste à côté de la zone fissurée ($L = 20 \text{ cm}$) et des tubes « longs » donnant beaucoup de liberté sur le placement de la bombe ($L = 65 \text{ cm}$) (voir Figure A. 4). Pour les autres paramètres, nous allons utiliser deux diamètres différents (4 mm et 6 mm) mais nous gardons $\theta = 0^\circ$ et $a = 1 \text{ cm}$.

Pour $d = 4 \text{ mm}$, l'ouverture de la fissure semble être peu affectée par l'augmentation de la longueur du tube car $\overline{A_{max}}$ ne diminue que de 5% entre $L = 20 \text{ cm}$ et $L = 65 \text{ cm}$. En revanche, pour $d = 6 \text{ mm}$, de fortes variations sont observées et la courbe n'est pas strictement décroissante comme avec le tube de 4 mm de diamètre. Nous attribuons la cause de ces fortes variations à la différence de rigidité entre les deux tubes. Pour $d = 4 \text{ mm}$, le tube est très souple, ce qui lui permet de changer de forme librement. Alors que pour $d = 6 \text{ mm}$, le tube utilisé est beaucoup plus rigide ce qui lui impose de prendre une forme non naturelle. Le passage dans ce deuxième cas pourrait alors être fortement perturbé, ce qui augmenterait les pertes de charges par rapport au tube souple.

Nous concluons tout de même grâce aux mesures effectuées avec le tube de 4 mm de diamètre que l'ouverture des fissures reste efficace même avec un tube de longueur importante, ce qui est intéressant pour l'industrialisation de la méthode. Pour la suite des expériences, même si les performances sont un peu moins bonnes, nous allons continuer avec les paramètres $d = 4 \text{ mm}$ et $L = 20 \text{ cm}$.

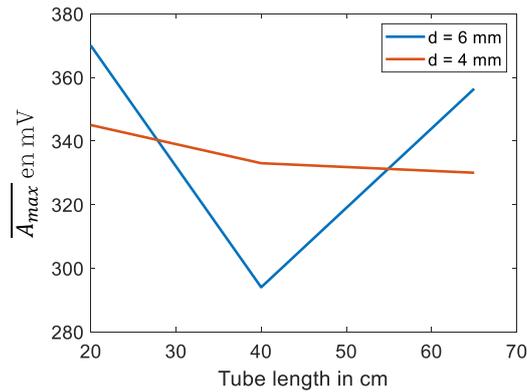


Figure A. 4 : Influence de la longueur du tube sur l'ouverture de la fissure par la méthode de refroidissement local

A.3. Choix du positionnement du tube

Maintenant que nous avons choisi le tube à utiliser, nous allons rechercher la meilleure manière de le positionner par rapport à la fissure (θ et a). Pour a , nous testons des distances allant de « très près de la fissure » ($a = 5 \text{ mm}$) à « assez éloigné » ($a = 30 \text{ mm}$) en gardant une orientation normale du tube par rapport à la surface ($\theta = 0^\circ$) (voir Figure A. 5). Nous observons que l'impact de a sur les performances de l'ouverture des fissures est significatif sans être critique puisque les variations de $\overline{A_{max}}$ sont de l'ordre de 10% pour des changements de a de plusieurs dizaines de millimètres. Un optimal semble cependant exister autour de $a = 10 \text{ mm}$. La valeur arbitraire choisie dans les essais précédents ($a = 10 \text{ mm}$) semble donc adaptée à notre problème.

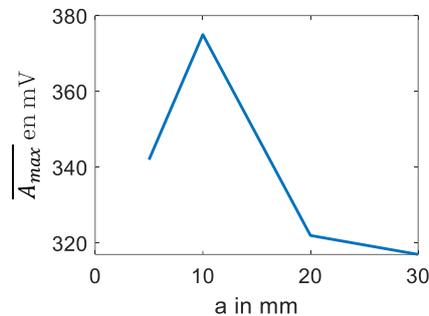


Figure A. 5 : Influence de a sur l'ouverture de la fissure par la méthode de refroidissement local

Ensuite, nous gardons $a = 10 \text{ mm}$ pour tester des orientations allant de normale à la surface ($\theta = 0^\circ$), à une orientation « forte » ($\theta = 60^\circ$) (voir Figure A. 6). Comme l'écart avec la surface, l'orientation du tube semble ne pas avoir un énorme impact sur l'ouverture de la fissure puisqu'elle ne diminue que de 10% alors que l'orientation passe de 0° à 60° . L'optimal reste cependant $\theta = 0^\circ$.

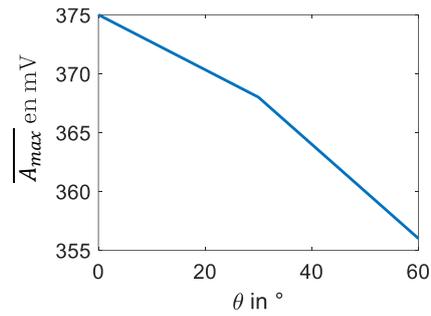


Figure A. 6 : Influence de l'orientation du tube sur l'ouverture de la fissure obtenue avec la méthode de la sollicitation thermique

Nous retenons de ces expériences que pour la bombe utilisée, la configuration optimale semble être de placer la sortie du tube à 1 cm de la zone fissurée et de l'orienter perpendiculairement à la surface. Également, nous avons montré qu'une variation de ces paramètres autour de cet optimal a un faible impact sur l'ouverture des fissures, ce qui explique la bonne répétabilité de la mesure même si le tube est placé à la main.

B. Calcul du coefficient de réflexion en fonction de l'angle d'incidence de l'onde ultrasonore transversale à une interface solide-liquide

D'après les données de la fiche technique, le fluide refroidissant projeté par la pompe de froid a pour masse volumique $\rho_f = 550 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$. La valeur de la vitesse du son dans ce fluide n'est en revanche pas renseignée. Pour nos calculs, nous prendrons alors comme vitesse $v_f = v_{\text{eau}} = 1500 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$.

A l'interface solide/fluide de deux milieux infinis, le coefficient de réflexion en énergie est étudié dans (Royer et Valier-Brasier 2021). Pour une onde incidente transversale d'inclinaison θ_T et de pulsation ω , trois types d'ondes vont se former (voir Figure B. 1) :

- Une onde réfléchie longitudinale d'inclinaison θ_L et de nombre d'onde $k_L = \frac{\omega}{v_L}$;
- Une onde réfléchie transversale d'inclinaison θ_T et de nombre d'onde $k_T = \frac{\omega}{v_T}$;
- Une onde transmise longitudinale d'inclinaison θ_f et de nombre d'onde $k_f = \frac{\omega}{v_f}$;

avec v_T la vitesse de l'onde transversale dans le solide, v_L la vitesse de l'onde longitudinale dans le solide, v_f la vitesse de l'onde longitudinale dans le fluide. Le fluide étudié n'étant pas considéré comme visqueux, aucune onde transversale n'est transmise dans celui-ci.

L'onde se propageant dans un espace à deux dimensions, nous définissons dans le système de coordonnées $\underline{x} = \begin{pmatrix} x_1 \\ x_2 \end{pmatrix}$, les vecteurs d'onde $\underline{k}_p = \begin{pmatrix} k_1 \\ k_{2p} \end{pmatrix}$, $p \in [T, L, f]$.

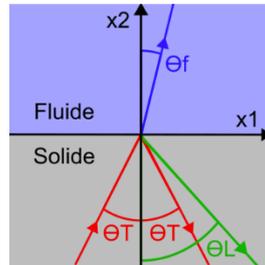


Figure B. 1 : Schéma de l'interface solide-fluide étudiée pour une onde transversale incidente (Royer et Valier-Brasier 2021)

La loi de Snell-Descartes donne :

$$\frac{\sin(\theta_T)}{v_T} = \frac{\sin(\theta_L)}{v_L} = \frac{\sin(\theta_f)}{v_f} \quad (\text{B. 1})$$

Nous pouvons donc écrire la composante des différents vecteurs d'onde selon x_1 :

$$k_1 = k_T \times \sin(\theta_T) = k_L \times \sin(\theta_L) = k_f \times \sin(\theta_f) \quad (\text{B. 2})$$

Selon x_2 , la loi de Snell-Descartes ne permet pas de simplifier les équations. Les composantes des vecteurs d'onde sont :

$$k_{2T} = k_T \times \cos(\theta_T), k_{2f} = k_f \times \cos(\theta_f) \quad (\text{B. 3})$$

Pour l'onde longitudinale, cela va dépendre de la valeur de θ_T par rapport à l'angle critique $\theta_L^c = \arcsin\left(\frac{v_T}{v_L}\right)$:

$$k_{2L} = \begin{cases} k_L \times \cos(\theta_L) & \text{si } \theta_T < \theta_L^c \\ i \sqrt{k_1^2 - \frac{\omega^2}{c_L^2}} & \text{si } \theta_T \geq \theta_L^c \end{cases} \quad (B.4)$$

L'amplitude de l'onde transversale réfléchie est donnée par le coefficient de réflexion R_{TT} (Royer et Valier-Brasier 2021):

$$R_{TT} = \frac{4k_1^2 k_{2L} k_{2T} - (k_{2T}^2 - k_1^2) - \delta_f}{d_R + \delta_f} \quad (B.5)$$

avec :

$$d_R = 4k_1^2 k_{2L} k_{2T} + (k_{2T}^2 - k_1^2)^2 \quad \text{et} \quad \delta_f = \frac{\rho_l k_{2L} k_T^4}{\rho k_{2l}} \quad (B.6)$$